

POLITECNICO DI TORINO

Corso di Laurea Magistrale

in Ingegneria Civile

**Studio della stabilità di pendii in bimrock mediante analisi
numeriche tridimensionali**



Relatori

Prof.ssa Ing. Monica Barbero

Ing. Maria Lia Napoli

Candidato

Vito Cinquepalmi

Anno Accademico 2018/2019

Sommario

Sommario	2
Indice delle figure.....	5
Indice delle tabelle	14
1. Formazioni strutturalmente complesse.....	16
1.1. Complessità	16
1.1.1. Complessità geologica.....	16
1.1.2. Complessità geotecnica	17
1.1.3. Complessità ingegneristica.....	18
1.2. Classificazione formazioni complesse.....	19
1.3. Mélanges.....	21
1.3.1. Distribuzione di mélanges nel mondo	22
1.3.2. Classificazione dei mélanges	23
2. Bimrocks	28
2.1. Identificazione di un bimrock e indagini geologiche	29
2.2. Indagini geognostiche.....	32
2.3. Caratterizzazione geometrica	34
2.3.1. Indipendenza di scala	38
2.3.2. Dimensione caratteristica	43
2.3.3. Valutazione della percentuale volumetrica dei blocchi.....	45
2.3.4. Valutazione sperimentale della percentuale volumetrica dei blocchi	46
2.3.5. Modello di Medley	47
2.3.6. Modello di Lindquist.....	51
2.4. Proprietà meccaniche dei bimrocks.....	55
2.4.3. Tortuosità della superficie di rottura	57

2.4.2.	Resistenza e deformabilità dei bimrocks	67
2.5.	Approcci omogenei equivalenti	80
2.5.3.	Modello di Lindquist	81
2.5.4.	Modello di Kalender et al. (2014)	83
3.	Case Histories	88
3.1.	Erronea caratterizzazione di una frana.....	88
3.2.	Stima della percentuale volumetrica dei blocchi in uno scavo	89
3.3.	Stima della resistenza di una formazione di mélanges al di sotto della diga di Scott 91	
4.	Analisi di stabilità di versante in bimrock	95
4.1.	Tortuosità della superficie di rottura nei pendii in bimrock	95
4.2.	Effetti della tortuosità della superficie di rottura e della percentuale volumetrica dei blocchi in pendii in bimrock.....	96
5.	Modelli numerici bidimensionali	101
5.1.	Barbero et al., 2006.....	101
5.2.	Napoli et al., 2018.....	103
5.3.	Liu et al., 2018	109
6.	Modellazione tridimensionale	114
6.1.	Geometria del pendio.....	114
6.2.	Creazione della mesh	118
6.2.1.	Rhinoceros	118
6.2.2.	Griddle.....	119
6.3.	FLAC3D	121
6.3.1.	Descrizione del modello matematico	122
6.3.2.	Mohr-Coulomb	124
6.3.3.	Fattore di sicurezza.....	127
6.4.	Definizione del modello del pendio in FLAC3D.....	128
6.4.1.	Identificazione degli elementi costituenti il pendio.....	130

6.4.2.	Caratteristiche dei materiali	132
6.4.3.	Condizioni al contorno e stato tensionale iniziale.....	133
7.	Risultati analisi numerica	134
7.1.	Risultati delle analisi tridimensionali	134
7.1.1.	VBP = 0%	134
7.1.2.	VBP = 25%	135
7.1.3.	VBP = 40%	140
7.1.4.	VBP = 52%	144
7.2.	Confronto risultati delle analisi tridimensionali al variare della VBP.....	148
7.3.	Confronto risultati delle analisi bidimensionali e tridimensionali.....	149
8.	Conclusioni.....	152
	Bibliografia.....	154
	Allegato 1 Codice MATLAB	160
	Allegato 2 File .dat FLAC3D	169

Indice delle figure

Figura 1: Classificazione descrittiva delle formazioni complesse proposta dall'Associazione Geotecnica Italiana, 1979.	19
Figura 2: Classificazione delle formazioni complesse in funzione dell'indice GSI (Hoek et al., 2005).	20
Figura 3: Distribuzione globale di mélanges relativi a tettonica contrazionale, processi sedimentari e diapirici (Festa et al., 2010).	22
Figura 4: Modello concettuale per la formazione di mélanges associati alla tettonica estensionale, raffigurante un caso rappresentativo di accumulo di megabreccia innescato da fagliamento normale all'interno di una piattaforma estesa di carbonato (Festa et al., 2010a).	23
Figura 5: Modello concettuale per la distribuzione (A) e la formazione (B) dei mélanges associati ai margini passivi e ai fondali oceanici (Festa et al., 2010a).	24
Figura 6: Modello concettuale della formazione di mélanges tettoniche come risultato della tettonica trascorrente (Festa et al., 2010a).	25
Figura 7: Modelli concettuali per la formazione e il posizionamento di mélanges associati con i processi della zona di subduzione: (A) subduzione sottomarina; (B) grande cuneo a doppio filo, con bassa elevazione del blocco d'inversione; (C) cuneo più piccolo, con grande elevazione del blocco d'inversione (Festa et al., 2010a).	26
Figura 8: Modello concettuale per la formazione e il posizionamento di mélanges associati a fenomeni di tettonica di collisione (Festa et al., 2010a).	27
Figura 9: Esempi di alcune formazioni identificabili come bimrock (Afifpour, 2014)	29
Figura 10: Principali caratteristiche geologiche rappresentabili di un mélange. (Meldey & Wakabayashi, 2004).	31
Figura 11: Correlazione sperimentale tra angolo di attrito, φ , e proporzione volumetrica dei blocchi, VBP (Medley, 2001).	33
Figura 12: Confronto tra la distribuzione dimensionale dei blocchi stimata tramite analisi monodimensionale (1D) e la reale distribuzione dimensionale dei blocchi (3D) (Medley, 2001).	35
Figura 13: Rappresentazione delle differenti modalità di stima della dimensione massima del blocco (Medley, 2001).	36
Figura 14: Differenti interpretazioni condotte sui medesimi fori di sondaggio (Medley 2019).	37

Figura 15: Errata interpretazione dei fori di sondaggio eseguiti in sito. Nella parte sinistra è riportata la condizione reale, mentre nella parte destra è riportata l'interpretazione scorretta, dovuta ad una non appropriata interpretazione dei dati (Medley, 1999).	38
Figura 16: Formazioni complesse osservate a differenti scale di interesse nelle quali è possibile osservare la presenza dei blocchi.	39
Figura 17: Rappresentazione in scala bilogarithmica della dimensione d_{mod} in funzione del numero di blocchi in due differenti scale di osservazione (Medley, 1994)	41
Figura 18: Distribuzione dimensionale dei blocchi di Franciscan mélange ottenuti a differenti scale di osservazione (Medley, 2002).	42
Figura 19: Rappresentazione concettuale del problema di definizione della soglia bloccomatrice (Medley, 2001).	44
Figura 20: Rappresentazione dell'incertezza nella stima della percentuale volumetrica dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento, espressa da $N \cdot d_{max}$ (Medley, 2001).	46
Figura 21: Immagini relative al processo di fabbricazione e di analisi dei provini artificiali di Franciscan mélange (Medley, 1994).	48
Figura 22: Sezione di provino analizzato e rappresentazione delle linee di analisi (Medley, 1994).	48
Figura 23: Valori delle percentuali volumetriche dei blocchi valutate mediante analisi monodimensionale, con evidenziati in blu ed in rosso rispettivamente il valore minimo ed il valore massimo individuato (Medley, 1997).	49
Figura 24: Istogrammi di frequenza relativa dei valori ottenuti tramite analisi monodimensionale e dei valori reali (Medley, 2002).	50
Figura 25: Cumulata delle frequenze relative per la distribuzione reale tridimensionale e per la distribuzione ottenuta tramite analisi monodimensionale.	51
Figura 26: Schematizzazione delle differenti configurazioni dei provini utilizzati nella sperimentazione (Lindquist, 1994).	53
Figura 27: Proiezione su pellicola trasparente della superficie laterale di un provino soggetto ad una prova triassiale, nella quale viene riportata in rosso la traccia della superficie di rottura (Lindquist, 1994).	54
Figura 28: Provino utilizzato nella sperimentazione (Lindquist, 1994).	54
Figura 29: Differenti tipologie di modelli utilizzabili per descrivere la formazione complessa al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Coli, 2010).	56

Figura 30: Sezione di tre provini aventi differente orientamento e percentuale volumetrica di blocchi, soggetti a prove triassiali e nei quali sono evidenziate le superfici di rottura (Medley, 2004).	57
Figura 31: Influenza della variabilità dimensionale dei blocchi nella formazione della superficie di rottura (Lindquist & Goodman, 1994).	58
Figura 32: Rappresentazione delle superfici di rottura sulla proiezione della superficie laterale di un provino soggetto a prova di compressione triassiale. La linea gialla rappresenta la superficie reale di rottura, la linea viola rappresenta un'ipotetica superficie di rottura nel caso di sola matrice (Medley, 2004).	59
Figura 33: Confronto tra le tracce delle superfici di rottura e i profili di rugosità utilizzati per la definizione del parametro JRC (Medley, 2004).	60
Figura 34: Schematizzazione dei parametri relativi alle proiezioni delle superfici di rottura (Medley, 2004).	61
Figura 35: Rappresentazione grafica dei risultati ottenuti nella sperimentazione di Medley (Medley, 2004).	62
Figura 36: Materiali utilizzati per la realizzazione dei blocchi costituenti il bimrock, immagine in alto, e curve granulometriche utilizzate per la fabbricazione dei campioni, figura in basso (Afifipour, 2013).	64
Figura 37: Campioni realizzati per l'esecuzione dei test; nell'immagine a) sono riportati i campioni utilizzati per le prove di compressione monoassiale, nell'immagine b) sono riportati i campioni utilizzati nelle prove di trazione indiretta (Afifipour, 2013).	65
Figura 38: Differenti modalità di rottura di provini cilindrici sottoposti a test di compressione monoassiale, al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Afifipour, 2013).	66
Figura 39: Superfici di rottura nei dischi sottoposti a prove di trazione indiretta al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Afifipour, 2013).	66
Figura 40: Schematizzazione delle possibili modalità di rottura (Xu et al., 2008).	67
Figura 41: Rappresentazione della resistenza a compressione monoassiale del bimrock normalizzata in funzione della proporzione equivalente ponderata dei blocchi per un agglomerato situato ad Ankara, con curve di interpolazione dei dati (Sonmez et al., 2004a).	68
Figura 42: Distribuzione cumulativa di frequenza dell'errore ottenuta dal confronto tra la σ_1 calcolata con le equazioni empiriche e la σ_1 misurata (Sonmez et al., 2006a).	70
Figura 43: Curva forza/spostamento che caratterizza il comportamento dei bimrock (Coli, 2010).	71

Figura 44: Modellazione FEM di un campione di bimrock (Pan et al., 2008).....	72
Figura 45: Formazione delle bande di taglio, nei provini simulati tramite FEM, al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Pan et al., 2008).	72
Figura 46: 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).	73
Figura 47: Esempi di modelli dei campioni con blocchi circolari nelle analisi con ADINA con VBP 22% (Barbero et al., 2012).....	73
Figura 48: Curve tensione/deformazione per campioni sottoposti a compressione monoassiale (Barbero et al., 2012).....	74
Figura 49: Variabilità della resistenza a compressione monoassiale al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2012).	74
Figura 50: Modulo di deformazione (tangente) al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2012).....	75
Figura 51: Dati di rottura dei provini confrontati con le curve rappresentanti la superficie di rottura del criterio di Hoek & Brown (Barbero et al., 2012).....	75
Figura 52: Esempi dei campioni con blocchi sferici nelle analisi ADINA (Barbero et al., 2012).....	76
Figura 53: Curve tensione/deformazione (Barbero et al., 2012).....	76
Figura 54: Influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale σ_c (Barbero et al., 2012).....	77
Figura 55: Influenza della VBP sul modulo di deformazione medio E (Barbero et al., 2012).	77
Figura 56: Risultati dei test confrontati con le curve rappresentanti la superficie di rottura del criterio di Hoek & Brown (Barbero et al., 2012).	77
Figura 57: Risultati delle simulazioni di prove di compressione monoassiale su un materiale omogeneo (a) e su un modello di bimrock (b); nella parte sinistra sono rappresentate le fasce di rottura mentre nella parte destra sono riportate le direzioni principali di deformazione (Afifipour, 2014).	79
Figura 58: Risultati delle simulazioni di prove di trazione indiretta su un materiale omogeneo (a) e su un modello di bimrock (b); nella parte destra sono rappresentate le fasce di rottura mentre nella parte sinistra sono riportate le direzioni principali di deformazione (Afifipour, 2014).....	80
Figura 59: Influenza della VBP sulla coesione del bimrock con interpolazione dei dati sperimentali e andamento proposto nel modello equivalente (Lindquist, 1994).	82

Figura 60: Influenza della VBP sull'incremento dell'angolo di attrito del bimrock con confronto con la relazione proposta da Infran & Tang (1993) (Lindquist, 1994).	82
Figura 61: Schematizzazione delle relazioni tra resistenza dei bimrock a matrice non cementata e VBP (Somnez, 2009).	84
Figura 62: Grafico per la valutazione del valore del parametro A (Kalender, 2014).	85
Figura 63: Curve di interpolazione dei valori normalizzati di $\phi_{bimrock}$ al variare della VBP (Kalender, 2014).	86
Figura 64: Curve di interpolazione dei valori normalizzati di $UCS_{bimrock}$ al variare della VBP (Kalender, 2014).	86
Figura 65: Comparazione tra valori calcolati e valori misurati di $\phi_{bimrock}$ (Kalender, 2014).	87
Figura 66: Schema dell'interpretazione errata, basata su perforazioni di sondaggio superficiali e sull'osservazione di blocchi affioranti (Medley, 2001).	88
Figura 67: Schema della reale composizione del pendio, dove sono rappresentati i fori di sondaggio che interessano i blocchi e non il substrato roccioso (Medley, 2001).	89
Figura 68: Rappresentazione dell'incertezza nella stima della percentuale volumetrica dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento, espressa da $N \cdot d_{max}$ (Medley, 2001).	91
Figura 69: Schema della diga di Scott con evidenziata in verde chiaro la zona che permette la definizione della lunghezza caratteristi L_c (Medley, 2007).	92
Figura 70: Immagini di campioni estratti per la formazione di <i>mélanges</i> che interessa la diga di Scott (Medley, 2007).	92
Figura 71: Esempio di valutazione della percentuale lineare di blocchi per quattro fori di sondaggio (Medley, 2007).	93
Figura 72: Grafico che riporta l'angolo effettivo di attrito in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, ottenuto da prove triassiali su Franciscan <i>mélange</i> estratto presso la diga Scott, California (Medley, 2001).	94
Figura 73: Possibili configurazioni di pendii in bimrock (Medley & Sanz, 2004).	96
Figura 74: Primo modello di pendio studiato da Irfan e Tang (1993), con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 30%.	97
Figura 75: Modello semplificato di pendio utilizzato con VBP=50% (Medley and Sanz, 2004).	99
Figura 76: Confronto dei risultati, in termini di fattore di sicurezza normalizzato, ottenuti nelle analisi condotte da Irfan & Tang, 1993, e Medley & Sanz, 2003.	100

Figura 77: Differenti configurazioni dei blocchi; nell'immagine superiore sono riportate le differenti PV considerate, nell'immagine inferiore sono riportate le forme e gli orientamenti delle ellissi (Barbero et al., 2006).	102
Figura 78: Fattori di sicurezza (FS) ottenuti al variare della PV con orientamento dei blocchi random (Barbero et al., 2006).	102
Figura 79: Modello utilizzato nell'analisi FEM della stabilità del pendio (Napoli et al., 2018).	105
Figura 80: Fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, FEM (Napoli et al., 2018).....	105
Figura 81: Volume instabile in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, FEM (Napoli et al., 2018).....	106
Figura 82 Fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, LEM (Napoli et al., 2018).....	106
Figura 83: Volume instabile in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, LEM (Napoli et al., 2018).....	107
Figura 84: Risultati delle analisi FEM (sinistra) e LEM (destra) per VBP=25% (parte superiore) e VBP=40% (parte inferiore) in termini di FS (Napoli et al., 2018).....	107
Figura 85: Fattore di sicurezza medio in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto per analisi FEM e LEM su modelli eterogenei e per analisi con criterio di Lindquist su un modello di bimrock equivalente (Napoli et al., 2018).	108
Figura 86: Volume instabile in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto per analisi FEM e LEM su modelli eterogenei (con relativa deviazione standard) e per analisi con criterio di Lindquist su un modello di bimrock equivalente (Napoli et al., 2018).	108
Figura 87: Sulla sinistra è riportata l'immagine della frana, sulla destra è riportata la corrispondente immagine binaria (Liu et al., 2018).	110
Figura 88: Griglia sovrapposta all'immagine binaria della frana (Liu et al., 2018).	110
Figura 89: Identificazione dei quadranti associabili ai blocchi (a), e schema dei parametri associati ai blocchi (b) (Liu et al., 2018).	111
Figura 90: Geometria del pendio e superficie di scorrimento nel pendio omogeneo (Liu et al., 2018).....	112
Figura 91: Esempio di risultati ottenuti su un pendio in bimrock (Liu et al., 2018).	112
Figura 92: Influenza della posizione dei blocchi con dimensioni maggiori all'interno del pendio (Liu et al., 2018).	113

Figura 93: Schematizzazione della geometria del pendio, sezione verticale (dimensioni in metri).	114
Figura 94: Schematizzazione della geometria del pendio, visualizzazione tridimensionale (dimensioni in metri).	115
Figura 95: Distribuzione diametri delle sfere in termini probabilistici (VBP=40%).	116
Figura 96: Modello Autocad del pendio con PVB=40%.	118
Figura 97: Rappresentazione della geometria del pendio VBP=40% (in Rhinoceros).	119
Figura 98: Mesh del modello di pendio con VBP=40%.	121
Figura 99: Rappresentazione del criterio di rottura di Mohr-Coulomb (FLAC3D).	125
Figura 100: Domini utilizzati nella definizione della legge di flusso, Mohr-Coulomb (FLAC3D).	127
Figura 101: Modello del pendio importato in FLAC3D (VBP=25%).	129
Figura 102: Mesh del pendio.	129
Figura 103: Mesh delle sfere (VBP=40%).	130
Figura 104: Assegnazione del nome identificativo al pendio.	131
Figura 105: Assegnazione del nome identificativo alle sfere (PV=52%).	131
Figura 106: Assegnazione del nome identificativo alle superfici del pendio.	132
Figura 107: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio (VBP=0%).	134
Figura 108: Risultati in termini di entità degli spostamenti (VBP=0%).	135
Figura 109: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio (VBP=25%).	136
Figura 110: Risultati in termini di entità degli spostamenti (VBP=25%).	136
Figura 111: Sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).	137
Figura 112: Sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).	137
Figura 113: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).	138
Figura 114: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).	138
Figura 115: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).	139
Figura 116: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).	139
Figura 117: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio (VBP=40%).	140

Figura 118: Risultati in termini di entità degli spostamenti (VBP=40%).	140
Figura 119: Sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).	141
Figura 120: Sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).	141
Figura 121: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).	142
Figura 122: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).	142
Figura 123: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).	143
Figura 124: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).	143
Figura 125: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio (VBP=52%).	144
Figura 126: Risultati in termini di entità degli spostamenti (VBP=52%).	145
Figura 127: Sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).	145
Figura 128: Sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).	146
Figura 129: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).	146
Figura 130: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).	147
Figura 131: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).	147
Figura 132: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).	148
Figura 133: Valore del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP.	149
Figura 134: Valori del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP (Napoli et al., 2018); gli indicatori circolari rappresentano i risultati della singola analisi, gli indicatori romboidali rappresentano i valori medi.	150
Figura 135: Risultati in termini di fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP; gli indicatori circolari di colore rosso rappresentano i risultati ottenuti nell'analisi bidimensionale mentre	

gli indicatori circolari di colore azzurro rappresentano i risultati ottenuti nell'analisi tridimensionale. 151

Indice delle tabelle

Tabella 1: Classi dimensionali dei blocchi con rispettiva frequenza relativa (Lindquist, 1994).....	52
Tabella 2: Valori numerici ottenuti dalla sperimentazione di Medley (Medley, 2004).....	63
Tabella 3: Valori di coesione ed angolo di attrito calcolati mediante prove di taglio diretto in sito (Xu et al. 2007).....	70
Tabella 4: Caratteristiche dei materiali costituenti il bimrock (Barbero et al., 2006).....	102
Tabella 5: Caratteristiche dei materiali costituenti il bimrock (Napoli et al., 2006).....	103
Tabella 6: Parametri utilizzati nel modello del pendio (Liu et al., 2018).	112
Tabella 7: Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh superficiale (PV=0%, PV=25% e PV=52%).	120
Tabella 8: Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh superficiale (PV=40%).	120
Tabella 9: Parametro di input utilizzato per la definizione della mesh volumetrica (PV=0%, PV=25% e PV=52%).	120
Tabella 10: Parametro di input utilizzato per la definizione della mesh volumetrica (PV=0%, PV=25% e PV=52%).	120
Tabella 11: Caratteristiche meccaniche dei materiali costituenti il modello di pendio. ...	132
Tabella 12: Valori del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP.	149
Tabella 13: Valori medi del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP (Napoli et al., 2018).....	150

1. Formazioni strutturalmente complesse

Con il termine formazioni strutturalmente complesse si indicano quei corpi geologici, ammassi rocciosi o terreni, la cui composizione e struttura risulta essere caotica e disorganica, e nei quali è possibile riscontrare un'importante variabilità delle caratteristiche meccaniche degli elementi che li compongono, portando a problemi significativi in fase di caratterizzazione e definizione dei parametri di resistenza. (A.G.I., 1979; Houska, 1982; Meyerhof, 1982; Picarelli, 1986).

Le formazioni strutturalmente complesse non sono classificabili né come ammassi rocciosi, né come suoli; pertanto, la loro caratterizzazione meccanica non può essere condotta mediante le metodologie classicamente utilizzate nella meccanica delle rocce e nella meccanica delle terre.

La complessità che contraddistingue questi materiali può assumere differente connotazione a seconda se lo si valuta da un punto di vista geologico, geotecnico o ingegneristico.

Le formazioni complesse sono presenti in varie località nel mondo e comprendono una grande varietà di materiali, i quali sono caratterizzati da fenomeni di formazione anche molto differenti tra loro.

1.1. Complessità

1.1.1. Complessità geologica

La definizione della complessità geologica non è semplice, infatti è possibile valutare la complessità in funzione dell'eterogeneità della storia geologica e della litologia, anche se questi due concetti non risultano essere molto scollegati tra loro.

L'eterogeneità delle formazioni complesse può essere il risultato di molteplici variabili combinate tra loro, infatti l'origine delle formazioni può essere di vario tipo, comprendendo una vasta tipologia di depositi, tra i quali depositi sedimentari, evaporitici, ignei, vulcanici e torbidici.

L'origine può essere classificata secondo un processo genetico, epigenetico, correlato alle deformazioni e ai cambiamenti di diagenesi successivi alla formazione del deposito, o di rivestimento, correlato alle azioni climatiche (Dzulynski, 1977).

Tuttavia, è importante sottolineare che la sovrapposizione e la successione di diversi processi non porta necessariamente ad un incremento della complessità. Infatti, in alcuni casi, un processo di degradazione molto intenso può distruggere tutte le tracce di processi precedenti e produrre una struttura con caratteristiche quasi omogenee.

Il concetto di eterogeneità deve essere considerato in funzione della scala di analisi, dato che a seconda di essa si può considerare un materiale omogeneo o eterogeneo.

Tutti i materiali in scala microscopica sono comunque classificabili come eterogenei e discontinui. È necessario dunque ricondurre il concetto di eterogeneità ad una scala specifica di lavoro, altrimenti la nozione perde di significato.

1.1.2. Complessità geotecnica

Per complessità geotecnica si intende la forte variabilità ed eterogeneità delle proprietà geotecniche. Essa si distingue dalla complessità geologica dato che quest'ultima non implica necessariamente una complessità geotecnica (Morgenstern & Cruden, 1977).

In accordo con l'Associazione Geotecnica Italiana, 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.

La complessità geotecnica può interessare formazioni che da un punto di vista geologico non risultano essere complesse. Questo è il caso di depositi di argille marine, i quali sono considerati omogenei dal punto di vista geologico, però sono trattate come formazioni complesse essendo molto complessa la loro caratterizzazione geotecnica (Morgenstern & Cruden, 1977).

Il concetto di complessità geotecnica comprende, oltre ai fenomeni di eterogeneità e variabilità delle caratteristiche geotecniche, anche formazioni in cui la caratterizzazione del comportamento è risultata inusuale.

La complessità geotecnica comporta difficoltà nella caratterizzazione del materiale portando a ulteriori difficoltà nella fase progettuale e nella fase realizzativa dell'opera ingegneristica.

1.1.3. Complessità ingegneristica

Nella generazione del modello ingegneristico si ha un certo livello di complessità a causa della limitata conoscenza del comportamento meccanico del deposito dovuta all'eterogeneità della litologia e della struttura.

La complessità ingegneristica può interessare anche formazioni in cui la geologia e le caratteristiche meccaniche del deposito sono note.

In alcuni casi la complessità geologica e di modellazione può essere bypassata adottando dei modelli costitutivi semplificati, che permettono di descrivere in maniera adeguata il comportamento reale.

Se si analizzano dei depositi che presentano una certa distribuzione di blocchi al loro interno, si ha un incremento della complessità in termini ingegneristici, infatti la loro presenza può modificare notevolmente la fase esecutiva dell'opera ingegneristica; la modellazione del pendio esclusivamente con il materiale costituente la matrice comporta degli effetti negativi in fase esecutiva, dato che non si è tenuto in conto della presenza di materiale avente caratteristiche meccaniche molto migliori di quelle considerate in fase progettuale.

Se si ha a che fare con questo tipo di deposito, non è adeguato modellare il deposito considerando solo la componente avente caratteristiche meccaniche peggiori, ma è necessario tener in conto della presenza dei blocchi, andando a modellare una configurazione più complessa.

Nel caso di una galleria superficiale scavata in una roccia ricoperta da terreno, si ha una complessità dal punto di vista ingegneristico, ma non si ha una complessità dal punto di vista . Infatti, anche se le caratteristiche ed il comportamento di entrambi i materiali risultano noti, si ha una complessità, dal punto di vista ingegneristico, nella definizione dell'interfaccia tra roccia e terreno.

1.2. Classificazione formazioni complesse

La prima metodologia di classificazione delle formazioni complesse fu proposta da Cant & Walker (1976); essa è basata sull'interpretazione della formazione eterogenea, consentendo, a partire dall'analisi delle facies sedimentarie, di stimare le caratteristiche strutturali di un deposito caratterizzato da complessità ed eterogeneità. L'approccio non è legato alla fase di progettazione, ma fornisce indicazioni sull'effettiva presenza di formazioni complesse.

Successivamente, l'Associazione Geotecnica Italiana ha proposto, nel 1979, una classificazione descrittiva delle formazioni complesse ponendo maggior riguardo nei confronti delle formazioni caratterizzate da litologie di calcare-peliti o arenarie-peliti. La classificazione, il cui schema è riportato in Figura 1, si basa sul rapporto arenaria-calcare/peliti e sull'eterogeneità strutturale dovuta alla presenza delle due litologie, sulla diagenesi e sulle deformazioni tettoniche subite.

Esempi particolarmente rappresentativi di formazioni strutturalmente complesse sono i mélange, le formazioni torbidiche e gli olistostromi.

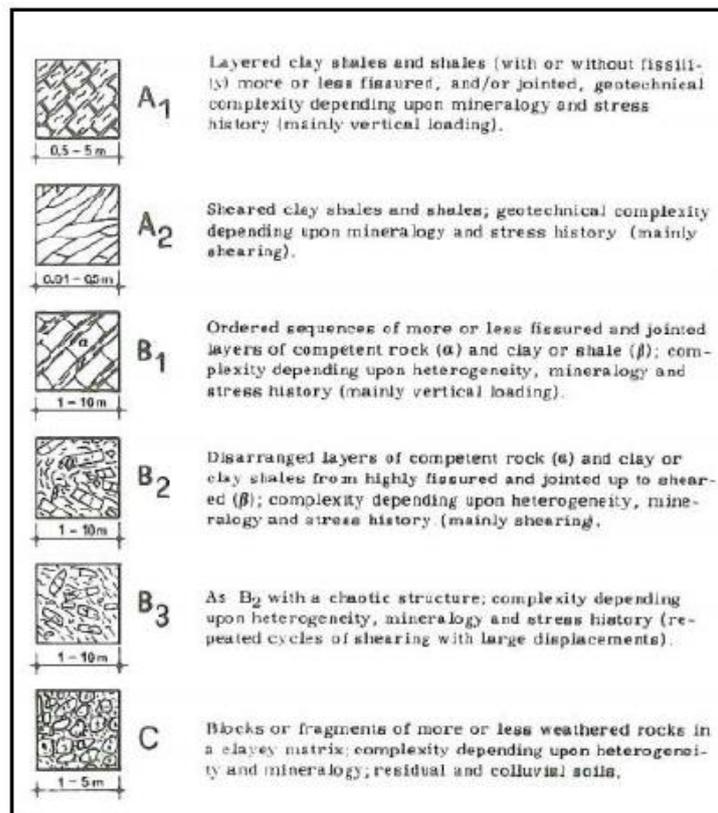


Figura 1: Classificazione descrittiva delle formazioni complesse proposta dall'Associazione Geotecnica Italiana, 1979.

Recentemente, Marinós & Hoek (2001) e Hoek et al. (2005) hanno proposto una classificazione per formazioni complesse di flyschoidi basate sull'indice GSI, come riportato in Figura 2:

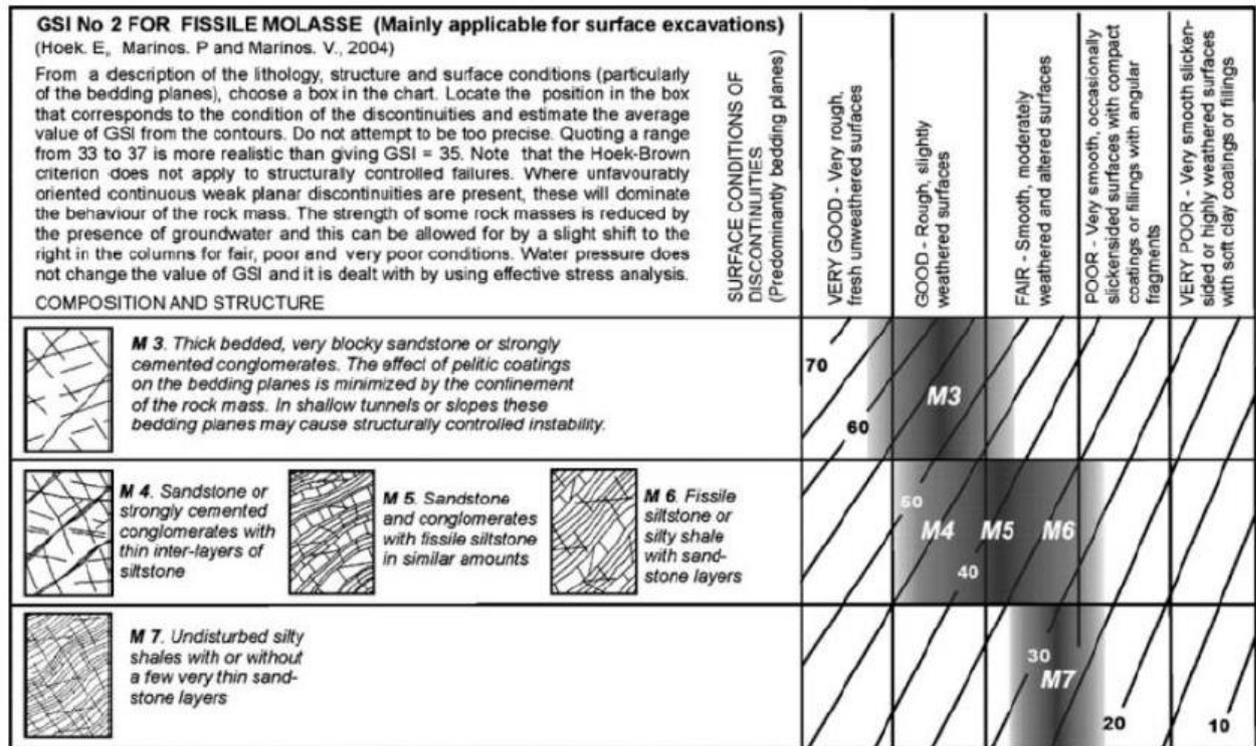


Figura 2: Classificazione delle formazioni complesse in funzione dell'indice GSI (Hoek et al., 2005).

Le formazioni complesse comprendono una grande varietà di formazioni e la prima grande distinzione che si può fare è tra Bimrock e Bimsoil: il termine bimrock (Block-in-matrix rock) è utilizzato per descrivere un materiale con struttura eterogenea, costituito da inclusioni di blocchi di roccia all'interno di una matrice con caratteristiche meccaniche scadenti, di granulometria fine e cementata, mentre il termine bimsoil (Block-in-matrix soil) descrive un materiale analogo al bimrock ma con matrice non cementata.

I bimrocks, a loro volta, comprendono una grande varietà di materiali: i mélange, gli agglomerati, i conglomerati o le rocce alterate...

Il mélange è il bimrock che suscita maggior interesse dal punto di vista ingegneristico, data la difficoltà nella caratterizzazione, che comporta numerose problematiche nella fase progettuale ed esecutiva delle opere geotecniche, e la grande diffusione dello stesso.

1.3. Mélanges

Il termine *mélange* indica formazioni complesse, spesso del tipo bimrocks, originate in processi tettonici, sedimentari e diapirici.

I *mélanges* sono blocchi di rocce aventi età e origini differenti, comunemente incorporati in una matrice argillosa, sabbiosa o ofiolitica, o più raramente in una matrice carbonatica, evaporitica o vulcanica (block-in-matrix). Questi materiali sono definiti come caotici per evidenziare la disposizione degli elementi che li costituiscono e per indicare la mancanza di omogeneità. La loro composizione è il risultato di diversi processi, quali processi sedimentari, processi diapirici e processi tettonici.

Quindi i *mélanges* possono essere suddivisi in:

- Mélanges sedimentari

A livello della crosta terrestre, il trasporto di massa sedimentaria è un meccanismo efficiente di disgregazione e miscelazione degli strati; questo tipo di meccanismo, comunemente coinvolge materiali poco litificati ed interessa una grande percentuale di depositi sedimentari.

- Mélanges diapirici

Per quanto riguarda i processi diapirici, che formano *mélanges*, la miscelazione di blocchi esotici è dovuta all'incorporazione progressiva di materiale wall-rock proveniente dalla successione di hosting. Le condizioni necessarie per la loro formazione sono essenzialmente di natura fisica e meccanica, come ad esempio la presenza di fluido caratterizzato da un certo livello di sovrappressione, il tasso di consolidazione dei sedimenti e lo stato tensionale indotto nel sito. Queste formazioni non sono strettamente legate ad una conformazione tettonica prevalente, ma sono comunemente correlati alla deformazione di subduzione, collisionale continentale ed intra-continentale, alla tettonica trascorrente e ai margini passivi.

- Mélanges tettonici

Le formazioni di *mélanges* di origine tettonica sono ristrette alle zone di faglia e nelle zone di confine delle placche.

1.3.1. Distribuzione di mélanges nel mondo

I mélanges sono individuabili in varie parti del mondo e si formano in differenti ambienti geologici. Inoltre, i processi sedimentari e gravitazionali sono i processi più efficienti di distruzione e miscelazione degli strati, suggerendo che la maggior parte dei mélanges con blocchi esotici sono principalmente il prodotto di processi sedimentari associati a processi tettonici.

Dalla mappa riportata in Figura 3 è possibile osservare come questa tipologia di formazioni è presente in ogni continente, anche se alcune aree non sono state indagate in maniera adeguata, data la difficoltà nell'identificazione di tali elementi.

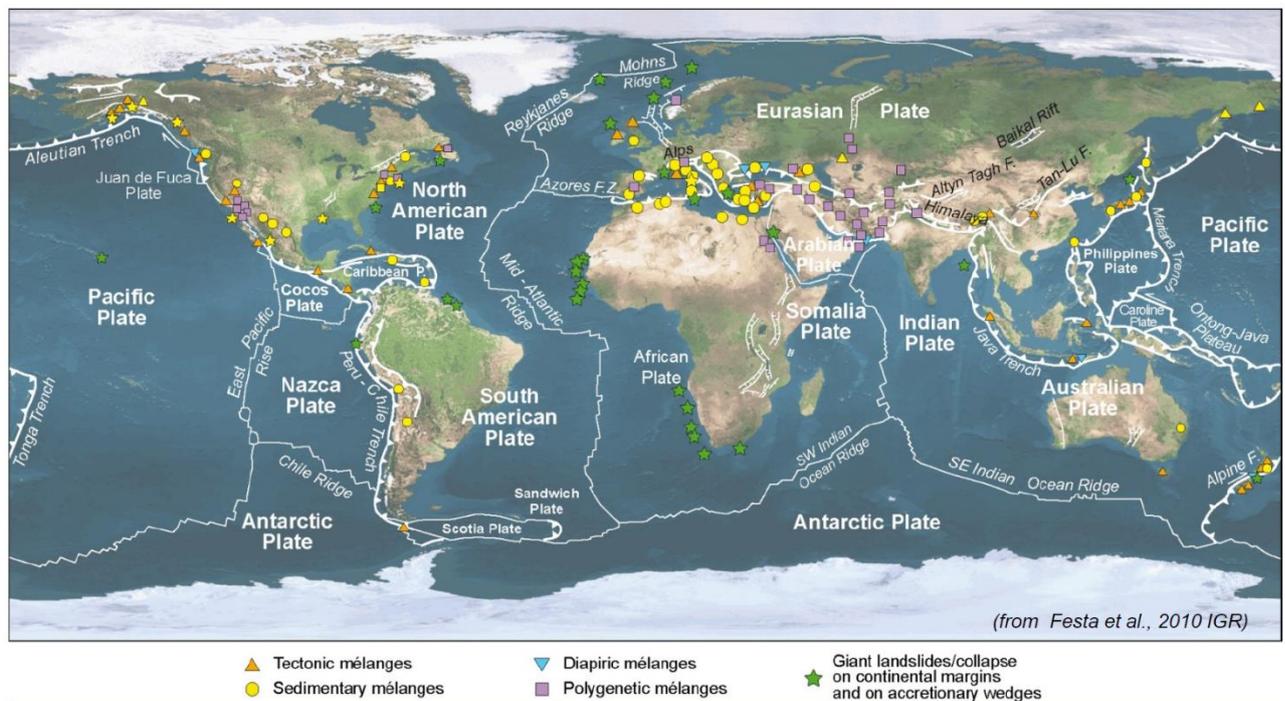


Figura 3: Distribuzione globale di mélanges relativi a tettonica contrazionale, processi sedimentari e diapirici (Festa et al., 2010).

1.3.2. Classificazione dei mélanges

I mélanges sono formazioni che possono originarsi in molteplici condizioni, ed in funzione del meccanismo di origine, essi sono caratterizzati da proprietà differenti.

– Mélanges relativi alla tettonica estensionale

Processi di formazione di questi corpi caotici sedimentari sono coerenti con i movimenti gravitazionali di massa (valanghe di detriti e flussi e scivolamento di blocchi), e i corpi sono conosciuti nella letteratura geologica come campi di megabreccia, olistolite o sciami. Questi termini si riferiscono principalmente al collasso gravitazionale dei margini di piattaforme di carbonato, generando megabreccia carbonatiche.

Una rappresentazione grafica è riportata in Figura 4:

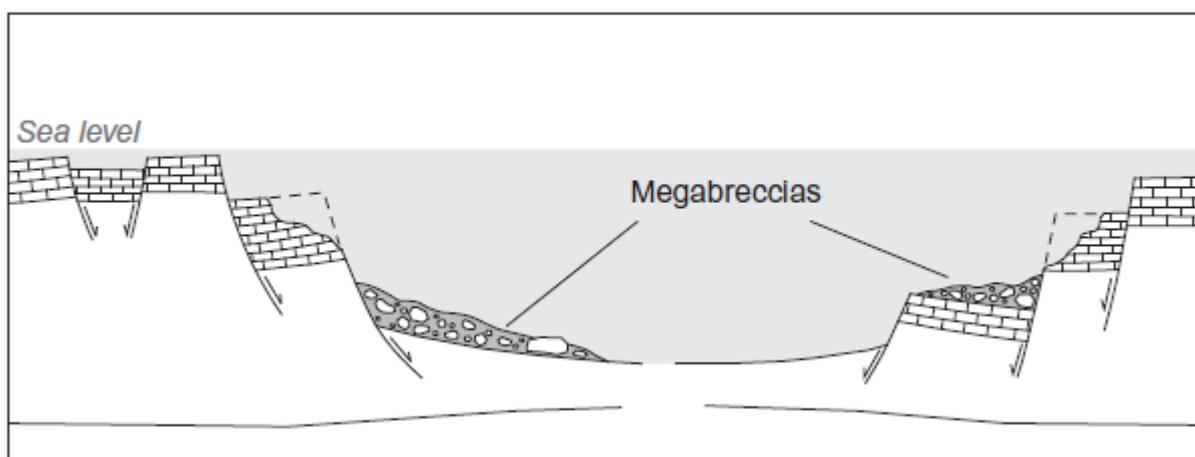


Figura 4: Modello concettuale per la formazione di mélanges associati alla tettonica estensionale, raffigurante un caso rappresentativo di accumulo di megabreccia innescato da fagliamento normale all'interno di una piattaforma estesa di carbonato (Festa et al., 2010a).

– Mélanges relativi ai margini passivi e ai fondali oceanici

I mélanges relativi al margine passivo sono rappresentati principalmente da olistostromi scarsamente differenziati, 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.

Una rappresentazione grafica è riportata in Figura 5:

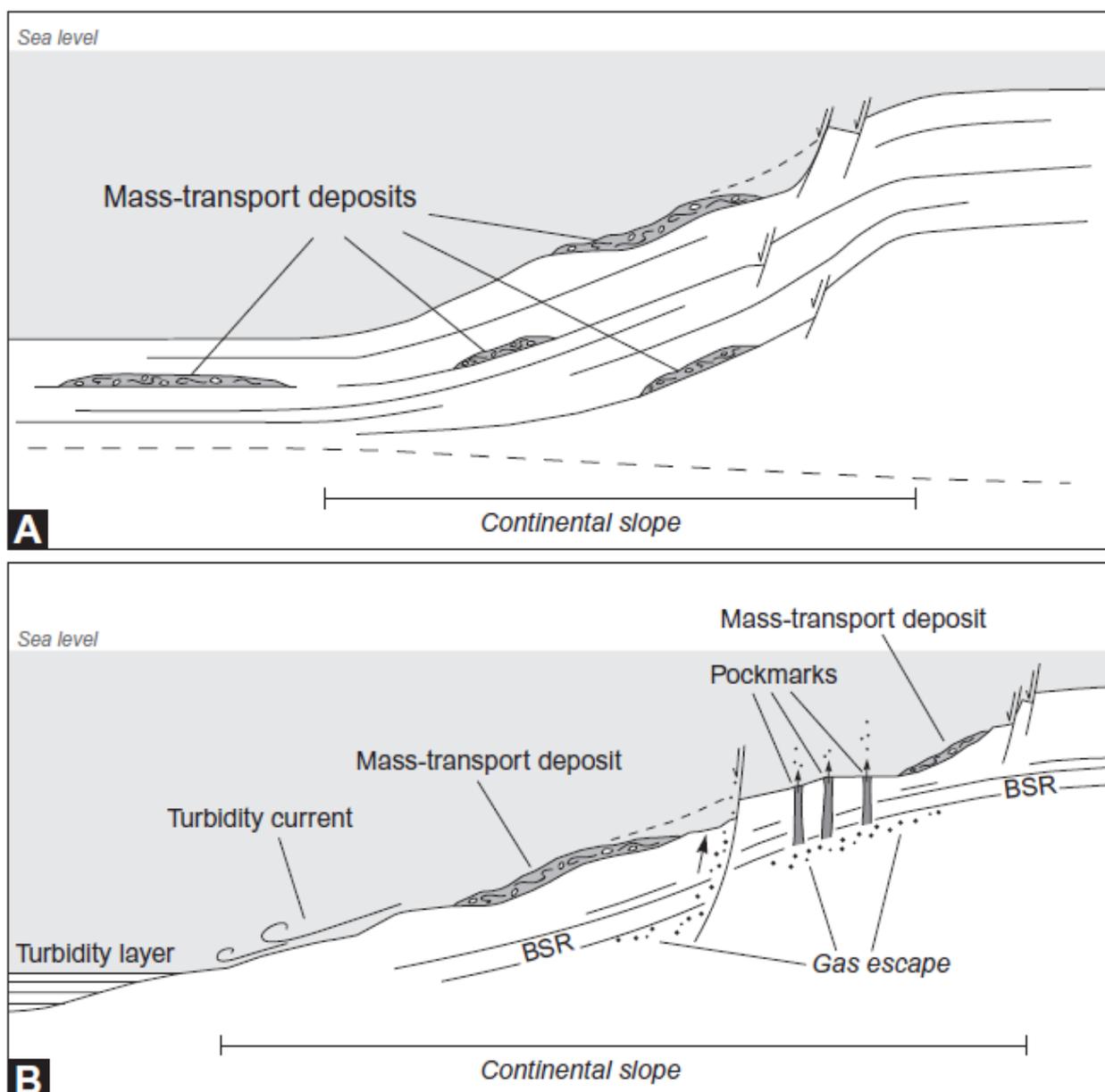


Figura 5: Modello concettuale per la distribuzione (A) e la formazione (B) dei mélanges associati ai margini passivi e ai fondali oceanici (Festa et al., 2010a).

– Mélanges relativi alla tettonica trascorrente

Questo gruppo si riferisce esclusivamente ai mélanges tettonici correlati alla deformazione delle faglie trascorrenti.

I mélanges originati da questo tipo di meccanismo sono caratterizzati da elementi aventi dimensioni variabile dalla scala microscopica (<1 mm) alla scala macroscopica, a seconda dello stato tensionale in situ. I blocchi, di dimensioni variabili da centimetri a centinaia di metri, hanno forme allungate e mostrano superfici lucide. Questi blocchi sono orientati secondo la direzione di taglio.

Una rappresentazione grafica è riportata in Figura 6:

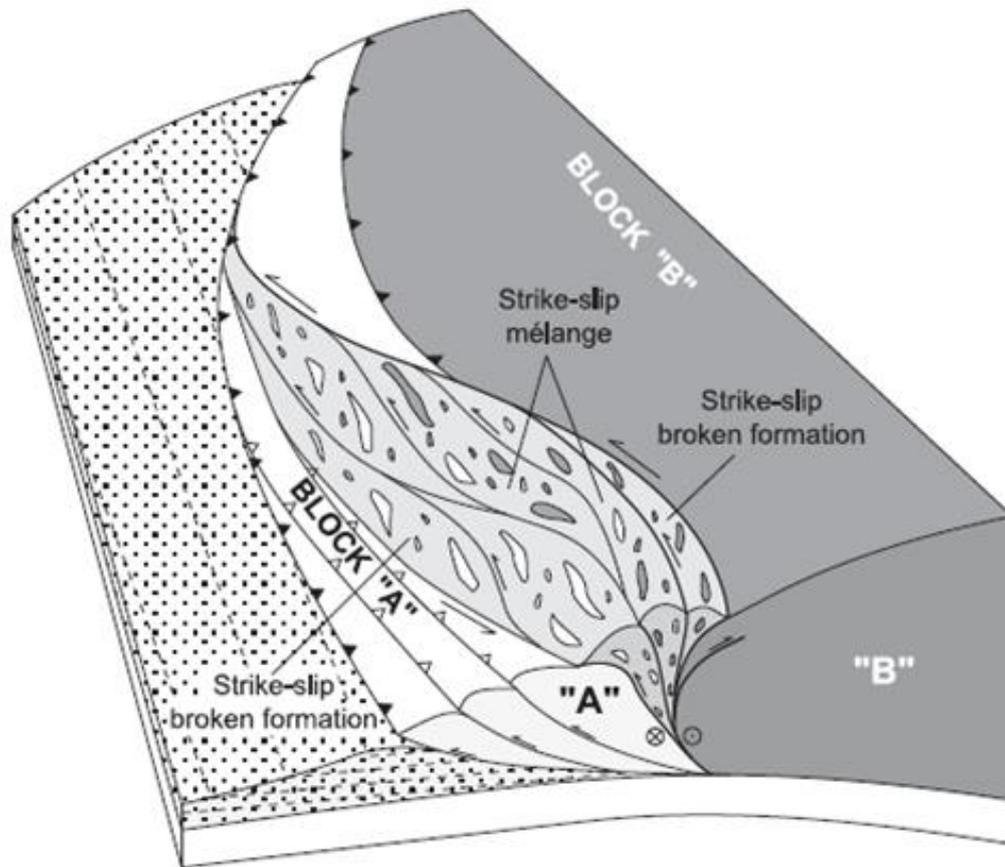


Figura 6: Modello concettuale della formazione di mélanges tettoniche come risultato della tettonica trascorrente (Festa et al., 2010a).

– Mélanges relativi alla subduzione

Questo gruppo è di gran lunga uno dei più comuni tipi mélanges osservati nella regione del Pacifico, anche se diversi esempi sono stati descritti dalla regione mediterranea. È possibile distinguere due sottotipi di questa categoria di mélanges sulla base della loro formazione: depositi di materiale trasportato all'angolo del fronte e broken formation tettoniche.

Una rappresentazione grafica è riportata in Figura 7:

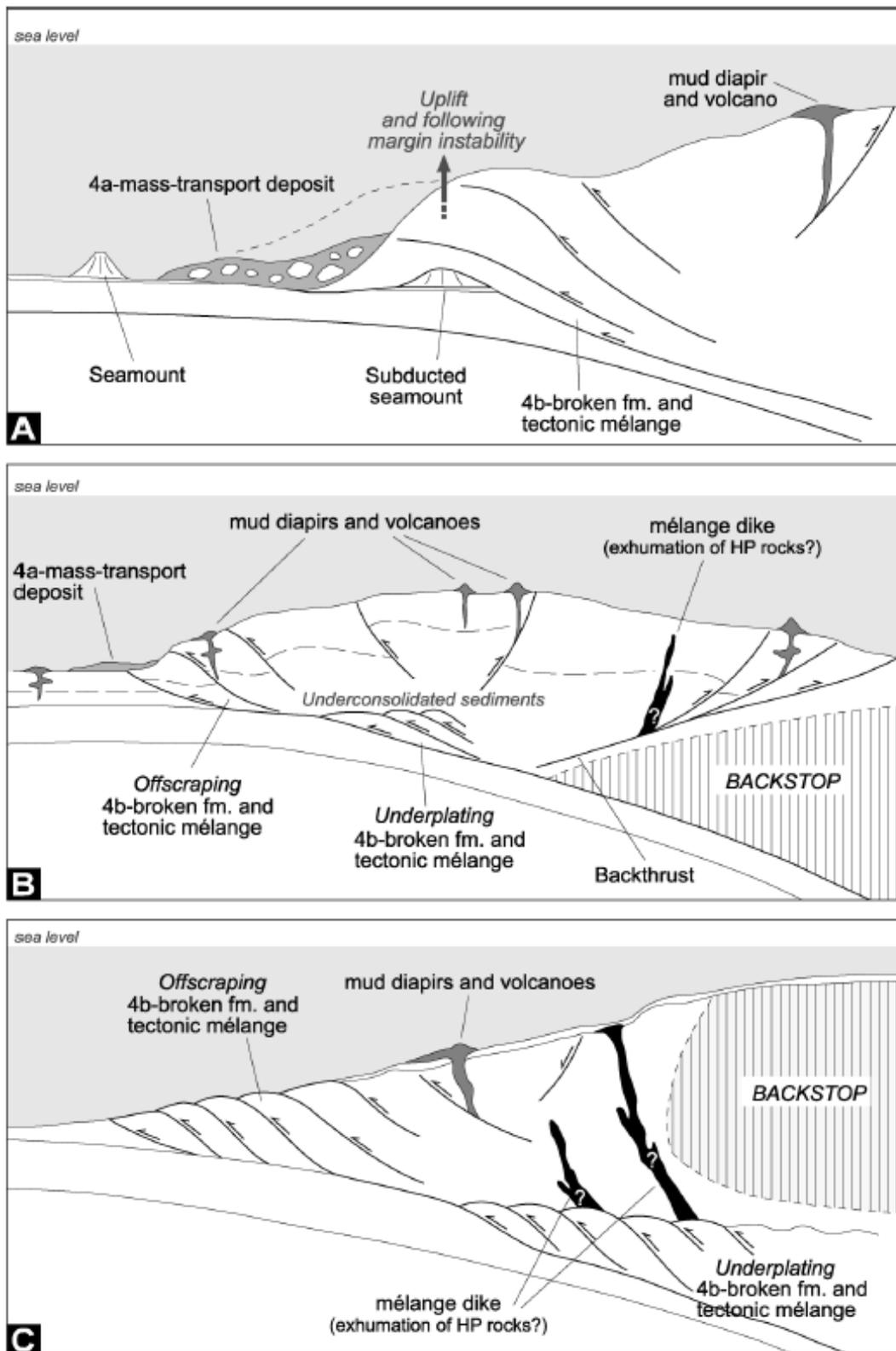


Figura 7: Modelli concettuali per la formazione e il posizionamento di mélanges associati con i processi della zona di subduzione: (A) subduzione sottomarina; (B) grande cuneo a doppio filo, con bassa elevazione del blocco d'inversione; (C) cuneo più piccolo, con grande elevazione del blocco d'inversione (Festa et al., 2010a).

– Mélanges dovuti a collisioni

In questa tipologia di mélanges, le formazioni complesse sono localizzate nella zona di collisione tra i due blocchi tettonici.

Una rappresentazione grafica è riportata in Figura 8:

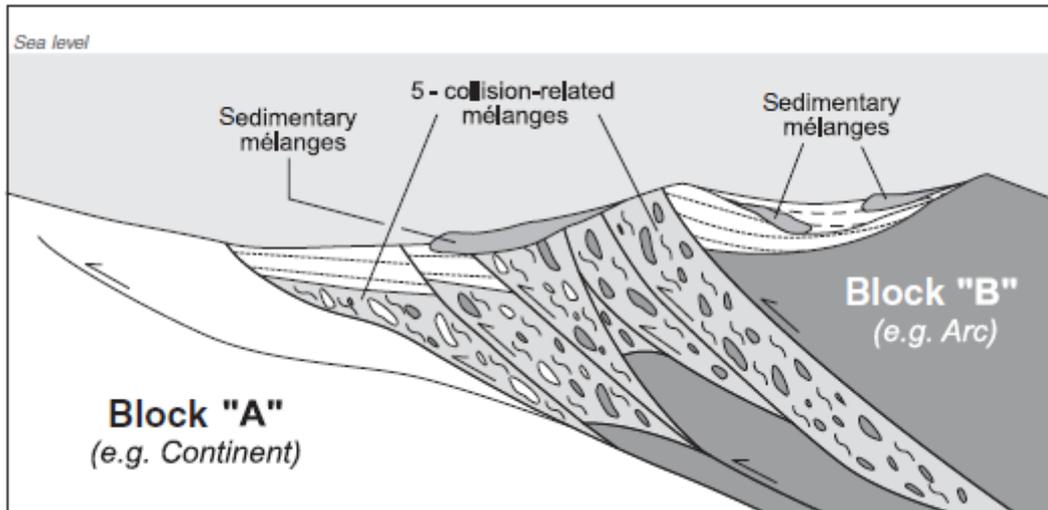


Figura 8: Modello concettuale per la formazione e il posizionamento di mélanges associati a fenomeni di tettonica di collisione (Festa et al., 2010a).

2. Bimrocks

Il Bimrock è stato definito per la prima volta da Medley per descrivere una tipologia di composto formato da roccia e terreno ed avente determinate caratteristiche meccaniche. Precedentemente alla definizione di Medley, l'uso della terminologia block in matrix (Rymond, 1984) era stato utilizzato per rappresentare melanges ed olistostromi, assumendo connotazione geologica.

La definizione di Bimrock di Medley assume una connotazione maggiormente ingegneristica ed essi vengono definiti come: *“un mix di rocce, composte da blocchi geotecnicamente significativi all'interno di una matrice di materiale più fine e cementato”*, (Medley, 1994).

La significatività dal punto di vista geotecnico è condizionata dalla definizione di alcuni parametri significativi:

- deve esserci una significativa differenza in termini di deformabilità e resistenza tra la matrice e i blocchi in essa inseriti. Affinché sia presente tale differenza devono essere soddisfatte le seguenti equazioni:

$$\frac{\tan(\varphi_{blocco})}{\tan(\varphi_{matrice})} \cong 1.5 \div 2 \quad (\text{Medley, 1994}) \quad (1)$$

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

L'operazione di determinazione della resistenza e della deformabilità dei blocchi e della matrice è facilmente realizzabile nel caso in cui essi possono essere valutati separatamente;

- devono essere rapportate le dimensioni dei blocchi con la dimensione caratteristica dell'opera L_c , la cui definizione è riportata nel paragrafo 2.3.2. La definizione della dimensione caratteristica permette di andare a selezionare un determinato intervallo di grandezze, il quale permette di selezionare i blocchi da utilizzare nella definizione del Bimrock;

- la percentuale di volume dell'ammasso occupato dai blocchi non deve essere inferiore al 25% e non deve superare il 75%.

La presenza di una formazione identificabile con il termine Bimrock determina una variazione più o meno importante delle caratteristiche meccaniche del sito, e quindi risulta essere fondamentale la loro individuazione e corretta caratterizzazione.

Nella seguente immagine, Figura 9, sono riportati alcuni esempi di tipiche formazioni di bimrock.

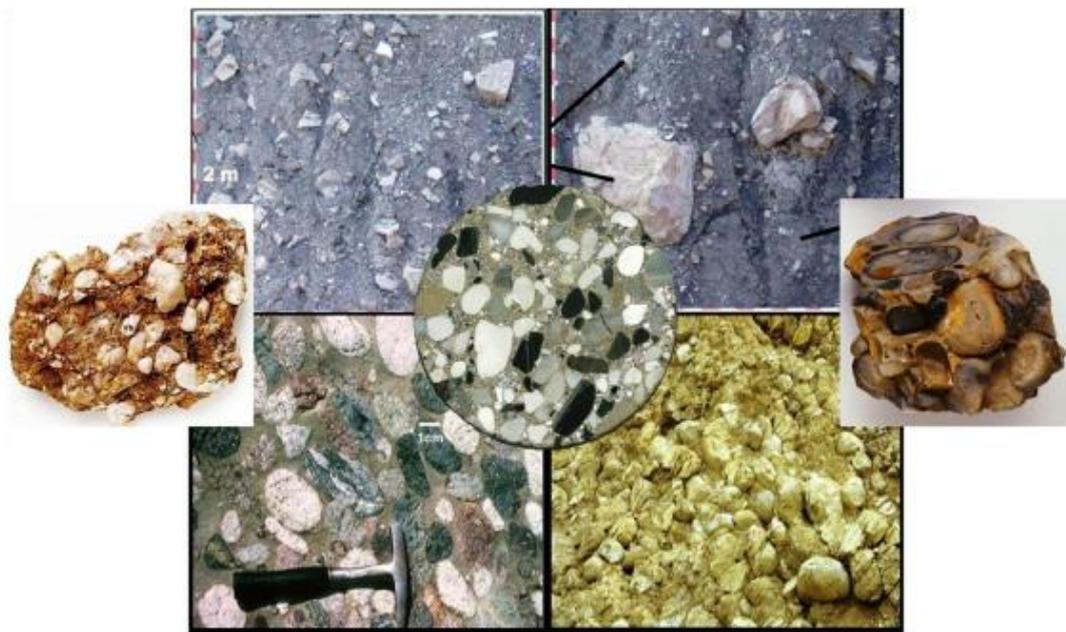


Figura 9: Esempi di alcune formazioni identificabili come bimrock (Afifipour, 2014)

2.1. Identificazione di un bimrock e indagini geologiche

La fase di individuazione e mappatura di depositi definiti come bimrock è fondamentale per la realizzazione di un'opera geotecnica.

Gli ammassi eterogenei conferiscono un andamento topografico ondulato, evidenziando la presenza dei blocchi; essi sono spesso situati nelle vicinanze di argini fluviali e nei pressi delle coste; negli avvallamenti e nelle zone sottoposte ad eventi franosi si ha una ridotta presenza di blocchi (Medley, 2001).

La presenza o meno di bimrock può essere dedotta dalla tipologia di vegetazione che ricopre la formazione, infatti i blocchi possono essere ricoperti da graminacee o piccoli arbusti, mentre la matrice è solitamente ricoperta da vegetazione esigua.

Per eseguire una corretta campagna di indagini è necessario valutare differenti caratteristiche:

- la litologia dei blocchi;
- la tessitura della matrice;
- il contrasto in termini di rigidezza e resistenza tra matrice e blocco;
- le discontinuità, in quanto possono influenzare notevolmente il comportamento meccanico del deposito;
- una corretta esecuzione del rilievo, in modo da poter ottenere la massima dimensione osservabile dei blocchi.

Nella fase di studio e caratterizzazione di un deposito di materiale strutturalmente complesso a blocco-in-matrice è necessario eseguire una mappatura interna ed esterna dello stesso.

Nella mappatura esterna si esegue un'analisi dei confini esterni del deposito, andando a valutare la presenza di faglie o di contatti di deposizione, in funzione della genesi della regione; quest'operazione è molto complessa, e solamente alcuni punti di contatto sono individuati e, sulla base di questi, viene eseguita un'interpolazione per definire in modo approssimato la superficie di contatto. Nella mappatura interna viene esaminata la tipologia di contatto tra matrice e blocchi, e ciò richiede un'osservazione accurata, in particolar modo nelle vicinanze di blocchi affioranti.

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.

La separazione spaziale tra bimrocks ed elementi coerenti non è sempre possibile, specialmente nel caso in cui siano presenti delle formazioni fratturate, andando ad incidere negativamente sull'identificazione del bimrock.

L'indagine geologica deve essere integrata dalla mappatura della foliazione, in quanto l'orientamento generale della trama dei bimrocks influenza significativamente le caratteristiche meccaniche dell'intero deposito.

L'orientamento dei blocchi deve essere valutato a differenti scale, infatti 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.

In Figura 10 sono rappresentate alcune caratteristiche dei Mélanges. È possibile osservare come la matrice, quasi sempre di natura argillosa, ha struttura squamosa; inoltre, la presenza di piani di scissione o foliazione possono determinare una variazione importante del comportamento meccanico del deposito (Medley & Rehmann, 2004).

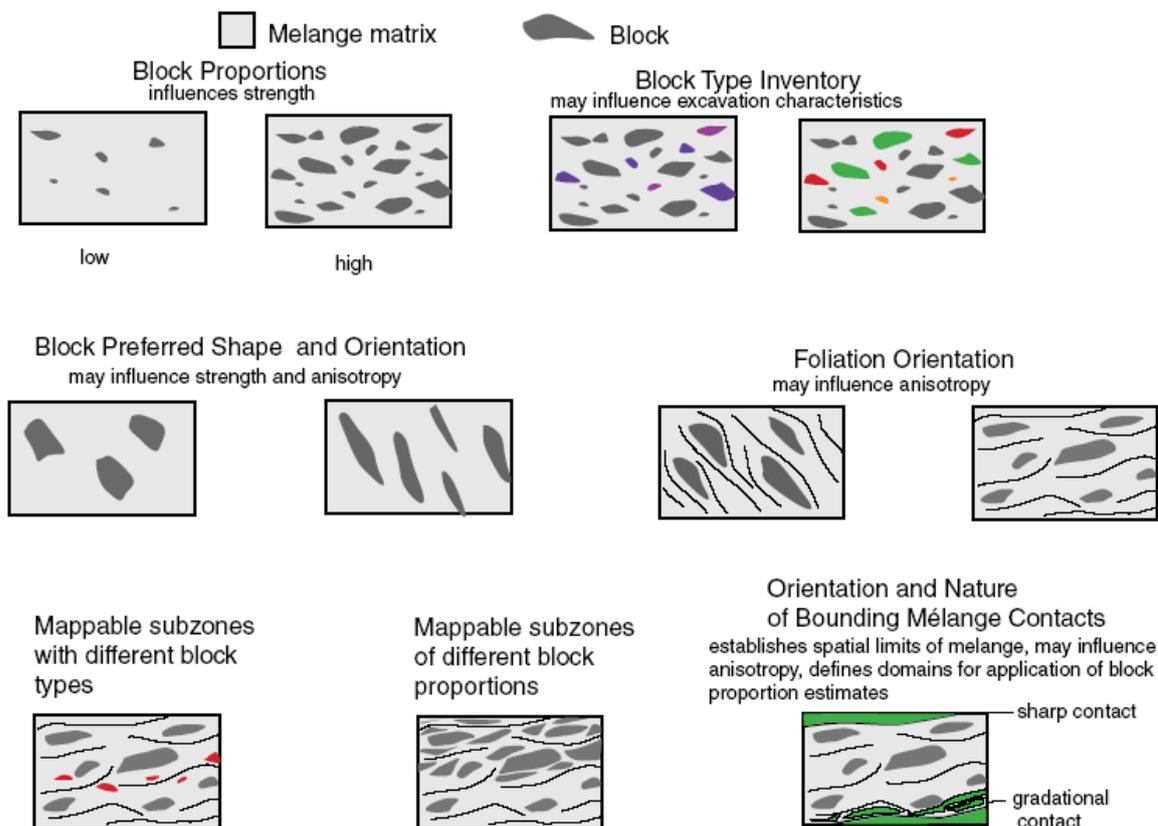


Figura 10: Principali caratteristiche geologiche rappresentabili di un mélangé. (Medley & Wakabayashi, 2004).

Per la caratterizzazione di una formazione complessa è necessario eseguire una mappatura esterna, con la quale si valuta la presenza di faglie o di superfici di contatto, e una mappatura interna, con la quale si ricavano informazioni necessarie per stimare la litologia dei blocchi

ed il loro volume e le osservazioni dettagliate devono essere condotte da un geologo (Medley, Wakabayashi, 2004).

2.2. Indagini geognostiche

La caratterizzazione idrogeologica e geotecnica di una formazione complessa a blocco-in-matrice è fondamentale, dato che la presenza di blocchi e la loro distribuzione influenzano la permeabilità, la resistenza al taglio e la scelta dei metodi di costruzione delle opere ingegneristiche (Haneberg, 2004).

La ricostruzione della stratigrafia del sito non può essere eseguita esclusivamente attraverso sondaggi, infatti essi hanno carattere puntuale e non permettono di ricavare una descrizione accurata del sottosuolo.

Per quanto riguarda 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).

Durante le operazioni di carotaggio, i campioni subiscono un certo grado di disturbo, e il contrasto che si determina tra blocchi e matrice incide notevolmente sulla qualità dei provini, dato che il contrasto di resistenza porta a difficoltà nella fase di intaglio e di estrazione. 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).

Generalmente, in laboratorio vengono eseguite prove di compressione su campioni con lo scopo di correlare la percentuale volumetrica di blocchi nel campione con la resistenza dello stesso. Per permettere di valutare tale correlazione, i provini, dopo essere stati soggetti a compressione, sono lavorati mediante rottura, lavaggio e setacciamento, in modo da poter individuare tutti i blocchi che lo compongono. I blocchi, una volta estratti, vengono pesati e, noto il loro peso specifico, è possibile ricavare la percentuale volumetrica del campione.

Le dimensioni dei blocchi sono considerate significative nel caso in cui esse sono comprese tra il 5% ed il 75% del diametro del campione.

In Figura 11 è riportato un grafico che mette in relazione la percentuale volumetrica occupata dai blocchi con l'angolo di attrito, espresso in gradi, di campioni estratti nei pressi della diga Scott, in California (Lindquist, 1994). È possibile notare come ci sia un'importante dispersione dei dati ed essa è possibile ricondurla al grado di disturbo che è stato indotto nel campione durante la fase di estrazione. La retta di interpolazione dei dati mostra una tendenza crescente della resistenza all'aumentare della percentuale volumetrica.

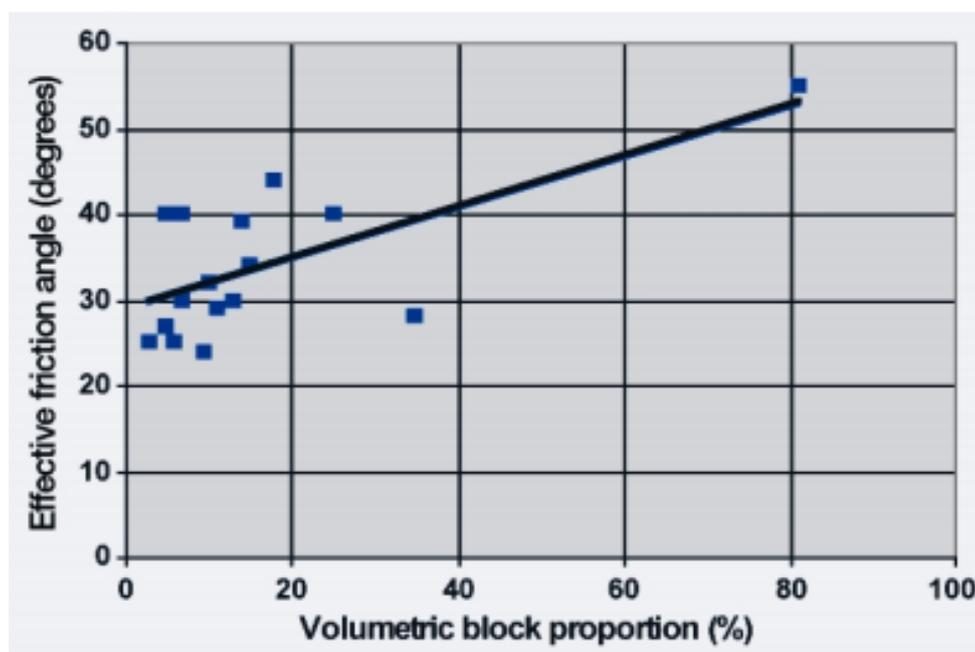


Figura 11: Correlazione sperimentale tra angolo di attrito, ϕ , e proporzione volumetrica dei blocchi, VBP (Medley, 2001).

Dunque, nei bimrock, la presenza dei blocchi riduce l'affidabilità dei test di laboratorio per la determinazione delle caratteristiche meccaniche del deposito. Per poter valutare il comportamento di questo tipo di depositi, in riferimento alla scala ingegneristica, è necessario far riferimento a test in situ o alla modellazione numerica.

La posizione dei fori di sondaggio dipende da vari fattori come le caratteristiche geologiche del sito e dall'accessibilità dell'area, ed il numero di sondaggi è funzione dell'estensione dell'area di interesse e della tipologia di opera ingegneristica. La profondità raggiunta dai fori deve essere tale da considerare l'intero volume interessato dall'opera e deve attraversare per almeno due metri di profondità il substrato roccioso, se presente. La profondità minima di indagine può anche essere valutata in funzione della dimensione del blocco avente dimensione massima, ovvero d_{max} , ed essa deve essere $> 10 d_{max}$, come indicato da Medley (1994).

Come nel caso delle prove in laboratorio, i risultati dei test in sito devono essere valutati in maniera critica, dato che essi hanno carattere puntuale e possono portare ad una scorretta interpretazione delle caratteristiche del deposito

La presenza dei blocchi all'interno della matrice determina un incremento della resistenza e delle caratteristiche meccaniche del deposito rispetto a quelle riscontrabili nel caso in cui esso sia costituito esclusivamente da matrice. Nell'analisi di un bimrock è necessario fare riferimento ad una scala relativa all'opera ingegneristica e quindi è necessario definire una dimensione soglia al di sotto della quale i blocchi sono considerati facenti parte della matrice dal punto di vista meccanico, la quale soglia sarà definita nel paragrafo 2.3.3 (Medley, 1994, 2001, 2002).

La corretta caratterizzazione del bimrock alle differenti scale di interesse è risultato di fondamentale importanza nella valutazione della stabilità dei pendii (Kim et al., 2004; Li et al., 2004; Medley & Rehermann, 2004; Xu et al., 2007; Barbero et al., 2008), e nella progettazione e realizzazione delle opere di scavi in sotterraneo e di costruzione di dighe (Button et al., 2001; Goodman & Ahlgren, 2000; Medley & Rehermann, 2004; Moriz et al., 2004).

2.3. Caratterizzazione geometrica

La caratterizzazione geometrica dei blocchi costituenti un bimrock è fondamentale, in quanto la presenza dei blocchi determina anisotropia comportando una crescente tortuosità delle potenziali superfici di rottura, aumentando la resistenza del deposito (Irfan & Tang, 1993; Lindquist, 1994; Lindquist & Goodman, 1994; Medley, 1994; Medley; & Rehermann, 2004; Goodman & Ahlgren, 2000; Sonmez et al., 2006a; Medley, 2007a, b).

Le dimensioni dei blocchi possono essere estremamente variabili, passando da pochi millimetri fino a centinaia di metri (Medley, 1994, 2001). Sulla base dello studio di numerose formazioni complesse, è stato possibile individuare un certo numero di parametri in funzione dei quali è possibile caratterizzare geometricamente le formazioni di bimrock.

La definizione della dimensione massima dei blocchi non può essere fatta esclusivamente sulla base di sondaggi e delle carte geologiche, dato che la probabilità di intercettare un

blocco lungo il suo diametro massimo è estremamente bassa, e quindi se ci si basasse solo sul valore ottenuto tramite sondaggio, si sottostimerebbe sensibilmente tale parametro. Quindi l'esecuzione di sondaggi, ovvero un'analisi lineare del blocco (1D), porta alla definizione di una distribuzione delle dimensioni dei blocchi differente rispetto alla reale distribuzione dimensionale (3D).

Come mostrato nella seguente figura, Figura 12, l'utilizzo di sondaggi per la definizione della distribuzione dimensionale dei blocchi porta ad una sottostima del numero dei blocchi di grandi dimensioni e ad una sovrastima dei blocchi di piccole dimensioni.

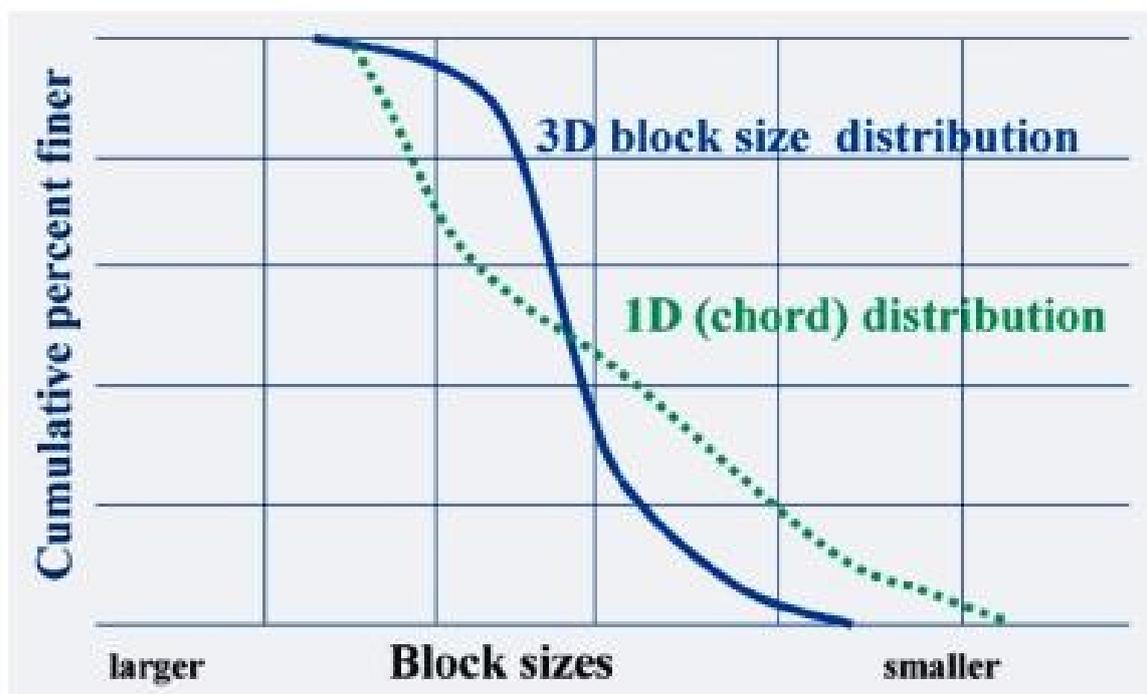


Figura 12: Confronto tra la distribuzione dimensionale dei blocchi stimata tramite analisi monodimensionale (1D) e la reale distribuzione dimensionale dei blocchi (3D) (Medley, 2001).

Si può incorrere in una sottostima della dimensione dei blocchi anche nel caso in cui ci si basasse sulla dimensione della porzione affiorante del blocco.

Le considerazioni fatte fin ora sulla stima della dimensione massima dei blocchi sono schematizzate nella seguente figura, Figura 13:

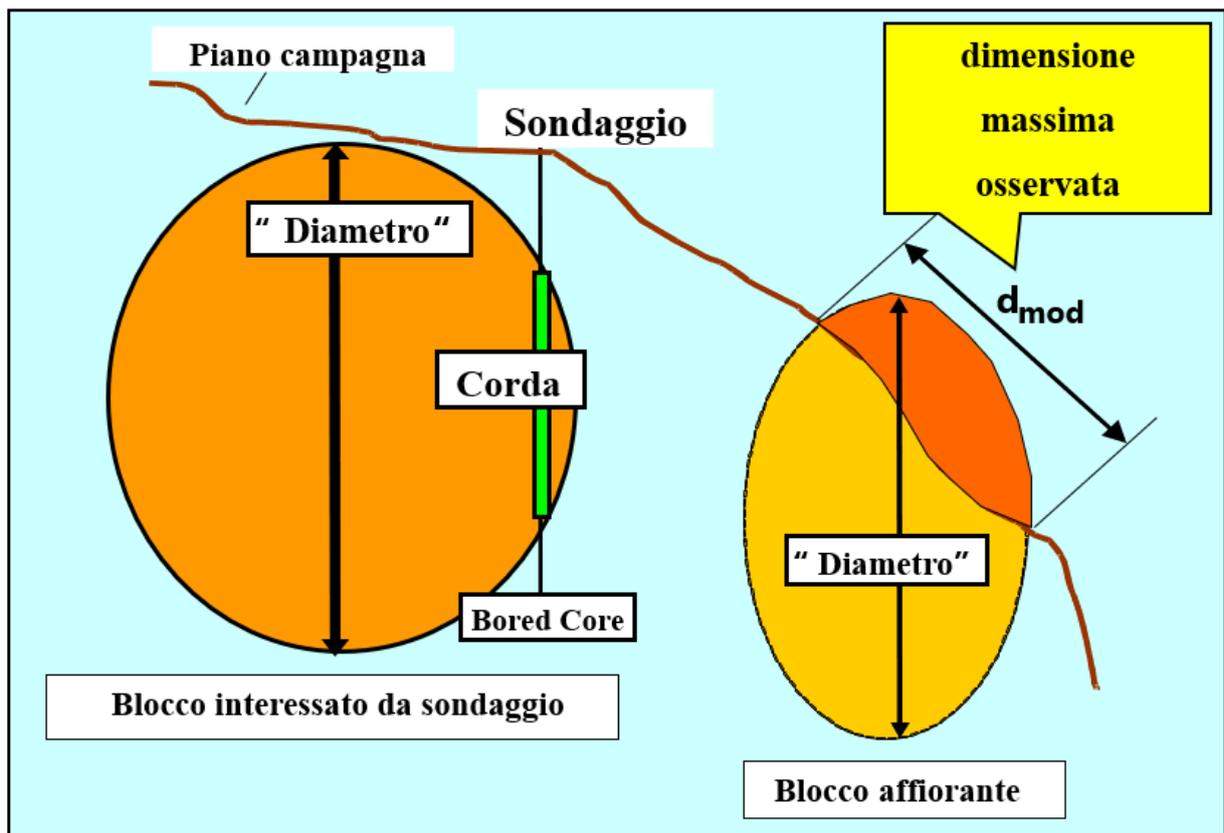


Figura 13: Rappresentazione delle differenti modalità di stima della dimensione massima del blocco (Medley, 2001).

Il diametro effettivo del blocco non coincide né con la dimensione apparente del blocco affiorante, d_{mod} , né con la dimensione della corda intercettata dal sondaggio. Nella pratica lavorativa, nella grande maggioranza dei casi, si trascura la presenza dei blocchi e si ipotizza che il deposito sia interamente costituito da matrice, supponendo di operare in condizioni maggiormente cautelative; questo tipo di approccio però può comportare problematiche nella fase esecutiva dell'opera, comportando ritardi e complicazioni tecniche.

Deve essere posta particolare attenzione nell'interpretazione dei dati ricavati dalle perforazioni di sondaggio, infatti diverse interpretazioni possono indicare implicazioni ingegneristiche molto differenti, come mostrato in Figura 14:

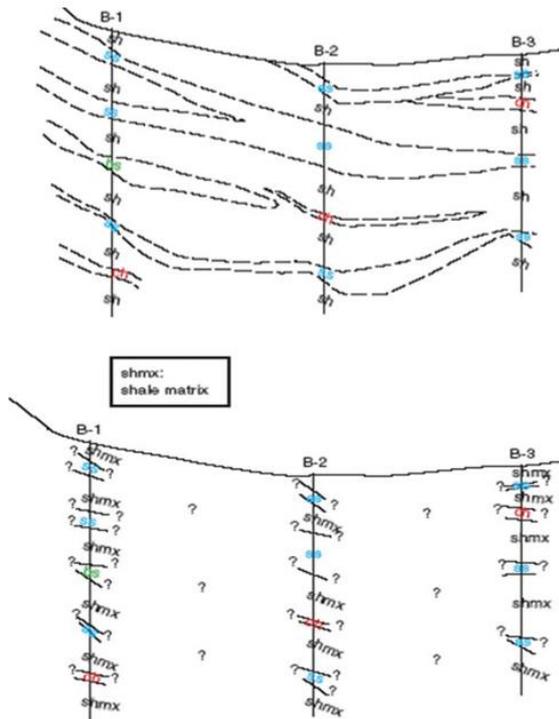


photo: Ed Medley



G.A. Pini, 1999

Figura 14: Differenti interpretazioni condotte sui medesimi fori di sondaggio (Medley 2019).

Un ulteriore errore che si può commettere nell'esecuzione delle perforazioni di sondaggio è quello della scorretta individuazione del substrato roccioso. Quando si ipotizza la presenza di una formazione complessa, la presenza di un substrato roccioso non può essere ricondotta alla perforazione della roccia per pochi metri, infatti questa può indicare anche la presenza di un blocco avente dimensioni maggiori di quelle ipotizzate, come mostrato nella seguente figura, Figura 15 :

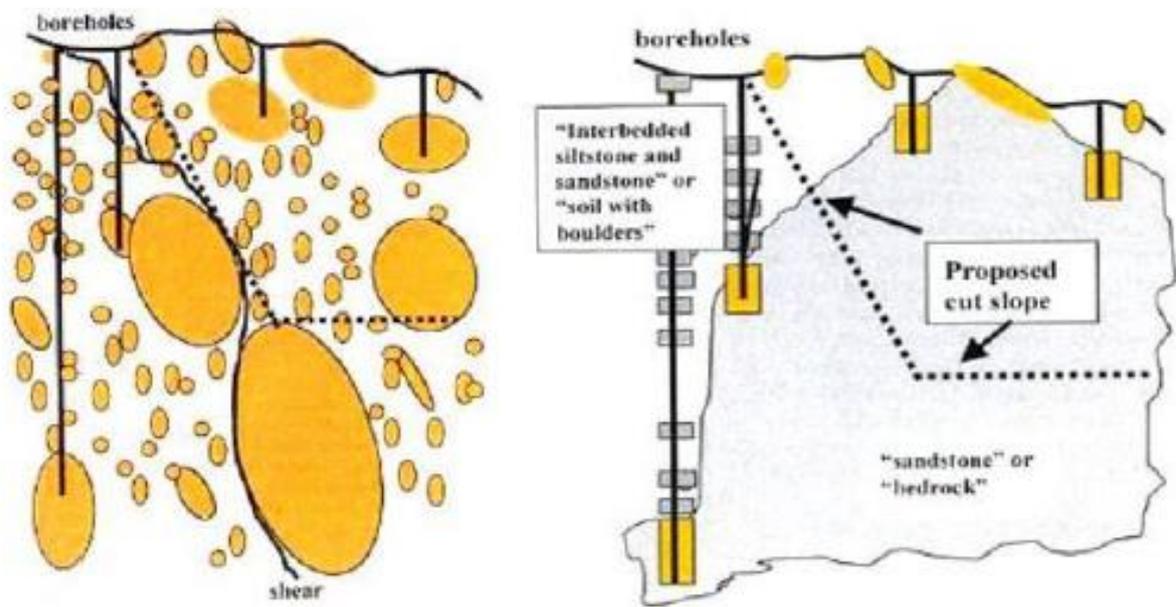


Figura 15: Errata interpretazione dei fori di sondaggio eseguiti in sito. Nella parte sinistra è riportata la condizione reale, mentre nella parte destra è riportata l'interpretazione scorretta, dovuta ad una non appropriata interpretazione dei dati (Medley, 1999).

2.3.1. Indipendenza di scala

Numerosi studi eseguiti su formazioni di bimrocks hanno portato alla conclusione che la distribuzione della dimensione massima osservabile dei blocchi, d_{mod} , segue una legge esponenziale negativa (Medley, 1994; Medley & Lindquist, 1995; Riedmüller et al., 2001; Medley, 2002).

La legge di potenza negativa assume la seguente forma:

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

Avendo indicato con:

- N la frequenza relativa degli elementi aventi dimensione lineare maggiore di r ;
- D la dimensione frattale (Mandelbrot, 1983; Turcotte, 1997).

Per quanto riguarda i bimrocks, nonostante la grande variabilità dimensionale dei blocchi, essi godono della proprietà di autosomiglianza a differenti scale.

La prima constatazione su questa proprietà fu fatta confrontando fotografie scattate su formazioni di mélanges a differenti scale, individuandone la somiglianza, Cowan (1985), come mostrato in Figura 16:

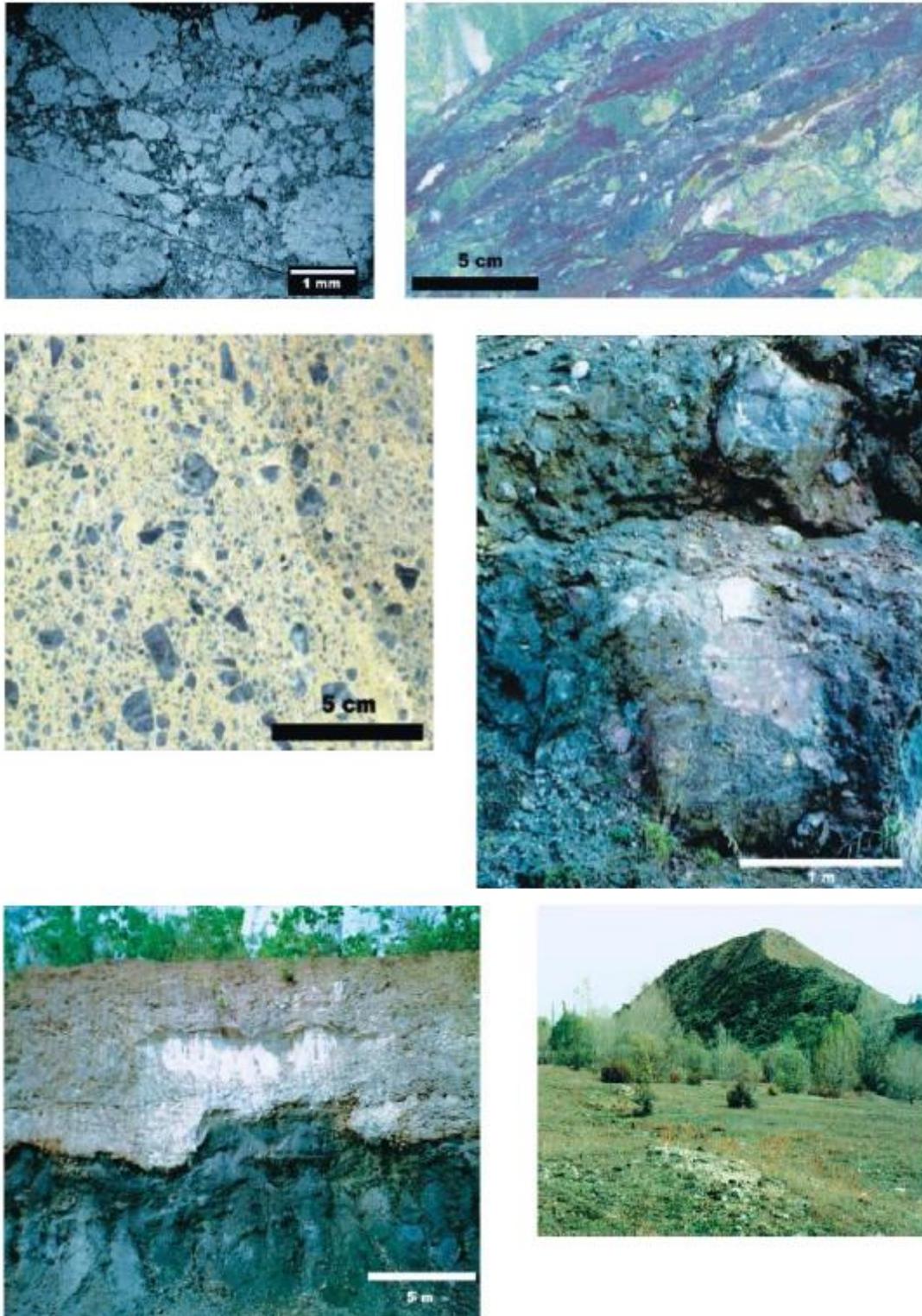


Figura 16: Formazioni complesse osservate a differenti scale di interesse nelle quali è possibile osservare la presenza dei blocchi.

Successivamente, il problema è stato affrontato in maniera più quantitativa da Lindquist (1991) e successivamente da Medley e Lindquist (1995).

Dal punto di vista fisico, i sistemi che presentano queste caratteristiche fanno riferimento alla teoria della distribuzione frattale, le cui principali proprietà sono l'invarianza di scala e l'auto similarità (Mandelbrot, 1983; Peitgen et al., 1992; Turcotte, 1986, 1997).

L'invarianza di scala è una proprietà che si verifica quando, al variare della scala, si ha una variazione della dimensione assoluta degli elementi, ma la dimensione frattale rimane costante.

Affinché due oggetti si possano definire simili la loro dimensione frattale D deve essere misurabile (Mandelbrot, 1983), ed essa viene comunemente definita mediante la seguente espressione:

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

Dove:

- r è il numero di intervalli delle classi di frequenza;
- $N(r)$ 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 .

Un esempio di bimrock che rispetta queste proprietà è il Franciscan mélanges, il quale è stato oggetto di numerosi studi ingegneristici (Medley, 1994; Medley & Lindquist, 1995; Medley, 2002).

Le misurazioni della dimensione massima osservata, effettuate da Medley (1994), hanno interessato 1900 blocchi affioranti nel Franciscan mélanges, ed hanno dimostrato che i blocchi che costituiscono tale materiale godono della proprietà di autosomiglianza.

Nella seguente Figura 17, sono riportati due grafici relativi al Franciscan mélange relativi a due differenti scale.

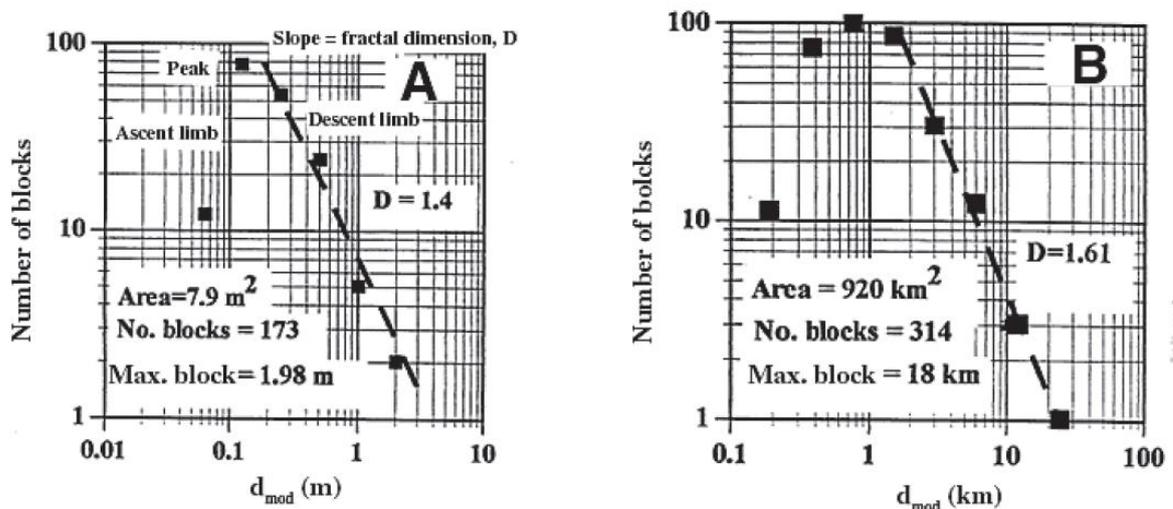


Figura 17: Rappresentazione in scala bilogarithmica della dimensione d_{mod} in funzione del numero di blocchi in due differenti scale di osservazione (Medley, 1994)

Nel grafico di sinistra l'area analizzata è di 7.9 m^2 con dimensione massima $d_{mod} = 1.98 \text{ m}$, mentre nel grafico di destra l'area analizzata è di 920 km^2 con dimensione massima $d_{mod} = 18 \text{ km}$.

La dimensione frattale del grafico riferito alla scala minore è $D = 1.4$ mentre per il secondo si ha $D = 1.61$.

A seguito di questo primo studio, sono stati condotti ulteriori studi, prendendo in considerazione scale che variavano da pochi centimetri quadrati a mille chilometri quadri.

I dati ottenuti dalle osservazioni delle fotografie sono stati poi confrontati seguendo la seguente procedura:

- sono state valutate le frequenze relative $N(d_{mod})$ per ciascun'area esaminata;
- sono state definite le classi dimensionali associate alle differenti frequenze, ed esse sono state adimensionalizzate rispetto alla radice quadrata dell'area esaminata (\sqrt{A}); nella definizione delle classi dimensionali, è stato fatto in modo che ciascuna classe comprenda una classe dimensionale doppia rispetto alla precedente;
- i dati ricavati dalla normalizzazione sono stati riportati in un grafico $d_{dom}/A - N(d_{mod})$

I dati sono stati riportati da Medley (1994) in un diagramma bilogarithmico, illustrato in Figura 18:

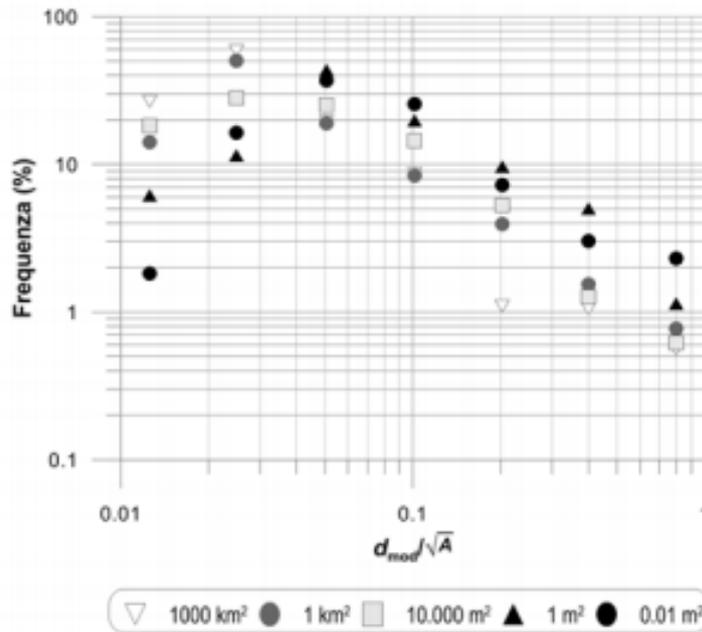


Figura 18: Distribuzione dimensionale dei blocchi di Franciscan mélanges ottenuti a differenti scale di osservazione (Medley, 2002).

Dall'osservazione del grafico è stato possibile constatare che le distribuzioni associate alla dimensione dei blocchi hanno andamento simile al variare della scala di osservazione.

Dunque, per quanto riguarda il Franciscan mélanges, i blocchi sono osservabili in ogni scala di interesse ingegneristico e quindi essi non possono essere trascurati durante la fase di caratterizzazione del sito. Un'altra considerazione che si può fare è che per lo studio del Franciscan mélanges si può ricorrere ad analisi condotte per scale comode da analizzare (scala del laboratorio), per poi trasferire i risultati su differenti scale; questa considerazione è molto utile, dato che nello studio della meccanica delle rocce tale affermazione non è sempre vera (Medley, 1994).

Si possono fare alcune osservazioni quantitative osservando Figura 18:

- il valore di picco delle curve interpolanti è caratterizzato da un valore di frequenza compreso tra il 30% ed il 50%, ed è relativo approssimativamente a $d_{mod}/\sqrt{A} = 0.05$;
- la dimensione massima d_{mod} osservata risulta quasi equivalente a \sqrt{A} , però tale valore non risulta rappresentativo per l'intera distribuzione, e quindi si considera una dimensione di riferimento pari $d_{mod,max} = 0.75\sqrt{A}$;

- nella parte sinistra del grafico si può osservare che le frequenze relative sono minori, e ciò, è dovuto alla difficoltà che si ha nella misurazione dei blocchi più piccoli; per tener conto di ciò è stata inserita una soglia pari a $0,05\sqrt{A}$, e i blocchi che risultano essere minori di tale soglia vengono considerati facenti parte della matrice.

2.3.2. Dimensione caratteristica

Lo studio e l'analisi di una formazione complessa sono strettamente collegati alle dimensioni dell'opera ingegneristica che deve essere realizzata, ed esse sono esprimibili mediante la dimensione caratteristica L_c (Medley, 1994).

Nel caso di prove di laboratorio L_c coincide con il diametro del campione, nel caso di scavo di una galleria L_c coincide con il diametro della stessa, mentre nel caso di una frana L_c può essere considerata pari alla profondità media del piano di rottura oppure pari all'altezza del pendio (Medley e Sanz 2004).

Nel caso in cui si operi con riprese fotografiche, la lunghezza L_c può essere riferita a \sqrt{A} , dove A è l'area presente nell'immagine fotografica.

Per valutare gli effetti della variazione della scala di interesse è possibile considerare un esempio, (Medley, 1994), riportato nella seguente Figura 19:

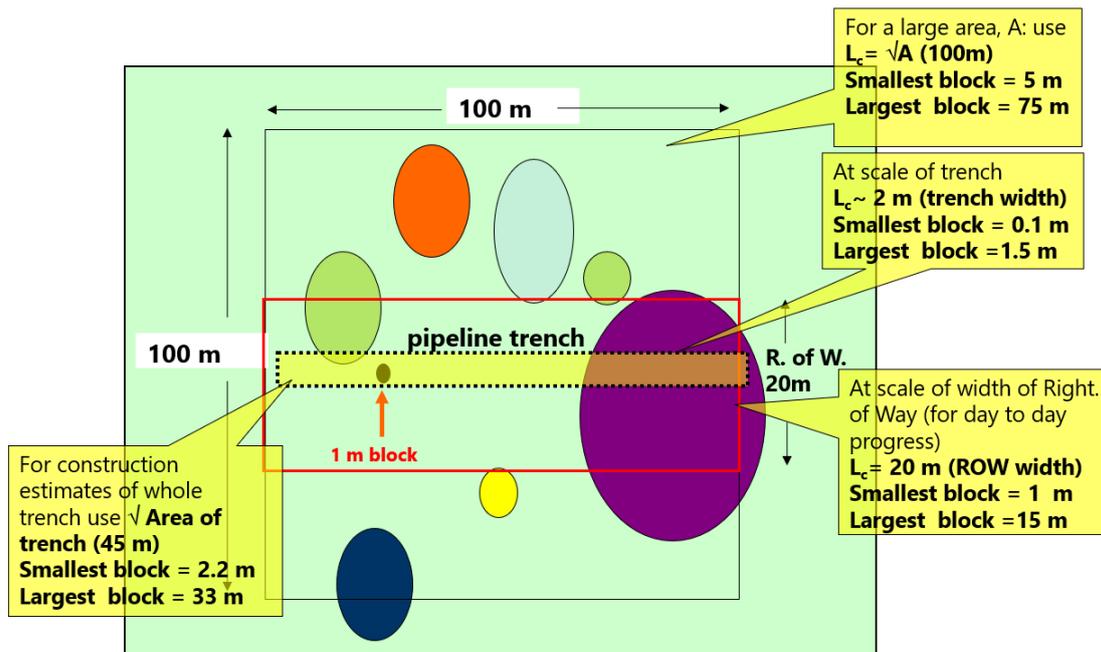


Figura 19: Rappresentazione concettuale del problema di definizione della soglia blocco-matrice (Medley, 2001).

Si considera un sito di interesse quadrato con lati 100 m e 100 m , il quale è situato in corrispondenza di un deposito di Franciscan mélange. In tale configurazione, la dimensione caratteristica L_c sarà pari a \sqrt{A} , quindi $L_c = \sqrt{A} = 100\text{ m}$. Sulla base della lunghezza caratteristica sono definiti i limiti inferiore e superiore di grandezza dei blocchi, i quali saranno rispettivamente $0.05L_c = 5\text{ m}$ e $0.75L_c = 75\text{ m}$; quindi, ogni blocco avente dimensione minore di 5 m è considerato parte della matrice, mentre i blocchi con dimensione maggiore di 75 m sono considerati come insiemi di blocchi. In Figura 19, saranno considerati tutti i blocchi, tranne il blocco segnalato tramite freccia, dato che la sua dimensione è minore di 5 m .

Nel caso di realizzazione di un'opera ingegneristica all'interno del sito considerato precedentemente, la scala di interesse cambia. Se si volesse realizzare una strada avente larghezza 20 m , la lunghezza caratteristica diviene $L_c = 20\text{ m}$, e quindi i nuovi limiti superiore ed inferiore saranno rispettivamente $0.75L_c = 15\text{ m}$ e $0.05L_c = 1\text{ m}$.

Quindi il blocco di 1 m rientra all'interno delle soglie di definizione dei blocchi, mentre il blocco di 20 m sulla destra può essere considerato come un ammasso roccioso e valutato mediante le classiche teorie della meccanica delle rocce.

Dunque, al variare dell'opera ingegneristica si può interpretare il deposito in maniera completamente differente.

2.3.3. Valutazione della percentuale volumetrica dei blocchi

La percentuale volumetrica dei blocchi (VBP, *volumetric block proportion*) è un parametro fondamentale nella definizione del comportamento di una formazione complessa a blocco in matrice ed è dato dal rapporto tra il volume dei blocchi e il volume totale dell'ammasso eterogeneo.

Vi sono differenti tecniche per la definizione della VBP ed esse possono essere distinte in tecniche a una, due o tre dimensioni. Tra i metodi monodimensionali si possono considerare le misurazioni tramite sondaggio o mediante linee di scansione su immagini fotografiche. I metodi bidimensionali sono principalmente la mappatura geologica o l'analisi di fotogrammetrie. Le metodologie tridimensionali sono le più accurate e possono essere condotte tramite setaccio oppure mediante la valutazione della densità dei campioni (Lindquist, 1994); per la valutazione della VBP tramite setaccio si possono avere numerose difficoltà nella fase di separazione della matrice dai blocchi ed inoltre questa metodologia comporta la perdita di alcune informazioni fondamentali, quali la forma, la variabilità spaziale dei blocchi e l'orientamento.

Per le metodologie monodimensionali, la loro validità è accettabile solo se vi è un'adeguata densità di campionamento, ovvero solo se la lunghezza totale del campionamento è almeno dieci volte la dimensione massima dei blocchi; se la stima del VBP viene eseguita solo tramite i dati ottenuti dal campionamento si può incorrere in una sottovalutazione significativa, che in alcuni casi raggiunge anche il 90% (Haneberg, 2004).

Le analisi condotte tramite metodi bidimensionali si basano principalmente sull'interpretazione di immagini, in modo da poter ricavare numerose informazioni sulle proprietà geometriche dei blocchi. Questo tipo di approccio è molto utilizzato, anche se non è accurato. Le immagini fotografiche possono essere interpretate tramite tecniche fotogrammetriche, in modo tale da utilizzare software per misurare le grandezze geometriche riprodotte nelle immagini. Le incertezze che si hanno con questa tipologia di approccio possono raggiungere il 44% per la VBP (Haneberg, 2004).

2.3.4. Valutazione sperimentale della percentuale volumetrica dei blocchi

Per far fronte alle problematiche discusse precedentemente, riguardanti la stima della VBP in modo accurato e diretto, Medley (1997) ha proposto un approccio sperimentale, illustrato di seguito.

La prima operazione da compiere è quella di definire la dimensione caratteristica L_c , ed in funzione di essa è possibile definire la soglia inferiore di separazione tra matrice e blocchi, ovvero $0,05 L_c$.

Per la stima sperimentale della percentuale volumetrica dei blocchi, VBP, ci si basa sul grafico riportato in Figura 20, nel quale:

- sull'asse delle ascisse, in scala logaritmica, è riportato il fattore N , ottenuto dal rapporto tra la lunghezza del foro e la dimensione massima del blocco, d_{max} , stimata in sito;
- sull'asse delle ordinate è riportato il fattore di incertezza.

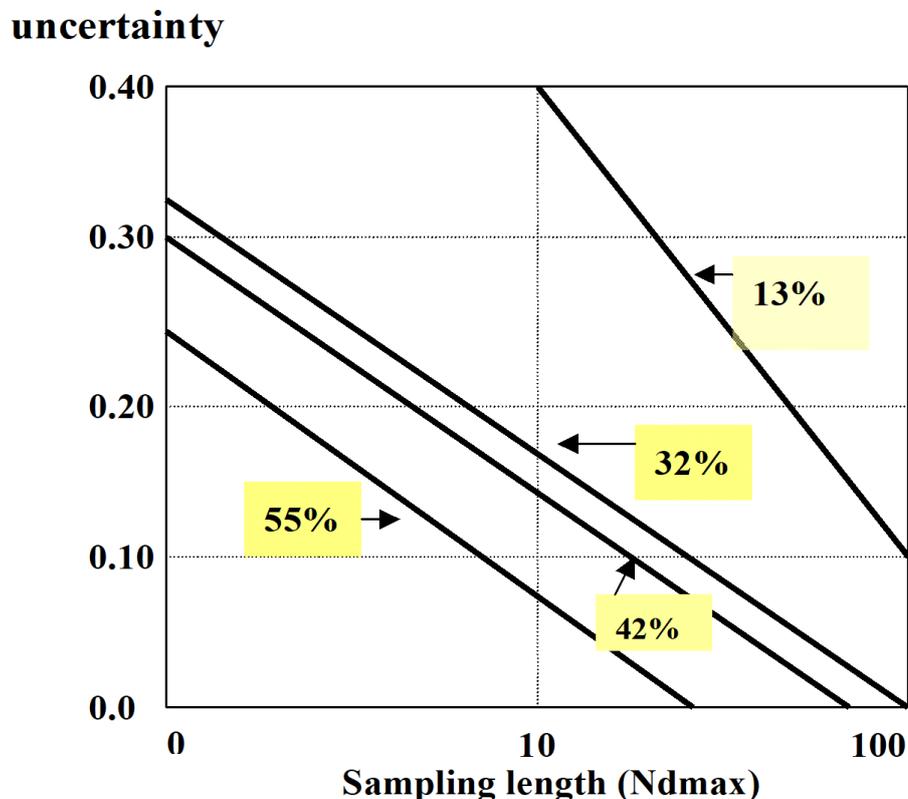


Figura 20: Rappresentazione dell'incertezza nella stima della percentuale volumetrica dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento, espressa da $N \cdot d_{max}$ (Medley, 2001).

Si entra nel grafico con la quantità Nd_{max} e si intercetta la retta associata al valore di VBP calcolato mediante procedimento monodimensionale, e si determina il valore del fattore di correzione.

Il metodo appena descritto definisce un intervallo di variabilità della VBP, e la scelta del valore da considerare nelle analisi dipende dal caso in esame: se il valore del VBP deve essere utilizzato nella progettazione di uno scavo, è cautelativo utilizzare il limite superiore dell'intervallo individuato, mentre se esso deve essere utilizzato per la stima della resistenza complessiva della formazione complessa, allora conviene far riferimento al limite inferiore (Medley, 2001).

2.3.5. Modello di Medley

Medley (1994), per identificare un approccio in grado di permettere il passaggio dalla percentuale lineare dei blocchi a quella volumetrica, fabbricò quattro, provini di Franciscan mélange, i quali avevano le seguenti caratteristiche:

- matrice costituita da gesso;
- blocchi realizzati con plastilina, argilla e riso nero;
- le dimensioni dei provini sono:

$$\text{altezza} = (110 \div 150) \text{ mm}$$

$$\text{profondità} = 100 \text{ mm}$$

$$\text{larghezza} = 170 \text{ mm}$$

- le VBP analizzate sono: 13%, 32%, 42% e 55%;
- la dimensione frattale considerata è quella tipica del Franciscan mélange, ovvero pari a 2,3;
- orientamento dei blocchi verticale o orizzontale.

La dimensione caratteristica viene definita pari a \sqrt{A} , e quindi i blocchi sono prodotti in 5 classi, in funzione della loro dimensione, i quali variano da $0,05 \sqrt{A}$ a $0,75 \sqrt{A}$.

La dimensione massima del blocco è approssimativamente uguale a $0,75\sqrt{A}$. I blocchi sono prodotti in cinque classi dimensionali che vanno da $0,05 \sqrt{A}$ a $0,75 \sqrt{A}$.

Una volta che i provini sono stati preparati secondo le caratteristiche precedentemente riportate, essi sono stati sezionati in 10 porzioni, e quindi sono state fotografate ed analizzate le facce di questi elementi, Figura 21.



Figura 21: Immagini relative al processo di fabbricazione e di analisi dei provini artificiali di Franciscan mélange (Medley, 1994).

Quindi, per ogni elemento sono state tracciate delle linee, sulle rispettive fotografie, in modo da simulare, in scala, l'esecuzione di sondaggi in sito. In Figura 22 è riportata una sezione del campione avente VBP pari al 42%.

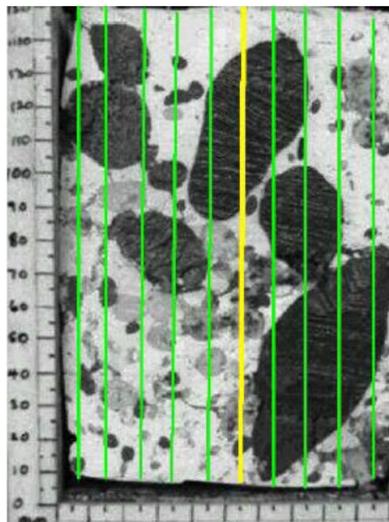


Figura 22: Sezione di provino analizzato e rappresentazione delle linee di analisi (Medley, 1994)

Per ogni linea è stata calcolata la percentuale lineare dei blocchi intercettati, e quest'operazione è stata condotta per le quattro percentuali volumetriche considerate.

Nella seguente immagine, Figura 23, sono riportati i 100 valori delle percentuali lineari dei blocchi, valutati per un campione avente VBP pari al 32%:

34.7	25.9	6.3	0.0	27.0	13.3	22.5	26.8	31.1	41.7
40.0	33.3	44.0	29.6	18.5	42.5	25.3	19.1	40.3	
31.3	24.5	25.3	21.1	27.8	41.3	33.6	23.4	41.4	23.4
34.0	33.8	10.1	22.9	56.6	39.0	34.0	23.2	52.6	27.0
27.2	34.2	21.9	17.0	57.0	51.3	42.4	51.3	42.0	
26.3	28.1	16.3	26.0	46.7	54.3	45.1	46.1	60.9	48.3
44.2	28.0	29.9	34.2	57.0	58.8	37.5	41.2	46.9	29.6
31.3	36.7	41.3	39.5	32.6	30.3	21.9	30.7	33.5	32.7
50.0	41.5	40.7	26.5	28.0	23.8	27.6	13.0	35.9	36.4
58.9	45.5	30.5	11.1	28.1	23.3	17.6	30.3	32.4	47.6

Figura 23: Valori delle percentuali volumetriche dei blocchi valutate mediante analisi monodimensionale, con evidenziati in blu ed in rosso rispettivamente il valore minimo ed il valore massimo individuato (Medley, 1997).

Osservando i dati è possibile notare una notevole variabilità dei valori ottenuti, passando, come evidenziato in Figura 23, da un minimo dello 0% ad un massimo del 60.9%, sebbene il valore reale della percentuale volumetrica dei blocchi sia del 32%.

Nonostante la grande variabilità dei risultati ottenuti, Medley ha dimostrato che il valore medio lineare non si allontana eccessivamente dal valore reale di VBP. L'approccio analizzato però presuppone, affinché si abbiano dei risultati adeguati, che i sondaggi debbano essere almeno dieci, però questo non è generalmente realizzabile nella fase di caratterizzazione del deposito.

Se si dovesse fare riferimento ad un numero limitato di sondaggi, si rischierebbe di ottenere dei risultati molto lontani dalla condizione reale della formazione di Franciscan mélange.

Per i quattro provini sono stati valutate 400 percentuali lineari (cento per ciascun provino) le quali sono state confrontate con i valori di VBP reali, in modo da ricercare una correlazione. Tramite la rappresentazione con istogramma riportato in Figura 24, Medley evidenziò la grande differenza in termini di distribuzione di frequenza relativa tra le distribuzioni ottenute tramite analisi lineare, rappresentate a colori, e la distribuzione reale dei blocchi, rappresentata dalle barre nere.

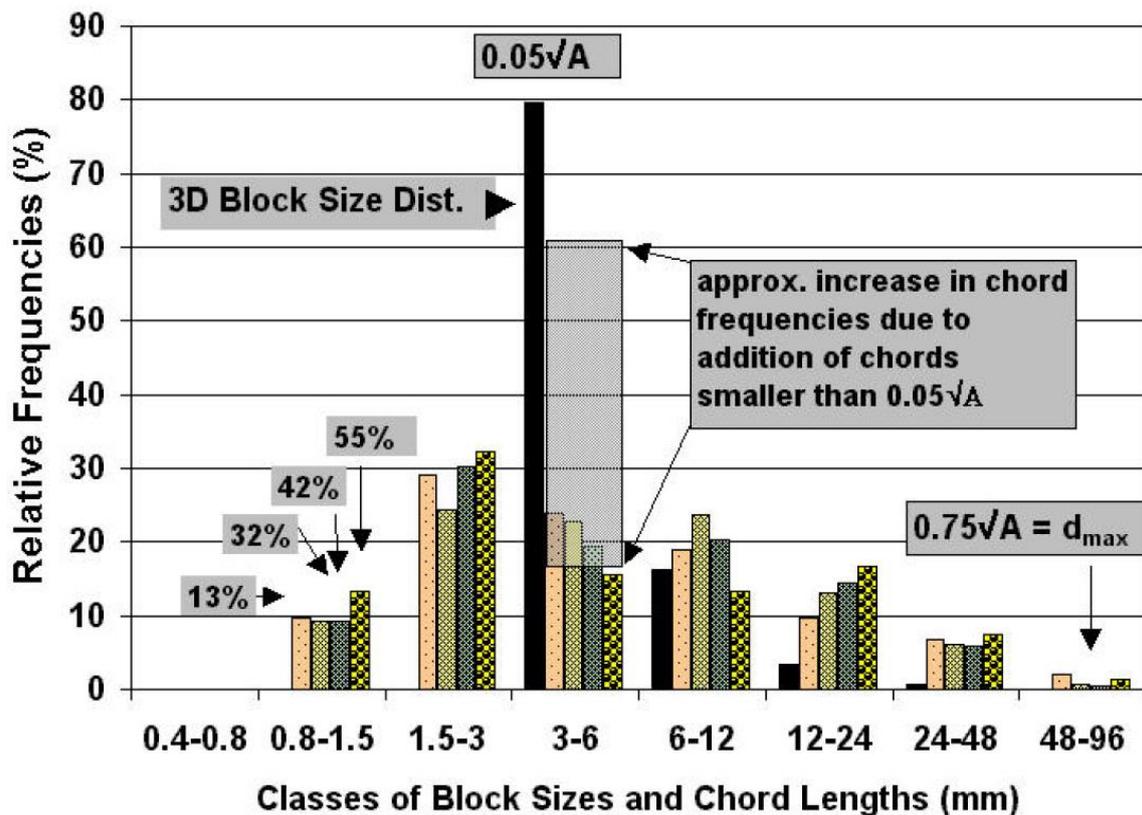


Figura 24: Istogrammi di frequenza relativa dei valori ottenuti tramite analisi monodimensionale e dei valori reali (Medley, 2002).

Analizzando l'istogramma si può notare come, in corrispondenza della soglia dimensionale minima dei blocchi, ovvero quella di $3 \div 6 \text{ mm}$, il valore di frequenza relativa associata ai sondaggi risulta essere molto minore di quella reale; questo può essere dovuto alla minore probabilità di intersezione di tali blocchi.

Nella seguente figura, Figura 25, sono riportate le frequenze cumulate associate all'osservazione monodimensionale (riportati nel grafico con la sigla CLD) e al valore tridimensionale reale (riportate nel grafico con la sigla BSD), e si può notare come esse siano notevolmente differenti.

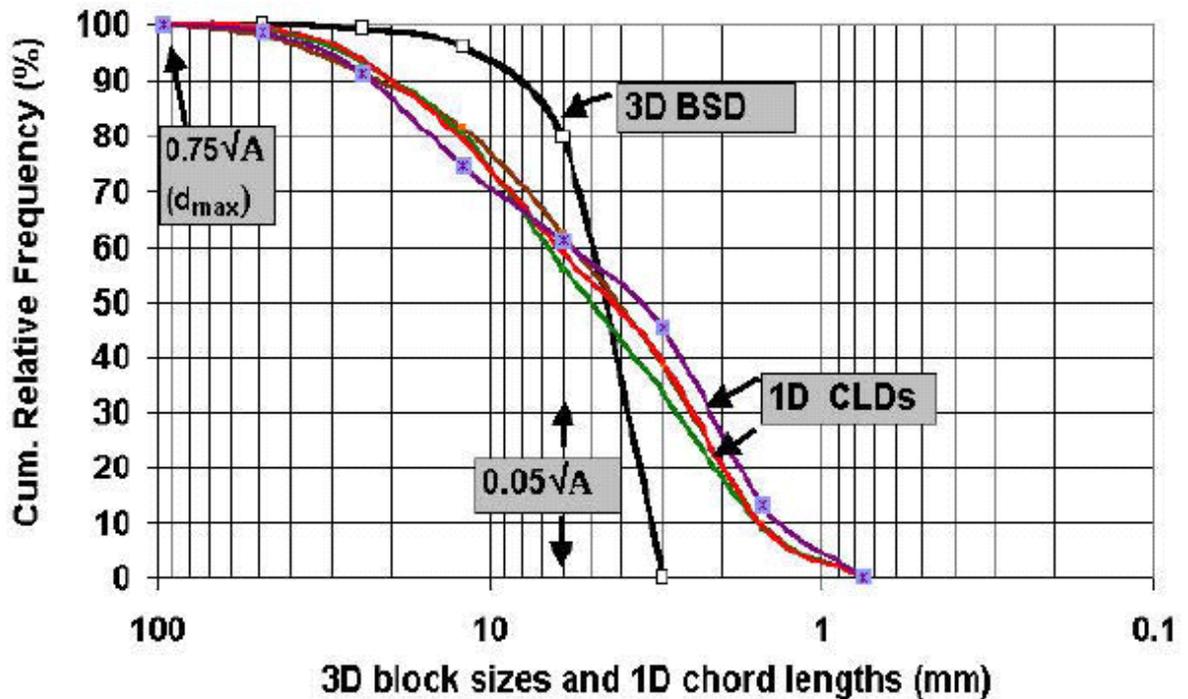


Figura 25: Cumulata delle frequenze relative per la distribuzione reale tridimensionale e per la distribuzione ottenuta tramite analisi monodimensionale.

2.3.6. Modello di Lindquist

Lindquist (1994) ha sottoposto a prova triassiale più di cento campioni per poter valutare il comportamento meccanico del materiale strutturalmente complesso.

I provini sono stati fabbricati con dimensioni standardizzate, diametro pari a 150 mm ed altezza pari a 300 mm, e sono state considerate differenti percentuali volumetriche dei blocchi di forma ellittica:

- $VBP = 30\%$;
- $VBP = 50\%$;
- $VBP = 70\%$.

È stata considerata una distribuzione dimensionale dei blocchi con dimensione frattale pari a 2,0.

Per la definizione delle caratteristiche geometriche e meccaniche dei blocchi utilizzati per il confezionamento dei provini sono state considerate numerose osservazioni fatte su un gran

numero di fotografie e documentazioni presenti in letteratura relative a formazioni di bimrock in varie zone del mondo.

La forma dei blocchi ellittici segue le seguenti indicazioni:

- la forma varia da lenticolare a tubolare;
- il rapporto asse maggiore/minore varia da due a tre.

I blocchi sono stati fabbricati miscelando sabbia, cemento Portland, ceneri ed acqua, mentre la matrice è stata fabbricata mediante bentonite con aggiunta di cemento Portland e acqua.

La dimensione media dei blocchi varia da un minimo di 12 mm, a un massimo di 165 mm e sono state considerate quattro classi dimensionali dei blocchi, come mostrato in Tabella 1.

Tabella 1: Classi dimensionali dei blocchi con rispettiva frequenza relativa (Lindquist, 1994).

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

Nella seguente figura, Figura 26, sono rappresentate le varie tipologie di campioni utilizzati da Lindquist per la sperimentazione. Nei vari riquadri sono presenti delle frecce che indicano la direzione di carico, mentre l'angolo viene definito dalla direzione del carico con l'orientamento principale dei blocchi.

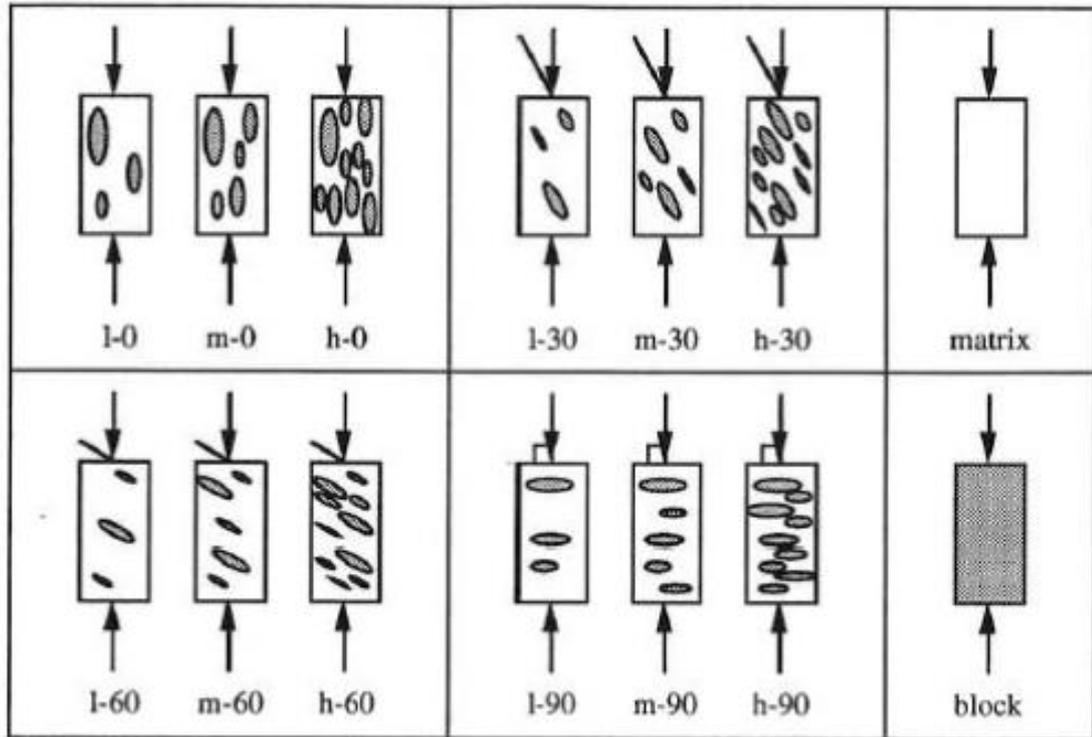


Figura 26: Schematizzazione delle differenti configurazioni dei provini utilizzati nella sperimentazione (Lindquist, 1994).

Per ogni configurazione dei blocchi, sono stati fabbricati 5 provini; inoltre sono stati realizzati 7 campioni costituiti da sola matrice, con diametro di 200 mm, e 10 provini costituiti dal materiale costituente i blocchi, ed aventi diametri di 70 mm.

Per la valutazione e lo studio della superficie di rottura, esse sono state tracciate su una pellicola trasparente, come mostrato in Figura 27:



Figura 27: Proiezione su pellicola trasparente della superficie laterale di un provino soggetto ad una prova triassiale, nella quale viene riportata in rosso la traccia della superficie di rottura (Lindquist, 1994)

Quest'operazione è stata condotta col fine di poter operare un confronto in termini di parametri geometrici, di percentuale volumetrica dei blocchi e di distribuzione dimensionale, tra i valori noti dalle analisi bidimensionali e i valori ottenuti mediante analisi monodimensionali.

In Figura 28, è mostrato un provino analizzato sul quale è evidenziata in rosso la superficie di rottura, indotta dalla prova triassiale.

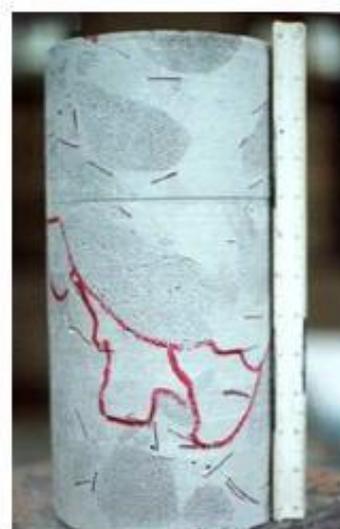


Figura 28: Provino utilizzato nella sperimentazione (Lindquist, 1994).

La percentuale volumetrica dei blocchi è stata valutata precedentemente la fabbricazione del provino, mediante la valutazione del peso del blocco, e poi essa è stata confrontata con il valore stimato sulla base delle tracce dei blocchi sulla superficie laterale del provino; da tale comparazione si è notato che vi è una sovrastima di circa il 30% nel campione rispetto al valore valutato sulla superficie laterale. Questa discrepanza può essere giustificata da una differente concentrazione dei blocchi all'interno del provino, con una densità maggiore di blocchi all'interno del provino.

2.4. Proprietà meccaniche dei bimrocks

La complessità che caratterizza i bimrocks comporta una notevole difficoltà nella valutazione delle caratteristiche meccaniche degli stessi, infatti esse dipendono da molteplici fattori, quali: le caratteristiche meccaniche della matrice e le caratteristiche meccaniche dei blocchi, la *VBP*, la geometria e l'orientamento dei blocchi.

La presenza dei blocchi all'interno della matrice può determinare una variazione significativa delle caratteristiche meccaniche del deposito, o può non essere significativo dal punto di vista ingegneristico; dunque, occorre porre particolare attenzione alla definizione dei limiti di grandezza dei blocchi.

Medley (1994) definisce il bimrock come una formazione complessa in cui ci sia un elevato contrasto meccanico tra la matrice e i blocchi in roccia; quindi, affinché si possa parlare di bimrock, devono essere soddisfatte le seguenti proprietà:

- la *VBC*, ovvero la percentuale volumetrica dei blocchi, deve rispettare la seguente disuguaglianza:

$$(0.20 \div 0.25) \leq VBP \leq 0.75$$

come evidenziato in diversi studi (Lindquist, 1994; Lindquist & Goodman, 1994; Kim et al., 2004; Sonmez et al., 2004a; Pan et al., 2008).

Nel caso in cui la *VBP* risultasse minore del limite inferiore, $VBP < 20\%$, il comportamento meccanico dell'ammasso è governato dalla matrice, sia per quanto riguarda le caratteristiche di resistenza e sia per quanto riguarda il comportamento tenso-deformativo.

Se si ha il superamento del limite superiore dell'intervallo, $VBP > 75\%$, allora il comportamento dell'ammasso è equiparabile a quello di un ammasso roccioso estremamente fratturato.

La variabilità del comportamento meccanico del bimrock al variare della VBP è schematizzato in Figura 29:

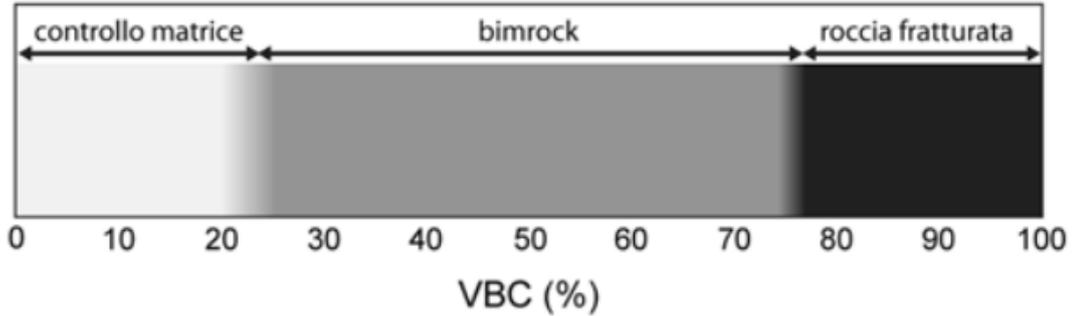


Figura 29: Differenti tipologie di modelli utilizzabili per descrivere la formazione complessa al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Coli, 2010).

- La differenza di resistenza tra la matrice ed i blocchi deve essere tale da determinare la formazione delle deformazioni di taglio principalmente nella matrice, secondo percorsi tortuosi intra blocchi. Affinché si abbia una sufficiente differenza di resistenza tra blocchi e matrice devono essere rispettate le seguenti disuguaglianze:

$$\frac{\tan(\varphi_{blocco})}{\tan(\varphi_{matrice})} \geq 2 \quad (5)$$

$$\frac{E_{blocco}}{E_{matrice}} \geq 2 \quad (6)$$

Avendo indicato con φ l'angolo di attrito e con E il modulo di Young Young (Volpe et al., 1991; Lindquist, 1994; Lindquist & Goodman, 1994). Se le differenze in termini di resistenza non sono molto marcate, ovvero se non sono soddisfatte le precedenti due disequazioni, il comportamento meccanico del bimrock tende a quello di una formazione omogenea (Coli, 2010).

2.4.3. Tortuosità della superficie di rottura

Nelle formazioni complesse, la zona caratterizzata da minore resistenza è quella di contatto tra i blocchi e la matrice, quindi essa risulta essere la zona privilegiata per la formazione delle superfici di rottura, determinando la formazione di una superficie di rottura tortuosa, Figura 30:

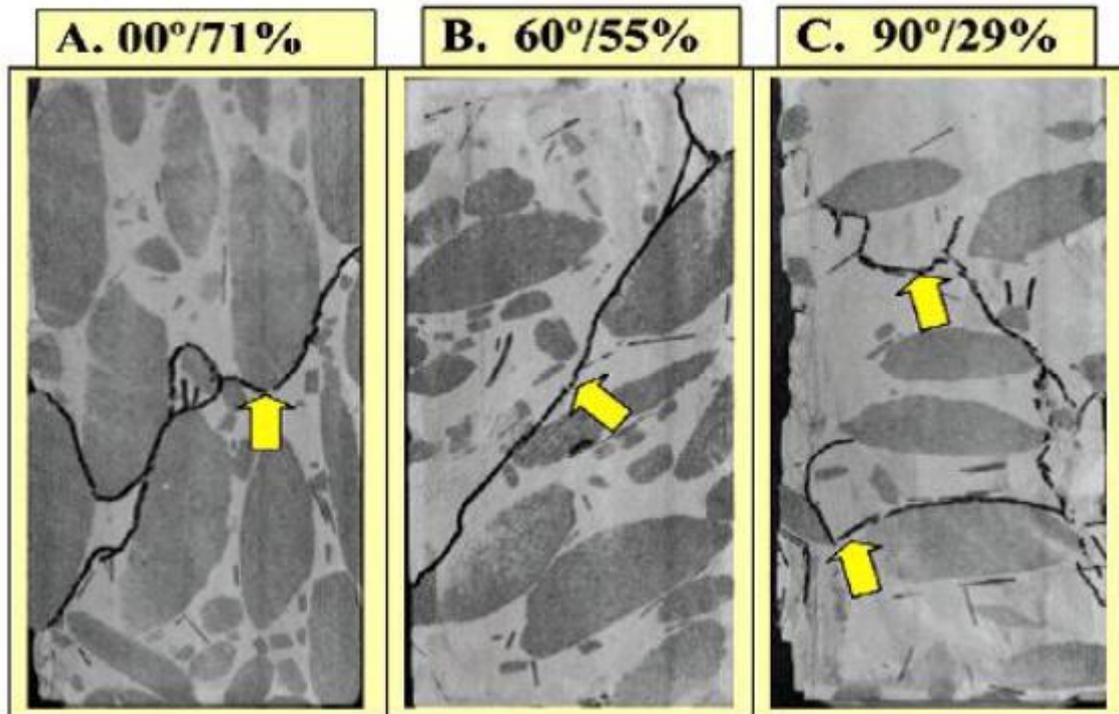


Figura 30: Sezione di tre provini aventi differente orientamento e percentuale volumetrica di blocchi, soggetti a prove triassiali e nei quali sono evidenziate le superfici di rottura (Medley, 2004).

Lindquist, sulla base delle sperimentazioni condotte mediante prove triassiali e sulla base dei dati riportati in letteratura, ha valutato gli effetti del VBP e dell'orientamento dei blocchi sulla resistenza, sulla rigidità e sulle caratteristiche della superficie di rottura.

Sulla base delle sperimentazioni, Lindquist ha ottenuto i seguenti risultati:

- all'aumentare della VBP si ha un incremento della resistenza dei provini di mélanges, ed essa sarà minore nella direzione ortogonale a quella di orientamento dei blocchi;
- a causa dei contatti blocco/matrice, la coesione diminuisce all'aumentare della VBP;
- a causa dell'aumento della tortuosità della superficie di rottura, l'angolo di attrito di un bimrock aumenta all'aumentare della VBP;

- la geometria della superficie di rottura è fortemente influenzata dall'orientamento dei blocchi, ed in particolar modo da quelli di dimensioni maggiori. Inoltre, la superficie di rottura si sviluppa nelle zone di contatto tra blocco e matrice, dato che queste sono le zone aventi maggiore debolezza.

Come è possibile osservare in Figura 31, la variabilità dimensionale dei blocchi, a parità di VBP, determina un incremento della tortuosità della superficie di rottura; la tortuosità, inoltre, è fortemente influenzata dalla forma e dall'orientamento dei blocchi, Medley (2004).

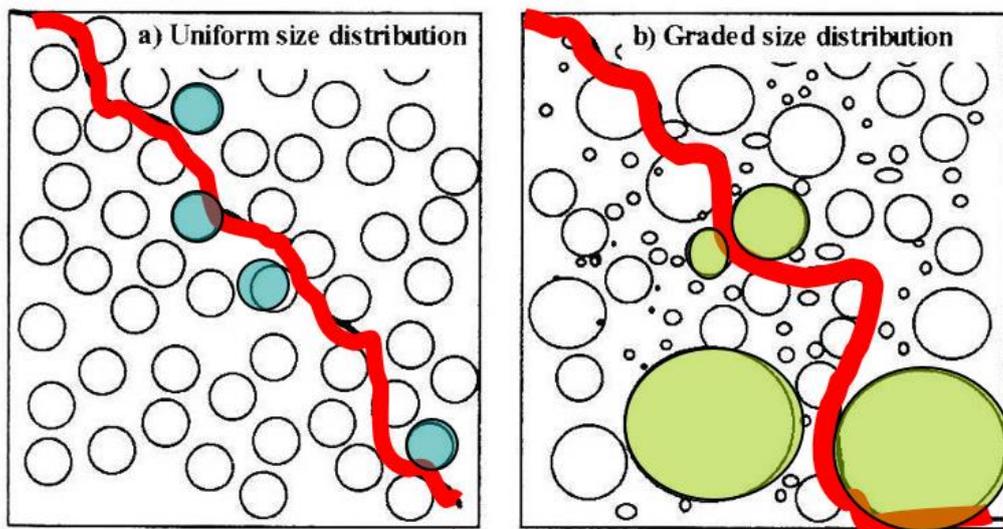


Figura 31: Influenza della variabilità dimensionale dei blocchi nella formazione della superficie di rottura (Lindquist & Goodman, 1994).

L'incremento della tortuosità della superficie di rottura porta ad una variazione dei parametri di resistenza dell'intera formazione, andando a differenziarsi notevolmente da quelli relativi ad una formazione costituita esclusivamente da matrice.

Sulla base di prove sperimentali condotte su provini fabbricati in laboratorio (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 l'incremento della tortuosità determina:

- incremento del modulo di Young;
- incremento dell'angolo di attrito complessivo;
- diminuzione della coesione.

L'incremento dell'angolo di attrito può essere spiegato mediante due possibili considerazioni:

- il valore dell'angolo d'attrito delle zone di contatto blocco/matrice è maggiore di quello della sola matrice, anche se tali zone sono zone di debolezza del bimrock;
- la presenza dei blocchi lungo la superficie di rottura determina un aumento della dilatanza

Medley (2004), sulla base delle sperimentazioni eseguite da Lindquist (1994), eseguì degli studi sulle superfici di rottura tortuose. In Figura 32, sono riportate le tracce dei blocchi e della superficie di rottura di un provino testato da Lindquist; la superficie di rottura reale del provino è evidenziata in giallo, ed ha conformazione tortuosa, mentre la linea viola rappresenta la linea di rottura che si avrebbe in presenza di sola matrice.

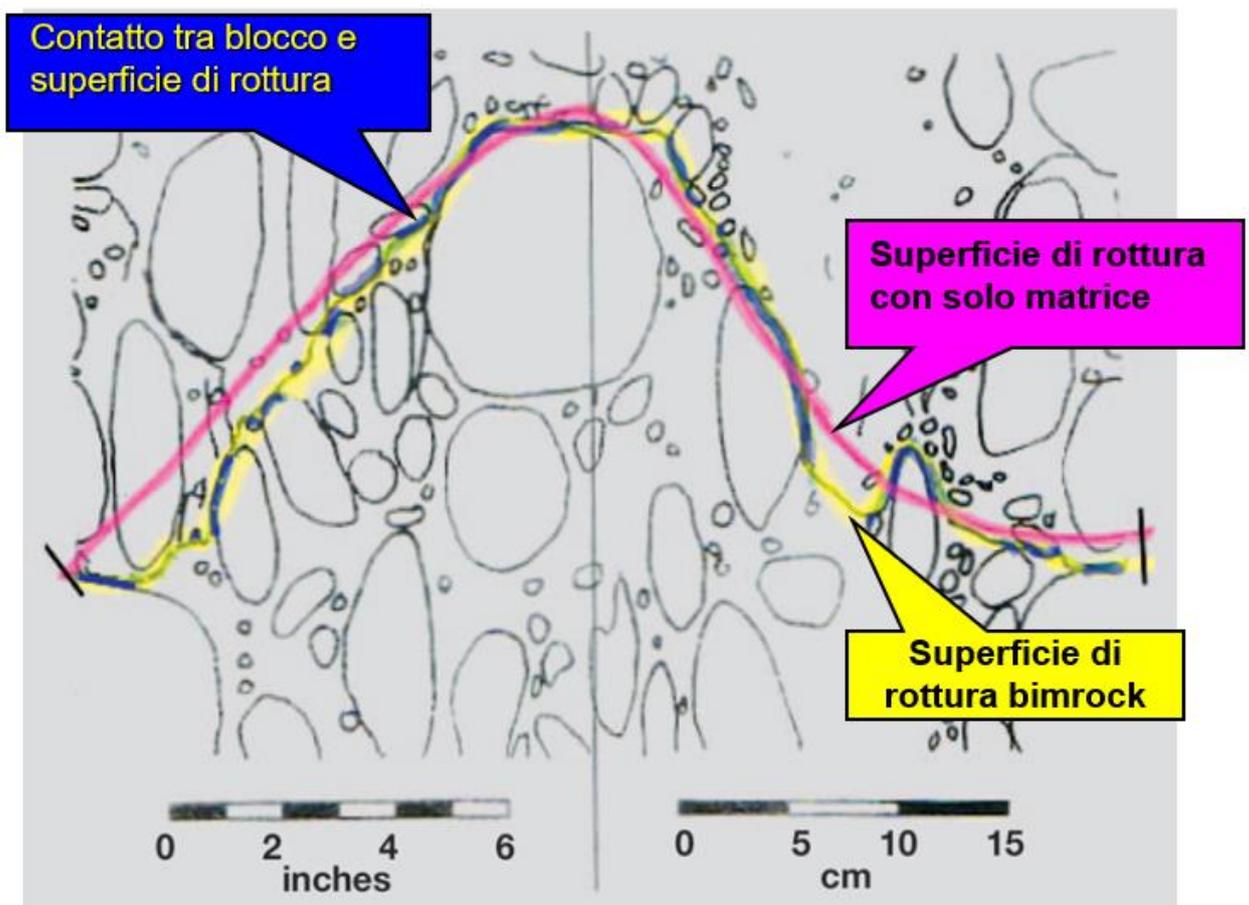


Figura 32: Rappresentazione delle superfici di rottura sulla proiezione della superficie laterale di un provino soggetto a prova di compressione triassiale. La linea gialla rappresenta la superficie reale di rottura, la linea viola rappresenta un'ipotetica superficie di rottura nel caso di sola matrice (Medley, 2004).

Una volta individuate le superfici di rottura, esse sono state misurate per mezzo di una corda, ed è stata misurata la lunghezza L' , relativa alla superficie di rottura tortuosa, e la lunghezza L_0 , relativa alla superficie di rottura “lineare”.

Oltre alle lunghezze precedentemente definite, sono state misurate le lunghezze delle zone di contatto tra blocchi e superficie di rottura, evidenziate in blu in Figura 32, e la loro somma è stata indicata con t .

La procedura di tracciamento della superficie di rottura e di misurazione appena descritta è stata eseguita per oltre 70 provini.

Nella Figura 33, sono messi a confronto le superfici di rottura aventi stesse caratteristiche in termini di orientamento dei blocchi e VBP, ed esse sono inoltre confrontate con i profili di rugosità individuati per le formazioni rocciose (Barton e Choubey, 1977). Dal confronto è possibile notare che i vari profili delle superfici di rottura sono molto differenti tra loro, e che essi sono generalmente più tortuosi dei profili individuati per le rocce.

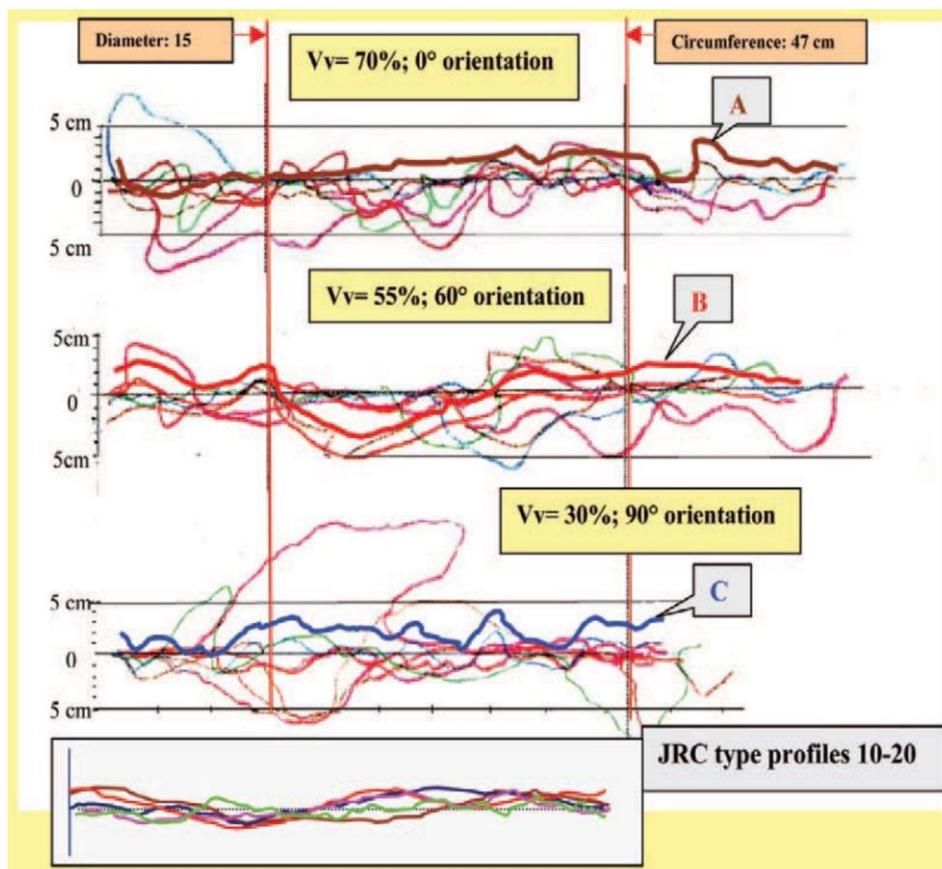


Figura 33: Confronto tra le tracce delle superfici di rottura e i profili di rugosità utilizzati per la definizione del parametro JRC (Medley, 2004).

Per definire il grado di tortuosità, Medley (2004) ha definito il “rapporto di lunghezza tortuosa” L'/L_0 , ovvero un parametro che descrive la tortuosità in funzione delle lunghezze L' e L_0 , come è possibile osservare in Figura 34:

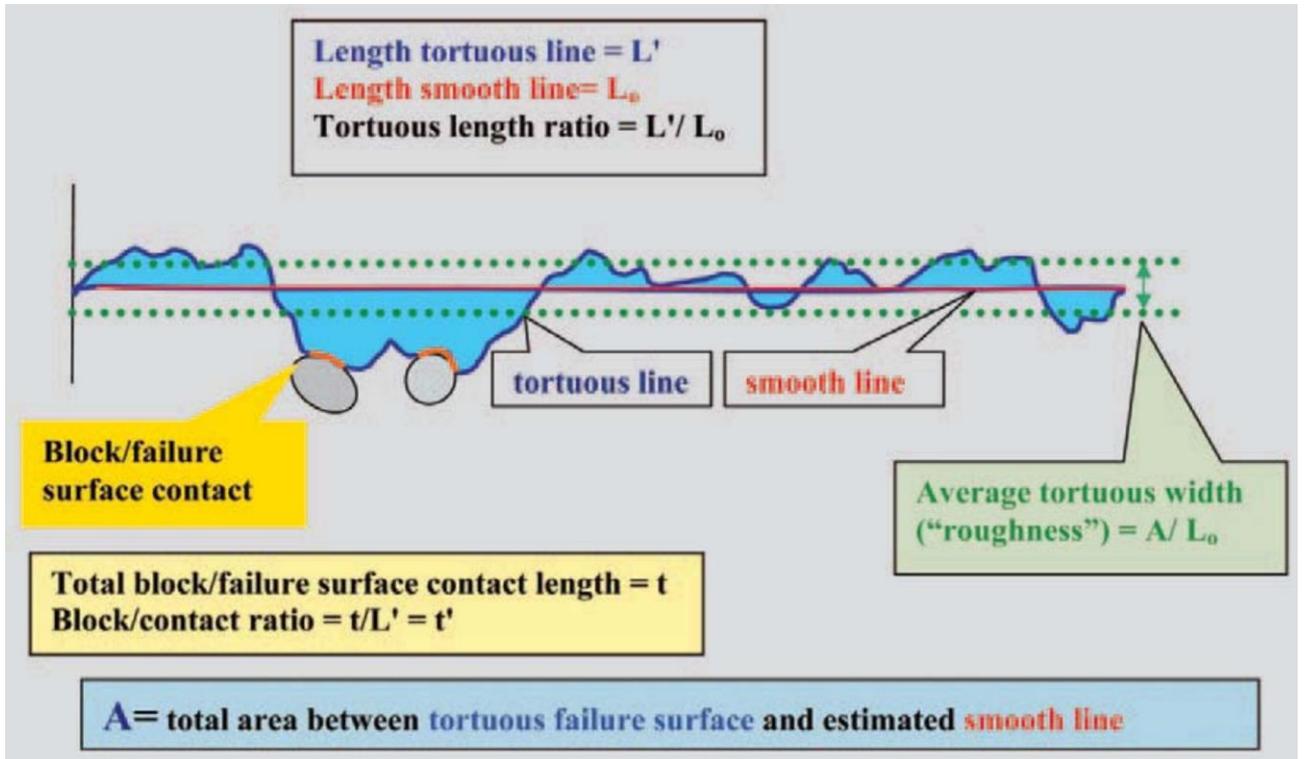


Figura 34: Schematizzazione dei parametri relativi alle proiezioni delle superfici di rottura (Medley, 2004).

Medley ha inoltre definito una zona di potenziale rottura, limitata da due linee tratteggiate verdi in Figura 34, che comprende la larghezza media delle possibili superfici di rottura tortuose.

I risultati ottenuti dall’analisi delle superfici di rottura sono sintetizzati in Figura 35 e in Tabella 2:

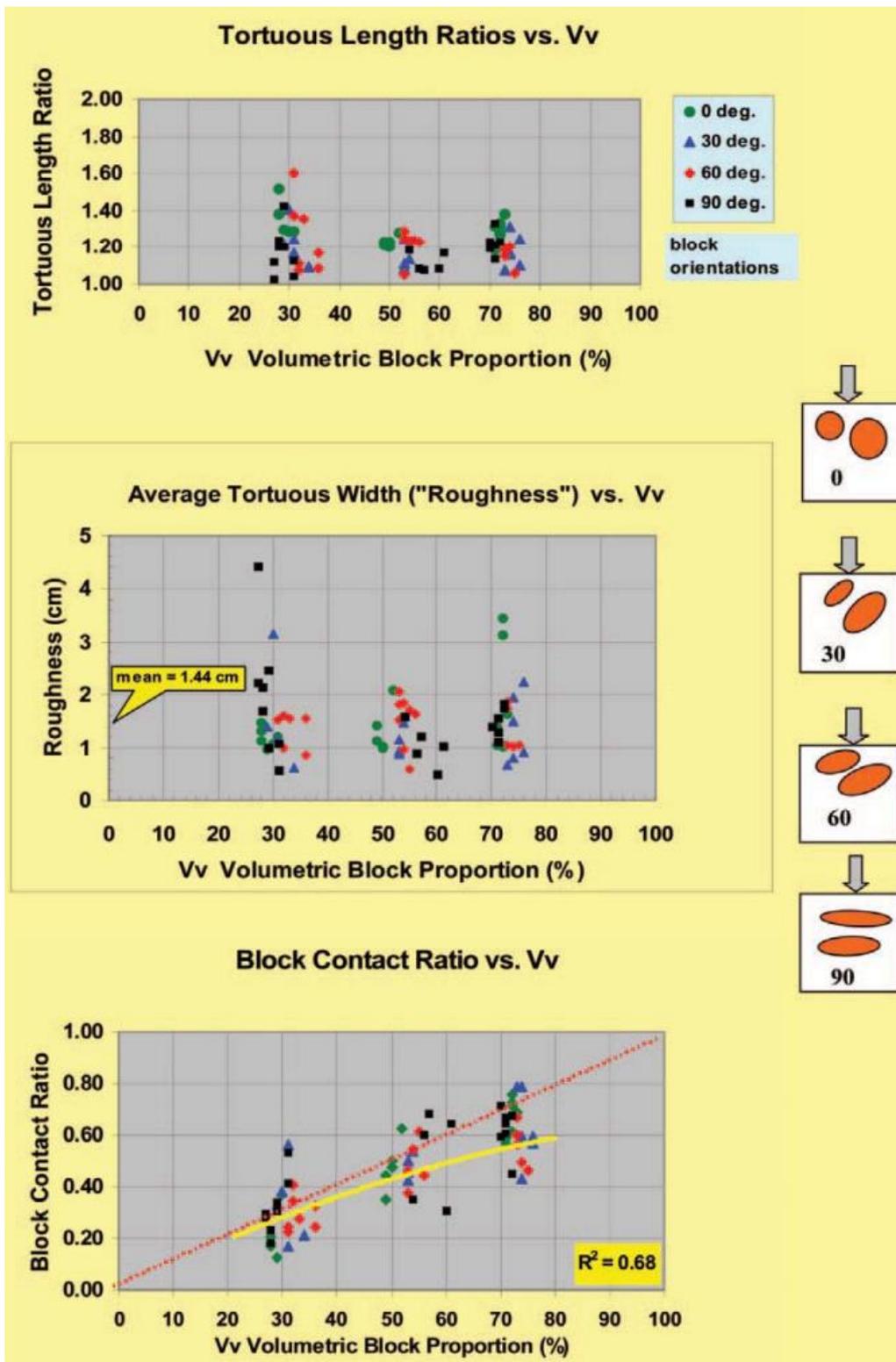


Figura 35: Rappresentazione grafica dei risultati ottenuti nella sperimentazione di Medley (Medley, 2004).

Tabella 2: Valori numerici ottenuti dalla sperimentazione di Medley (Medley, 2004).

Parameter	Unit	Symbol	Count	Mean	Standard deviation	Minimum	Maximum
Length Smooth Line*	cm	L_o	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_o	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_o	73	59.4	9.5	41.7	81
Tortuous Width	cm	A/L_o	73	1.44	0.68	0.5	4.45

* L_o measured manually, ** L_o measured digitally

Osservando il grafico superiore presente in Figura 35, è possibile notare che si hanno risultati analoghi in termini di rapporto di lunghezza tortuosa nei provini con VBP pari a 70% e 50%, mentre si ha maggiore variabilità nei provini con VBP=30%.

Il grafico intermedio, Figura 35, mostra che vi è bassa dipendenza tra la zona di potenziale rottura e l'orientamento e la VBP dei blocchi, anche se alcuni dati riguardanti le VBP pari a 30% e 70% sono molto differenti dagli altri.

Lo spessore medio della zona di potenziale rottura è di 1.44 cm, con deviazione standard riportata in Tabella 1 Tabella 2 e pari a 0.68 cm; tale dato, rapportato al diametro del provino, indica che tale zona è all'incirca il 10% del diametro del provino, a cui va sommata la deviazione standard, pari a $\pm 5\%$ del diametro del provino.

In grafico riportato nella parte inferiore di Figura 35, mostra che esiste una dipendenza lineare tra il rapporto t/L' e il VBP, anche se essa risulta meno marcata per valori di VBP maggiori del 50%.

Sulla base dei risultati ottenuti, Medley (2004) ha suggerito che l'approccio più adeguato da seguire è quello di definire lo spessore della zona di potenziale rottura pari a $(0.05 \div 0.15)L_c$, e che non è corretto far riferimento al parametro JRC per la valutazione della rugosità delle superfici di rottura.

Afifipour & Moarefvand (2013) hanno condotto numerosi test di laboratorio, su campioni fabbricati con determinate caratteristiche, per poter valutare le modalità di rottura.

Sono stati condotti test di compressione monoassiale e test di trazione indiretta (prova brasiliana) al variare della percentuale volumetrica dei blocchi e per ogni prova sono state analizzate le superfici di rottura originatesi.

I blocchi utilizzati nella realizzazione dei campioni di bimrock sono stati selezionati in modo da rispettare le seguenti distribuzioni dimensionali, riportate in Figura 36:

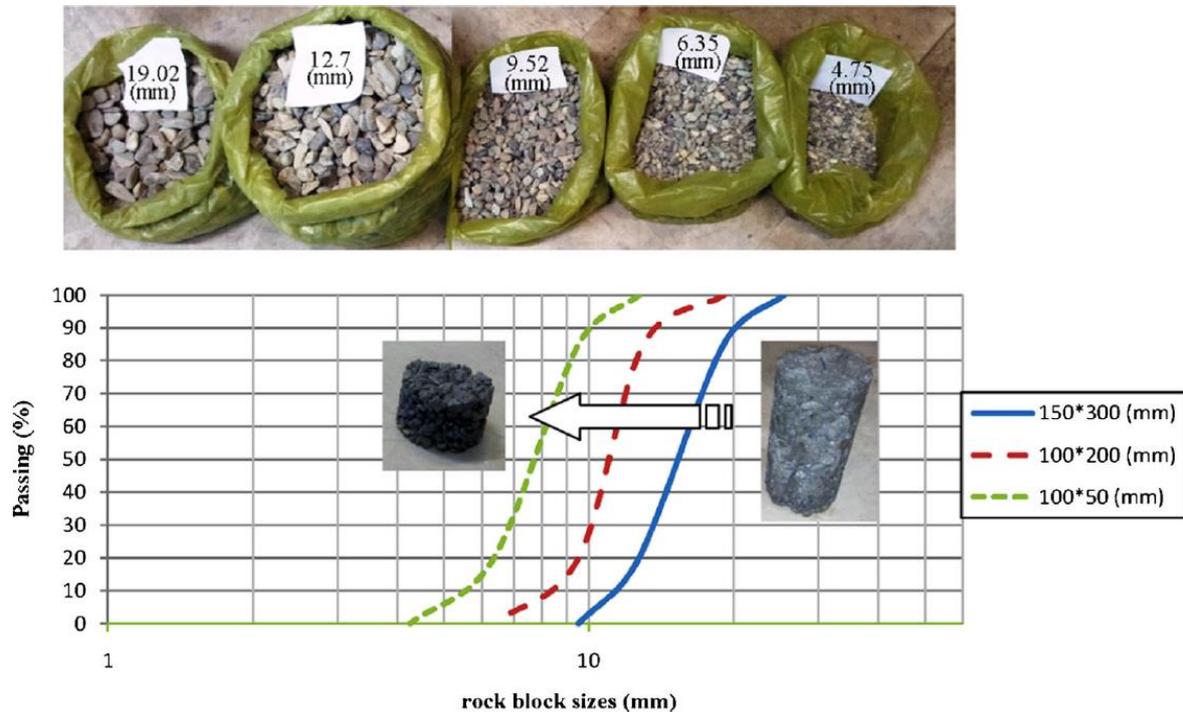


Figura 36: Materiali utilizzati per la realizzazione dei blocchi costituenti il bimrock, immagine in alto, e curve granulometriche utilizzate per la fabbricazione dei campioni, figura in basso (Afifipour, 2013).

Sono stati realizzati campioni aventi percentuali volumetriche dei blocchi molto elevate, ovvero 70%, 80% e 90%, e sono state utilizzate differenti dimensioni a seconda del tipo di test da effettuare, Figura 37:

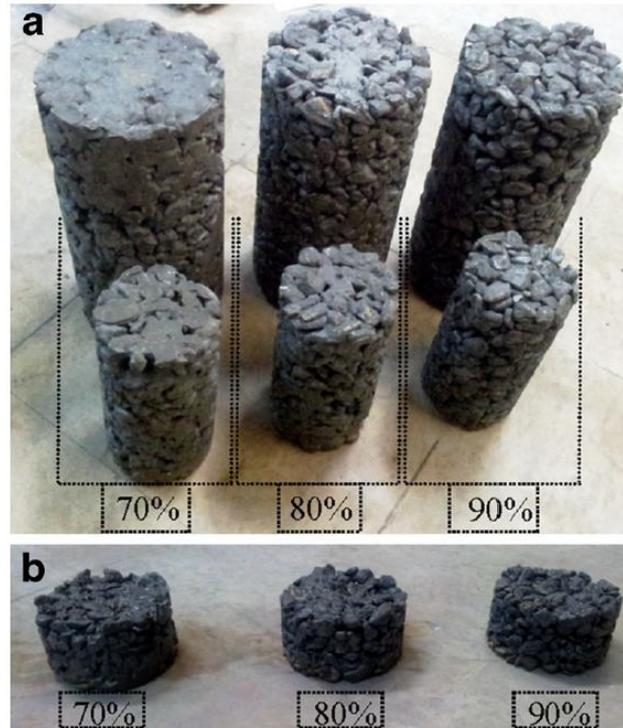


Figura 37: Campioni realizzati per l'esecuzione dei test; nell'immagine a) sono riportati i campioni utilizzati per le prove di compressione monoassiale, nell'immagine b) sono riportati i campioni utilizzati nelle prove di trazione indiretta (Afifipour, 2013).

Le superfici di rottura che si sono determinate all'interno dei provini, mostrate in Figura 38 per le prove di compressione monoassiale e in Figura 39 per le prove di trazione indiretta, sono associabili a tre differenti modalità di rottura, come mostrato in Figura 40:

- MODO 1: si ha un percorso tortuoso che interessa la matrice e non i blocchi, e si verifica nel caso in cui la resistenza della matrice è significativamente inferiore di quella dei blocchi e lo spessore di matrice tra i blocchi è sufficiente;
- MODO 2: si ha la ramificazione della superficie di rottura, e tale condizione si verifica nel caso in cui la resistenza della matrice è significativamente inferiore di quella dei blocchi ed essi sono molto ravvicinati;
- MODO 3: la superficie di rottura interessa la matrice ed i blocchi, e tale modalità di rottura si verifica nel caso in cui il contrasto di resistenza tra blocchi e matrice non è significativo.

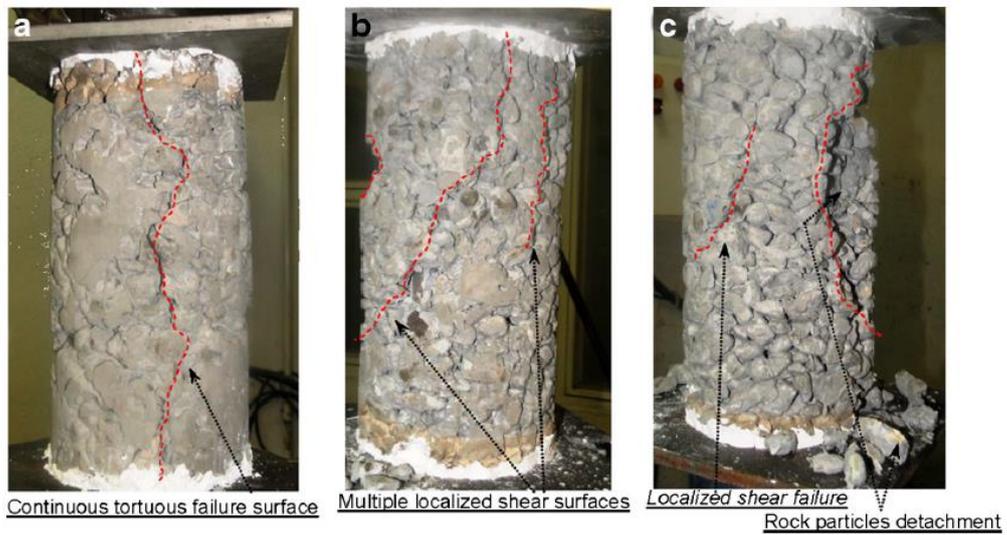
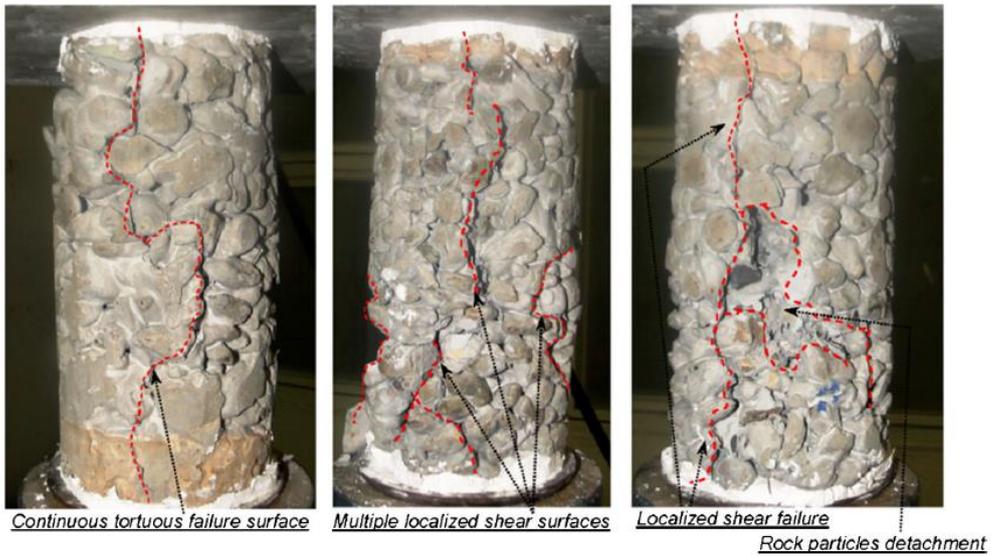


Figura 38: *Differenti modalità di rottura di provini cilindrici sottoposti a test di compressione monoassiale, al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Afifipour, 2013).*

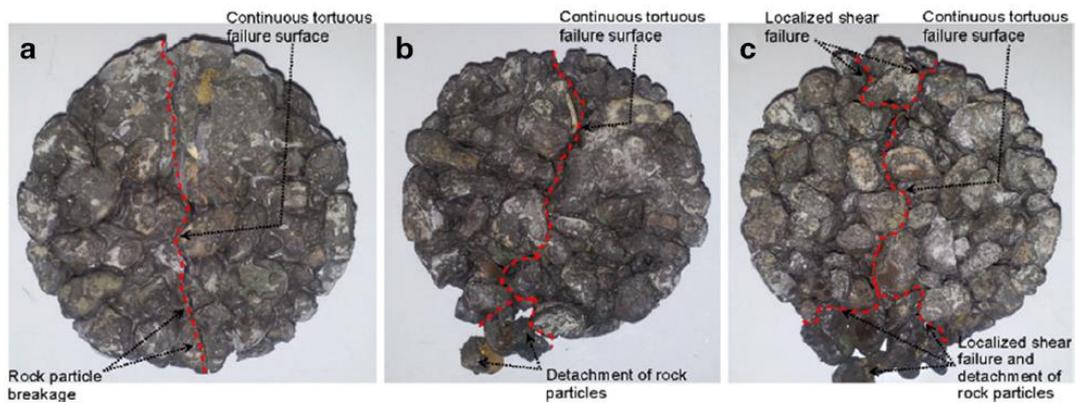


Figura 39: *Superfici di rottura nei dischi sottoposti a prove di trazione indiretta al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Afifipour, 2013).*

Type	Sketch map
(1) Failure path going round through one side of the "rock" block	
(2) Failure path going round by both sides of the "rock" block	
(3) Failure path passing through the weak "rock" block	

Figura 40: Schematizzazione delle possibili modalità di rottura (Xu et al., 2008).

2.4.2. Resistenza e deformabilità dei bimrocks

I parametri che descrivono la resistenza dei bimrock sono correlati alle caratteristiche dei blocchi e della matrice. Se si aumenta il valore di VBP, partendo da 25% e terminando con un valore di 75%, si osserva un incremento in termini di angolo di attrito, una maggiore tortuosità della superficie di rottura ed una riduzione della coesione; il modulo di Young ha mostrato un trend crescente al crescere della VBP (Coli, 2010).

Differenti studi eseguiti su bimrocks di origine vulcanica (Gokceoglu, 2002; Gokceoglu e Zorlu, 2004; Sonmez et al., 2004a, b, 2006a, b) hanno evidenziato una relazione di tipo esponenziale tra la VBP e la resistenza a compressione monoassiale del bimrock (UCS). Si definisce la proporzione equivalente ponderata dei blocchi, indicata con la sigla EBP, la quale può essere calcolata con la seguente relazione:

$$EBP = \sum_i^n VP_i \frac{UCS_i}{UCS_{max,blocco}} \quad (7)$$

Avendo indicato con:

- VP la proporzione volumetrica del blocco i -esimo;
- UCS la resistenza a compressione monoassiale del bimrock;
- n il numero di differenti tipi di blocchi;
- $UCS_{max,blocco}$ la resistenza a compressione monoassiale massima.

Nella seguente figura, Figura 41, sono riportate le distribuzioni di EBP e della resistenza a compressione normalizzata, UCS_N , la cui espressione è riportata nell'equazione (4). Dall'interpolazione dei dati sono state ricavate due equazioni esponenziali riportate in Figura 41, ed è possibile notare che la curva interpolante avente valore $UCS_N = 1$ per $EBP = 0$ è maggiormente rappresentativa.

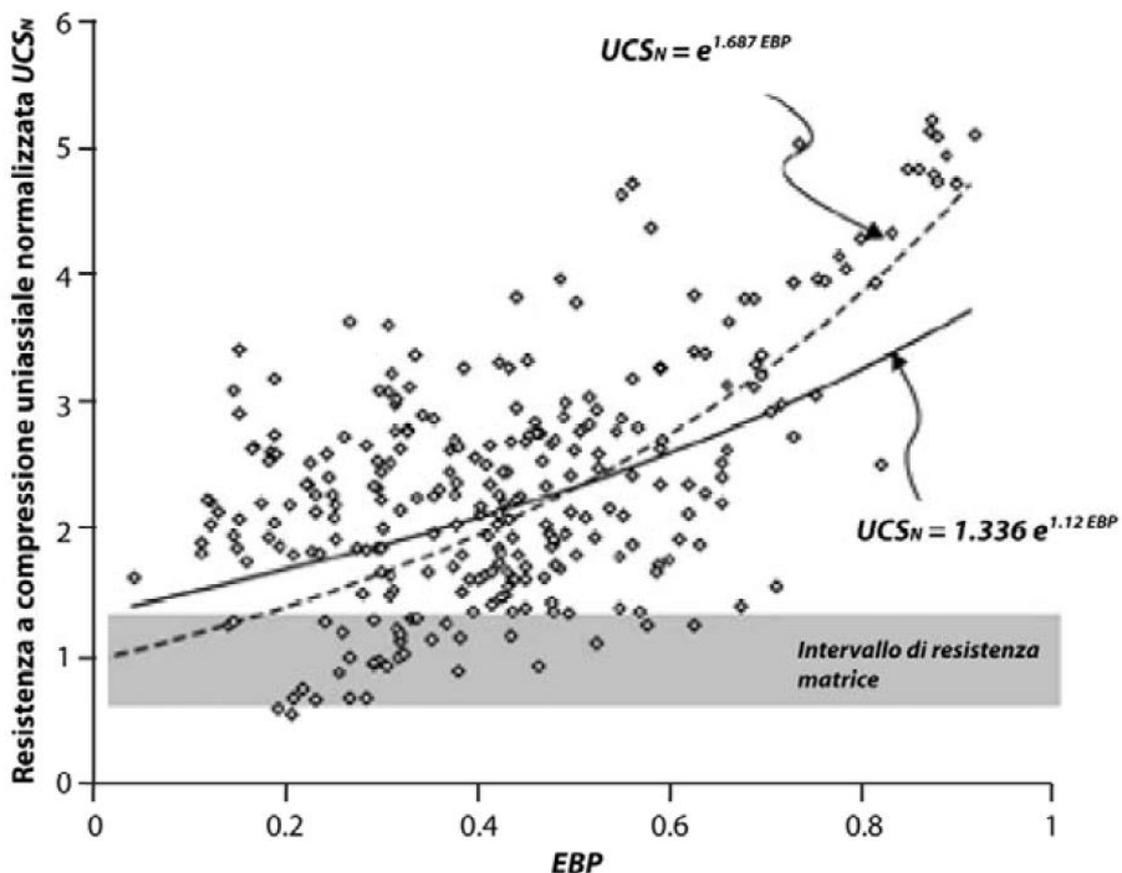


Figura 41: Rappresentazione della resistenza a compressione monoassiale del bimrock normalizzata in funzione della proporzione equivalente ponderata dei blocchi per un agglomerato situato ad Ankara, con curve di interpolazione dei dati (Sonmez et al., 2004a).

Questa rappresentazione ottenuta da Sonmez et al., (2004a) suggerisce che per elevate percentuali di EBP il bimrock assume un comportamento più omogeneo ed è caratterizzato da maggiore resistenza. Quindi, questo risultato conferma le assunzioni fatte nei precedenti studi sul comportamento del bimrock con elevati valori di VBP.

Sulla base di prove di laboratorio, in configurazione monoassiale e triassiale, condotte su campioni di origine vulcanica e fabbricati in laboratorio, Sonmez et al., (2004a) hanno ricavato delle formulazioni empiriche basate sul criterio di Mohr-Coulomb e sul criterio di Hoek & Brown.

Mohr-Coulomb:

$$c_N = 1.25 - e^{\frac{VBC-100}{75}} \quad c_{bimrock} = c_N \cdot c_{matrice} \quad (8)$$

$$\varphi_N = e^{\frac{8 \cdot VBC}{1000}} \quad \varphi_{bimrock} = \varphi_N \cdot \varphi_{matrice} \quad (9)$$

$$UCS_N = 1 - e^{\frac{VBC-100}{25}} \quad UCS_N = UCS_{bimrock} / UCS_{matrice} \quad (10)$$

Hoek & Brown:

$$m_{i,N} = e^{0.15 \cdot VBC} \quad m_{bimrock} = m_{i,N} \cdot m_{i,matrice} \quad (11)$$

$$\sigma_1 = \sigma_3 + UCS_{bimrock} \sqrt{m_{bimrock} \cdot \frac{\sigma_3}{UCS_{bimrock}} + 1} \quad (12)$$

Per confutare l'affidabilità delle equazioni ottenute per via statistica, è stata ricalcolata la tensione principale σ_1 . In Figura 42, è riportata la distribuzione cumulativa di frequenza dell'errore, ottenuta valutando la differenza tra la σ_1 calcolata e la σ_1 misurata. Tramite analisi della Figura 42, è possibile constatare che alla maggior parte dei dati, ottenuti da

entrambe le distribuzioni, sono caratterizzate da un errore inferiore al 3%, anche se quest'approccio non è stato validato da un numero sufficientemente adeguato di campioni.

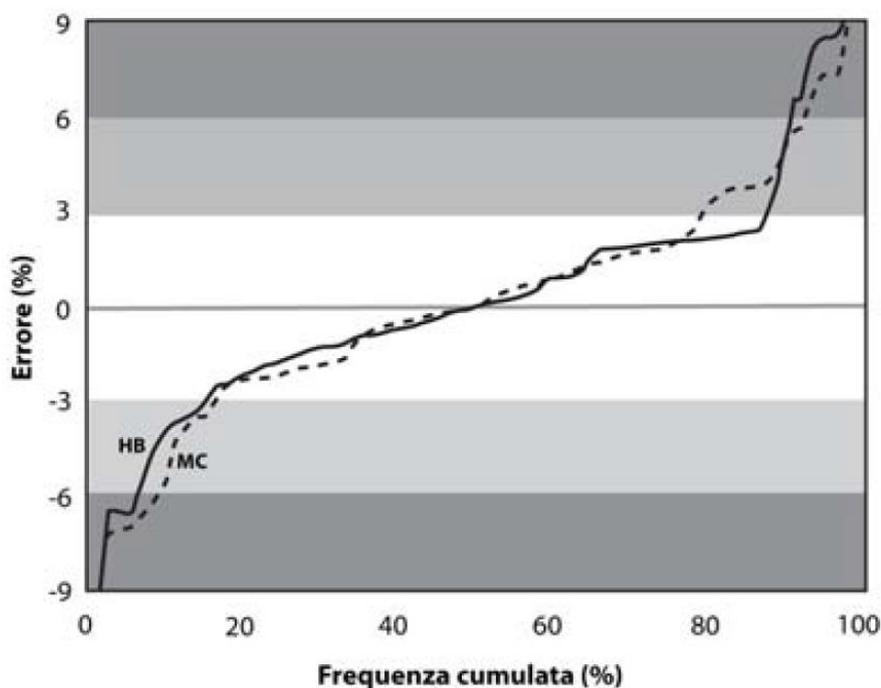


Figura 42: Distribuzione cumulativa di frequenza dell'errore ottenuta dal confronto tra la σ_1 calcolata con le equazioni empiriche e la σ_1 misurata (Sonmez et al., 2006a).

Un approccio di analisi basato sulle prove di taglio diretto in situ su larga scala è stato condotto da Li et al. (2004) e Xu et al. (2007), e i risultati ottenuti hanno mostrato una diminuzione della coesione e un incremento dell'angolo di attrito all'aumentare della percentuale in peso dei blocchi costituenti il bimrock.

Per ogni percentuale in peso dei blocchi è stato calcolato il rispettivo valore di coesione e di angolo di attrito, tramite il metodo di Bishop semplificato, e risultati sono riportati in Tabella 3:

Tabella 3: Valori di coesione ed angolo di attrito calcolati mediante prove di taglio diretto in situ (Xu et al. 2007)

c [kPa]	φ [°]	Peso [%]
0.47	47.6	56
1.76	49	54
2.35	41.2	37

Riportando i dati derivanti da prove eseguite su bimrock su un piano forza/spostamento, è stato possibile individuare due limiti di snervamento, ovvero il punto A ed il punto B, come mostrato in Figura 43.

La prima soglia di snervamento, A, è relativa alla sola deformazione della matrice e segna il limite del comportamento puramente elastico. Superato il punto A, si ha un tratto di hardening, ovvero il tratto AB, indotto dalla tortuosità delle bande di taglio. Terminato il tratto di hardening, si ha il raggiungimento della massima resistenza del campione, punto B, ed infine si ha un tratto discendente che porta al raggiungimento dei valori residui, punto C.

Questo comportamento è stato confermato dai risultati di prove di taglio diretto in scala di laboratorio (Xu et al., 2008), e dai risultati di simulazioni numeriche bidimensionali (Li et al., 2004).

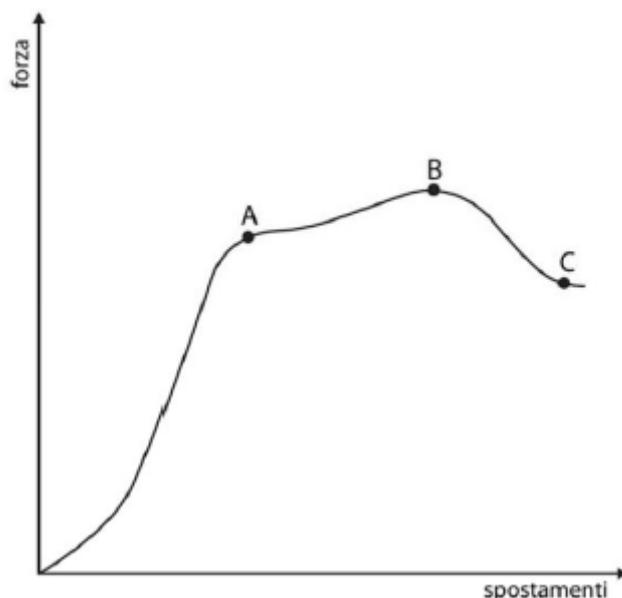


Figura 43: Curva forza/spostamento che caratterizza il comportamento dei bimrock (Coli, 2010).

Pan et al. (2008) hanno condotto analisi FEM su modelli bidimensionali di bimrock simulando prove di compressione triassiale al variare della percentuale volumetrica, forma e orientamento dei blocchi, come riportato in Figura 44:

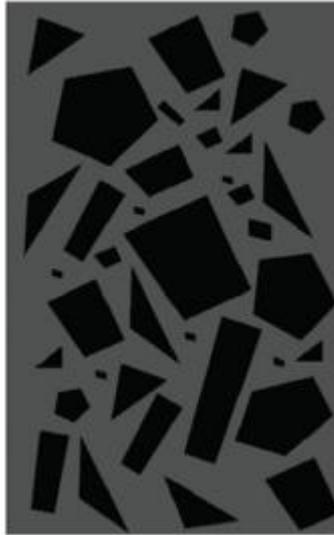


Figura 44: Modellazione FEM di un campione di bimrock (Pan et al., 2008).

I risultati ottenuti tramite questo approccio hanno dimostrato un incremento della resistenza e del modulo di Young all'aumentare del VBP, e ciò è giustificabile dalla maggiore influenza dei blocchi nel comportamento dell'intero provino e dall'incremento della tortuosità della zona di rottura. Le bande di taglio ottenute con percentuali di VBP di 18% e di 50.7% sono riportate in Figura 45:

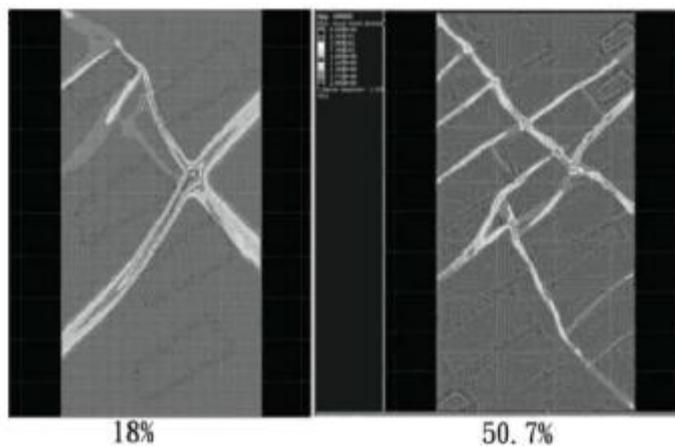


Figura 45: Formazione delle bande di taglio, nei provini simulati tramite FEM, al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Pan et al., 2008).

Dai risultati dell'analisi FEM è stata anche individuata l'influenza dell'orientamento dei blocchi all'interno della matrice, e si è osservato che la condizione che determina una resistenza minore del provino è quella in cui i blocchi hanno orientazione di 45° rispetto alla direzione di applicazione del carico massimo.

Simulazioni numeriche di prove di compressione monoassiale e triassiale sono state condotte da Barbero et al. (2012); per compiere l'analisi numerica sono stati utilizzati i software FLAC 2D e ADINA 2D e 3D, ovvero software che implementano i metodi alle differenze finite ed agli elementi finiti.

Le posizioni, l'orientamento e la dimensione dei blocchi all'interno della matrice sono state generate mediante un procedimento casuale basato su una legge esponenziale negativa.

Nelle analisi bidimensionali sono stati considerati blocchi aventi una forma circolare ed ellittica con orientazione random, come mostrato in Figura 46 ed in Figura 47:

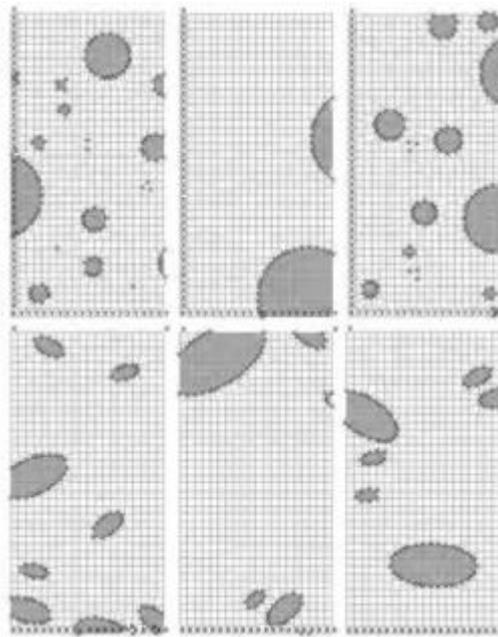


Figura 46: Esempi di modelli di campioni con blocchi circolari (in alto) ed ellittici (in basso) nelle analisi FLAC 2D, con VBP 12% (Barbero et al., 2012).

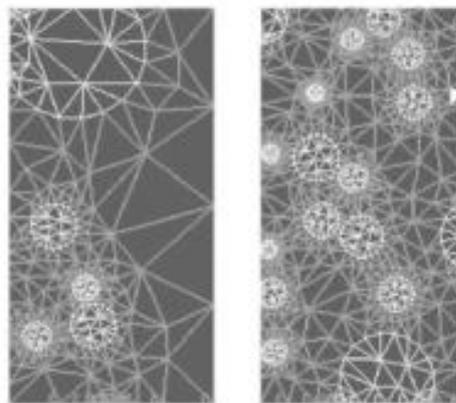


Figura 47: Esempi di modelli dei campioni con blocchi circolari nelle analisi con ADINA con VBP 22% (Barbero et al., 2012).

I risultati in ottenuti dalle simulazioni eseguite tramite FLAC sono riportate in Figura 48:

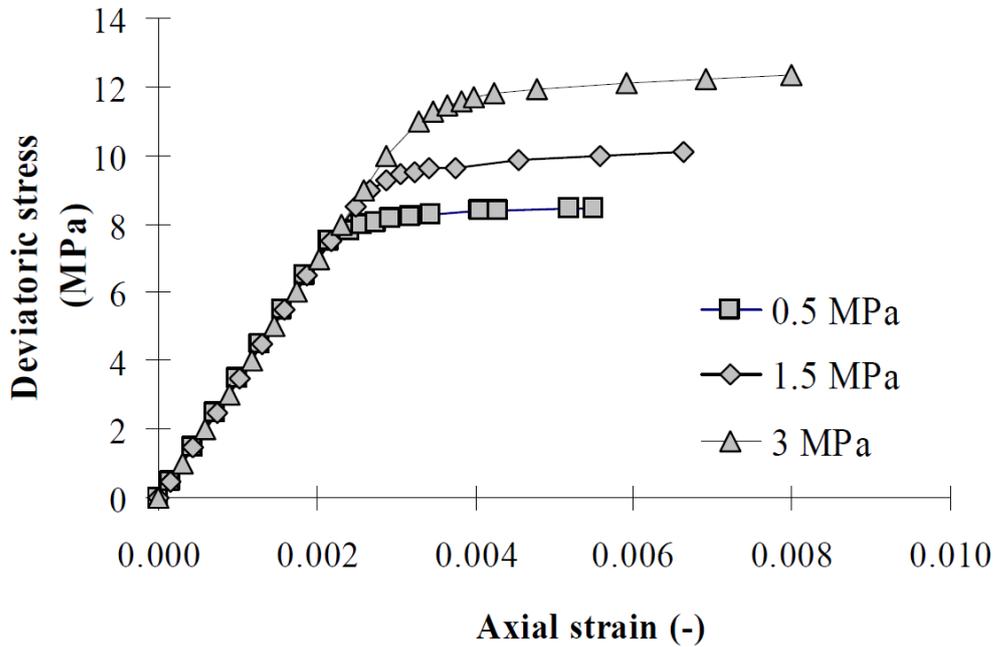


Figura 48: Curve tensione/deformazione per campioni sottoposti a compressione monoassiale (Barbero et al., 2012).

Per valutare l'influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale, sono stati simulate prove di compressione monoassiale con differenti valori della VBP, ed i risultati sono riportati in Figura 49:

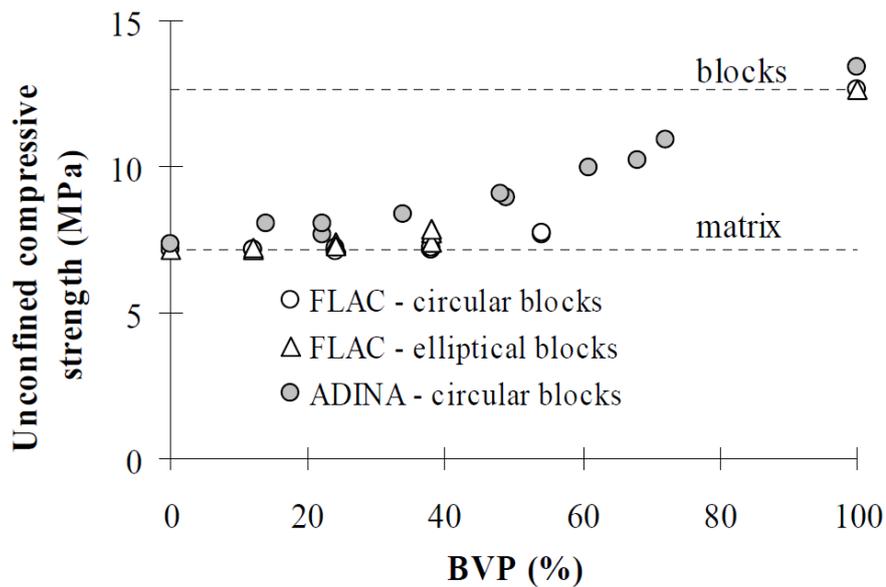


Figura 49: Variabilità della resistenza a compressione monoassiale al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2012).

Il modulo di deformazione (tangente) è stato valutato al variare della percentuale volumetrica dei blocchi ed ha mostrato un andamento crescente e lineare all'aumentare della VBP, non risultando influenzato dalla forma dei blocchi, Figura 50:

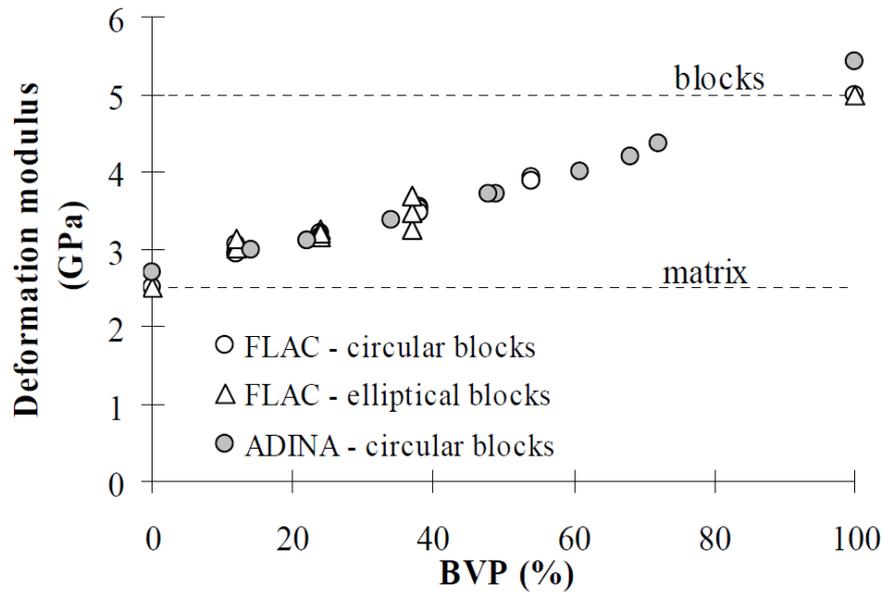


Figura 50: Modulo di deformazione (tangente) al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2012).

I risultati sono stati interpretati tramite il confronto con il criterio di Hoek & Brown, come mostrato in Figura 51:

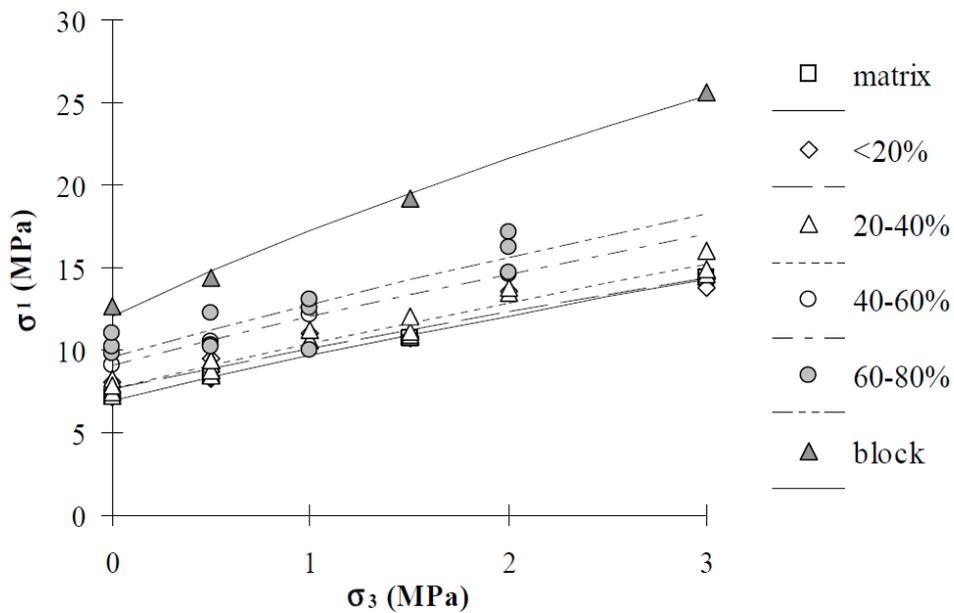


Figura 51: Dati di rottura dei provini confrontati con le curve rappresentanti la superficie di rottura del criterio di Hoek & Brown (Barbero et al., 2012).

Nelle analisi tridimensionali sono stati considerati blocchi aventi una forma sferica, distribuiti all'interno del provino secondo una legge di potenza negativa come mostrato in Figura 52:

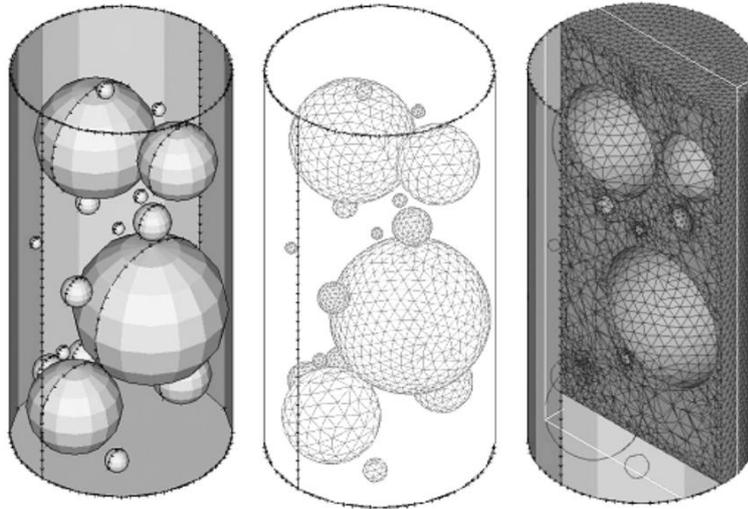


Figura 52: Esempi dei campioni con blocchi sferici nelle analisi ADINA (Barbero et al., 2012).

I modelli tridimensionali sono stati utilizzati per simulare test di compressione monoassiale e test di compressione triassiale e i risultati in termini di curve tensione/deformazione, influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale, influenza della VBP sul modulo di Young e influenza della VBP sulle proprietà di resistenza sono riportati rispettivamente in Figura 53, Figura 54, Figura 55 e Figura 56:

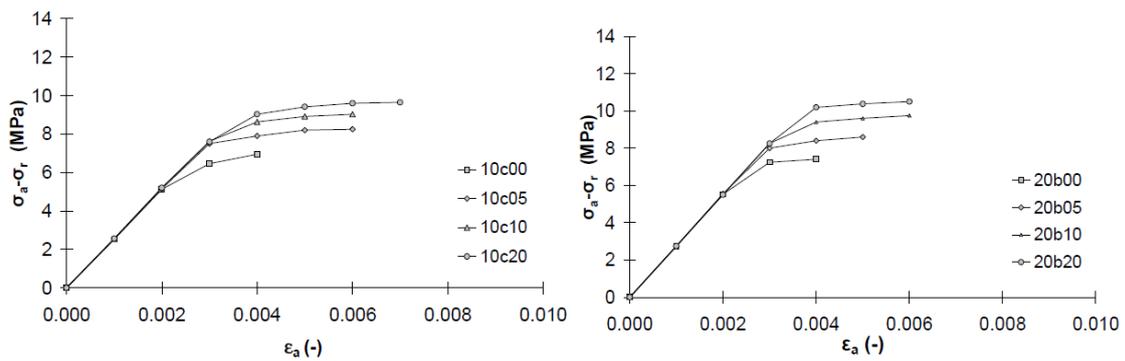


Figura 53: Curve tensione/deformazione (Barbero et al., 2012).

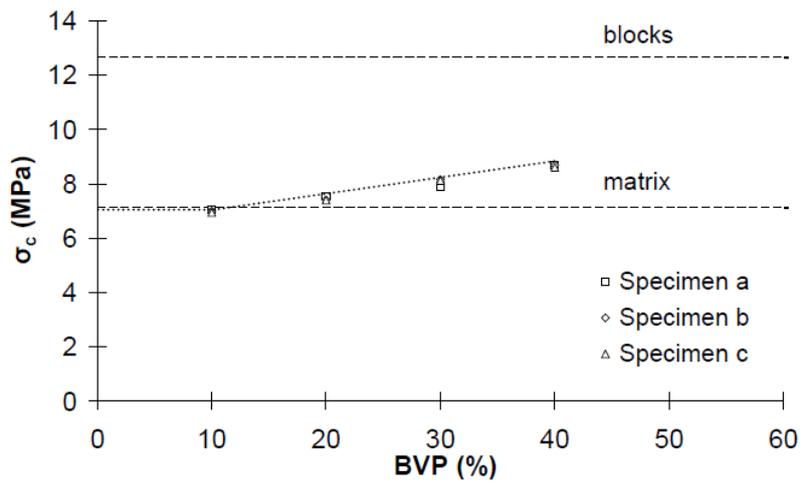


Figura 54: Influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale σ_c (Barbero et al., 2012).

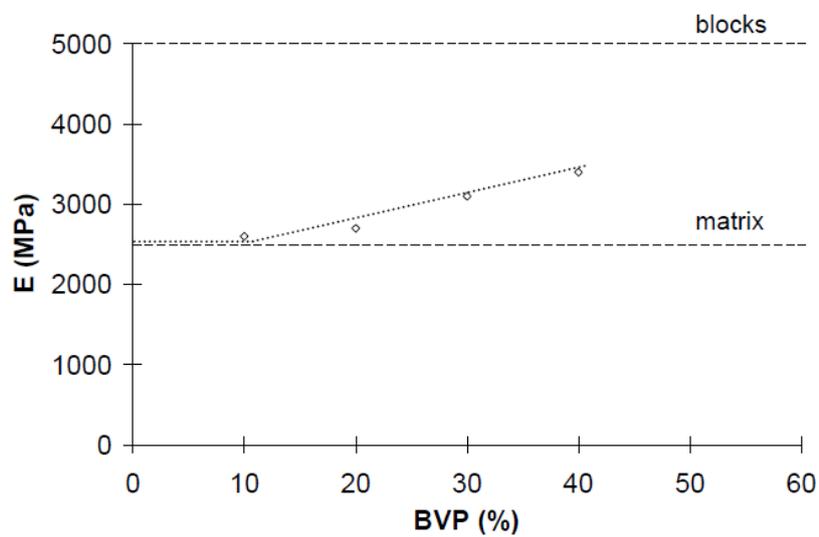


Figura 55: Influenza della VBP sul modulo di deformazione medio E (Barbero et al., 2012).

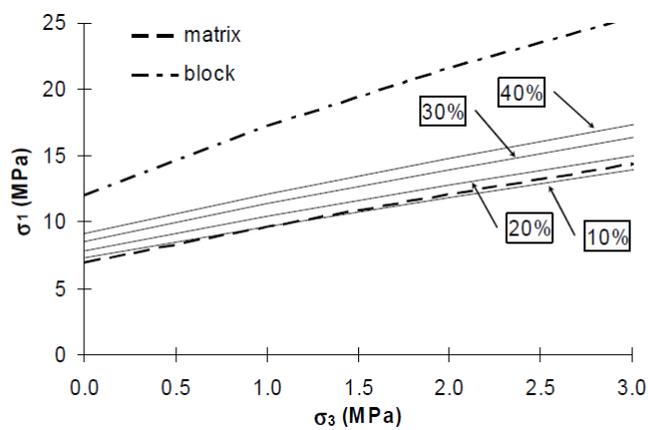


Figura 56: Risultati dei test confrontati con le curve rappresentanti la superficie di rottura del criterio di Hoek & Brown (Barbero et al., 2012).

La simulazione dei test di compressione monoassiale e triassiale ha portato alle seguenti considerazioni:

- la resistenza a compressione aumenta all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, in particolar modo per valori elevati della VBP;
- il modulo di deformazione del bimrock è proporzionale alla VBP;
- il comportamento a compressione dei provini è fortemente influenzato dal comportamento del materiale nelle interfacce tra blocchi e matrice.

Afifipour (2013) ha anch'esso realizzato delle modellazioni numeriche bidimensionali con lo scopo di determinare le differenze nelle superfici di rottura tra materiali omogeni e materiali eterogenei (bimrock) e di determinare l'influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla conformazione delle superfici di rottura.

La simulazione della prova di compressione monoassiale è stata eseguita in condizione di deformazione piana e i risultati sono riportati in Figura 57:

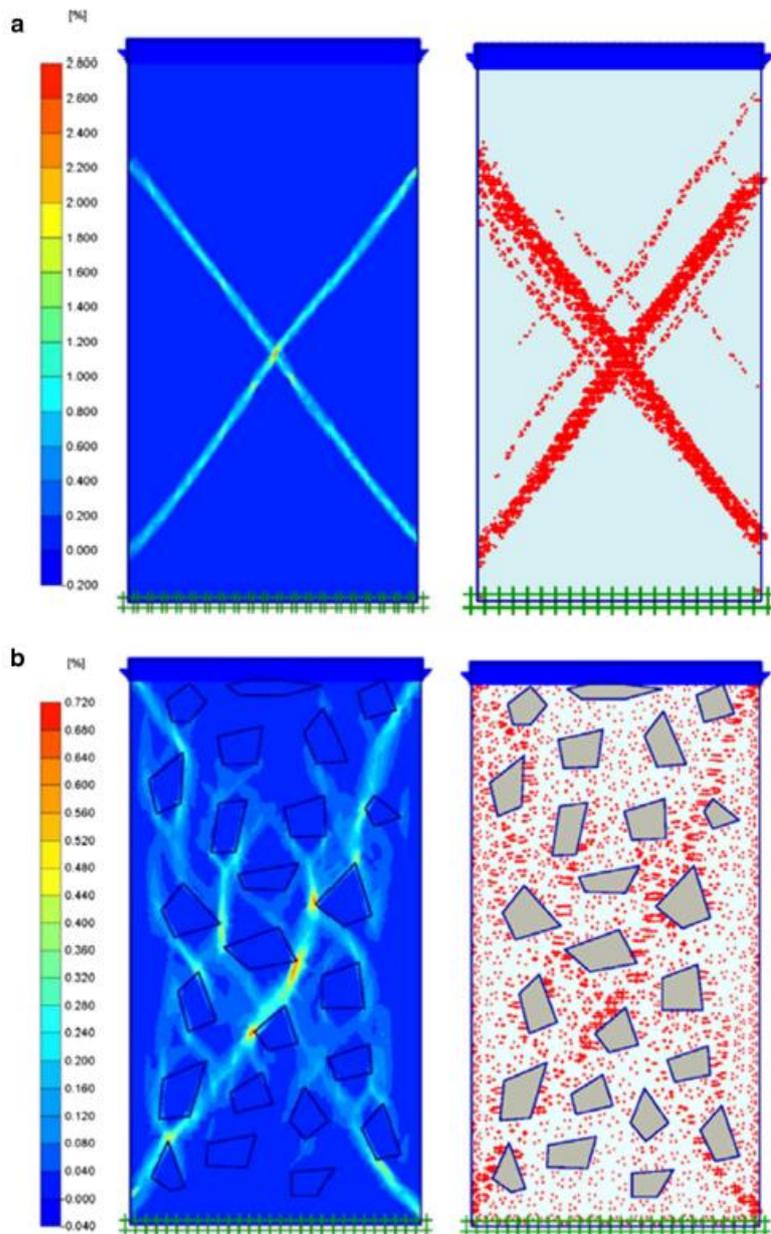


Figura 57: Risultati delle simulazioni di prove di compressione monoassiale su un materiale omogeneo (a) e su un modello di bimrock (b); nella parte sinistra sono rappresentate le fasce di rottura mentre nella parte destra sono riportate le direzioni principali di deformazione (Afifipour, 2014).

I risultati ottenuti dalla simulazione sono in accordo con i risultati ottenuti nei test realizzati in laboratorio e con i risultati ottenuti da simulazioni numeriche eseguite da Barbero et al. (2012).

La simulazione della prova di trazione indiretta è stata fatta su campioni aventi raggio di 100 mm in cui la parte inferiore è stata imposta fissa e sono stati resi possibili solo gli spostamenti verticali; i risultati della simulazione sono riportati in Figura 58:

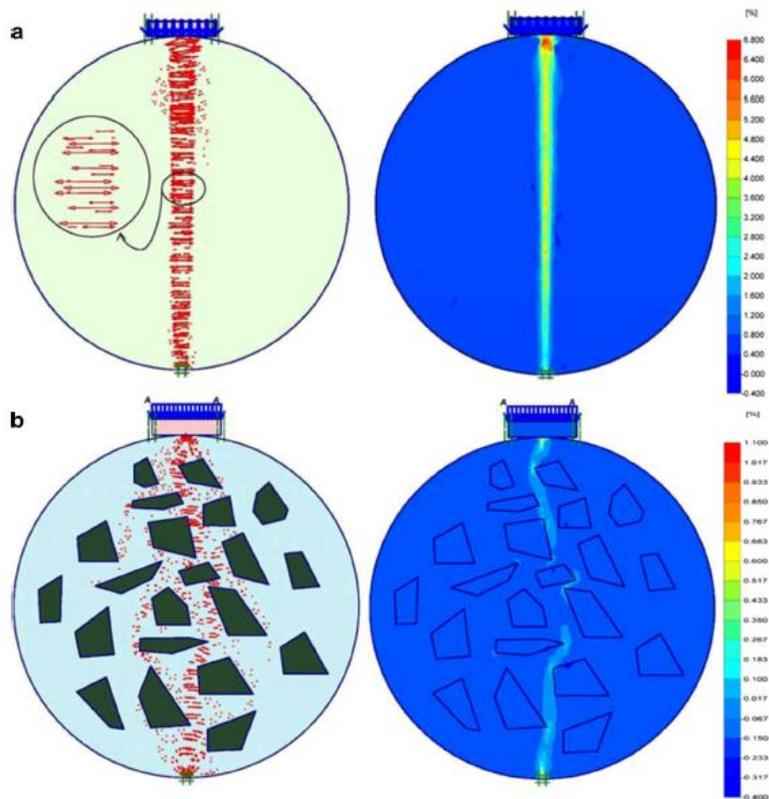


Figura 58: Risultati delle simulazioni di prove di trazione indiretta su un materiale omogeneo (a) e su un modello di bimrock (b); nella parte destra sono rappresentate le fasce di rottura mentre nella parte sinistra sono riportate le direzioni principali di deformazione (Afifipour, 2014).

Dalla simulazione numerica sono stati ricavati risultati compatibili con quelli osservati nell'esecuzione delle prove in laboratorio. In particolar modo, i risultati dei test numerici mostrano che la presenza dei blocchi determina una conformazione tortuosa della superficie di rottura dei campioni sottoposti a compressione monoassiale e a trazione indiretta.

2.5. Approcci omogenei equivalenti

Diversi autori, sulla base delle evidenze sperimentali, hanno formulato dei criteri di resistenza che prevedono l'assimilazione del bimrock ad un materiale omogeneo ed isotropo, le cui proprietà meccaniche sono funzione della percentuale volumetrica dei blocchi e della resistenza della matrice.

2.5.3. Modello di Lindquist

Sulla base delle sperimentazioni condotte su numerosi campioni, come precedentemente espresso nel paragrafo 2.3.6, e sulla base di dati presenti in letteratura Lindquist (1994) ha proposto il seguente criterio di resistenza:

$$\tau_{bimrock} = c_{matrice} \cdot (1 - VBP) + \sigma \cdot \tan[\varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP)] \quad (13)$$

avendo indicato con:

- $\tau_{bimrock}$ la resistenza a taglio del bimrock;
- $c_{matrice}$ la coesione della matrice, con valore crescente con il crescere della percentuale volumetrica;
- $\varphi_{matrice}$ l'angolo di attrito della matrice;
- $\Delta\varphi(VBP)$ l'incremento dell'angolo di attrito all'aumentare della VBP; l'incremento di 10% della VBP porta ad un incremento di 3° dell'angolo di attrito (incremento dell'angolo di attrito solo per $VBP \geq 25\%$).

Inoltre, Lindquist definì le seguenti relazioni:

$$c_{bimrock} = c_{matrice} \cdot (1 - VBP) \quad (14)$$

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} + \Delta\varphi \cdot (VBP) \quad (15)$$

Nella relazione relativa alla coesione del bimrock si può osservare come all'aumentare della VBP si ha una riduzione della coesione, e ciò dipende dalla presenza maggiore di zone di debolezza, identificabili nelle zone di contatto tra matrice e blocchi. Nel grafico riportato in Figura 59 sono confrontate le leggi di variazione della coesione in funzione della VBP, dalle quali si può notare che l'andamento descritto dal modello conduce a valori di coesione minori rispetto a quelli ricavati sperimentalmente, portando alla definizione di un valore di coesione maggiormente cautelativo.

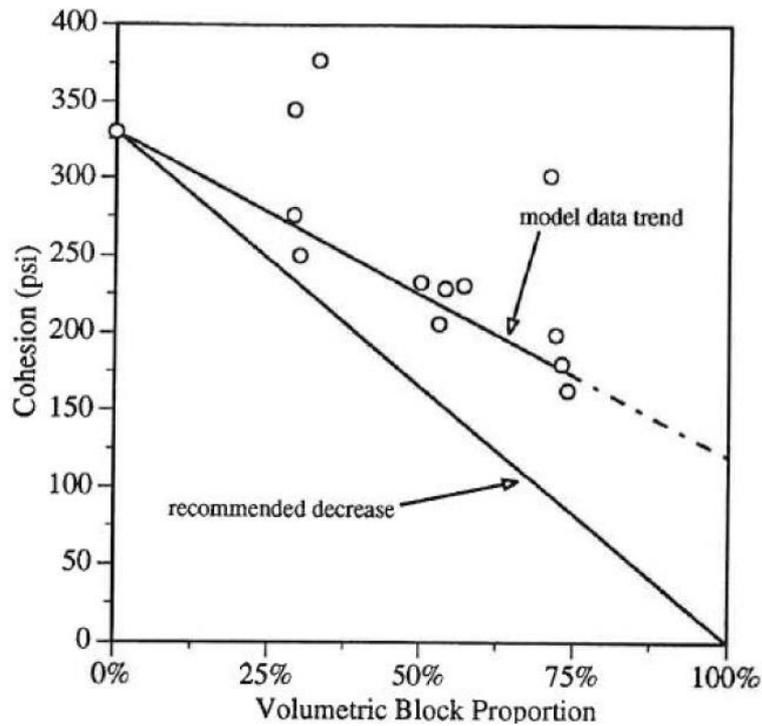


Figura 59: Influenza della VBP sulla coesione del bimrock con interpolazione dei dati sperimentali e andamento proposto nel modello equivalente (Lindquist, 1994).

Nella relazione relativa all'angolo di attrito del bimrock si può osservare come all'aumentare della VBP si ha un aumento di $\varphi_{bimrock}$, però l'incremento è valido solo per valori della VBP maggiori del 25%, come mostrato in Figura 60:

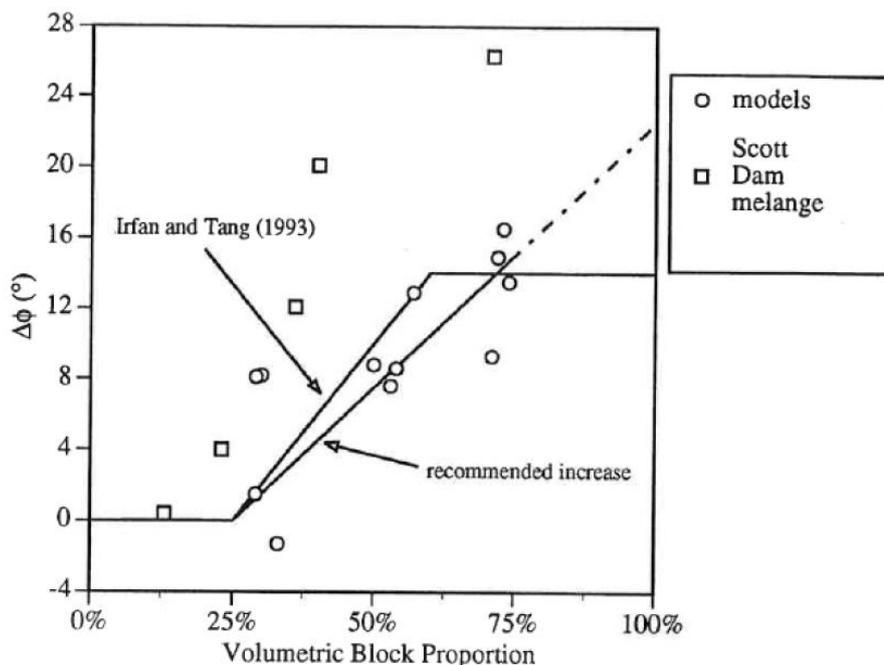


Figura 60: Influenza della VBP sull'incremento dell'angolo di attrito del bimrock con confronto con la relazione proposta da Infran & Tang (1993) (Lindquist, 1994).

2.5.4. Modello di Kalender et al. (2014)

Il modello di Kalender et al. (2014) si basa sulle ricerche svolte da Somnez et al. (2004, 2006, 2009) e definisce un criterio di resistenza dei bimrock al variare della percentuale volumetrica dei blocchi. La definizione del modello è basata su dati presenti in letteratura, dati ottenuti da prove eseguite in laboratorio e da prove eseguite in sito.

Questo criterio empirico è stato definito per essere utilizzato nelle fasi preliminari di progetto di bimrock a matrice non cementata, detti *unwelded*, che comprendono anche i *mélange*.

La relazione tra resistenza e percentuale volumetrica dei blocchi segue le seguenti indicazioni:

- la resistenza del bimrock rimane costante per valori della VBP minori del 10% e maggiori del 75%, per valori della VBP compresi tra 10% e 75% si ha un incremento della resistenza all'aumentare della VBP;
- quando $VBP \geq 75\%$ l'angolo di attrito del bimrock, $\varphi_{bimrock}$, può essere considerato pari all'angolo di riposo dei blocchi, α ;
- quando si ha un incremento della VBP e di $\varphi_{bimrock}$ allora deve risultare $\alpha > \varphi_{matrice}$;
- la resistenza a compressione monoassiale del bimrock, $UCS_{bimrock}$, assume valore compreso tra $UCS_{matrice}$ e zero, dove $UCS_{bimrock} = UCS_{matrice}$ se $VBP=0\%$ e si ha $UCS_{bimrock} = 0$ se $VBP=100\%$, ipotizzando che il grado di interlocking sia trascurabile per $VBP > 60\%$.

Le condizioni appena citate sono riassunte schematicamente in Figura 61:

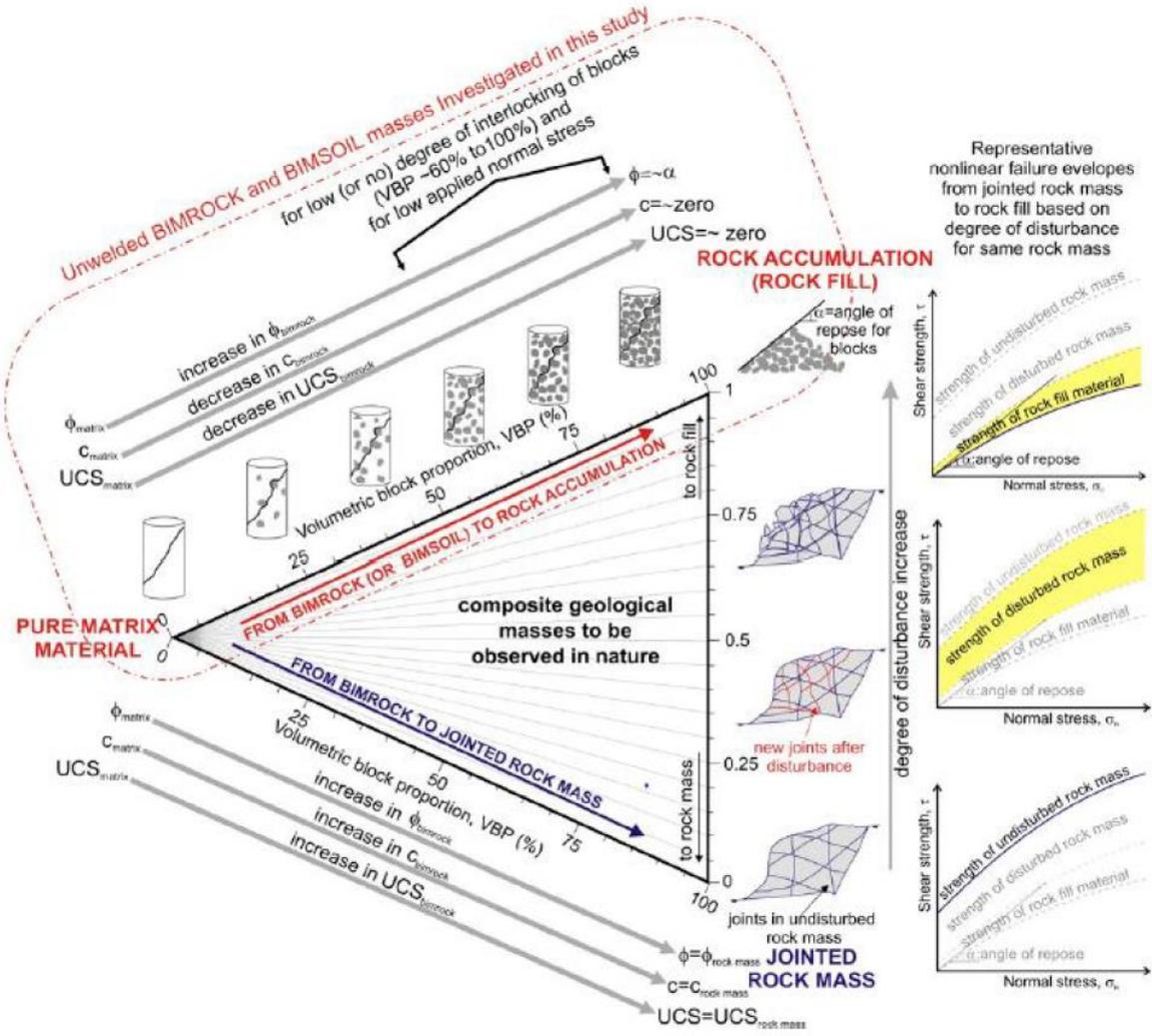


Figura 61: Schematizzazione delle relazioni tra resistenza dei bimrock a matrice non cementata e VBP (Somnez, 2009).

Kalender et al. (2014), assumendo il bimrock con matrice non cementata come materiale omogeneo ed isotropo, ha definito le seguenti equazioni empiriche:

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} \left[1 + \frac{1000 \left[\left(\frac{\alpha}{\varphi_{matrice}} \right) - 1 \right]}{1000 + 5^{\frac{100-VBP}{15}}} \cdot \frac{VBP}{VBP + 1} \right] \quad (16)$$

$$UCS_{bimrock} = \frac{A - A^{\frac{VBP}{100}}}{A - 1} UCS_{matrice} \quad (17)$$

$$c_{bimrock} = \frac{UCS_{bimrock} [1 - \sin(\varphi_{bimrock})]}{2 \cos(\varphi_{bimrock})} \quad (18)$$

dove:

- $\varphi_{bimrock}$ è l'angolo di attrito del bimrock, in gradi;
- $\varphi_{matrice}$ è l'angolo di attrito della matrice, in gradi;
- α è l'angolo di riposo dei blocchi;
- $UCS_{bimrock}$ è la resistenza a compressione assiale del bimrock;
- $UCS_{matrice}$ è la resistenza a compressione assiale della matrice;
- A è il parametro che esprime il grado di contatto tra blocchi e matrice.

La definizione del parametro A è fortemente influenzata dalla tipologia di matrice, dalla rugosità e dalla forma dei blocchi, e per la selezione del valore da utilizzare si può fare riferimento al grafico riportato in Figura 62:

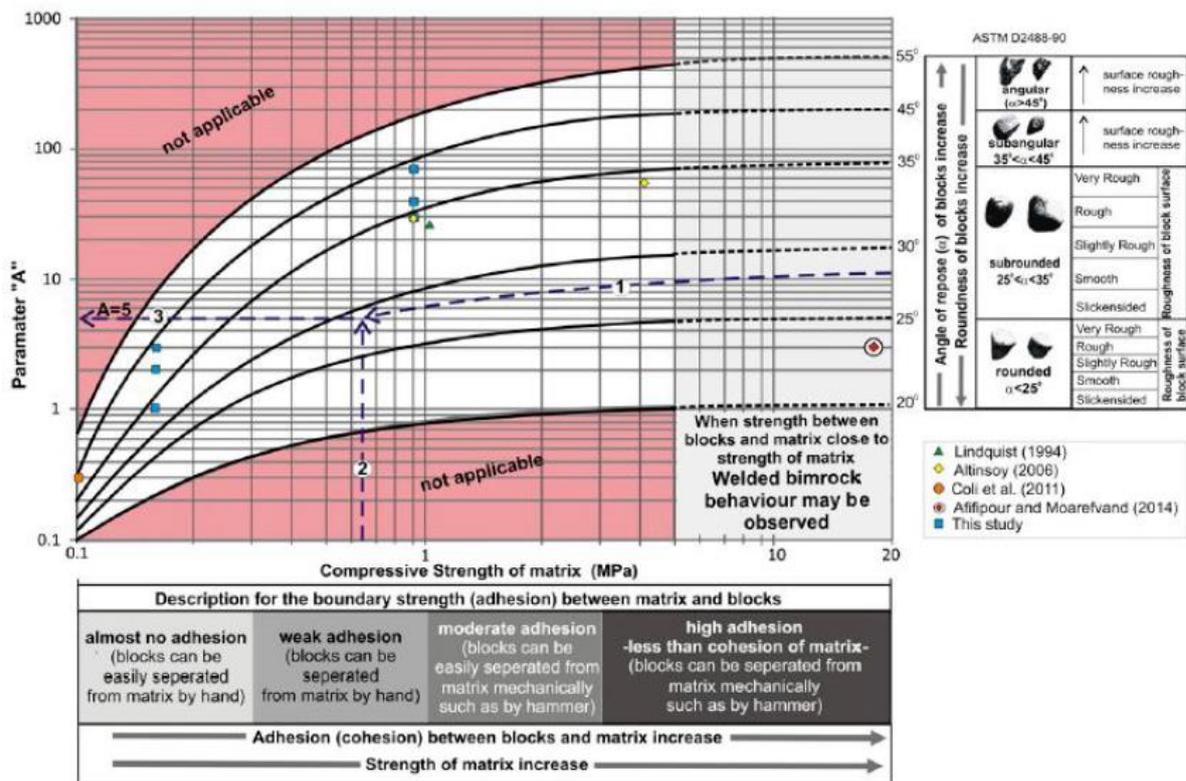


Figura 62: Grafico per la valutazione del valore del parametro A (Kalender, 2014).

Nelle seguenti figure, Figura 63 e Figura 64, sono riportati rispettivamente i rapporti $\varphi_{bimrock}/\varphi_{matrice}$ e $UCS_{bimrock}/UCS_{matrice}$ al variare della percentuale volumetrica dei blocchi:

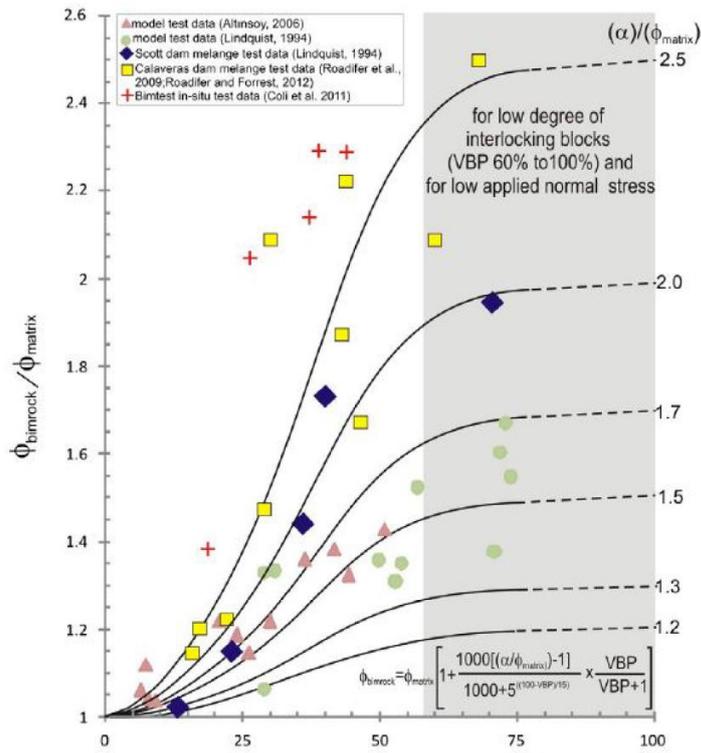


Figura 63: Curve di interpolazione dei valori normalizzati di $\phi_{bimrock}$ al variare della VBP (Kalender, 2014).

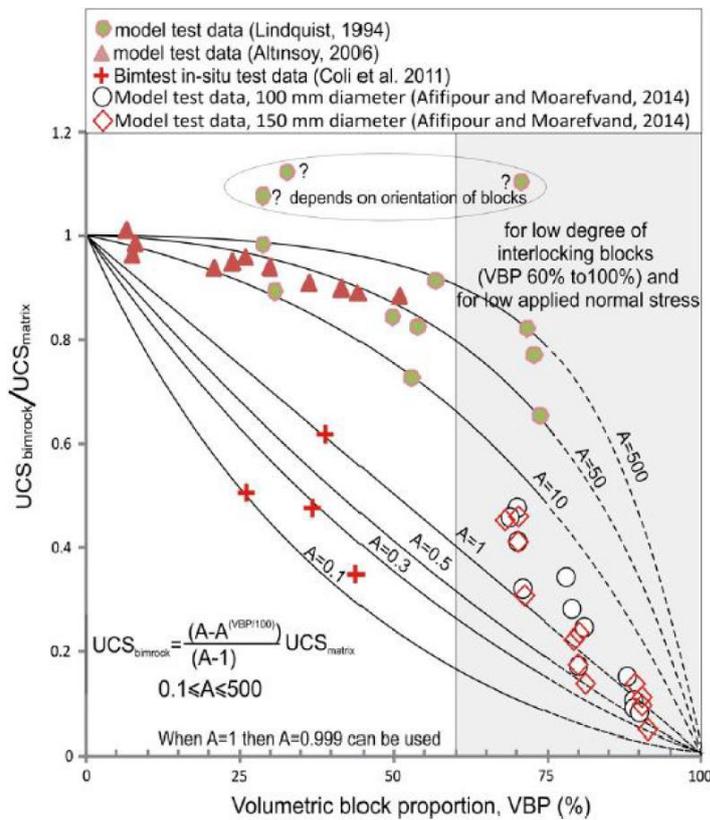


Figura 64: Curve di interpolazione dei valori normalizzati di $UCS_{bimrock}$ al variare della VBP (Kalender, 2014).

La valutazione della validità del metodo proposto da Lindquist è stata fatta confrontando i parametri di resistenza calcolati con tale metodo e quelli presenti in letteratura, come mostrato in Figura 65:

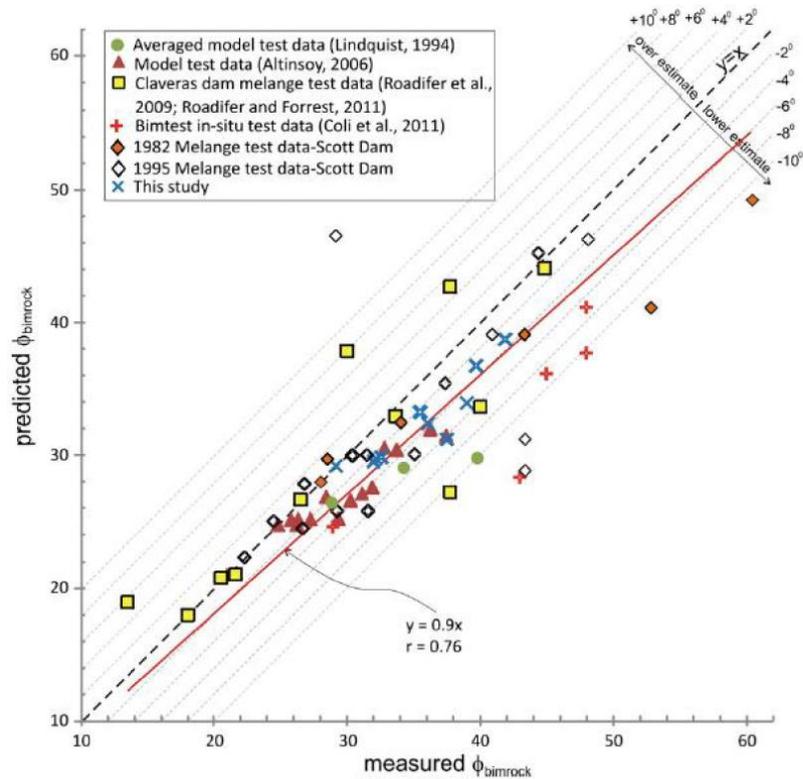


Figura 65: Comparazione tra valori calcolati e valori misurati di $\phi_{bimrock}$ (Kalender, 2014).

Dall'osservazione del grafico riportato in Figura 65 si può osservare come il modello di Kalender (2014) fornisce delle soluzioni a favore di sicurezza, dato che gli angoli di attrito del bimrock calcolati sono inferiori di 6° rispetto a quelli misurati; quindi questo metodo può essere utilizzato in fase preliminare per valutare le caratteristiche meccaniche di un deposito bimrock a matrice non cementata.

3. Case Histories

3.1. Erronea caratterizzazione di una frana

Come descritto da Medley e Sanz (2004), nelle fasi di caratterizzazione e di analisi di stabilità di un pendio in bimrock devono essere considerati numerosi fattori, tra i quali il più importante è la distinzione tra i blocchi che costituiscono il bimrock e il substrato roccioso.

Si analizza il caso di Coleman beach, California, dove erano stati proposti interventi di mitigazione di fenomeni franosi che interessavano una via di comunicazione stradale.

Sulla base dei dati forniti dalle perforazioni, terminate all'incirca a due metri di profondità, si era ipotizzato che le frane interessassero uno strato superficiale costituito da argilla e materiale colluviale, il quale scorreva sul sottostante substrato di arenaria, come mostrato in Figura 66:

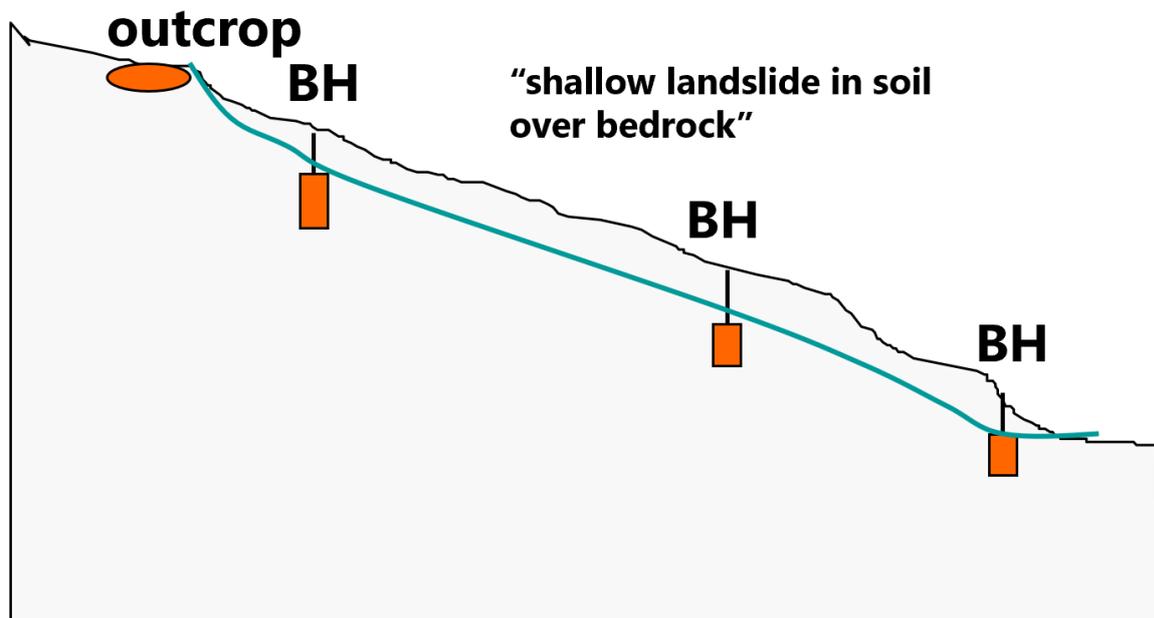


Figura 66: Schema dell'interpretazione errata, basata su perforazioni di sondaggio superficiali e sull'osservazione di blocchi affioranti (Medley, 2001).

In base alla configurazione ipotizzata, l'intervento ritenuto economicamente più vantaggioso sarebbe stato la rimozione dello strato instabile fino a raggiungere lo strato stabile di arenaria.

Nella fase esecutiva del primo intervento nella zona superiore del pendio, la società appaltatrice ha riscontrato la presenza di blocchi di elevata dimensione, i quali non erano stati previsti nella fase progettuale. Nel tentativo di scavare fino al raggiungimento del substrato roccioso, sono stati rimossi più di dieci metri di materiale, comportando un incremento spropositato dei costi.

Il pendio in realtà era costituito da un materiale con buona sedimentazione disposto al di sopra di un deposito di *mélange*, come mostrato in Figura 67:

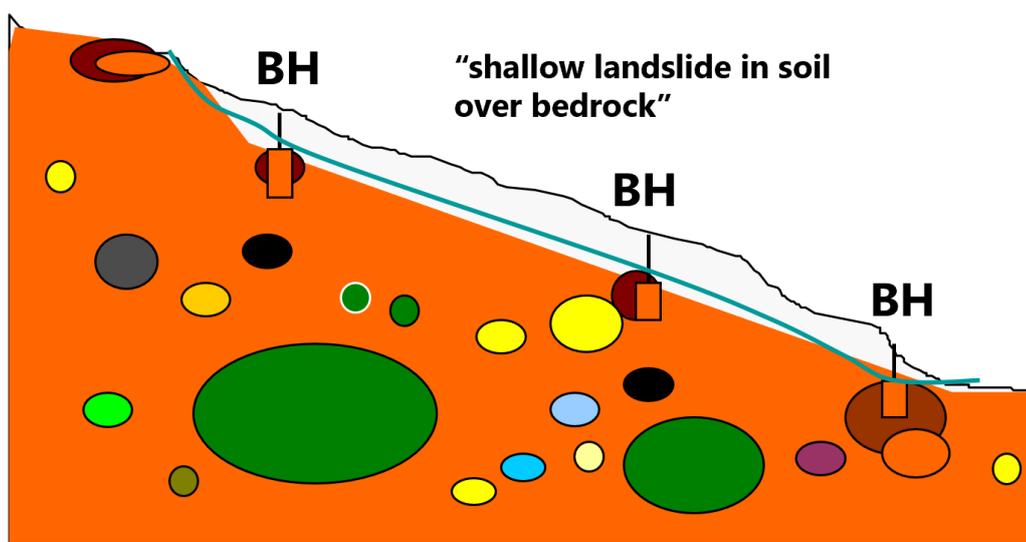


Figura 67: Schema della reale composizione del pendio, dove sono rappresentati i fori di sondaggio che interessano i blocchi e non il substrato roccioso (Medley, 2001).

La scorretta interpretazione della formazione geologica da parte del geologo è stata dovuta alla non consultazione delle mappe geologiche, comportando un danno economico rilevante.

3.2. Stima della percentuale volumetrica dei blocchi in uno scavo

Il Lone Tree Slide è stata una delle principali frane di Franciscan *mélange* negli Stati Uniti, ed essa ha causato l'interruzione di un tratto di autostrada nei pressi di San Francisco (Van Velsor and Walkinshaw, 1993).

Per poter stabilizzare il pendio sono stati rimossi quasi un milione di metri cubi di *mélanges*, raggiungendo una profondità di scavo di 37 metri. Nella fase di caratterizzazione del pendio, sono state utilizzate le perforazioni di sondaggio per determinare la grandezza massima dei

blocchi, e la lunghezza massima intercettata era pari a 8 metri. Sulla base di questa informazione, i progettisti hanno stimato che solo una piccola parte dei blocchi sarebbe stata difficile da rimuovere. Durante le fasi di scavo le dimensioni dei blocchi incontrati erano molto più grandi di quelle ipotizzate, e ciò ha causato ritardi e costi aggiuntivi (Van Velsor e Walkinshaw, 1993).

Medley (1994a, 1994b), con lo scopo di sviluppare approcci utili nelle future opere ingegneristiche, ha conservato i dati dei sondaggi e ha mappato le pendici dello scavo a Lone Tree Slide.

La dimensione caratteristica, L_c , è stata considerata pari allo spessore medio della porzione instabile, ovvero all'incirca trenta metri. Sulla base della lunghezza caratteristica, è stata imposta la dimensione minima dei blocchi pari a $0.05L_c$. L'osservazione di blocchi nelle vicinanze del sito della frana ha suggerito che la dimensione reale dei blocchi poteva raggiungere anche i trenta metri (Medley, 1994a).

Per la determinazione della percentuale volumetrica dei blocchi sono stati esaminati circa 375 m di campioni ottenuti tramite carotaggio. Il valore medio di volume occupato dai blocchi valutato con metodo monodimensionale era all'incirca il 10%, e la lunghezza di perforazione equivaleva a $12.5 d_{max}$, con $d_{max} = 30m$.

Dall'analisi di Figura 68 è possibile ricavare l'incertezza associata al caso in esame, ovvero 0.4, e quindi l'intervallo stimato della percentuale volumetrica variava tra il 6% e il 14% (ovvero il suo valore è $10\% \pm 4\%$).

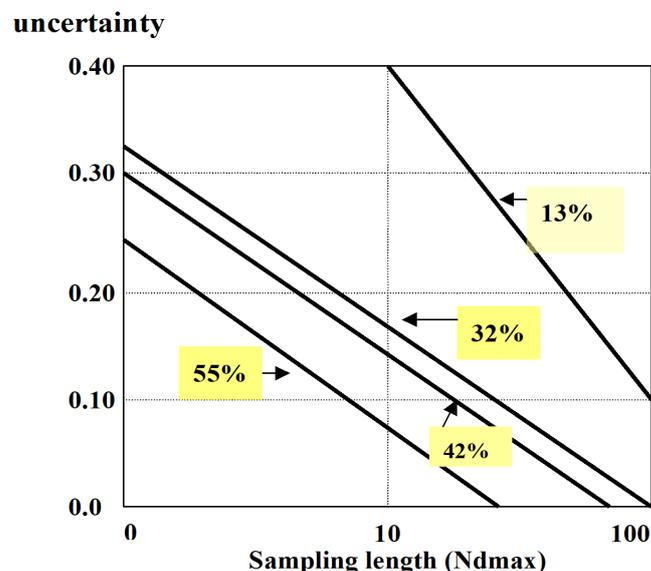


Figura 68: Rappresentazione dell'incertezza nella stima della percentuale volumetrica dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento, espressa da $N \cdot d_{max}$ (Medley, 2001).

Nel caso di frana il valore da assumere è quello maggiore e quindi $VBP = 14\%$. Da un'analisi condotta in fase di esecuzione dei lavori è stato individuato l'intervallo reale di percentuale volumetrica di blocchi ed era compreso tra 6% e 11%.

3.3. Stima della resistenza di una formazione di mélanges al di sotto della diga di Scott

La diga di Scott è stata realizzata negli anni Venti al di sopra di una formazione di Franciscan mélange (Goodman e Ahlgren, 2000; Hovland et al., 2000); essa è una struttura a gravità in calcestruzzo armato con altezza di 40 metri.

Negli anni Settanta, sulla base di indagini geotecniche convenzionali che consideravano per l'intero deposito le caratteristiche meccaniche della matrice, si ottenne un valore di fattore di sicurezza a scorrimento minore dell'unità. Poiché la diga era in condizioni di stabilità dopo una vita di 50 anni, si è ipotizzato che la presenza dei blocchi all'interno della matrice rendeva il mélange più resistente della sola matrice (Volpe et al., 1991). Per valutare le effettive caratteristiche della formazione di Franciscan mélanges fu commissionata una nuova caratterizzazione della stessa.

Per la definizione della grandezza caratteristica L_c è stato considerato lo spessore di 3 metri, in relazione con la potenziale zona di rottura a taglio al di sotto della diga all'interno del mélange, come mostrato in Figura 69. Una volta definita la lunghezza L_c , sono stati selezionati i blocchi geotecnicamente significativi, ovvero quelli compresi nell'intervallo $(0.5 \div 0.75)L_c$.

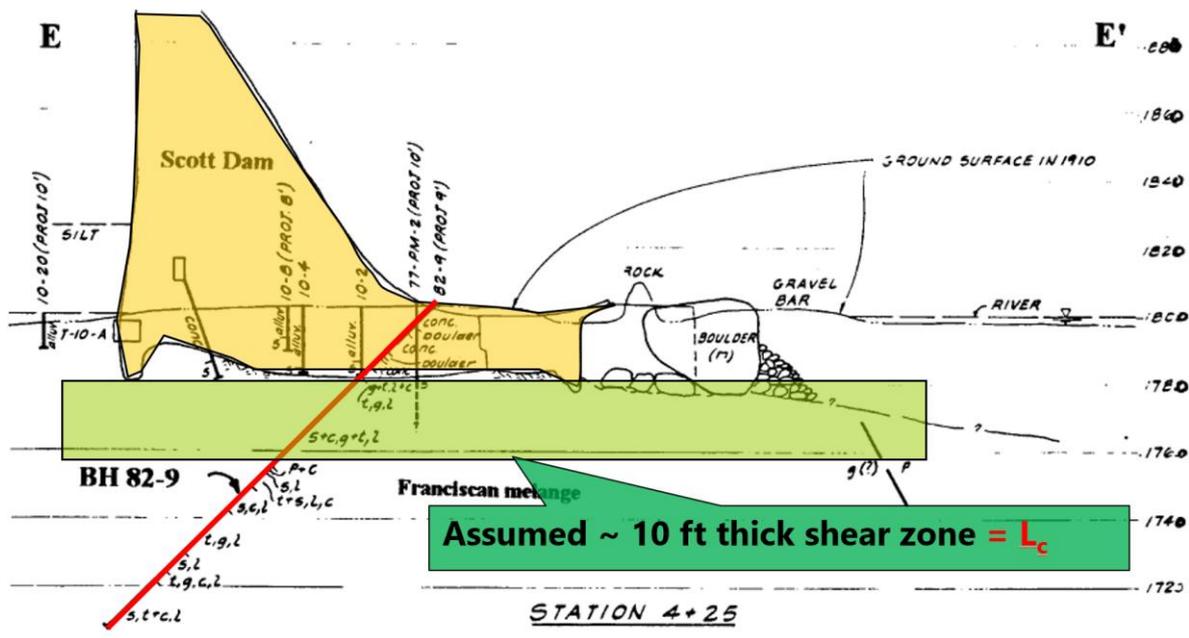


Figura 69: Schema della diga di Scott con evidenziata in verde chiaro la zona che permette la definizione della lunghezza caratteristi L_c (Medley, 2007).

Sulla base del criterio di distinzione blocco/matrice sono state eseguite le analisi sui campioni dei carotaggi.

Dato che l'estrazione di campioni non disturbati in una formazione di mélanges è notevolmente complessa, sono state eseguite delle misurazioni fotografiche, grazie alle quali è stato possibile valutare la percentuale volumetrica. In Figura 70 sono riportati due esempi di immagini grazie alle quali è stata valutata la percentuale volumetrica dei blocchi (stima lineare).

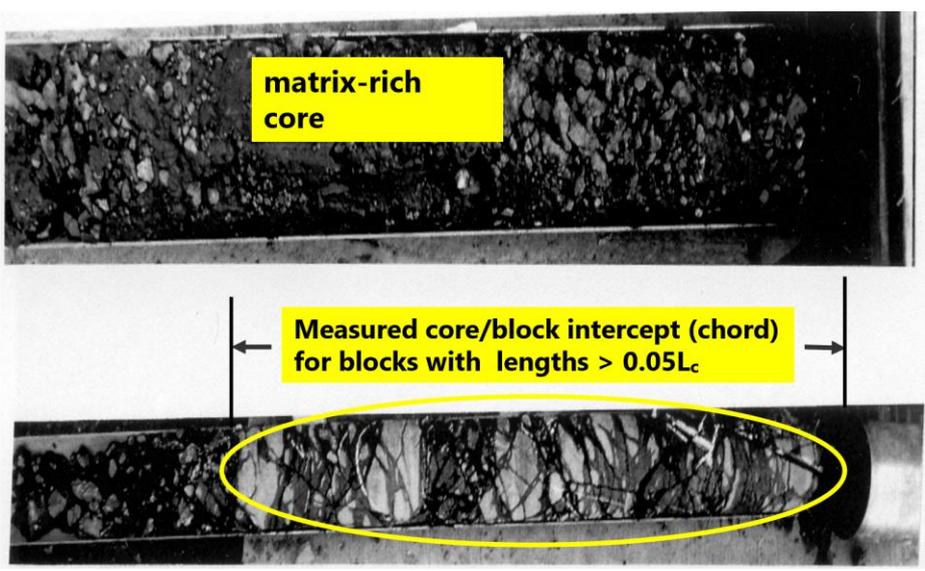


Figura 70: Immagini di campioni estratti per la formazione di mélanges che interessa la diga di Scott (Medley, 2007).

La lunghezza totale di indagini necessarie per una stima accurata della percentuale volumetrica dei blocchi a partire da dati ottenuti da carotaggi era stata definita pari a $10 d_{max}$, dove d_{max} era stimato tra i 30 e i 43 metri (Medley, 1997); però furono eseguiti solamente 150 metri di sondaggi, e quindi i dati ottenuti dovevano essere corretti per tenere in conto dell'incertezza.

Nella seguente immagine, Figura 71, è riportato un esempio di calcolo della percentuale volumetrica lineare dei blocchi.

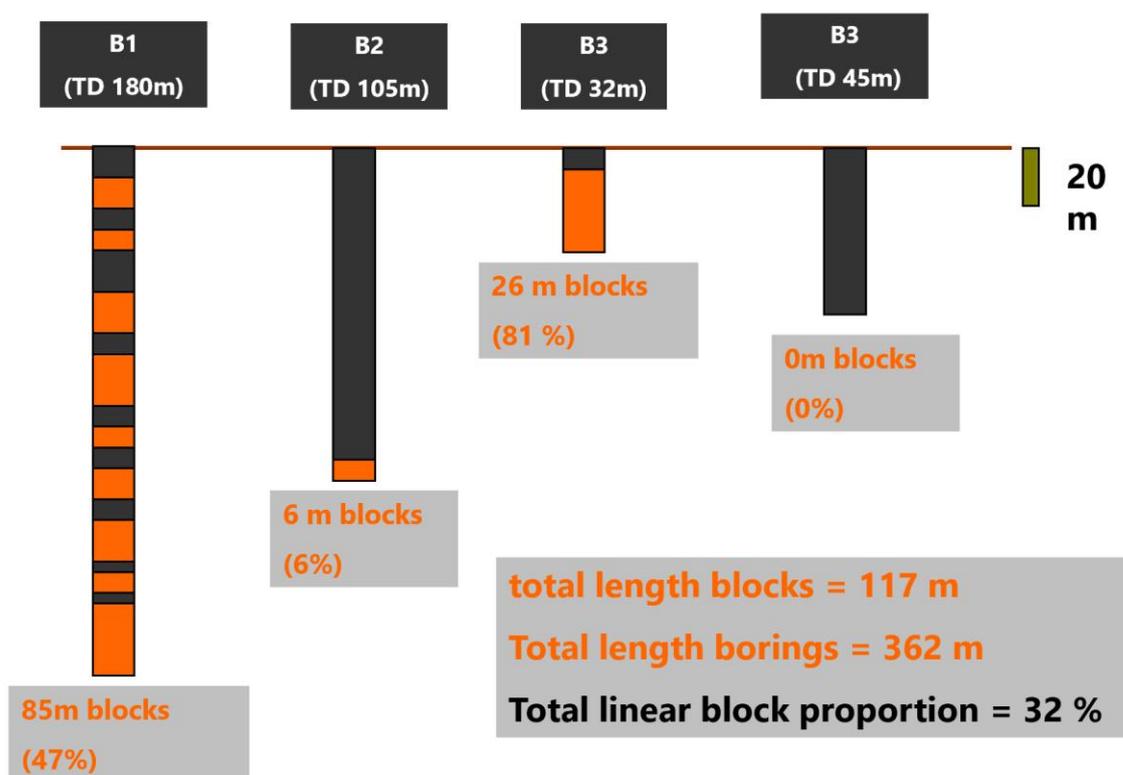


Figura 71: Esempio di valutazione della percentuale lineare di blocchi per quattro fori di sondaggio (Medley, 2007).

Sulla base della lunghezza indagata e dato che la percentuale volumetrica lineare risultava essere pari a 40%, l'incertezza risultò essere pari a 0.2, quindi la percentuale volumetrica dei blocchi era compresa tra 32% e 48%. La scelta della percentuale volumetrica dei blocchi fu fatta in maniera cautelativa scegliendo il 32%, e tale valore risultò essere molto prossimo al valore ottenuto in studi successivi, ovvero 31% (Goodman and Ahlgren, 2000).

Per la valutazione della resistenza della fondazione della diga di Scott sono state condotte numerose prove di laboratorio triassiali che hanno permesso di correlare l'angolo di attrito effettivo con la percentuale volumetrica dei blocchi, come mostrato in Figura 72:

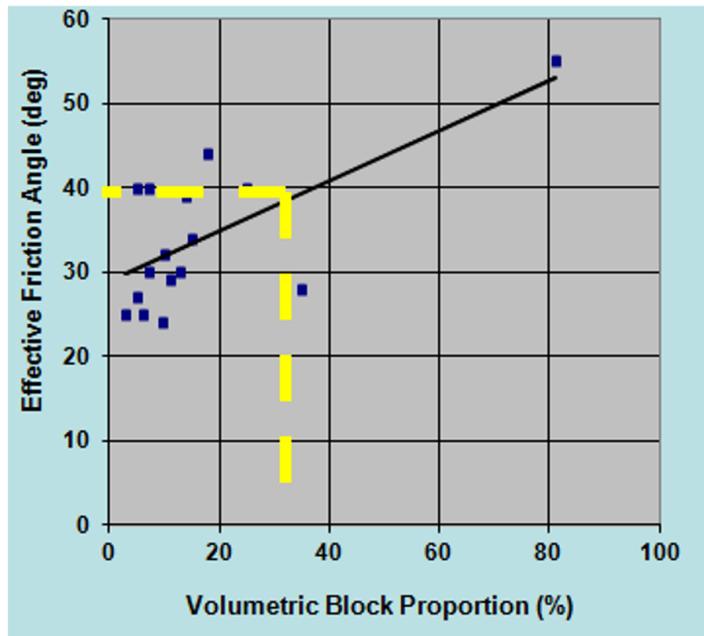


Figura 72: Grafico che riporta l'angolo effettivo di attrito in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, ottenuto da prove triassiali su Franciscan mélange estratto presso la diga Scott, California (Medley, 2001).

Per la formazione di Franciscan mélanges al di sotto della diga Scott l'angolo di attrito fu stimato pari a 39 gradi con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 31%.

4. Analisi di stabilità di versante in bimrock

Lo scopo del seguente capitolo è quello di analizzare le principali problematiche che si hanno nello studio della stabilità di un pendio costituito da bimrock attraverso l'analisi dei risultati ottenuti da numerosi autori, ottenuti utilizzando diversi approcci.

4.1. Tortuosità della superficie di rottura nei pendii in bimrock

Come ampiamente discusso nel Capitolo 2, il comportamento e le caratteristiche meccaniche dei bimrocks sono influenzati dalle proprietà meccaniche della matrice, dalla forma dei blocchi, dall'orientamento dei blocchi e dalla percentuale volumetrica occupata dai blocchi.

All'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi si ha un incremento delle caratteristiche meccaniche del bimrock (Lindquist & Goodman, 1994) e si può avere un incremento dell'angolo di attrito anche di 20°, il quale è causato dalla formazione di superfici di rottura tortuose. All'aumentare della VBP si ha anche un incremento nel valore del modulo di Young ed una diminuzione del valore di coesione.

Le caratteristiche geometriche della superficie di rottura sono notevolmente influenzate dall'orientamento e dalla distribuzione dei blocchi nel bimrock (Lindquist & Goodman, 1994).

Queste considerazioni, valide per il comportamento generale dei bimrock, possono essere osservate anche nel caso di pendii costituiti da tali formazioni complesse.

In pendii costituiti da bimrock è possibile avere configurazioni molto differenti tra loro, come mostrato in Figura 73, le quali sono caratterizzate da comportamenti estremamente diversi:

- A) il pendio è caratterizzato da una piccola percentuale volumetrica di blocchi, e quindi la superficie di rottura non è influenzata dalla loro presenza;
- B) i blocchi sono isorientati e l'orientazione è parallela a quella del pendio, determinando un effetto negativo sulla stabilità del pendio;

- C) i blocchi sono isorientati e l'orientazione è pseudo ortogonale a quella del pendio, determinando un incremento della stabilità del pendio;
- D) I blocchi sono distribuiti con densità differente in varie zone del pendio, e data la loro scarsità nella zona di formazione della superficie di scorrimento, si ha una riduzione della stabilità.

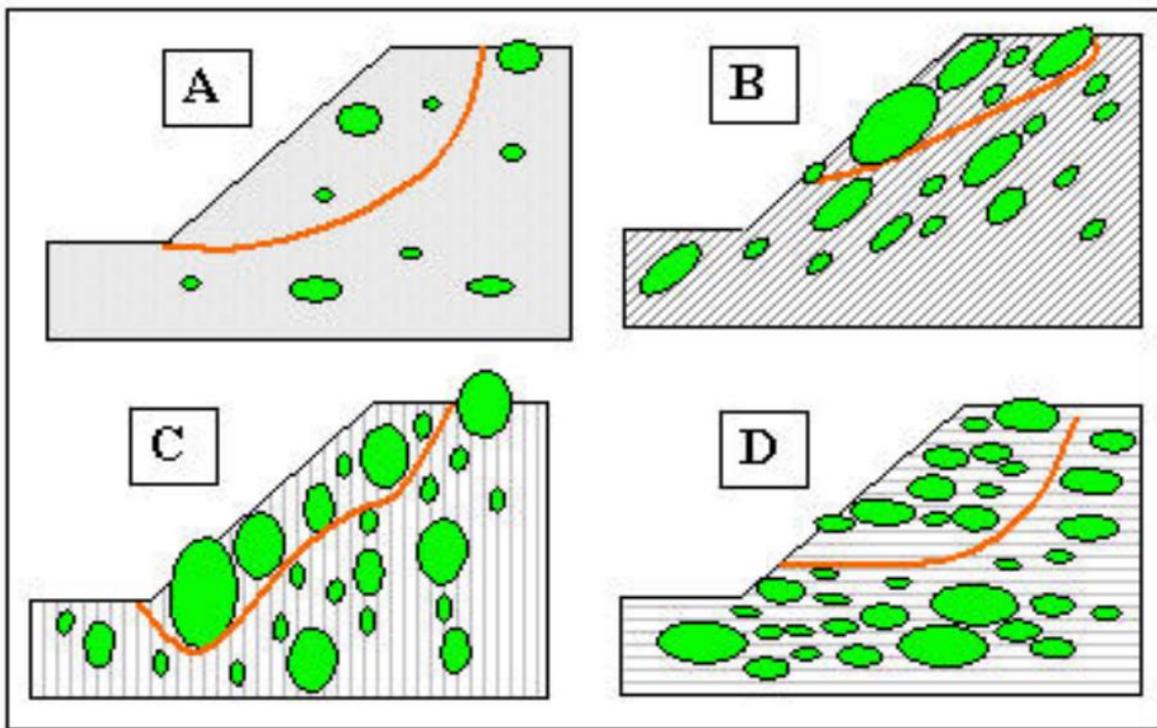


Figura 73: Possibili configurazioni di pendii in bimrock (Medley & Sanz, 2004).

4.2. Effetti della tortuosità della superficie di rottura e della percentuale volumetrica dei blocchi in pendii in bimrock

Irfan e Tang (1993) hanno analizzato gli effetti delle particelle grossolane sulle resistenze di taglio in un deposito colluviale nei pressi di Hong Kong, e tale studio si poneva l'obiettivo di migliorare le metodologie di analisi di terreni eterogenei. Per lo studio, gli autori si sono basati su dati presenti in letteratura, su prove di laboratorio e su back-analysis condotte su un pendio esistente.

Nello studio del pendio sono state fatte alcune ipotesi semplificative:

- non sono tenute in conto le sovrappressioni interstiziali;
- non sono considerati gli effetti indotti dalla tridimensionalità del problema;
- modelli geologici semplificati;
- percentuale volumetrica dei blocchi basata su osservazioni visive.

I risultati ottenuti dalle analisi hanno evidenziato che il comportamento meccanico dei bimrock è essenzialmente influenzato dalla resistenza della matrice e dalle caratteristiche geometriche e meccaniche dei blocchi (forma, distribuzione dimensionale e orientamento).

La schematizzazione del modello teorico del pendio proposto da Irfan e Tang (1993) è riportato in Figura 74, ed esso è stato utilizzato per valutare l'influenza dei vari parametri (dimensione blocchi, spaziatura blocchi e resistenza della matrice) sulla resistenza a taglio delle formazioni eterogenee.

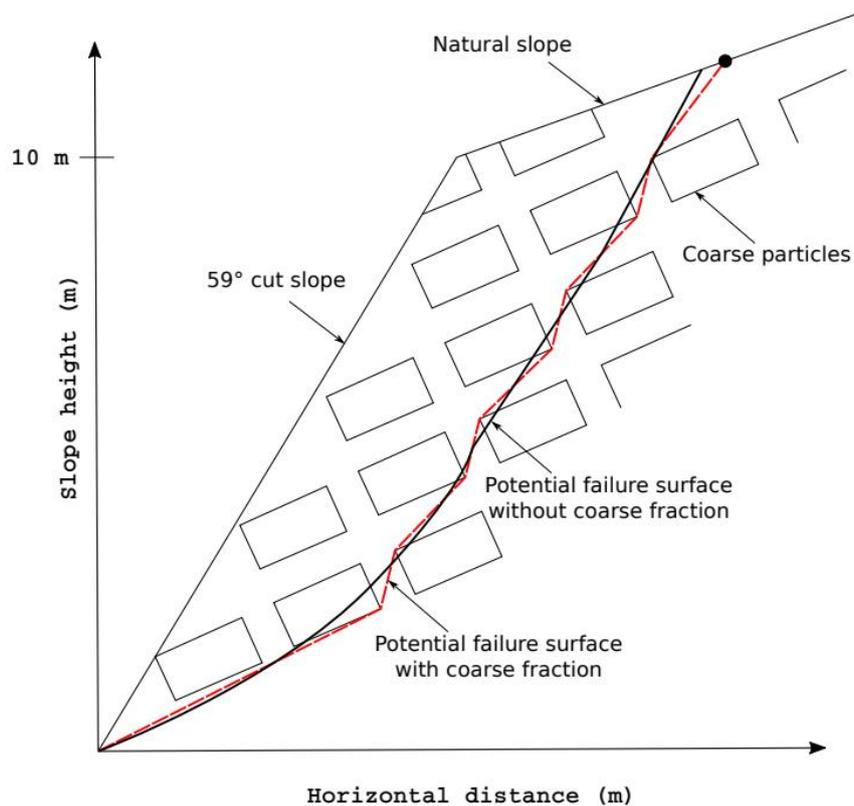


Figura 74: Primo modello di pendio studiato da Irfan e Tang (1993), con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 30%.

Nelle analisi condotte sono stati utilizzati blocchi con dimensione massima pari a 1.6 m, quindi di dimensioni eccessivamente ridotte rispetto all'altezza del pendio, ovvero 10 m;

inoltre l'inclinazione dei blocchi è stata considerata fissa e subparallela alla superficie di rottura nella zona del piede del pendio.

Questo studio ha permesso, per la prima volta, di evidenziare la formazione di una superficie di rottura tortuosa a causa della presenza di blocchi nella formazione eterogenea, ed in particolar modo che la conformazione delle superfici di rottura dipende dalla distribuzione e dalla geometria dei blocchi. In Figura 74 è riportata in nero la superficie di rottura in assenza di blocchi ed in rosso la superficie di rottura tortuosa in presenza di blocchi.

Irfan e Tang (1993) hanno osservato che la formazione di una superficie di rottura tortuosa si verifica solo nel caso in cui i blocchi sono caratterizzati da una resistenza nettamente più alta di quella della matrice.

Gli autori hanno riscontrato un leggero aumento del fattore di sicurezza all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, precisamente passando da 10% a 30%.

Sulla base del modello di pendio eterogeneo e sulla base dei test di laboratorio, Irfan e Tang (1993) hanno formulato un criterio generale di resistenza al taglio che considera l'effetto indotto dalla presenza dei blocchi:

$$\tau_{mass} = c_{mass}^{0'} + \sigma_n^{0'} \tan(\Delta\phi + \phi_n^{0'}) \quad (19)$$

dove la quantità $\Delta\phi$ rappresenta l'incremento dell'angolo di attrito del materiale eterogeneo.

Basandosi sullo studio di Irfan e Tang (1993), Medley e Sanz (2004), hanno sviluppato un modello semplificato per analizzare la stabilità di pendii in bimrock; le analisi sono state condotte considerando tre differenti percentuali volumetriche dei blocchi, ovvero 13%, 25% e 50%, mentre per quanto riguarda i parametri di resistenza e le distribuzioni dimensionali dei blocchi sono state utilizzate quelle che caratterizzano il Franciscan mélange.

Nella seguente immagine, Figura 75, è riportato un esempio del modello utilizzato nello studio:

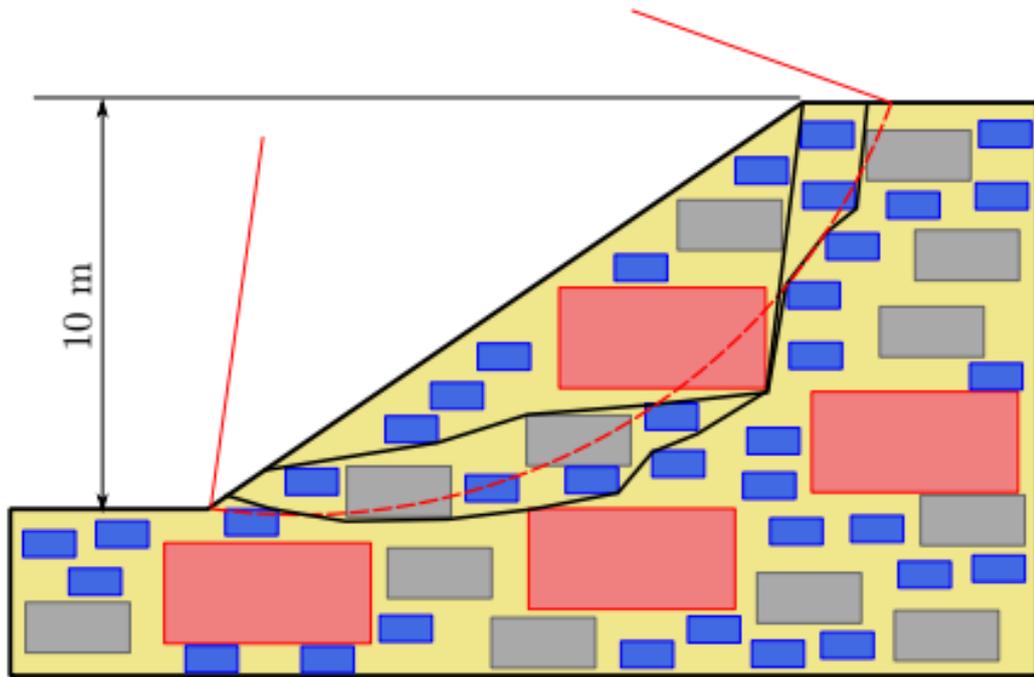


Figura 75: Modello semplificato di pendio utilizzato con VBP=50% (Medley and Sanz, 2004).

A differenza del modello semplificato realizzato da Irfan e Tang (1993), Medley e Sanz (2004) hanno utilizzato una distribuzione dimensionale dei blocchi compatibile con una distribuzione reale, ovvero quella del Franciscan *mélange*, la quale è esprimibile mediante una legge di potenza negativa, in accordo con le osservazioni fatte precedentemente da Medley (2002).

Per valutare l'effetto della presenza dei blocchi nella formazione di bimrock, Medley e Sanz (2004) hanno condotto inizialmente l'analisi di stabilità in presenza di sola matrice, andando ad individuare una superficie di scorrimento circolare, come mostrato in rosso in Figura 75, ed il relativo fattore di sicurezza.

Sono state condotte le analisi di stabilità con i tre differenti valori della VBP, citati in precedenza, e sono state individuate delle superfici di rottura tortuose, come è possibile osservare in Figura 75, dove è riportato il caso della VBP=50%, e sono stati calcolati i rispettivi valori del fattore di sicurezza. I fattori di sicurezza determinati nelle differenti configurazioni sono stati poi normalizzati rispetto al fattore di sicurezza ottenuto nella configurazione di sola matrice (ovvero in assenza di blocchi).

Come mostrato in Figura 76, i risultati ottenuti da Medley e Sanz (2004) sono coerenti con i risultati ottenuti da Irfan e Tang (1993), nonostante le sostanziali differenze di modellazione dei blocchi.

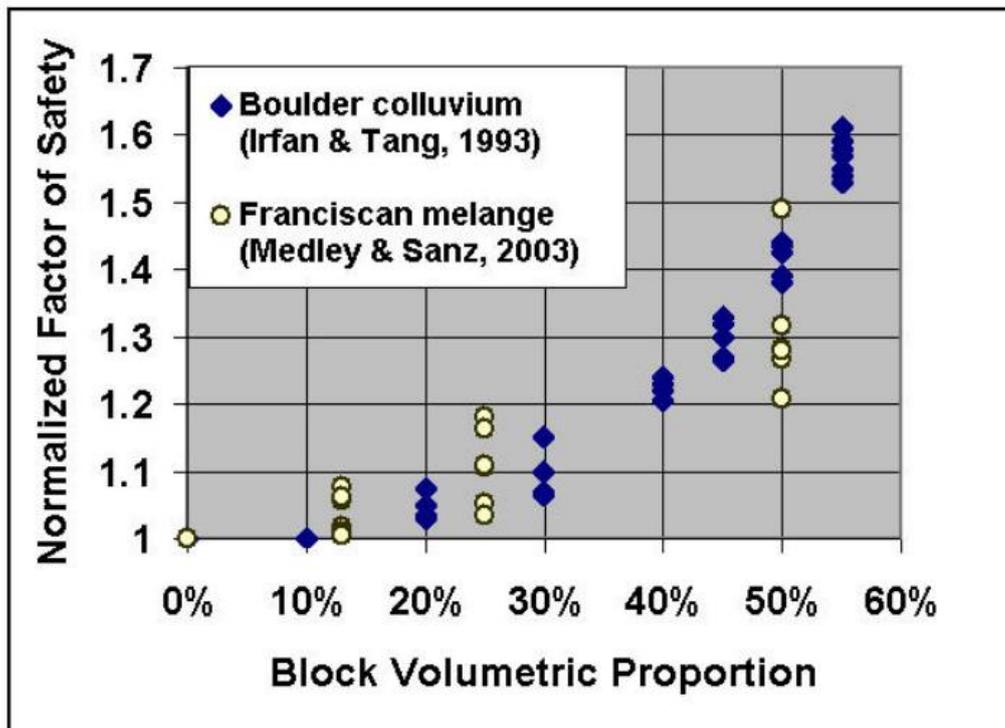


Figura 76: Confronto dei risultati, in termini di fattore di sicurezza normalizzato, ottenuti nelle analisi condotte da Irfan & Tang, 1993, e Medley & Sanz, 2003.

Osservando l'andamento del fattore di sicurezza normalizzato in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi è possibile constatare che la presenza dei blocchi comporta un incremento del fattore di sicurezza, e che tal incremento è poco marcato per valori della VBP minori del 20% mentre diventa importante per valori prossimi al 50%.

5. Modelli numerici bidimensionali

Per lo studio del comportamento e della stabilità dei pendii in bimrock sono state realizzate numerose analisi numeriche di stabilità bidimensionale; nelle seguenti pagine saranno riportati i principali studi condotti su questo tema con i relativi risultati.

5.1. Barbero et al., 2006

Barbero et al. (2006) hanno analizzato numericamente il comportamento meccanico dei bimrock, con lo scopo di individuare e valutare le loro principali peculiarità, e hanno analizzato la stabilità di versanti in ammassi di bimrock.

Lo studio di stabilità del versante in bimrock ha previsto la valutazione della variazione del fattore di sicurezza del pendio al variare dei parametri dei bimrock. Il pendio è stato modellato come mezzo continuo e la disposizione dei blocchi (orientamento e dimensione) è stata fatta mediante un processo statistico di estrazione random.

Per la modellazione è stata fatta l'ipotesi di poter modellare il mezzo eterogeneo mediante un mezzo continuo; la disposizione di blocchi (orientamento e dimensione) è stata realizzata tramite un apposito codice di calcolo che ha permesso l'estrazione random su base statistica.

I dati di input del codice di calcolo sono i seguenti:

- PV , ovvero la percentuale volumetrica occupata dai blocchi;
- le dimensioni dell'asse minore e maggiore delle ellissi;
- e , ovvero il rapporto tra asse minore e maggiore delle ellissi;
- la direzione media;
- lo scarto del diametro massimo.

L'output del codice di calcolo è costituito da un file contenente la geometria del pendio in bimrock in un formato compatibile con il software FLAC (Itasca) utilizzato nell'analisi di stabilità.

Le caratteristiche dei blocchi considerate sono schematizzate e riportate in Figura 77:

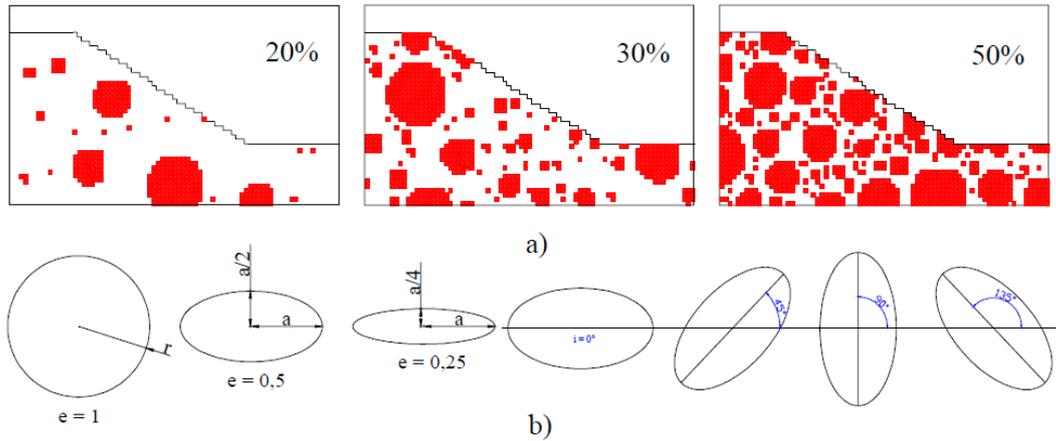


Figura 77: Differenti configurazioni dei blocchi; nell'immagine superiore sono riportate le differenti PV considerate, nell'immagine inferiore sono riportate le forme e gli orientamenti delle ellissi (Barbero et al., 2006).

Nell'analisi sono state considerate le seguenti caratteristiche dei materiali costituenti il bimrock, riportate in Tabella 4:

Tabella 4: Caratteristiche dei materiali costituenti il bimrock (Barbero et al., 2006).

	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

Per la valutazione del fattore di sicurezza, FS , è stato utilizzato il metodo SSRF, shear strength reduction factor, e i risultati sono riportati in Figura 78:

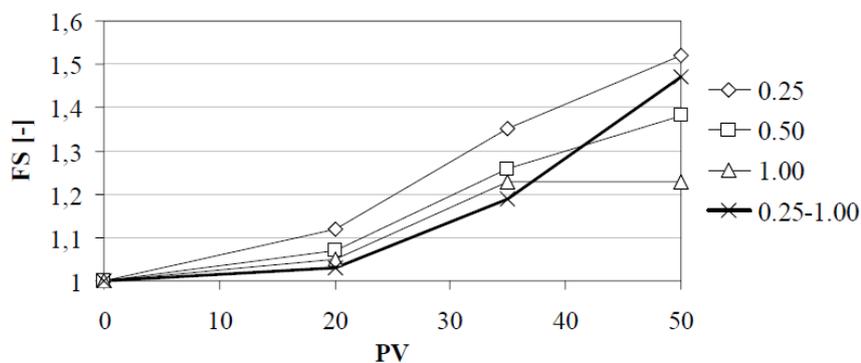


Figura 78: Fattori di sicurezza (FS) ottenuti al variare della PV con orientamento dei blocchi random (Barbero et al., 2006).

Sulla base dei risultati ottenuti dalle analisi sono state fatte alcune considerazioni:

- il fattore di sicurezza aumenta il proprio valore all'aumentare della percentuale volumetrica e tale aumento è poco marcato per $PV \leq 20\%$, mentre per $PV = (20 \div 50)\%$ l'incremento è più accentuato; quindi per $PV \leq 20\%$ è lecito considerare il pendio costituito da sola matrice;
- l'incremento del FS è maggiore per ellissi con $e = 0.25$ rispetto alle ellissi con $e = 1$ (ovvero alle circonferenze), dato che determinano una maggiore tortuosità della superficie di scorrimento;
- all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi la porzione di volume instabile diminuisce ed aumenta l'irregolarità delle superfici di scorrimento;
- l'orientazione dei blocchi non sembra determinare un contributo importante nella definizione del FS, anche se tale aspetto necessita di ulteriori indagini.

Quindi l'analisi ha portato a risultati che hanno confermato le osservazioni sperimentali ottenute da altri autori.

L'approccio innovativo utilizzato da Barbero et al. è stato approfondito da Napoli et al. (2018) e da Liu et al. (2018).

5.2. Napoli et al., 2018

Napoli et al. (2018) hanno analizzato la stabilità di pendii in bimrock mediante il metodo degli elementi finiti (FEM) e metodo dell'equilibrio limite (LEM), eseguendo numerose analisi bidimensionali al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (VBP) di forma circolare.

I parametri utilizzati per i blocchi e per la matrice sono riportati in Tabella 5:

Tabella 5: Caratteristiche dei materiali costituenti il bimrock (Napoli et al., 2006).

	Matrice	Blocchi
E [GPa]	2.5	7.2
ν [-]	0.3	0.3
c [kPa]	10	1000
ϕ [°]	28	50

Per la definizione della dimensione caratteristica geotecnica, L_c , è stata considerata l'altezza del pendio, ovvero 50 m, e sono state analizzate le seguenti percentuali volumetriche $VBP = 0\%, 25\%, 40\%, 55\%, 70\%$, anche se esse non corrispondono ai reali valori di percentuale volumetrica dato che l'analisi è stata condotta in 2D.

Per simulare la variabilità spaziale e dimensionale dei bimrock è stato utilizzato un codice MATLAB il quale, basandosi sul metodo computazionale Monte Carlo, ha fornito come output un file .txt contenente la dimensione delle sfere e la loro posizione all'interno del pendio.

I diametri sono stati estratti dalla seguente funzione di distribuzione cumulativa:

$$F(d) = \frac{a^{1+q} - d^{1+q}}{a^{1+q} - b^{1+q}} \quad (20)$$

la cui funzione di densità di probabilità è la seguente funzione troncata di potenza negativa:

$$f(d) = -\frac{1+q}{a^{1+q} - b^{1+q}} d^q \quad (21)$$

dove:

- d è la dimensione frattale;
- $a = 0.05 L_c$ è il valore minimo di diametro;
- $b = 0.75 L_c$ è il valore massimo di diametro;
- $F(d) = 0.0001$ è la differenza minima tra i diametri.

Le sfere generate tramite codice MATLAB soddisfano precise condizioni di distanza tra le stesse, per evitare compenetrazione e problematiche di elaborazione, e con i bordi del dominio.

L'analisi di stabilità con il metodo degli elementi finiti (FEM) è stato condotto tramite il software Phase² di Rocscience, mentre l'analisi con metodo di equilibrio limite (LEM) è stata eseguita tramite il software Slide 5.0 di Rocscience, basandosi sul metodo di Bishop semplificato.

Per evitare l'influenza dovuta alle condizioni al contorno è stata inserita nel modello una porzione esterna di materiale elastico avente le stesse caratteristiche della matrice, come riportato in Figura 79:

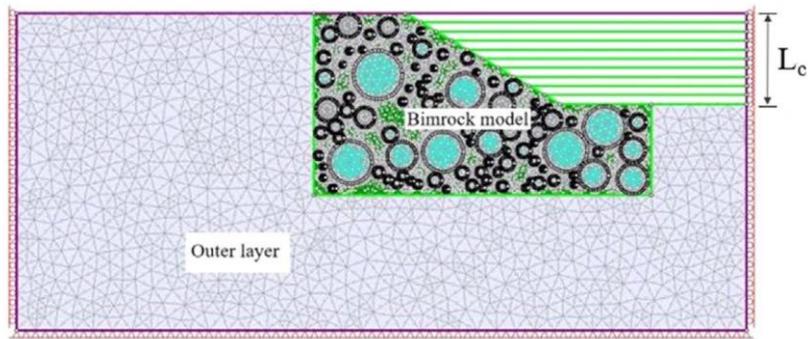


Figura 79: Modello utilizzato nell'analisi FEM della stabilità del pendio (Napoli et al., 2018).

Inoltre, è stata utilizzata una mesh più fitta nelle zone prossime ai blocchi ed è stata simulato uno scavo in 10 fasi per evitare disturbi tensionali.

Sono state condotte le analisi di stabilità al variare della percentuale volumetrica dei blocchi sia nel metodo FEM e sia nel metodo LEM, e i risultati ottenuti sono riportati rispettivamente in Figura 80 e Figura 81 per l'analisi FEM ed in Figura 82 e Figura 83 per l'analisi LEM.

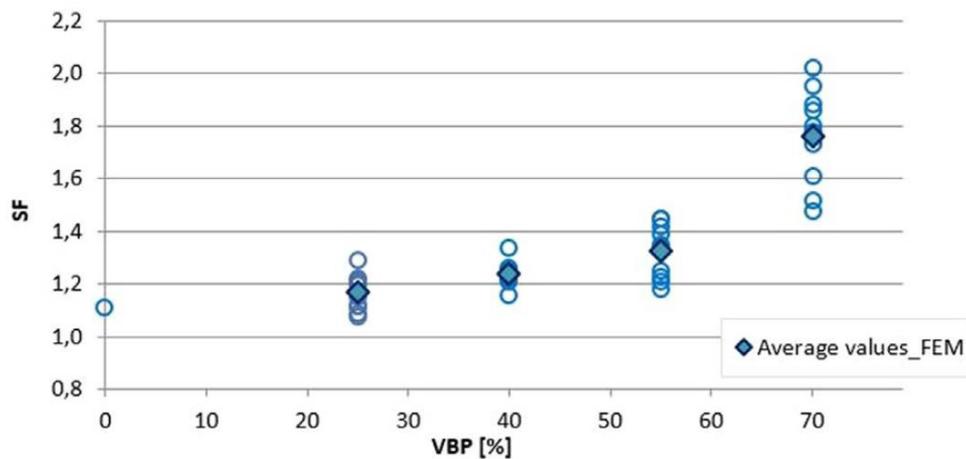


Figura 80: Fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, FEM (Napoli et al., 2018).

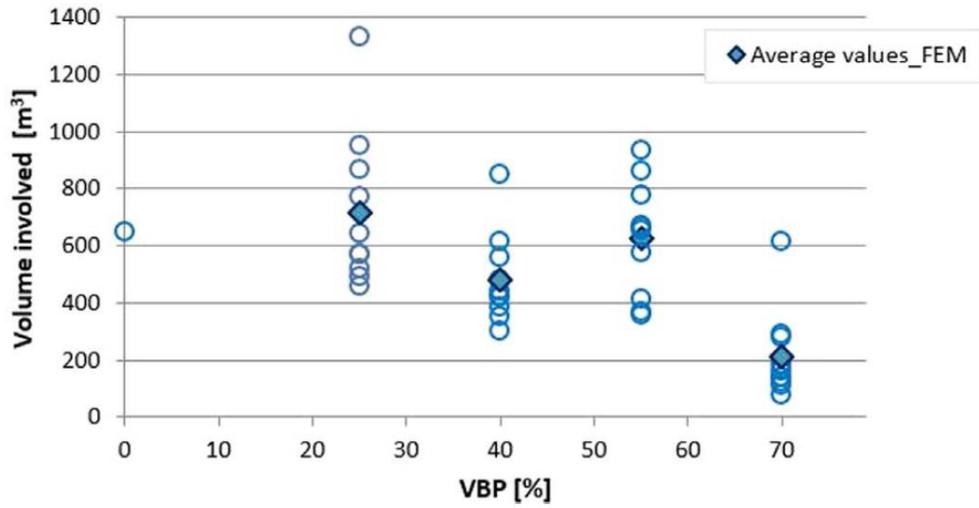


Figura 81: Volume instabile in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, FEM (Napoli et al., 2018).

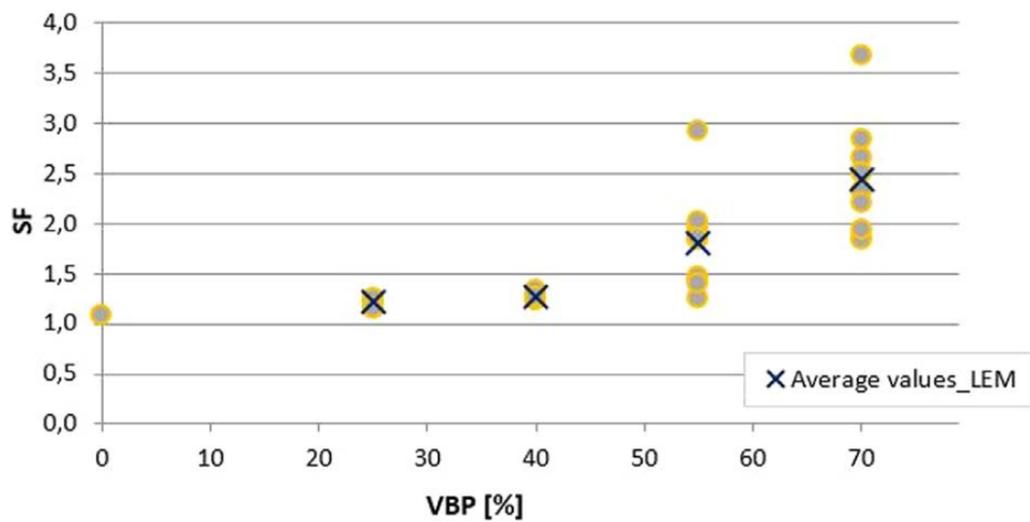


Figura 82 Fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, LEM (Napoli et al., 2018).

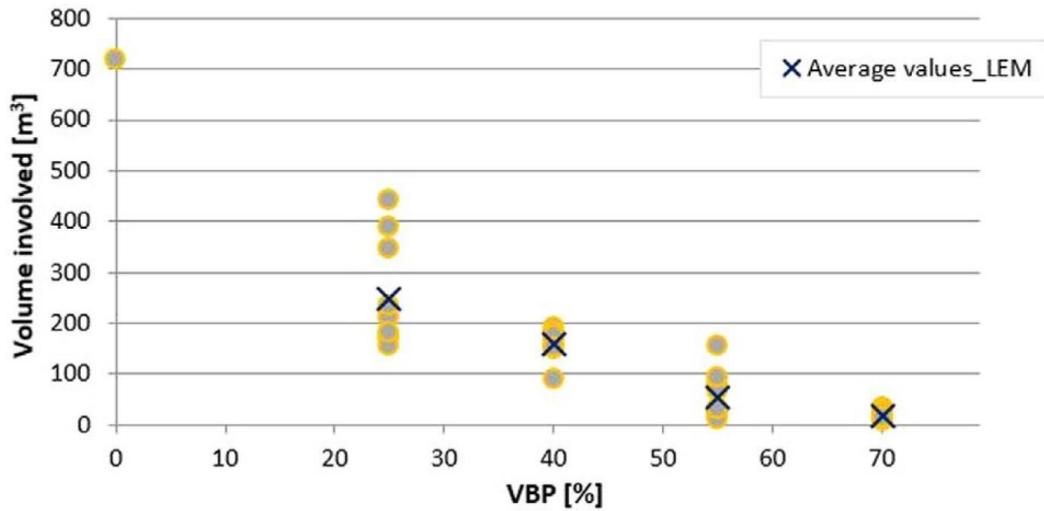


Figura 83: Volume instabile in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi, LEM (Napoli et al., 2018).

Nella seguente Figura 84, sono riportati due esempi di risultati di analisi condotte tramite metodo FEM e LEM:

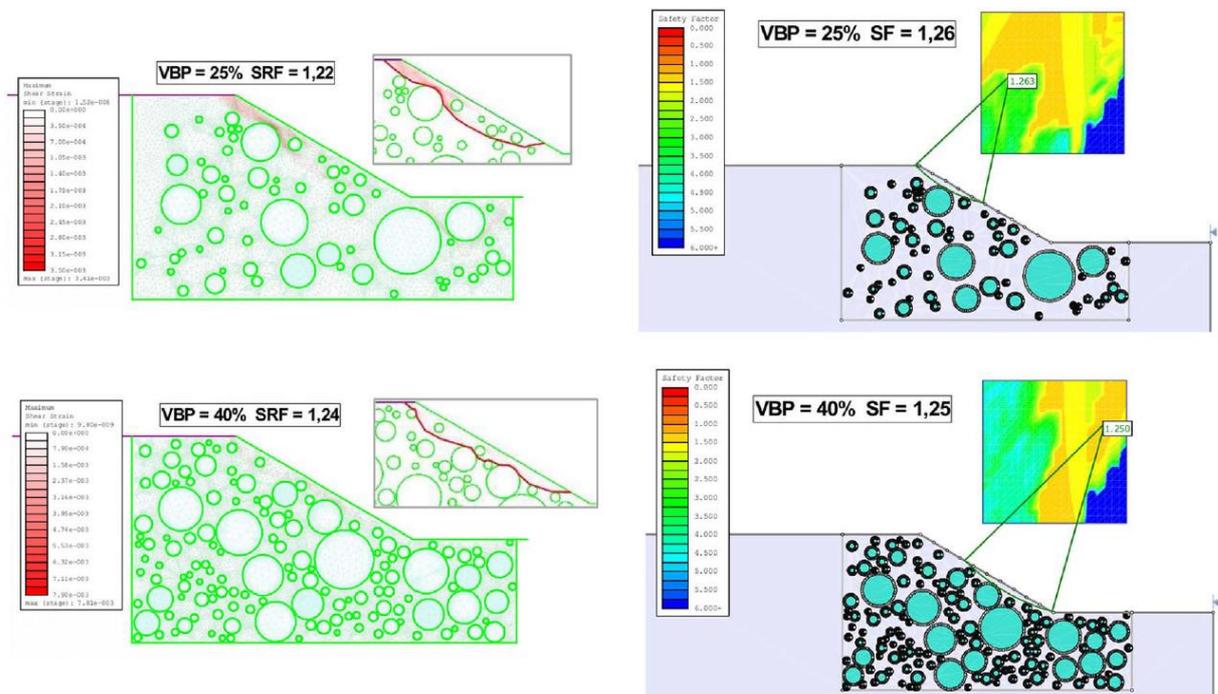


Figura 84: Risultati delle analisi FEM (sinistra) e LEM (destra) per VBP=25% (parte superiore) e VBP=40% (parte inferiore) in termini di FS (Napoli et al., 2018).

I risultati ottenuti dall'analisi numerica con approccio stocastico sono stati confrontati con i risultati ottenuti dall'analisi di modelli omogenei a cui sono state assegnate le proprietà

equivalenti del bimrock, ricavate tramite gli approcci di Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014), come mostrato in Figura 85 e in Figura 86:

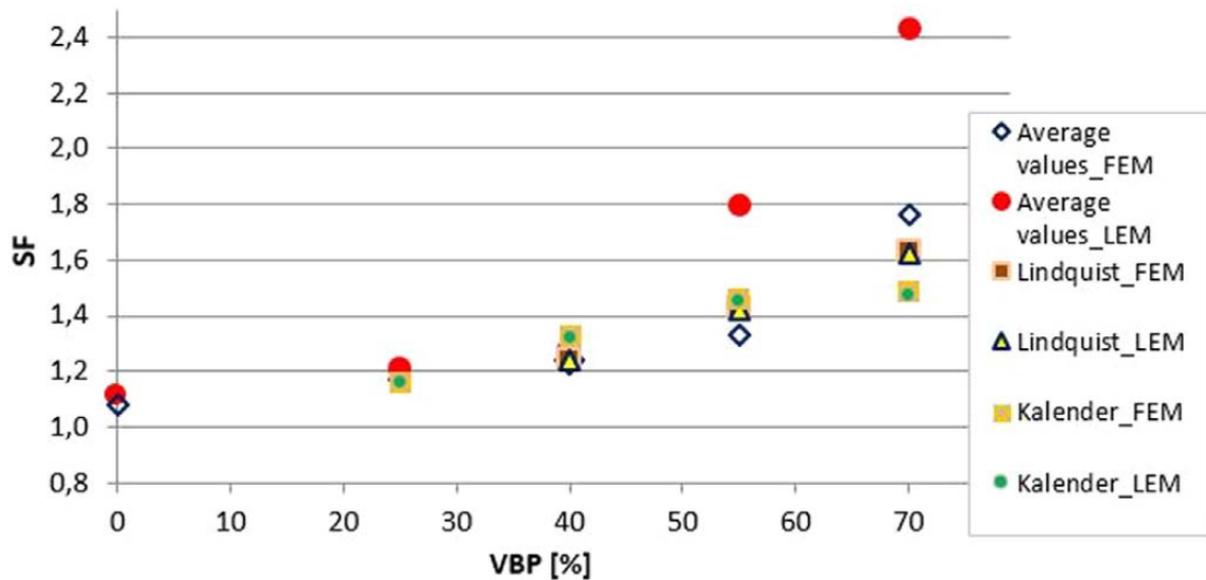


Figura 85: Fattore di sicurezza medio in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto per analisi FEM e LEM su modelli eterogenei e per analisi con criterio di Lindquist su un modello di bimrock equivalente (Napoli et al., 2018).

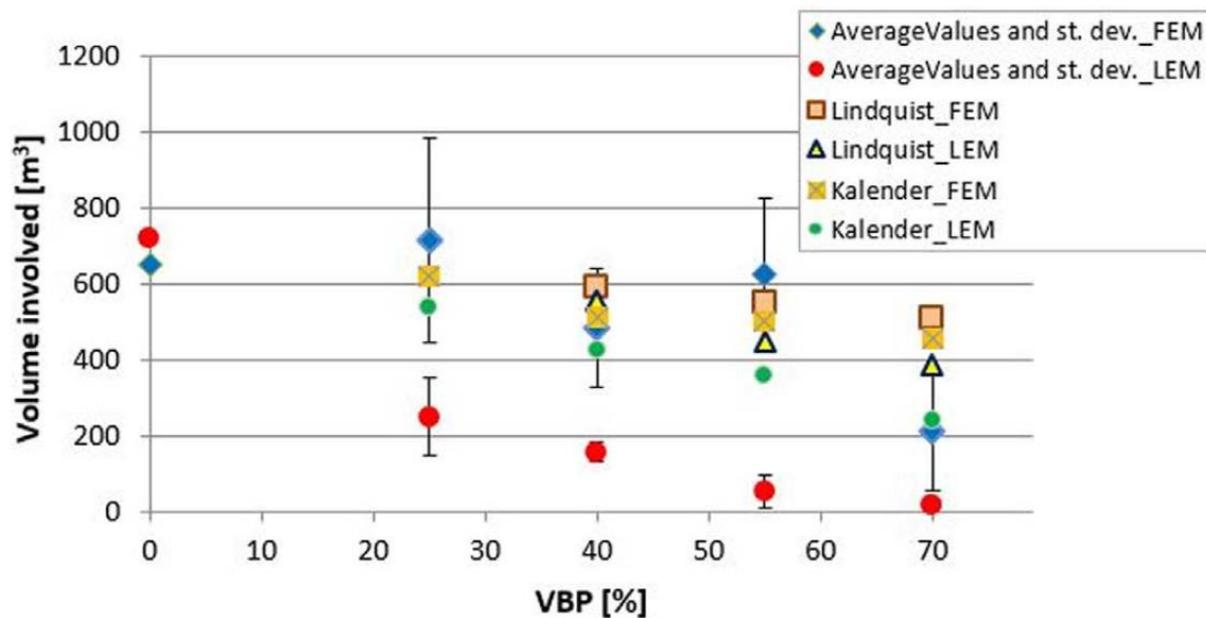


Figura 86: Volume instabile in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto per analisi FEM e LEM su modelli eterogenei (con relativa deviazione standard) e per analisi con criterio di Lindquist su un modello di bimrock equivalente (Napoli et al., 2018).

Dai risultati riportati in Figura 85 è possibile osservare che per VBP=25% l'incremento del fattore di sicurezza, rispetto alla condizione di sola matrice, è poco significativo. Se si

considerano i valori della VBP pari a 55% e 70% si nota un notevole incremento del fattore di sicurezza, come già precedentemente indicato nelle ricerche condotte da Medley & Sanz (2004) e Barbero et al. (2006). I valori ottenuti tramite metodo dell'equilibrio limite risultano essere notevolmente maggiori rispetto a quelli ottenuti con gli altri metodi e questo è dovuto al fatto che quest'approccio non prende in considerazione superfici di scorrimento tortuose, e quindi le superfici di scorrimento intersecano i blocchi e sono circolari e superficiali.

I risultati inoltre evidenziano che i valori di fattore di sicurezza ottenuti tramite l'approccio di Kalendar et al. (2014) sono molto prossimi a quelli ottenuti tramite analisi FEM del pendio in bimrock con distribuzione stocastica dei blocchi, anche se tale metodo non permette di individuare la superficie di scorrimento nel pendio in bimrock.

Per quanto riguarda il volume instabile del pendio, in Figura 86 sono riportati i valori ottenuti con i diversi approcci ed al variare della VBP; di questi valori possono essere considerati attendibili solo quelli ottenuti tramite analisi FEM, dato che:

- la superficie individuata trami metodo dell'equilibrio limite è circolare e quindi non rappresenta il comportamento reale;
- nei modelli omogenei equivalenti non si ha un andamento tortuoso della superficie di scivolamento, quindi il volume instabile calcolato non tiene conto dell'effettiva presenza dei blocchi.

I risultati ottenuti hanno mostrato la necessità di analizzare la stabilità di pendii in bimrock mediante approccio stocastico, in modo da ottenere risultati affidabili.

5.3. Liu et al., 2018

Liu et al., 2018 hanno analizzato la stabilità di pendii in bimrock, considerando blocchi aventi forme non regolari e distribuzione random.

La prima fase dell'analisi è stata quella della definizione del modello del pendio sulla base di pendii esistenti; la definizione della distribuzione random dei blocchi è stata fatta seguendo le seguenti fasi:

- sono state scattate delle fotografie di frane adiacenti a quella considerata, e quindi caratterizzate dalle stesse tipologie di blocchi; sulla base della differenza cromatica (RGB) tra matrice e blocchi è stato possibile distinguere i blocchi dalla matrice e quindi è stata generata l'immagine binaria corrispondente, Figura 87;

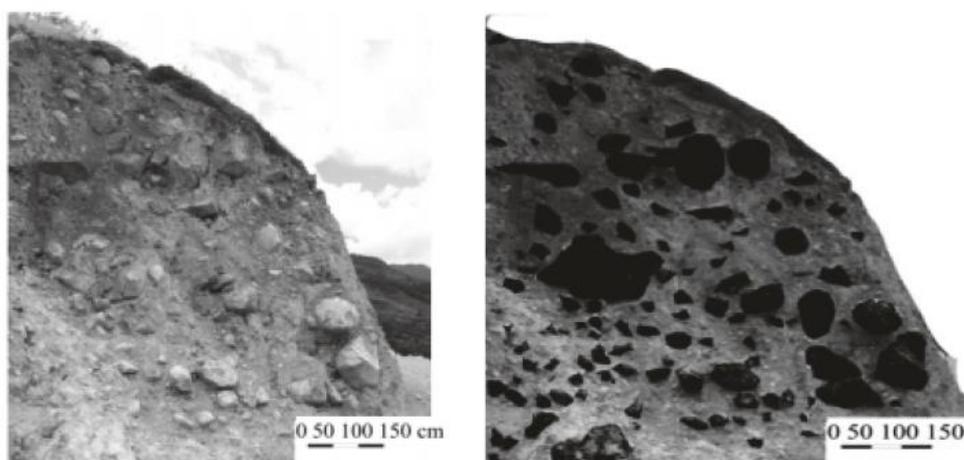


Figura 87: Sulla sinistra è riportata l'immagine della frana, sulla destra è riportata la corrispondente immagine binaria (Liu et al., 2018).

- è stata posizionata una griglia sull'immagine binaria corrispondente al pendio, Figura 88, e ad ogni elemento della griglia è stato associato il corrispondente valore RGB, ovvero il valore numerico che permette di identificare il colore dell'immagine;

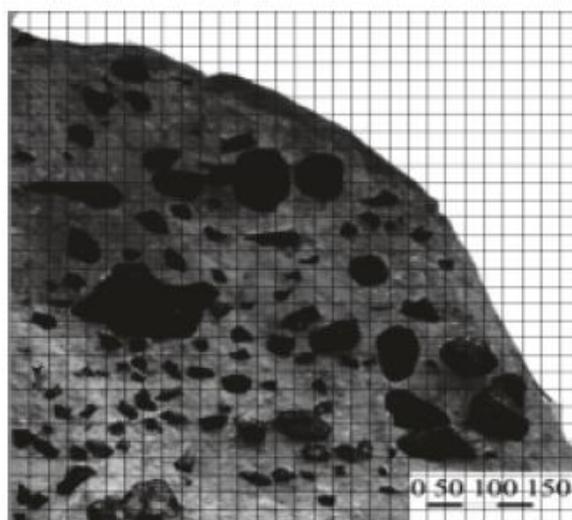


Figura 88: Griglia sovrapposta all'immagine binaria della frana (Liu et al., 2018).

- sulla base del valore RGB sono stati identificati i quadranti in cui era presente roccia e quelli in cui era presente matrice, Figura 89, in questo modo è stato possibile definire ogni blocco, al quale è stato associato un codice identificativo;
- una volta definiti i blocchi nella griglia, sono stati definiti i parametri: diametro massimo, d_{max} , diametro minimo, d_{min} , e il coefficiente di distorsione $\delta = d_{max}/d_{min}$; in Figura 89 sono schematizzati d_{max} e d_{min} ;

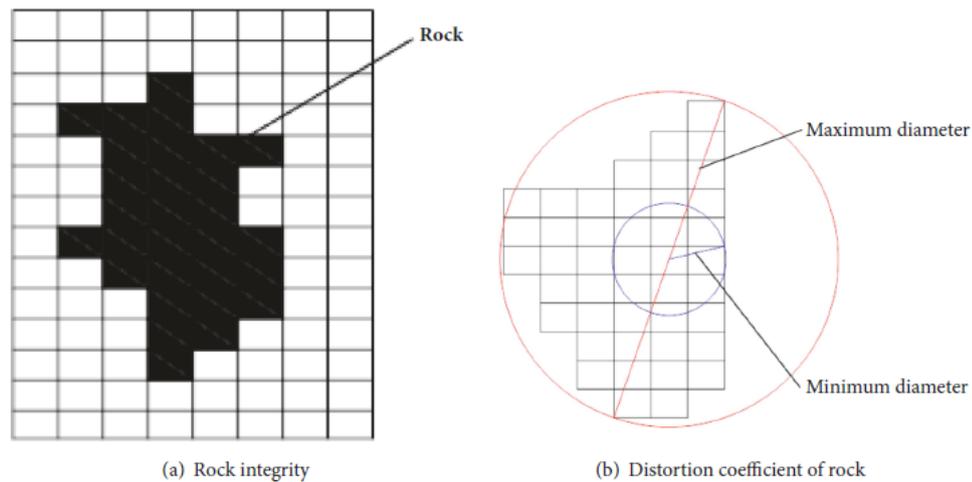


Figura 89: Identificazione dei quadranti associabili ai blocchi (a), e schema dei parametri associati ai blocchi (b) (Liu et al., 2018).

- sulla base dei parametri calcolati è stata generata una distribuzione random di sfere, nelle quali sono iscritti i blocchi, all'interno del pendio,
- dopo aver disposto le sfere contenenti i blocchi all'interno del pendio, sono state generate le forme delle rocce sulla base delle coordinate del centro del blocco e impostando con numero massimo di lati del poligono pari a n-4.

L'analisi del pendio è stata condotta mediante il metodo delle differenze finite, tramite il software MIDAS GTS, e per la definizione del fattore di sicurezza associato al modello del pendio è stato utilizzato il metodo della riduzione della resistenza a taglio, basato sulle seguenti equazioni:

$$c' = \frac{c}{F_s} \quad (22)$$

$$\varphi' = \arctan\left(\frac{\varphi}{F_s}\right) \quad (23)$$

Le caratteristiche della matrice e dei blocchi sono riportate in Tabella 6:

Tabella 6: Parametri utilizzati nel modello del pendio (Liu et al., 2018).

	Matrice	Blocchi
Densità [kN/m^3]	1.80	2.41
E [kPa]	50	2e4
ν [-]	0.35	0.2
c [kPa]	30	900
ϕ [°]	24	42

Per valutare l'influenza dei blocchi all'interno della matrice sono stati valutati sia il pendio omogeneo, Figura 90, e sia i pendii con all'interno la distribuzione random di blocchi, Figura 91:

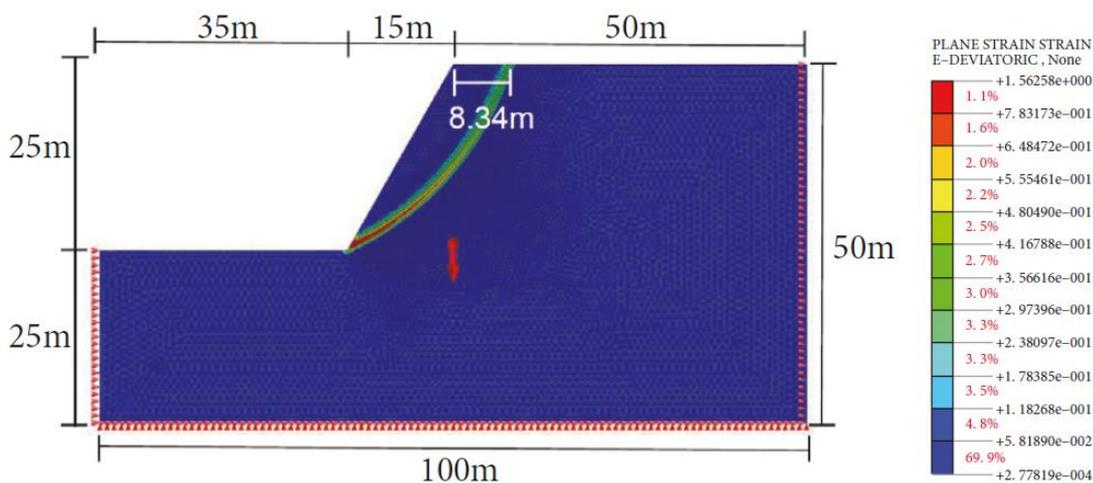


Figura 90: Geometria del pendio e superficie di scorrimento nel pendio omogeneo (Liu et al., 2018).

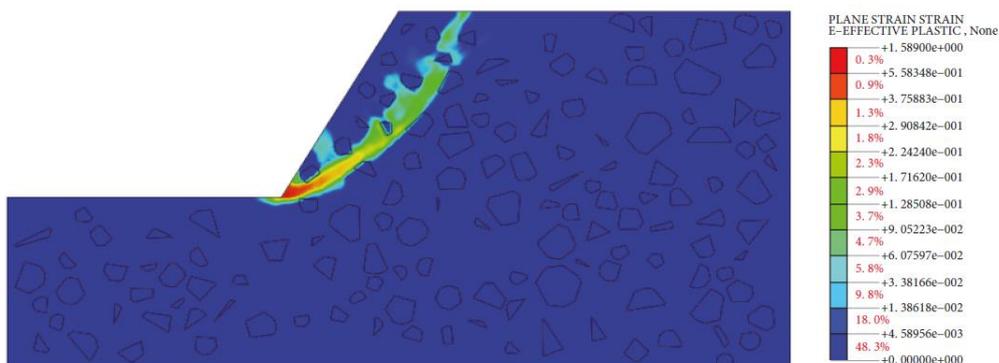


Figura 91: Esempio di risultati ottenuti su un pendio in bimrock (Liu et al., 2018).

Sulla base delle analisi condotte, Liu et al. (2018) hanno fatto le seguenti considerazioni:

- la posizione dei blocchi di dimensione maggiore nel pendio porta ad una variazione importante del comportamento dello stesso. In Figura 92, è possibile notare che la condizione a cui è associato un fattore di sicurezza minore è quella in cui i blocchi di grandi dimensioni sono posizionati nella zona prossima alla superficie del pendio, mentre la condizione con fattore di sicurezza maggiore è quella in cui i blocchi di grandi dimensioni sono posizionati al piede del pendio.

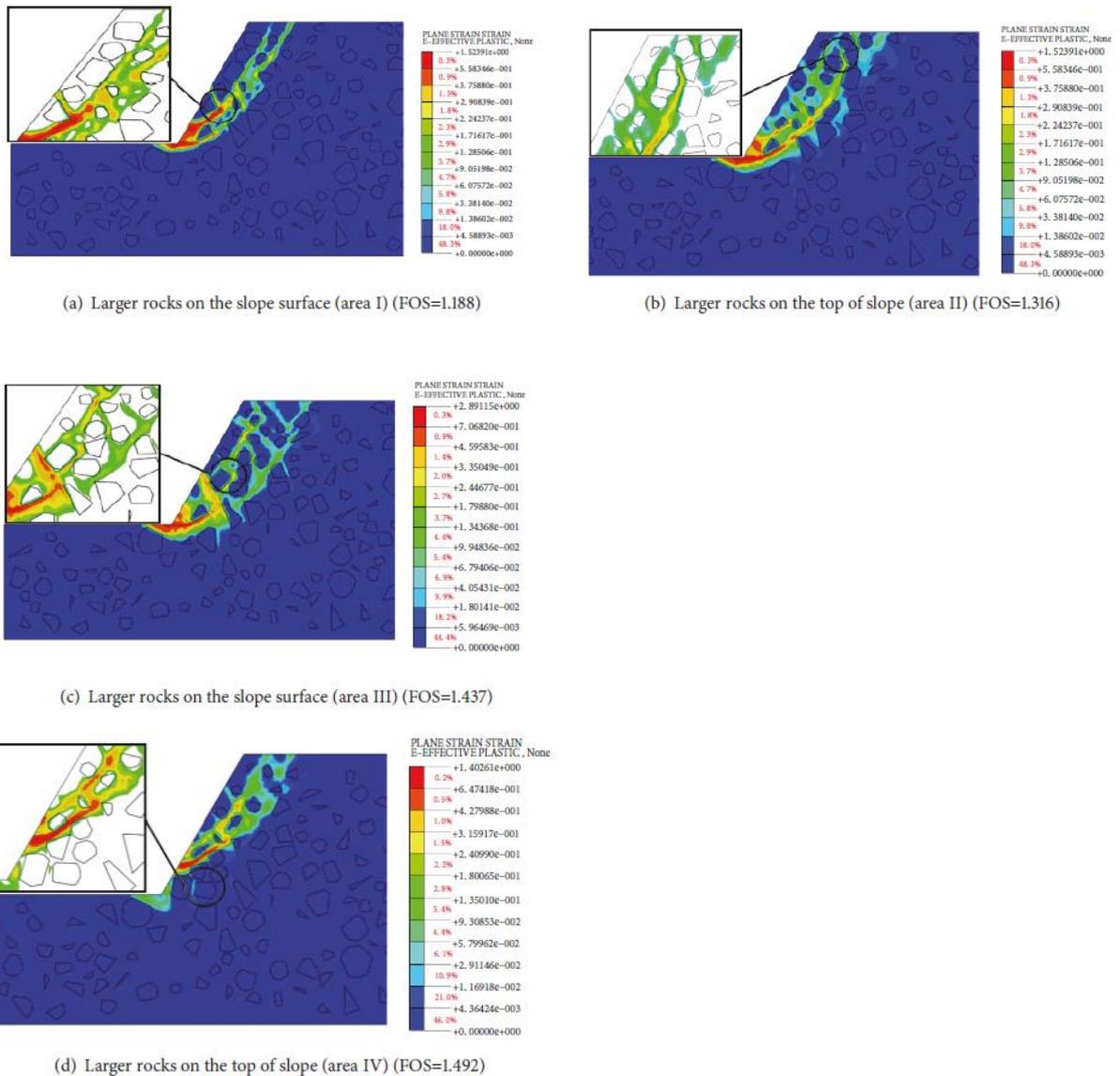


Figura 92: Influenza della posizione dei blocchi con dimensioni maggiori all'interno del pendio (Liu et al., 2018).

- la distanza tra i blocchi determina una variazione nella stabilità del pendio nel caso in cui i blocchi sono di grandi dimensioni;
- la forma dei blocchi gioca un ruolo importante nella stabilità del pendio.

6. Modellazione tridimensionale

Questo capitolo descrive i procedimenti adottati nella realizzazione e nell'analisi di stabilità di un modello semplice tridimensionale di pendio in formazione complessa a blocco-in-matrice.

La generazione dei modelli di pendio è stata eseguita mediante una disposizione random di blocchi sferici all'interno del pendio, le cui dimensioni sono state estratte da una distribuzione associabile a quella del Franciscan mélange, sulla base di quanto già effettuato da Napoli et al. (2018). Sono stati analizzati differenti modelli di pendio, i quali differiscono dalla percentuale volumetrica dei blocchi al loro interno (VBP).

L'analisi è stata condotta mediante l'utilizzo di un metodo alle differenze finite esplicito implementato nel software FLAC3D 5.0 (ITASCA).

6.1. Geometria del pendio

Il modello tridimensionale di pendio in formazione complessa è stato realizzato sulla base della geometria analizzata da Napoli et al. (2018), in modo da poter effettuare un confronto tra i risultati ottenuti nello studio bidimensionale e tridimensionale.

In Figura 93 è riportata la sezione verticale del pendio, mentre in Figura 94 è schematizzata la geometria del pendio con visualizzazione tridimensionale.

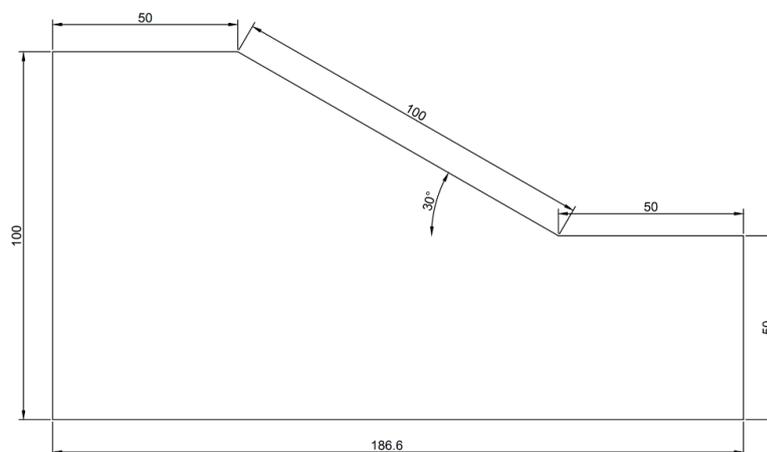


Figura 93: Schematizzazione della geometria del pendio, sezione verticale (dimensioni in metri).

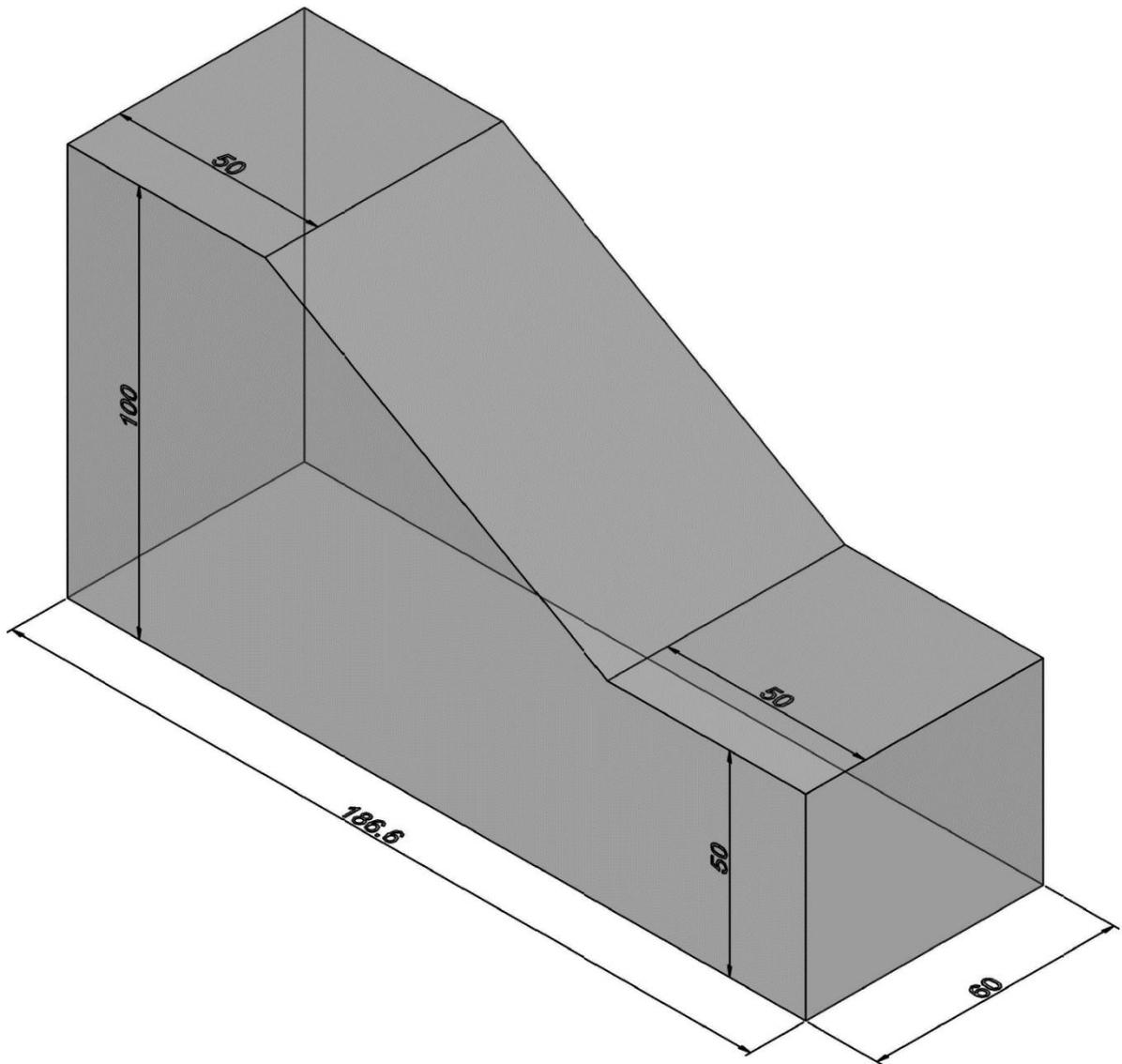


Figura 94: Schematizzazione della geometria del pendio, visualizzazione tridimensionale (dimensioni in metri).

I blocchi da inserire all'interno del pendio sono stati modellati con forma sferica e la loro generazione, in termini dimensionali e di posizione, è stata eseguita tramite script MATLAB, riportato in Allegato 1.

I dati di input da inserire nello script sono:

- dimensioni geometriche del pendio;
- percentuale volumetrica dei blocchi (VBP);
- la dimensione frattale;
- la dimensione caratteristica L_c .

La dimensione caratteristica, L_c , è stata definita pari all'altezza del pendio, ovvero 50 m.

Lo script, sulla base dei dati di input, genera una lista di diametri dei blocchi, i quali sono stati estratti dalla seguente funzione di distribuzione cumulativa:

$$F(d) = \frac{a^{1+q} - d^{1+q}}{a^{1+q} - b^{1+q}} \quad (24)$$

La cui funzione di densità di probabilità è la seguente funzione troncata di potenza negativa:

$$f(d) = -\frac{1+q}{a^{1+q} - b^{1+q}} d^q \quad (25)$$

dove:

- q è la dimensione frattale, assunta pari a 1.5;
- $a = 0.05 L_c$ è il valore minimo di diametro;
- $b = 0.75 L_c$ è il valore massimo di diametro;
- d è il valore del diametro, compreso tra a e b ;
- $F(d) = 0.0001$ è la differenza minima tra i diametri.

La funzione densità di probabilità è illustrata, in forma percentuale, in Figura 95:

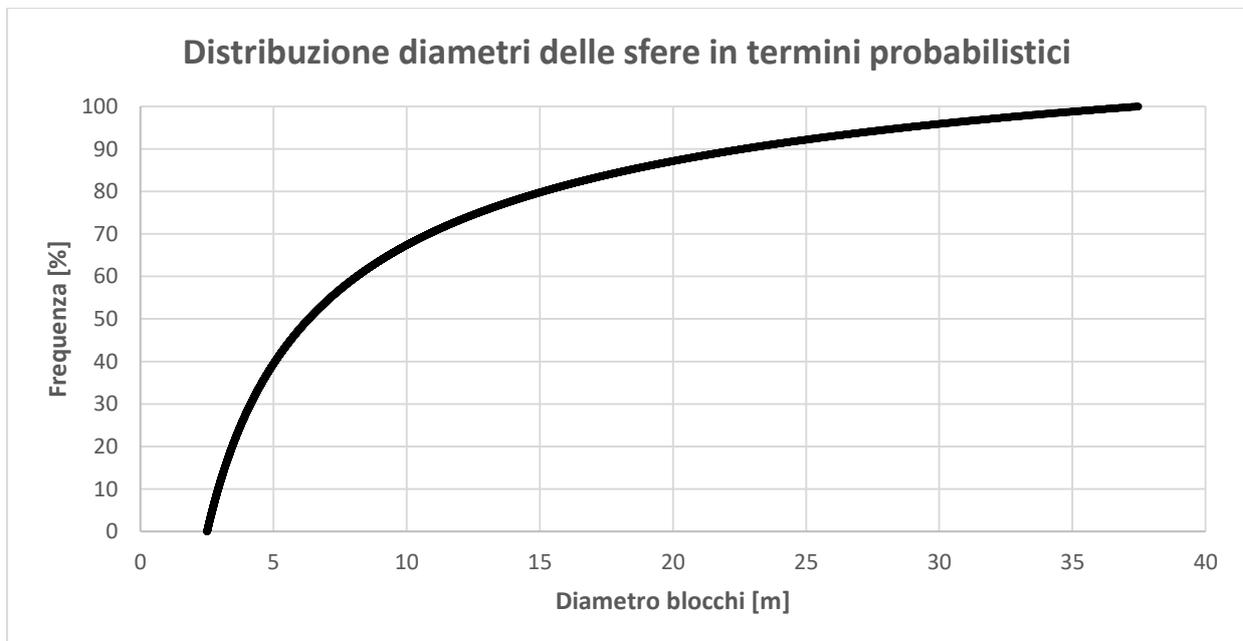


Figura 95: Distribuzione diametri delle sfere in termini probabilistici (VBP=40%).

L'analisi tridimensionale di stabilità di un pendio in bimrock è stata condotta su 4 modelli, i quali sono caratterizzati da una differente VBP.

I modelli analizzati sono i seguenti:

- $VBP = 0\%$, pendio costituito da sola matrice;
- $VBP = 25\%$;
- $VBP = 40\%$;
- $VBP=52\%$

La scelta di questi valori di VBP è stata fatta in modo da poter valutare le analogie e le differenze tra i risultati delle modellazioni tridimensionali, oggetto di questo lavoro di tesi, e delle modellazioni bidimensionali condotte da Napoli et al. (2018).

Nelle modellazioni tridimensionali non è stata considerata $VBP = 70\%$ a causa delle limitazioni fisiche, in termini di volume occupato dalle sfere, nella generazione di una distribuzione random di sfere. In particolare, Ping Wang, Chaoming Song, Yuliang Jin e Hernan A. Makse (2008) hanno condotto uno studio per la determinazione del valore limite di volume occupabile da sfere disposte in modo casuale, e il risultato di tale studio ha mostrato un valore limite pari a:

$$\frac{6}{6 + 2\sqrt{3}} \cong 63.4\% \quad (26)$$

Tramite il codice MATLAB si è cercato di ottenere un modello di pendio con $VBP = 55\%$, però il valore massimo ottenuto è pari a $VBP = 52\%$; la difficoltà riscontrata con valori di $VBP \geq 52\%$ può essere giustificata dalla presenza della condizione di distanza minima tra le sfere e tra sfere e bordi del modello del pendio, la quale è stata imposta per evitare problemi in fase di elaborazione dell'analisi di stabilità, ma che di fatto determina una riduzione del volume utilizzabile dalle sfere.

Lo script di MATLAB fornisce come output un file di testo contenente le coordinate del centro ed il raggio delle sfere estratte dalla distribuzione. Sulla base del contenuto del file di testo, tramite il software Autocad viene rappresentato il pendio con le sfere, come mostrato in Figura 96:

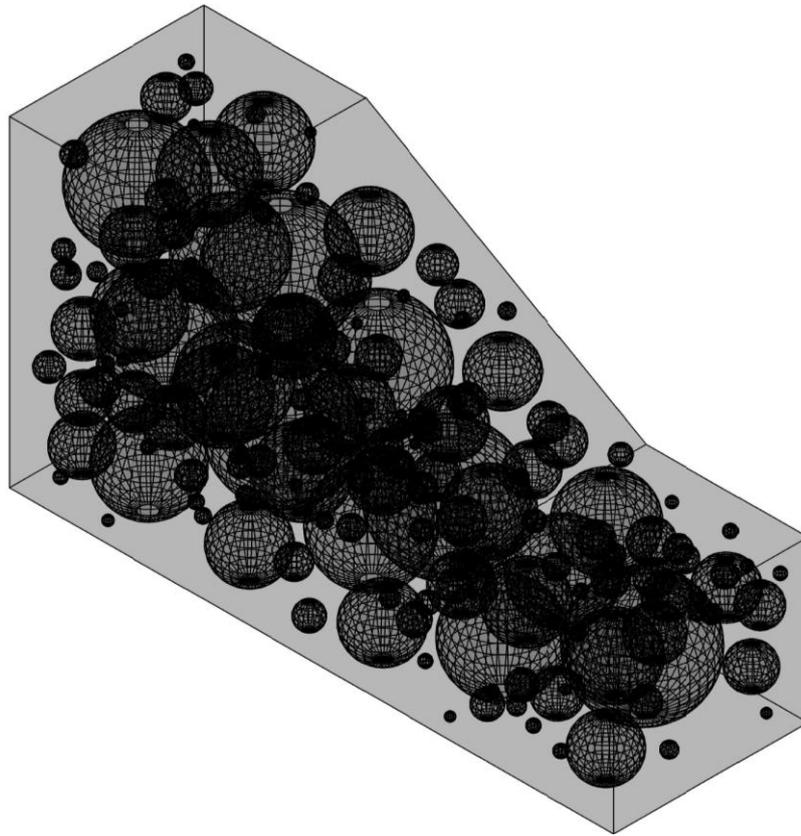


Figura 96: Modello Autocad del pendio con PVB=40%.

6.2. Creazione della mesh

Il processo di realizzazione della mesh del modello è stato condotto mediante l'utilizzo del software Rhinoceros (Robert McNeel & Associates) associato al plug-in Griddle (ITASCA).

6.2.1. Rhinoceros

Rhinoceros è un software che permette la creazione, la modifica e discretizzazione di curve, superfici e solidi; in Rhinoceros tutte le entità geometriche sono rappresentate tramite NURBS (Non_Uniform Rational B-Splines), ovvero delle rappresentazioni matematiche accurate della geometria 3D.

La geometria del pendio viene importata nel software Rhinoceros tramite file .DWG ottenuto tramite software Autocad e si ottiene una rappresentazione della stessa, come mostrato in Figura 97:

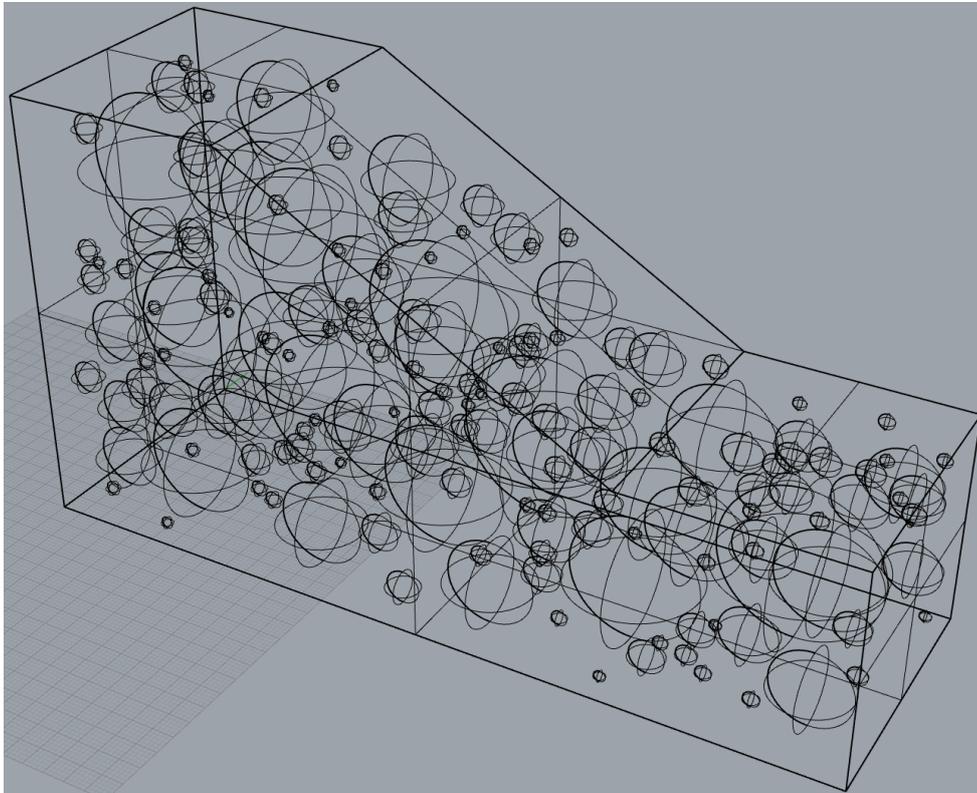


Figura 97: Rappresentazione della geometria del pendio VBP=40% (in Rhinoceros).

Una volta importato il file .DWG si procede con la creazione di una mesh preliminare, la quale poi verrà modificata tramite l'uso del software Griddle.

6.2.2. Griddle

Griddle (ITASCA) è un plug-in di Rhinoceros per la generazione di mesh. Griddle può essere utilizzato per rimodellare la mesh della superficie, in modo da impostare valori definiti di dimensioni e forma degli elementi della mesh. Sulla base della mesh superficiale il plug-in genera la mesh volumetrica la quale può essere composta da elementi tetraedrici o esagonali.

Per la generazione della mesh superficiale deve essere utilizzato il comando “*_GSurf*” e devono essere selezionati i parametri della discretizzazione; nelle seguenti Tabella 7 e Tabella 8 sono riportati i parametri utilizzati:

Tabella 7: Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh superficiale (PV=0%, PV=25% e PV=52%).

Gsurf input parameters	
<i>MinEdgeLenght</i>	0
<i>MaxEdgeLenght</i>	2
<i>Mode</i>	<i>AllQuad</i>
<i>RidgeAngle</i>	20
<i>MaxGradiation</i>	0.1
<i>DeleteInput</i>	<i>Yes</i>

Tabella 8: Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh superficiale (PV=40%).

Gsurf input parameters	
<i>MinEdgeLenght</i>	0
<i>MaxEdgeLenght</i>	1
<i>Mode</i>	<i>Tri</i>
<i>RidgeAngle</i>	20
<i>MaxGradiation</i>	0.1
<i>DeleteInput</i>	<i>Yes</i>

Per la generazione della mesh volumetrica deve essere utilizzato il comando “_GVol” e deve essere scelta la tipologia di mesh volumetrica, nelle seguenti Tabella 9 e Tabella 10 sono riportati i parametri utilizzati:

Tabella 9: Parametro di input utilizzato per la definizione della mesh volumetrica (PV=0%, PV=25% e PV=52%).

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

Tabella 10: Parametro di input utilizzato per la definizione della mesh volumetrica (PV=0%, PV=25% e PV=52%).

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

Nella seguente Figura 98, è riportata la mesh ottenuta per il modello di pendio con VBP=40%:

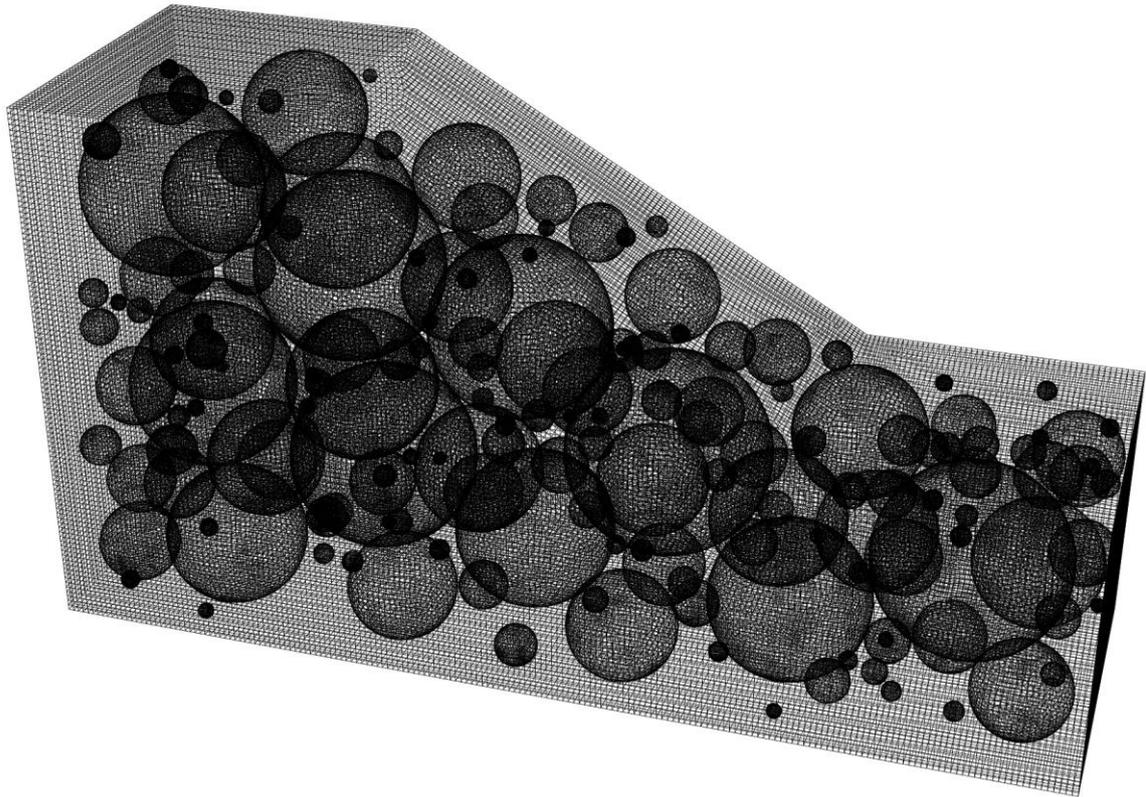


Figura 98: Mesh del modello di pendio con VBP=40%.

La mesh ottenuta può essere salvata in diversi formati tra i quali è presente il formato .f3grid, che permette di importare il modello nel software FLAC3D.

6.3. FLAC3D

FLAC3D è un programma alle differenze finite esplicito, il quale permette di studiare numericamente il comportamento meccanico di un materiale tridimensionale e continuo quando raggiunge l'equilibrio o un flusso plastico costante.

La formulazione della risposta è funzione sia del modello matematico adottato e sia della specifica implementazione numerica.

6.3.1. Descrizione del modello matematico

I meccanismi sui quali si basa il modello derivano da principi generali, quali la definizione dello sforzo e le leggi del moto, e dall'utilizzo di equazioni costitutive che definiscono le caratteristiche del materiale.

Dalla combinazione di questi principi si ottiene un insieme di equazioni differenziali alle derivate parziali, relative a variabili meccaniche (sforzo) ed a variabili cinematiche (velocità, velocità di deformazione), le quali devono essere risolte in funzione di date geometrie, proprietà, limitazioni e condizioni iniziali.

Un aspetto importante del modello è l'inclusione delle equazioni del moto, anche se FLAC3D è principalmente interessato alla valutazione dello stato tensionale e deformativo del mezzo in prossimità della condizione di equilibrio; i termini inerziali permettono di raggiungere lo stato di equilibrio in un modo numericamente stabile.

Convenzioni

Nella formulazione lagrangiana adottata in FLAC3D, un punto nel mezzo è caratterizzato dalle componenti vettoriali:

$$x_i, u_i, dv_i/dt \quad \text{con } i = 1,2,3 \quad (27)$$

i quali sono rispettivamente spostamento, velocità e accelerazione.

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). Per definizione, tensione ed estensione sono positive.

Stato tensionale

Lo stato tensionale in un dato punto del mezzo è caratterizzato dal tensore simmetrico di tensione σ_{ij} . Il vettore di trazione $[t]$ su una faccia con unità normale $[n]$ è dato dalla formula di Cauchy:

$$t_i = \sigma_{ij}n_j \quad (\text{tensione positiva}) \quad (28)$$

Stato deformativo

Se si fanno muovere le particelle nel mezzo con velocità $[v]$, in un tempo infinitesimo dt il mezzo risulta sottoposto ad uno sforzo infinitesimo determinato dalla traslazione $v_i dt$, a cui corrisponde il tensore di deformazione, ε , i cui componenti possono essere scritti con la seguente forma:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(v_{ij} + v_{ji}) \quad (29)$$

Equazioni di moto ed equilibrio

Le equazioni del moto sono espresse secondo la formulazione di Cauchy:

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = \rho \frac{dv_i}{dt} \quad (30)$$

dove:

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

Nel caso di equilibrio statico, l'equazione della dinamica assume l'espressione dell'equazione di equilibrio:

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \quad (31)$$

Condizioni al contorno ed iniziali

Le condizioni al contorno sono costituite dall'imposizione di trazioni di confine e/o velocità (per indurre spostamenti imposti). Inoltre, possono essere integrate le forze di volume e deve essere specificato lo stato tensionale iniziale del modello.

Equazioni costitutive

Le equazioni del moto associate alle equazioni che descrivono lo stato deformativo, costituiscono un sistema di nove equazioni con quindici incognite, quindi costituiscono un sistema di equazioni indeterminato.

Le equazioni costitutive forniscono sei equazioni aggiuntive ed esse forniscono informazioni relative al materiale considerato, e sono esprimibili nella seguente forma:

$$[\check{\sigma}] = H_{ij}(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}, \kappa) \quad (32)$$

dove:

- $[\check{\sigma}]$ è il è il tensore delle tensioni;
- κ è un parametro che tiene in considerazione la storia tensionale del materiale.

6.3.2. Mohr-Coulomb

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

Il criterio di Mohr-Coulomb in FLAC3D è espresso in termini di sollecitazioni principali: σ_1 , σ_2 e σ_3 , le quali sono le tre componenti del vettore delle tensioni generalizzato per questo modello ($n = 3$); le corrispondenti componenti del vettore generalizzato delle deformazioni sono le deformazioni principali: ε_1 , ε_2 e ε_3 .

Le espressioni incrementali della legge di Hooke in termini di tensioni e deformazioni generalizzate hanno la seguente forma:

$$\begin{cases} \Delta\sigma_1 = \alpha_1\Delta\varepsilon_1^e + \alpha_2(\Delta\varepsilon_2^e + \Delta\varepsilon_3^e) \\ \Delta\sigma_2 = \alpha_1\Delta\varepsilon_2^e + \alpha_2(\Delta\varepsilon_2^e + \Delta\varepsilon_3^e) \\ \Delta\sigma_3 = \alpha_1\Delta\varepsilon_3^e + \alpha_2(\Delta\varepsilon_2^e + \Delta\varepsilon_2^e) \end{cases} \quad (33)$$

dove α_1 e α_2 sono costanti associate al materiale definite in termini di modulo di taglio G , e modulo di comprimibilità K :

$$\alpha_1 = K + \frac{4}{3}G \quad (34)$$

$$\alpha_2 = K - \frac{2}{3}G \quad (35)$$

Il criterio di rottura implementato nel modello FLAC3D è un criterio di Mohr-Coulomb con limitazione di tensione. Se le tensioni principali sono numerate in modo che sia rispettata la condizione $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$, il criterio può essere rappresentato nel piano (σ_1, σ_3) , come mostrato in Figura 99:

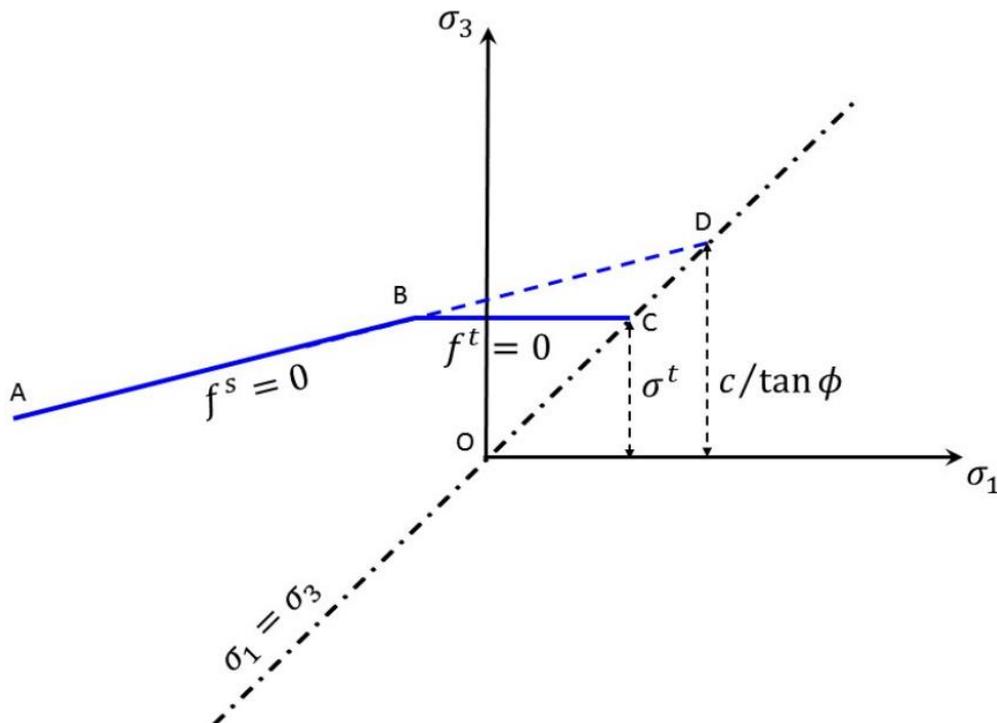


Figura 99: Rappresentazione del criterio di rottura di Mohr-Coulomb (FLAC3D).

L'involuppo di rottura, espresso dall'equazione $f(\sigma_1, \sigma_3) = 0$, è definito dal punto A fino al punto B dal criterio di rottura di Mohr-Coulomb $f^s = 0$ con:

$$f^s = -\sigma_1 + \sigma_3 N_\phi - 2c \sqrt{N_\phi} \quad (36)$$

e dal punto B al punto C dal criterio di rottura a trazione $f^t = 0$ con:

$$f^t = \sigma_3 - \sigma^t \quad (37)$$

dove ϕ è l'angolo di attrito, c è la coesione σ^t è la resistenza a trazione, e N_ϕ ha seguente espressione:

$$N_\phi = \frac{1 + \sin(\phi)}{1 - \sin(\phi)} \quad (38)$$

La funzione che esprime il potenziale è descritta tramite due funzioni, g^s e g^t , usate rispettivamente per definire il flusso di taglio plastico e il flusso di tensione plastico.

La funzione g^s corrisponde alla legge non associata, ed ha la seguente forma:

$$g^s = -\sigma_1 + \sigma_3 N_\psi \quad (39)$$

dove ψ è l'angolo di dilatanza e N_ψ ha la seguente espressione:

$$N_\psi = \frac{1 + \sin(\psi)}{1 - \sin(\psi)} \quad (40)$$

La funzione g^t corrisponde alla legge associata, ed ha la seguente forma:

$$g^t = f^t = \sigma_3 - \sigma^t \quad (41)$$

Come è possibile osservare in Figura 100, la linea rappresentata dalla diagonale tra la rappresentazione di $f^s = 0$ e $f^t = 0$ divide il dominio in due parti:

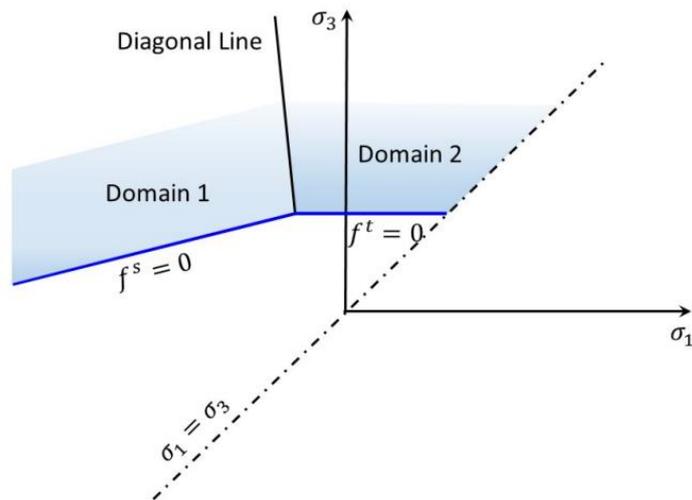


Figura 100: Domini utilizzati nella definizione della legge di flusso, Mohr-Coulomb (FLAC3D).

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

6.3.3. Fattore di sicurezza

Il calcolo del fattore di sicurezza può essere eseguito per l'analisi di stabilità nel software FLAC3D. Il calcolo del fattore di sicurezza è condotto sulla base del metodo di riduzione della resistenza (Strength reduction method), e tale metodo può essere applicato automaticamente in FLAC3D.

Il fattore di sicurezza è un indice che può essere definito per ogni parametro rilevante del problema tramite il rapporto tra il valore del parametro calcolato nelle condizioni date e il valore critico del parametro al quale corrisponde una condizione inaccettabile.

Convenzionalmente un valore del fattore di sicurezza maggiore di uno indica una condizione di stabilità. Anche in casi semplici, il fattore di sicurezza non è in generale correlato con legge lineare al parametro selezionato per il suo calcolo.

Per calcolare il fattore di sicurezza è necessario identificare i valori dei parametri attuali e quelli critici. Nel caso più generale, il valore effettivo del parametro viene valutato mediante

la risoluzione diretta delle equazioni che governano il problema, e questo spesso viene fatto usando un metodo numerico. Per la definizione del valore critico del problema può essere utilizzato un procedimento di trial-and-error, in cui vengono eseguite delle simulazioni numeriche al variare del valore del parametro, fino a quando non viene identificato il valore critico.

Nel software FLAC3D se si utilizza il criterio di Mohr-Coulomb per descrivere il comportamento del materiale, i parametri di default che sono utilizzati per il calcolo del fattore di sicurezza sono la coesione, c , e l'angolo di attrito, φ . Le equazioni di riduzione di tali parametri sono le seguenti:

$$c^{prova} = \frac{1}{F^{prova}} c \quad (42)$$

$$\varphi^{prova} = \arctan \left[\frac{1}{F^{prova}} \tan(\varphi) \right] \quad (43)$$

Inoltre, in FLAC3D è possibile escludere l'angolo d'attrito o la coesione nella valutazione del fattore di sicurezza, oppure è possibile considerare anche la resistenza a trazione σ^t , utilizzando l'equazione di riduzione avente la seguente espressione:

$$\sigma^{t,prova} = \frac{1}{F^{prova}} \sigma^t \quad (44)$$

6.4. Definizione del modello del pendio in FLAC3D

Per procedere con l'analisi di stabilità del pendio è necessario importare la mesh del modello all'interno del progetto in FLAC3D, e per far ciò si importa il file generato tramite Griddle in formato .f3grid. In Figura 101 è riportata la sezione del modello del pendio con VBP=25%.

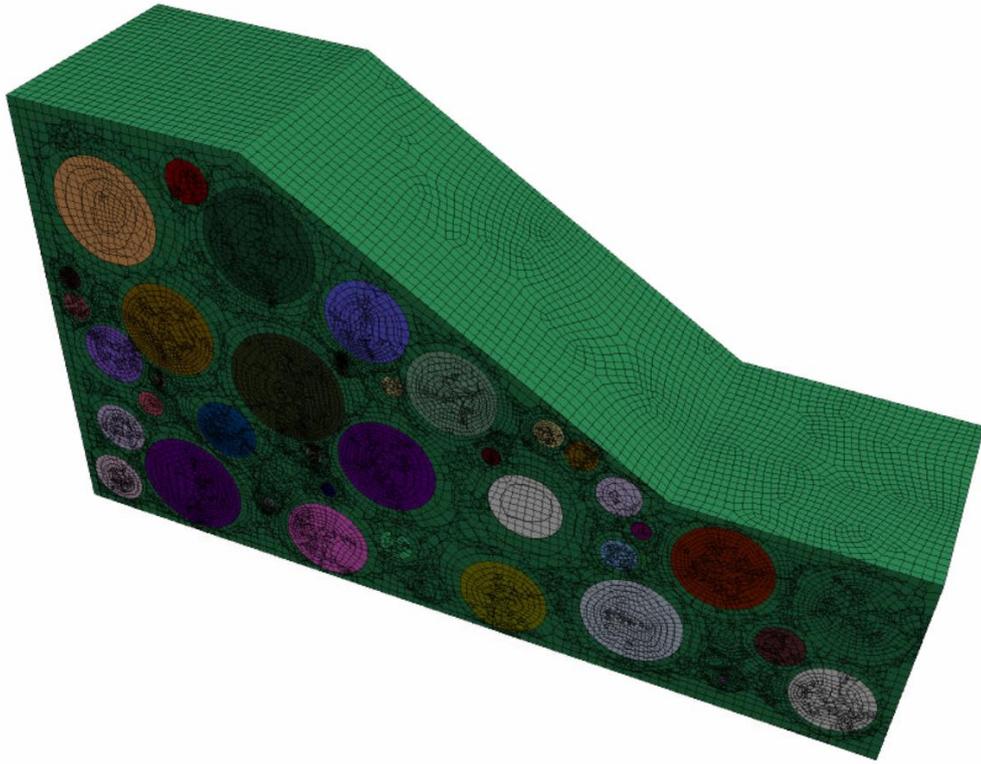


Figura 101: Modello del pendio importato in FLAC3D (VBP=25%).

In Figura 102 è possibile osservare la mesh del pendio, mentre in Figura 103 è possibile osservare la mesh delle sfere.

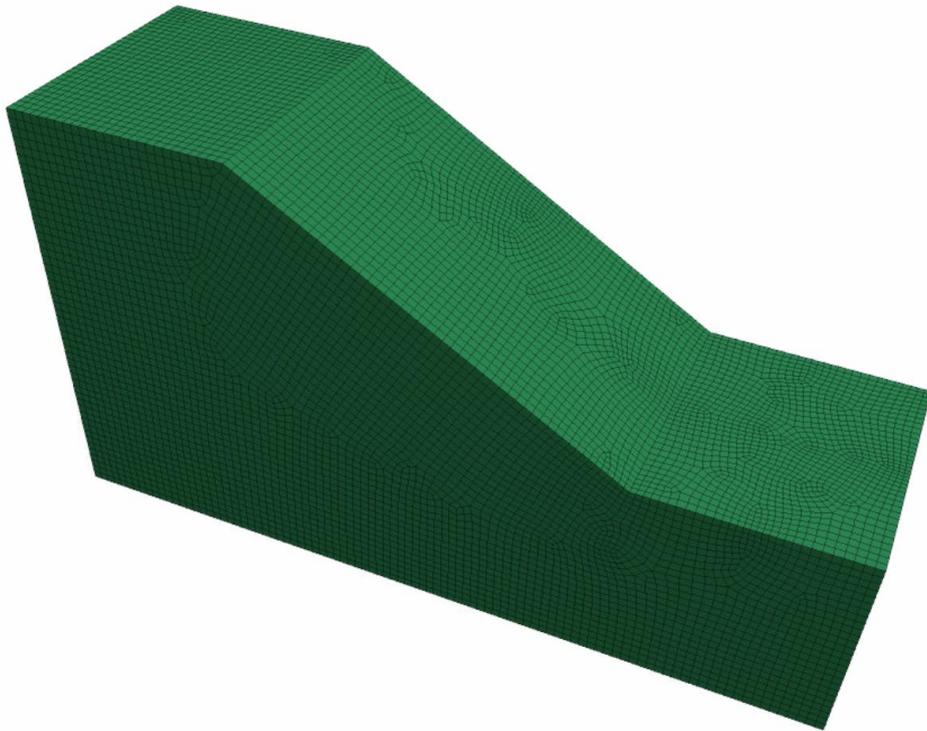


Figura 102: Mesh del pendio.

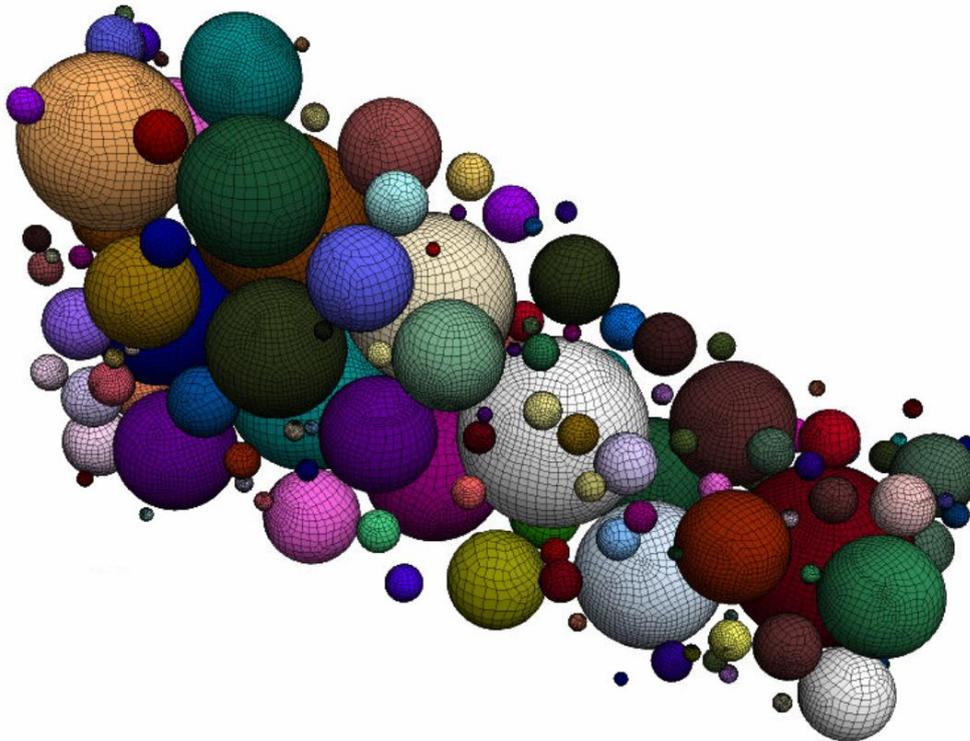


Figura 103: Mesh delle sfere (VBP=40%).

La definizione delle caratteristiche meccaniche, delle condizioni al contorno e delle sollecitazioni agenti nel modello è stata eseguita tramite codice riportato in ALLEGATO 2.

6.4.1. Identificazione degli elementi costituenti il pendio

Per poter procedere con l'analisi di stabilità del pendio è necessario attribuire agli elementi che lo costituiscono le corrette caratteristiche meccaniche, le condizioni al contorno e le condizioni tensionali iniziali.

La prima operazione da compiere è quella di identificare gli elementi di volume e le superfici.

Gli elementi di volume sono stati suddivisi in due gruppi, come mostrato in Figura 104 e Figura 105:

- PENDIO, per identificare la matrice che costituisce il pendio, Figura 104;
- SFERE, per identificare i blocchi presenti nel pendio, Figura 105.

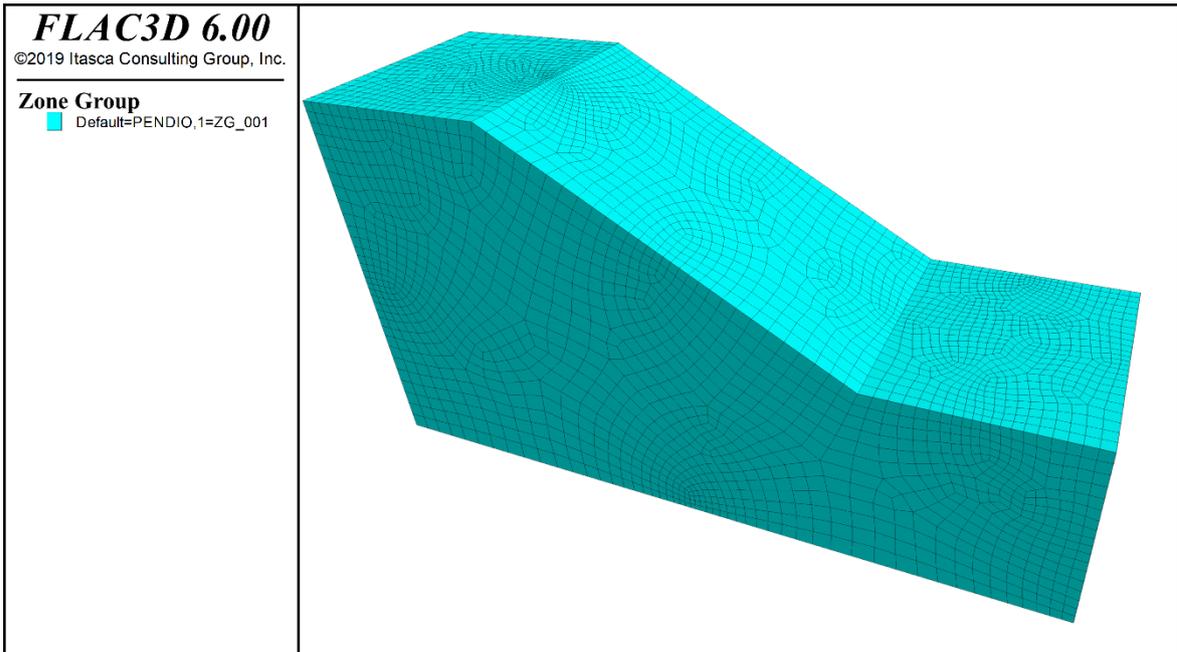


Figura 104: Assegnazione del nome identificativo al pendio.

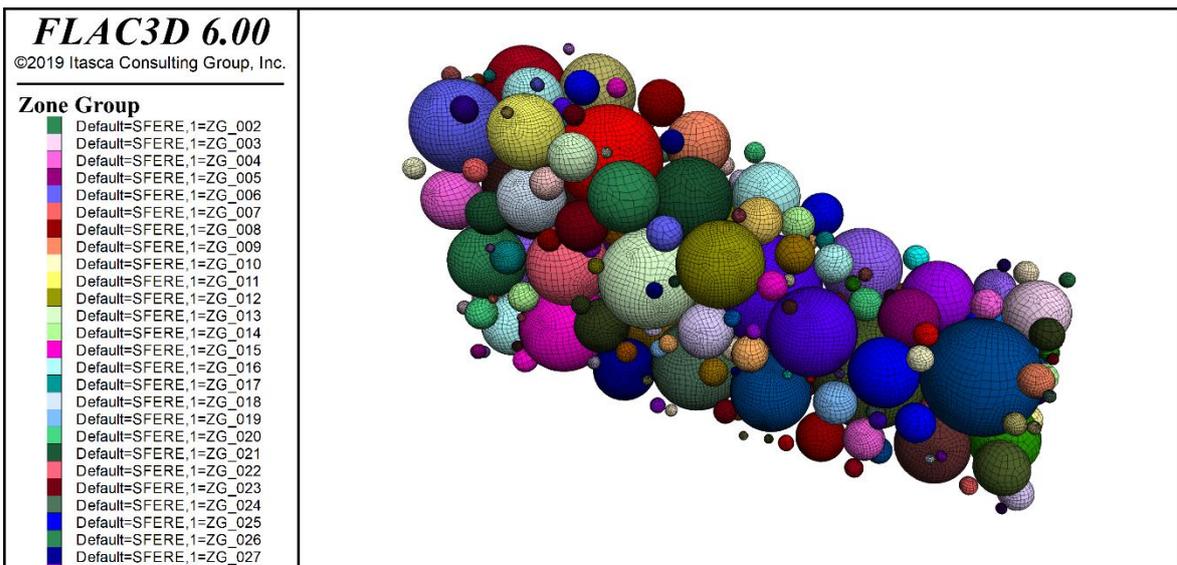


Figura 105: Assegnazione del nome identificativo alle sfere (PV=52%).

Per procedere all’assegnazione dei nomi agli elementi di volume è stato necessario selezionare il volume e quindi utilizzare il comando “Assign a group to the selection”.

Le superfici del pendio sono state denominate con un termine identificativo, come mostrato in Figura 106, in modo da poter applicare le corrette condizioni al contorno.

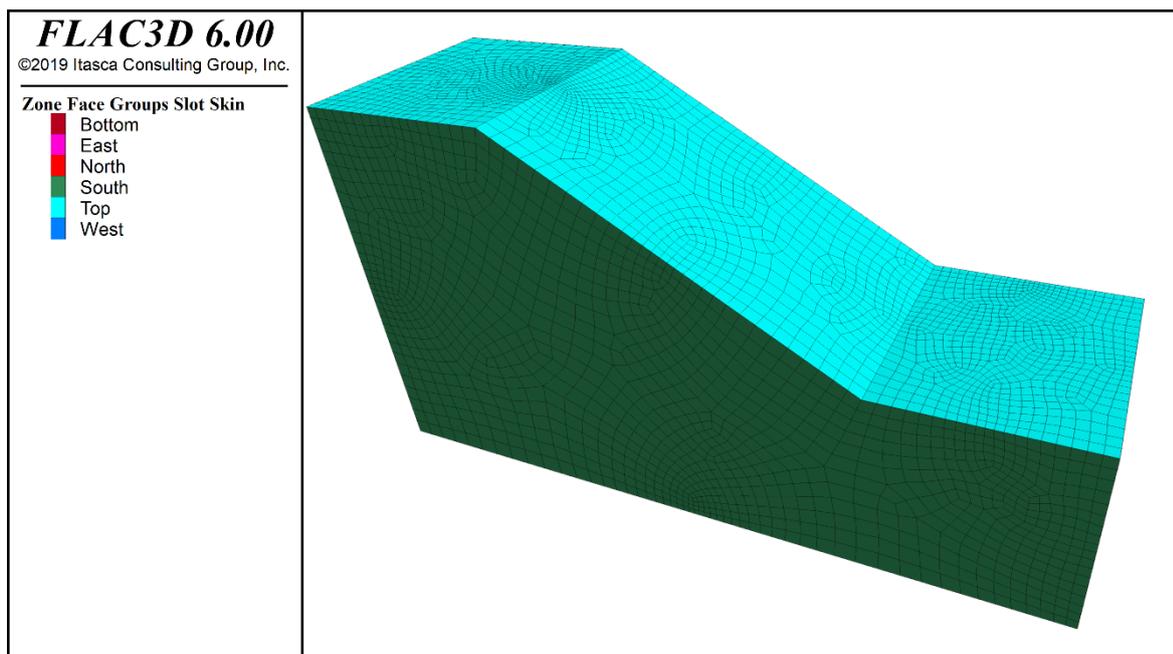


Figura 106: Assegnazione del nome identificativo alle superfici del pendio.

Per procedere all’assegnazione dei nomi alle superfici del pendio è stato necessario selezionare il pendio e utilizzare il comando “Assign groups name to faces automatically”.

6.4.2. Caratteristiche dei materiali

La legge costitutiva utilizzata nel modello è una legge elastica perfettamente plastica ed è stato adottato il criterio di rottura di Mohr-Coulomb.

Le proprietà dei materiali utilizzate nel modello sono riportate in Tabella 11:

Tabella 11: Caratteristiche meccaniche dei materiali costituenti il modello di pendio.

	Matrice	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

6.4.3. Condizioni al contorno e stato tensionale iniziale

Le condizioni al contorno sono state definite in termini di spostamento e sono state imposte le seguenti condizioni:

- velocità normale alla superficie nulla, $v_n = 0 \text{ m/s}$, per le superfici denominate: East, West, North, South e Bottom (ovvero le superfici laterali e la superficie di base del pendio);
- nessuna restrizione per la superficie denominata Top, ovvero la superficie superiore del pendio.

In termini di stato tensionale è stata considerata agente solo l'accelerazione gravitazionale, quindi il pendio è soggetto esclusivamente alla forza gravitazionale.

7. Risultati analisi numerica

In questo capitolo si riportano i risultati delle analisi numeriche in termini di fattore di sicurezza, FS , per i vari modelli analizzati al variare della VBP.

7.1. Risultati delle analisi tridimensionali

7.1.1. $VBP = 0\%$

La modellazione del pendio con percentuale volumetrica dei blocchi nulla equivale a considerare il pendio costituito da sola matrice, come avviene nella maggior parte delle modellazioni in fase progettuale.

Nella seguente Figura 107 è possibile osservare la distribuzione all'interno del modello delle massime deformazioni a taglio, le quali permettono di individuare la superficie di scorrimento che delimita la porzione di volume instabile.

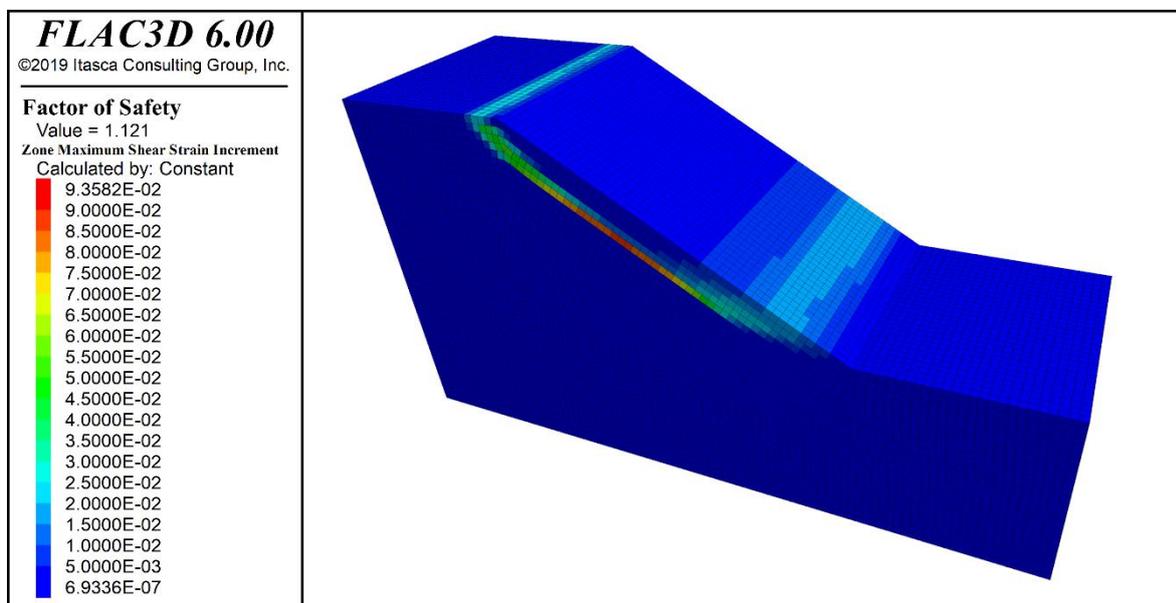


Figura 107: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio ($VBP=0\%$).

Nella seguente Figura 108 sono riportati i risultati ottenuti in termini di entità degli spostamenti, i quali sono espressi sia cronometricamente e sia mediante la rappresentazione vettoriale:

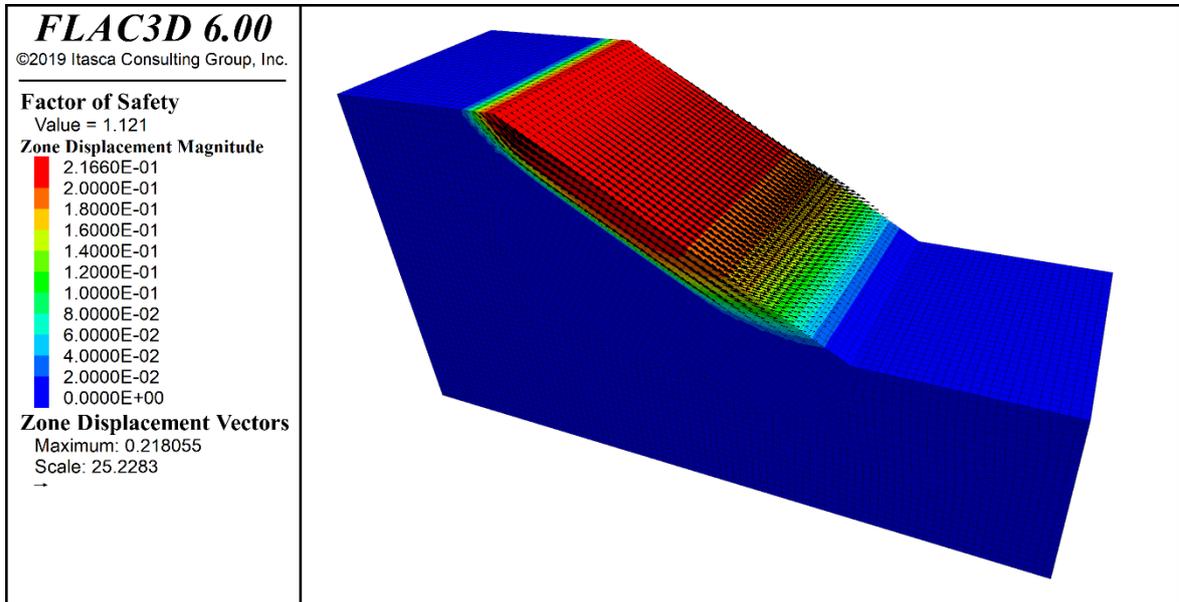


Figura 108: Risultati in termini di entità degli spostamenti ($VBP=0\%$).

Nelle precedenti figure, Figura 107 e Figura 108, è riportato il valore del fattore di sicurezza ricavato nell'analisi, ed esso è pari a 1.121.

7.1.2. $VBP = 25\%$

In questo paragrafo sono riportati i risultati ottenuti con $VBP = 25\%$, e per la loro rappresentazione e valutazione saranno considerate le sezioni ortogonali e parallele al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio.

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti sono rispettivamente riportati in Figura 109 e in Figura 110.

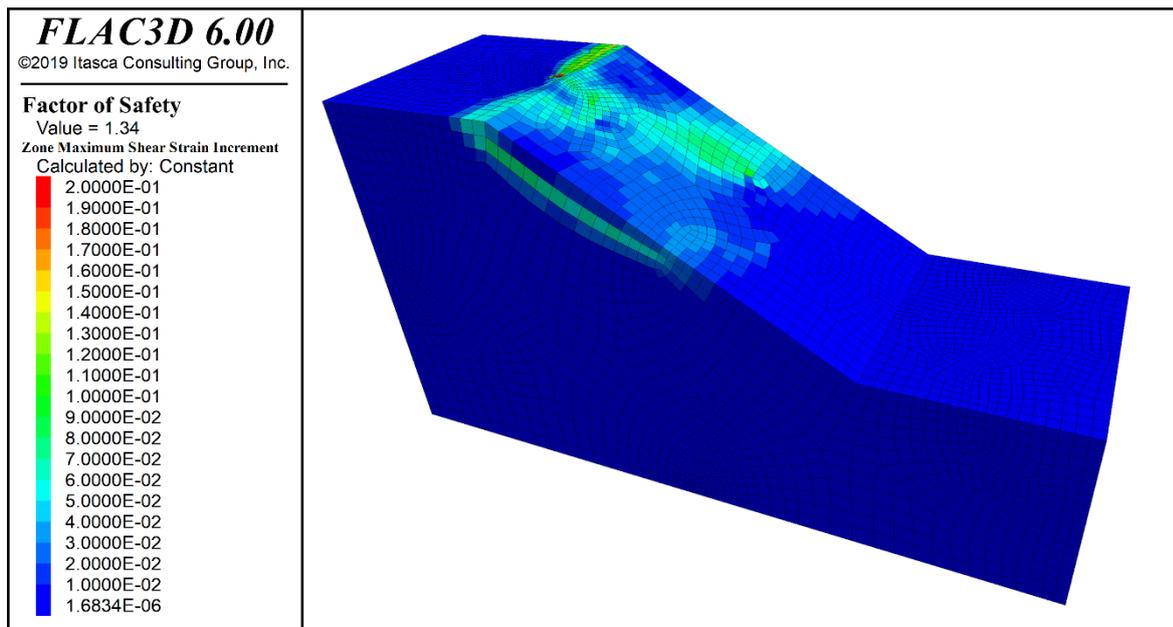


Figura 109: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio (VBP=25%).

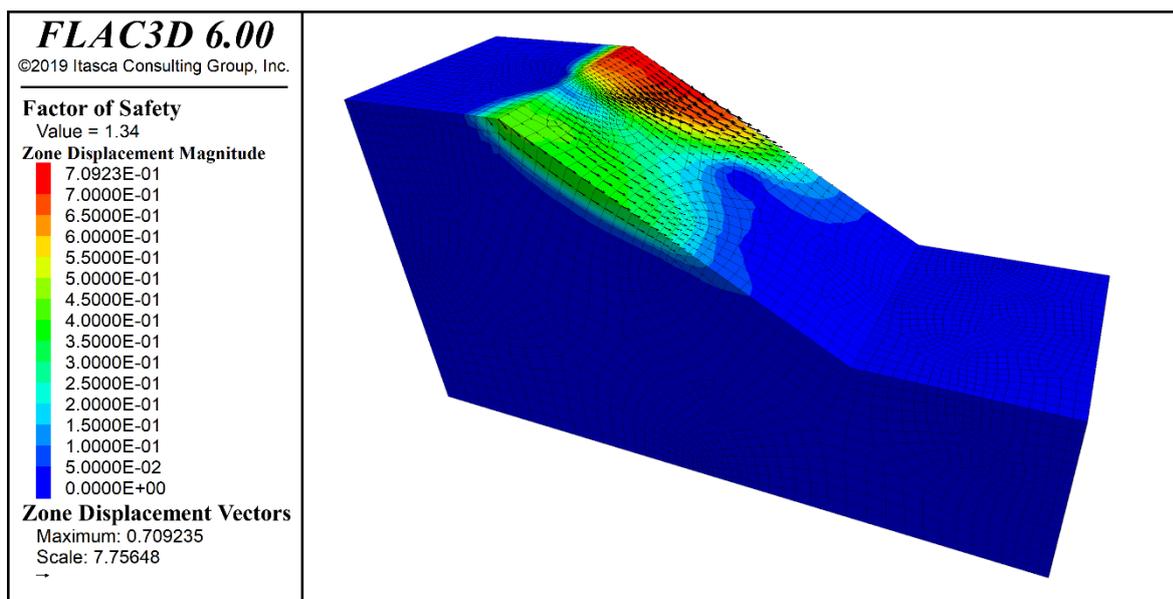


Figura 110: Risultati in termini di entità degli spostamenti (VBP=25%).

Nelle seguenti immagini, Figura 111 e Figura 112 , sono riportate le sezioni analizzate per permettere di visualizzare in maniera ottimale i risultati del pendio:

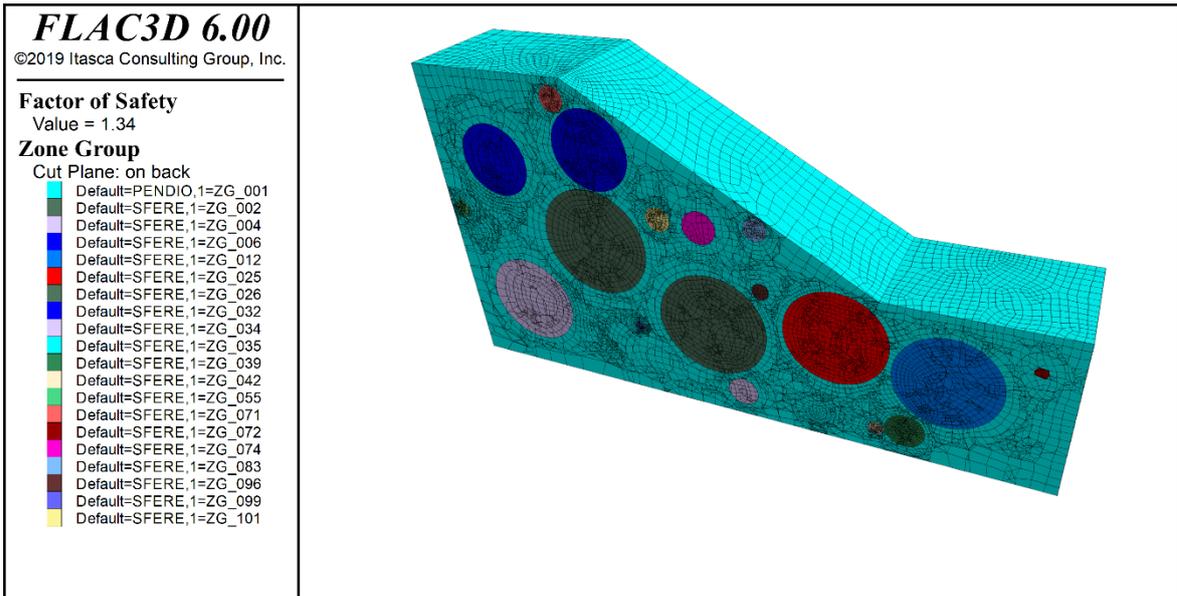


Figura 111: Sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).

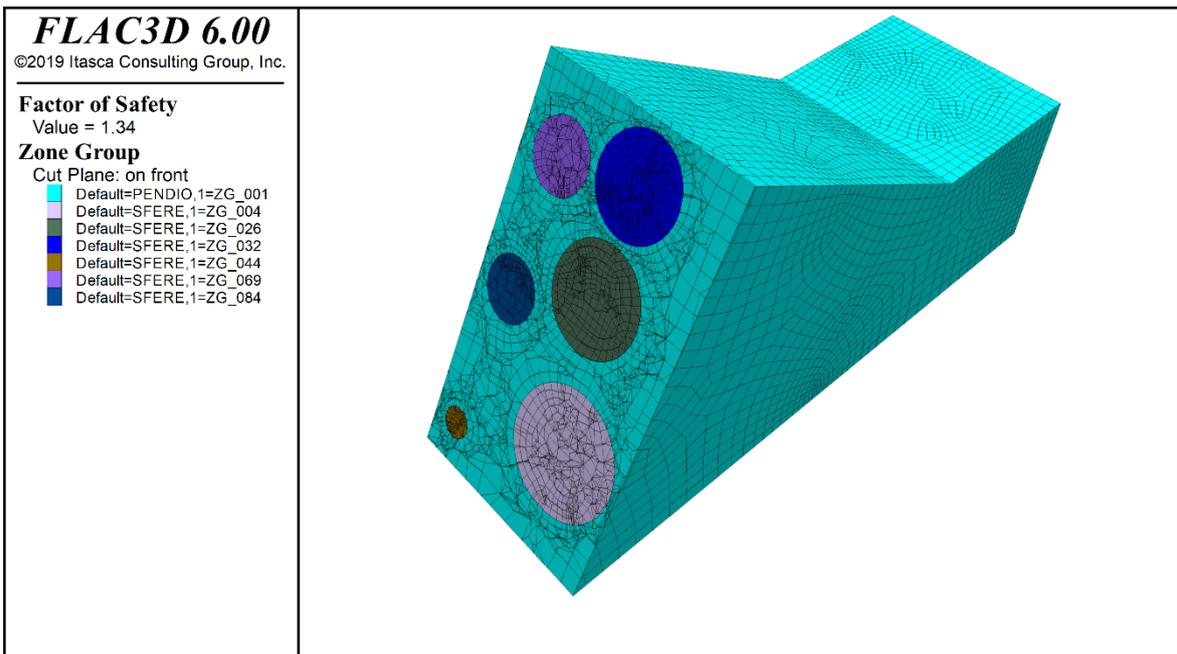


Figura 112: Sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti, per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio, sono rispettivamente riportati in Figura 113 e in Figura 114.

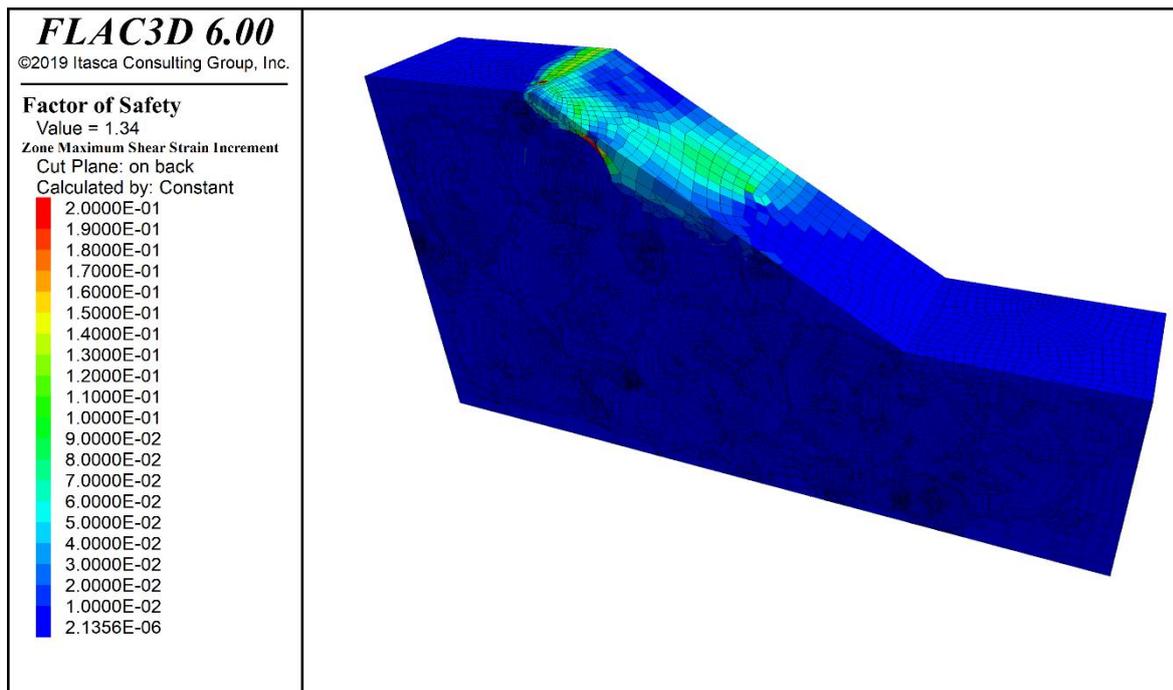


Figura 113: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).

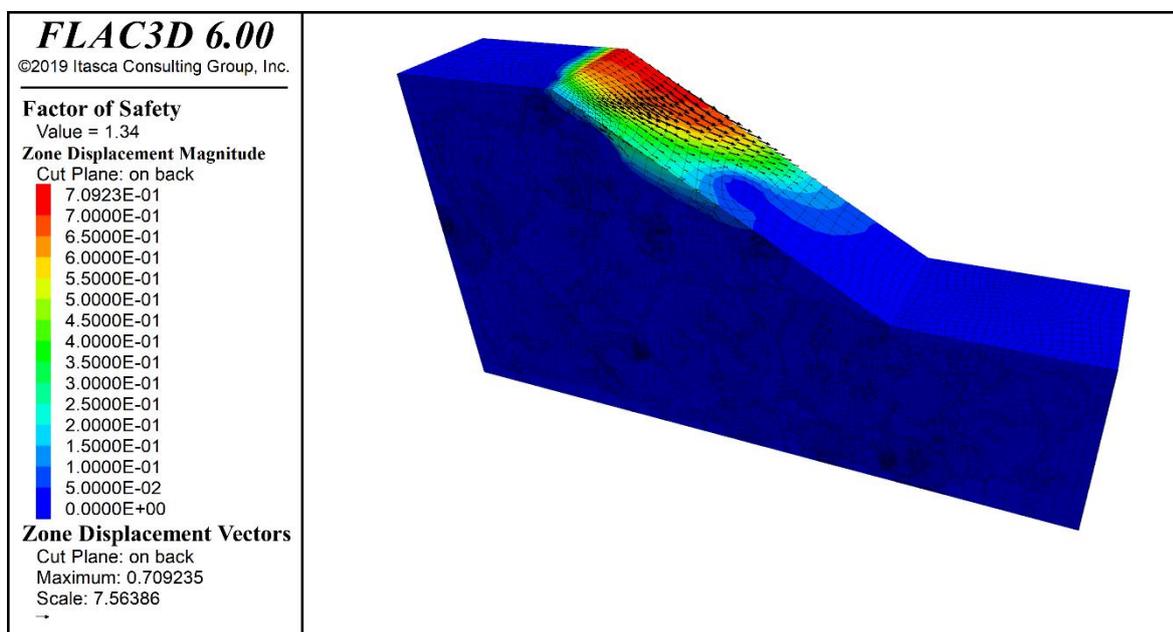


Figura 114: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti, per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio, sono rispettivamente riportati in Figura 115 e Figura 116.

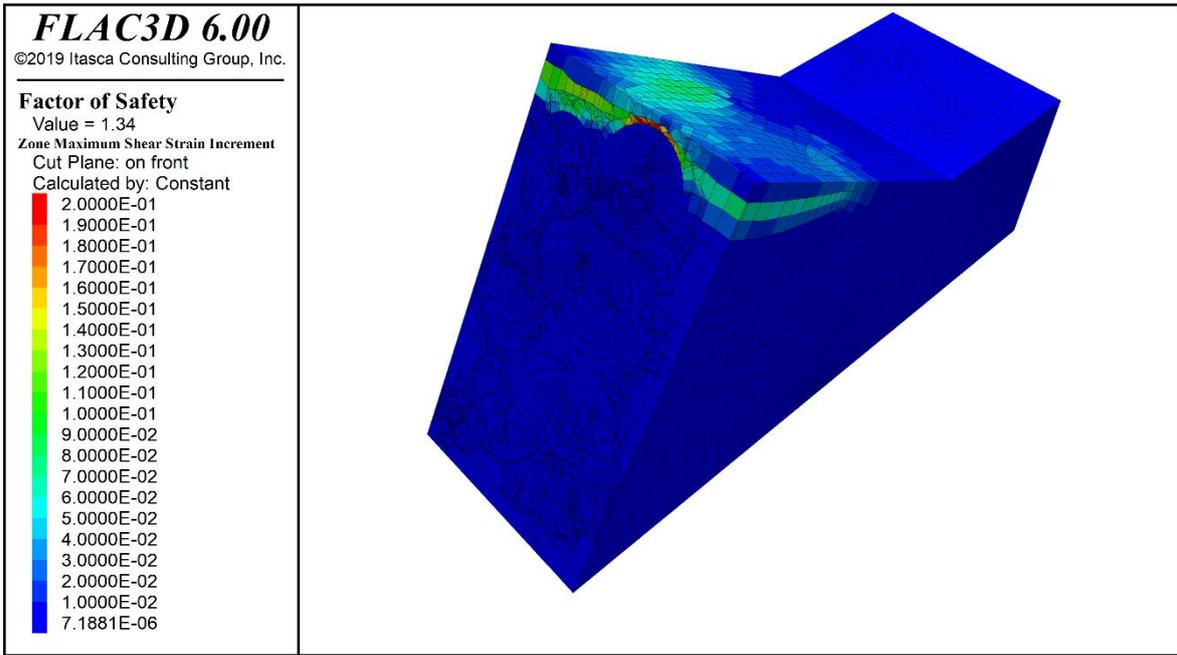


Figura 115: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).

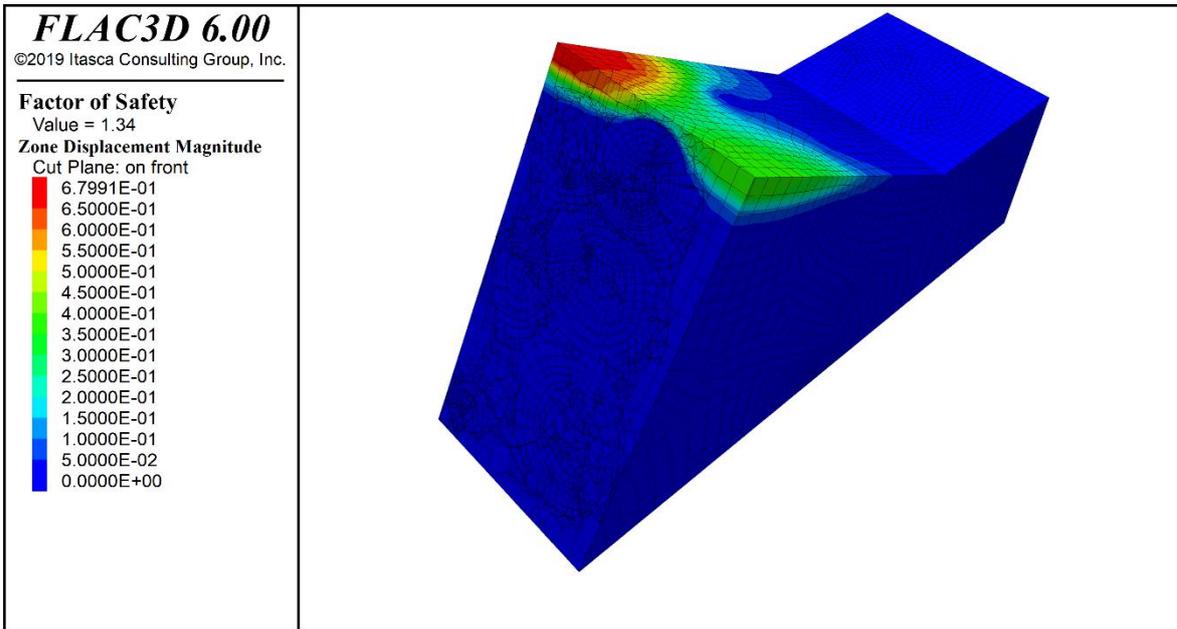


Figura 116: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=25%).

7.1.3. $VBP = 40\%$

In questo paragrafo sono riportati i risultati ottenuti con $VBP = 40\%$, e per la loro rappresentazione e valutazione saranno considerate le sezioni ortogonali e parallele al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio.

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti sono rispettivamente riportati in Figura 117 e in Figura 118.

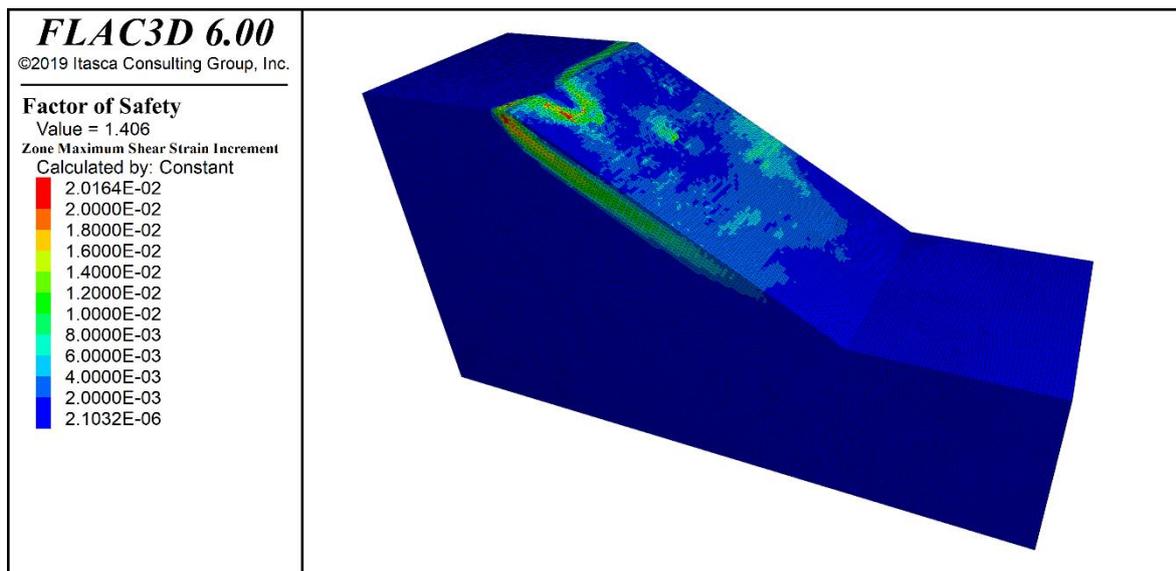


Figura 117: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio ($VBP=40\%$).

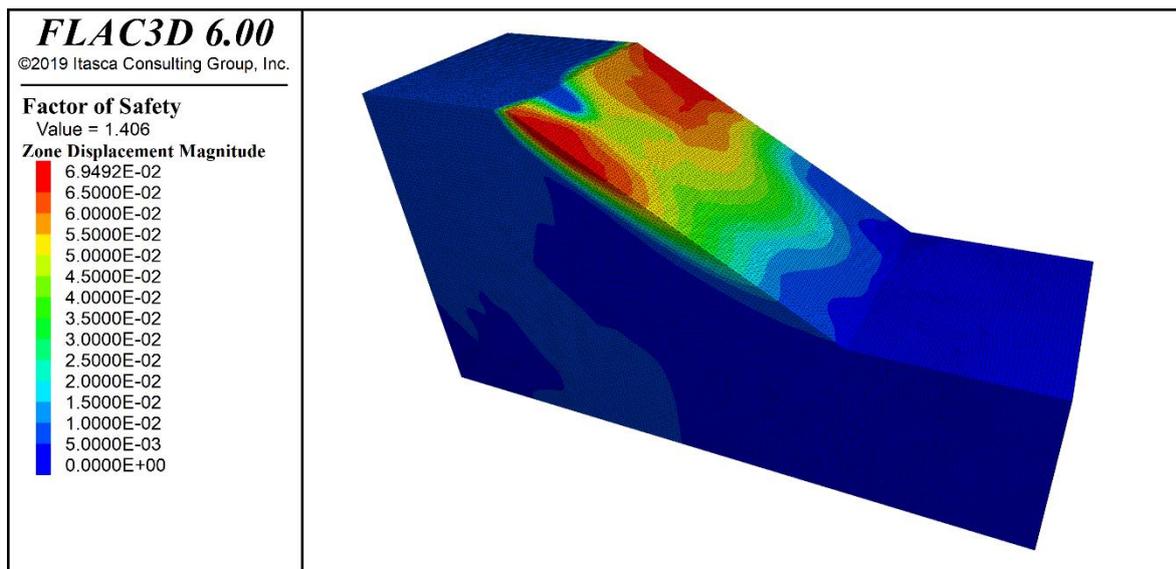


Figura 118: Risultati in termini di entità degli spostamenti ($VBP=40\%$).

Nelle seguenti immagini, Figura 119 e Figura 120 , sono riportate le sezioni analizzate per permettere di visualizzare in maniera ottimale i risultati del pendio:

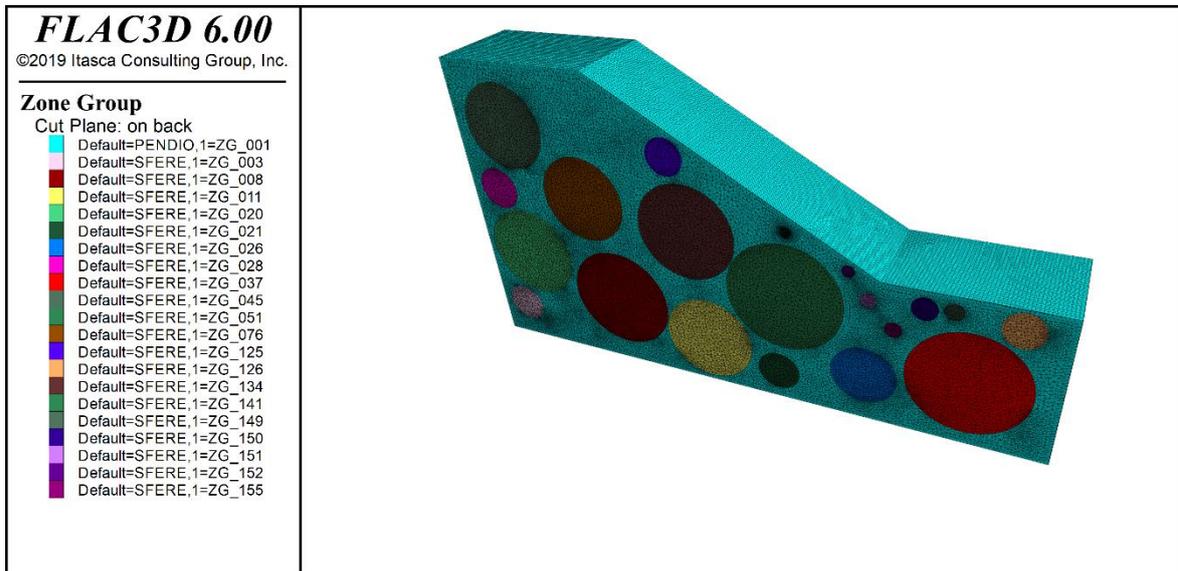


Figura 119: Sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).

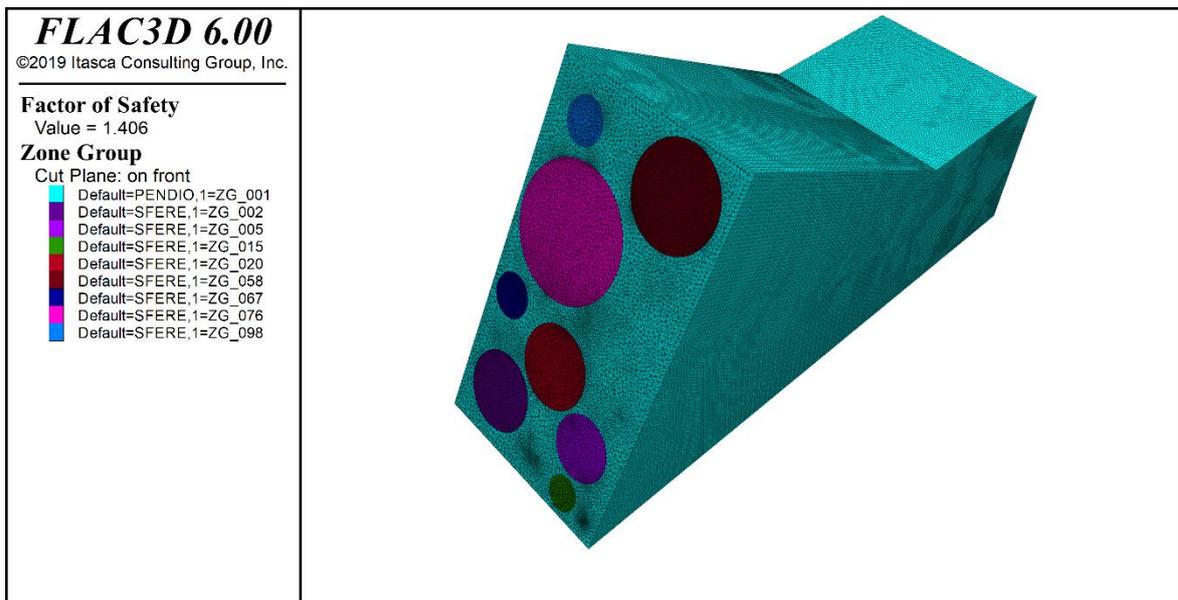


Figura 120: Sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti, per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio, sono rispettivamente riportati in Figura 121 e in Figura 122.

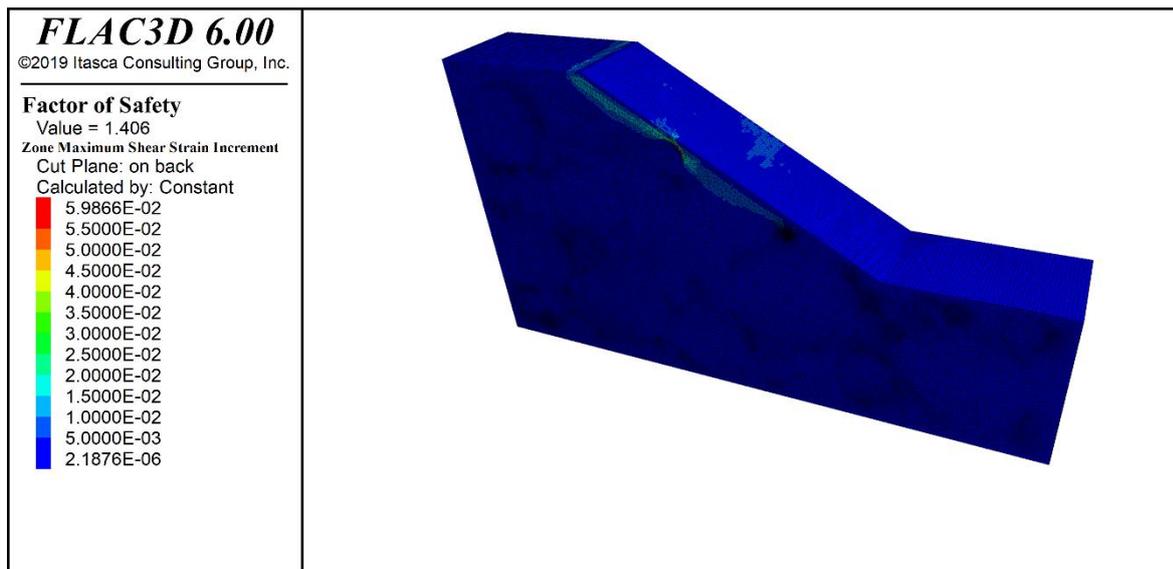


Figura 121: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).

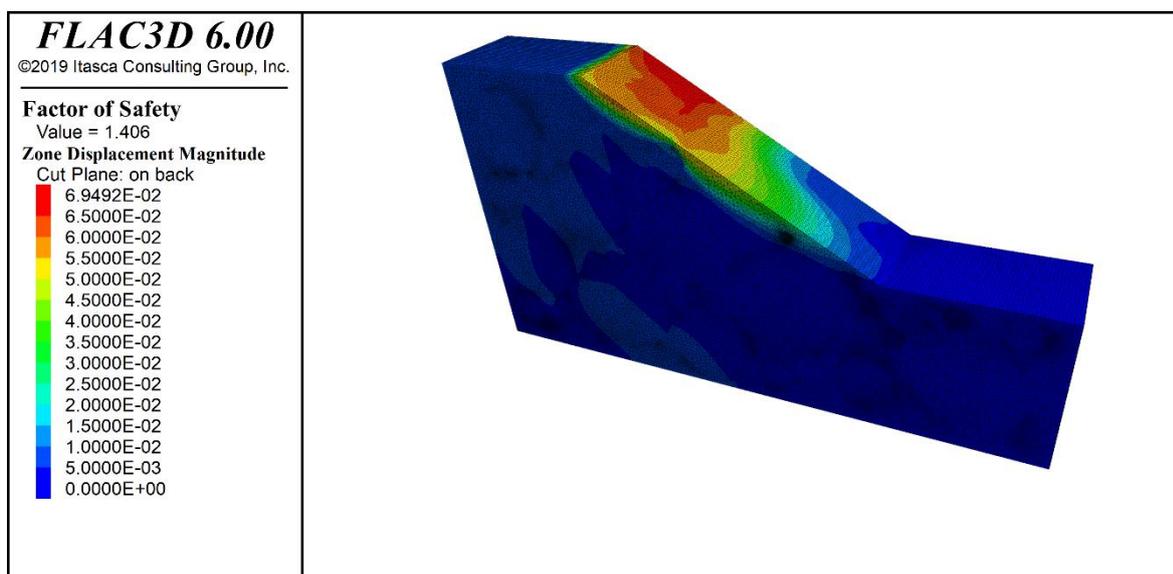


Figura 122: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti, per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio, sono rispettivamente riportati in Figura 123 e in Figura 124.

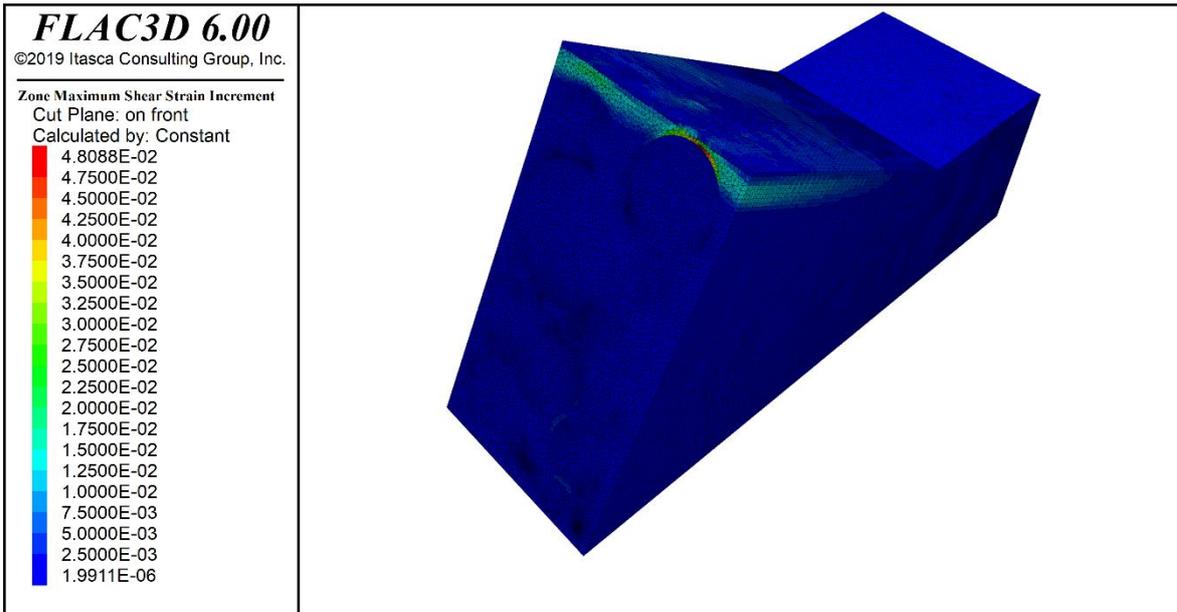


Figura 123: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).

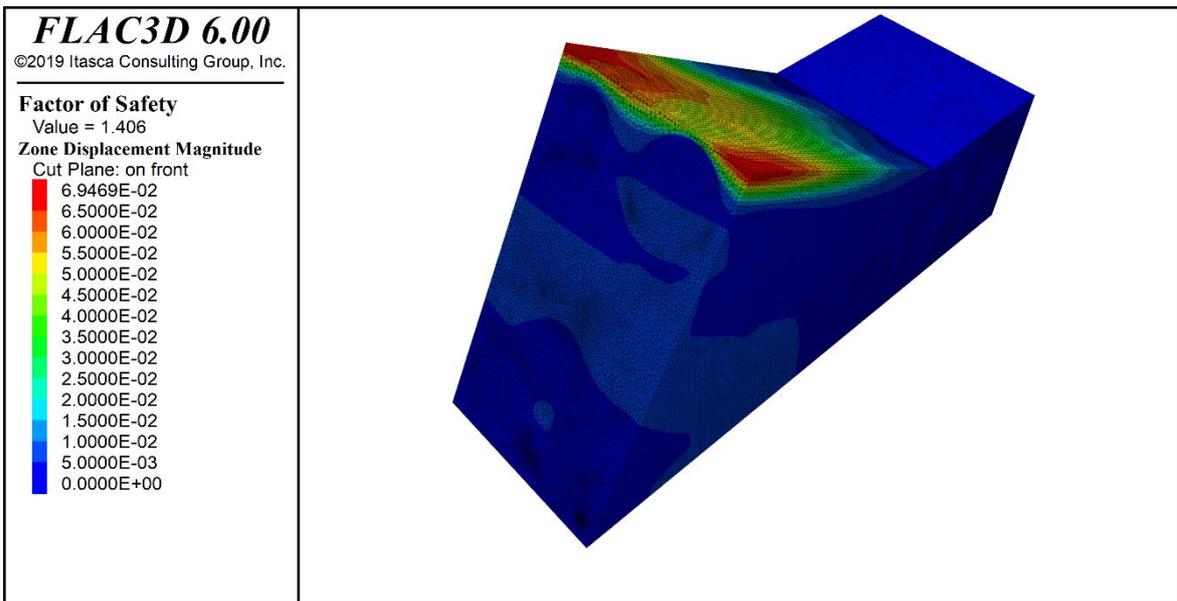


Figura 124: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=40%).

7.1.4. $VBP = 52\%$

In questo paragrafo sono riportati i risultati ottenuti con $VBP = 52\%$, e per la loro rappresentazione e valutazione saranno considerate le sezioni ortogonali e parallele al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio.

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti sono rispettivamente riportati in Figura 125 e in Figura 126.

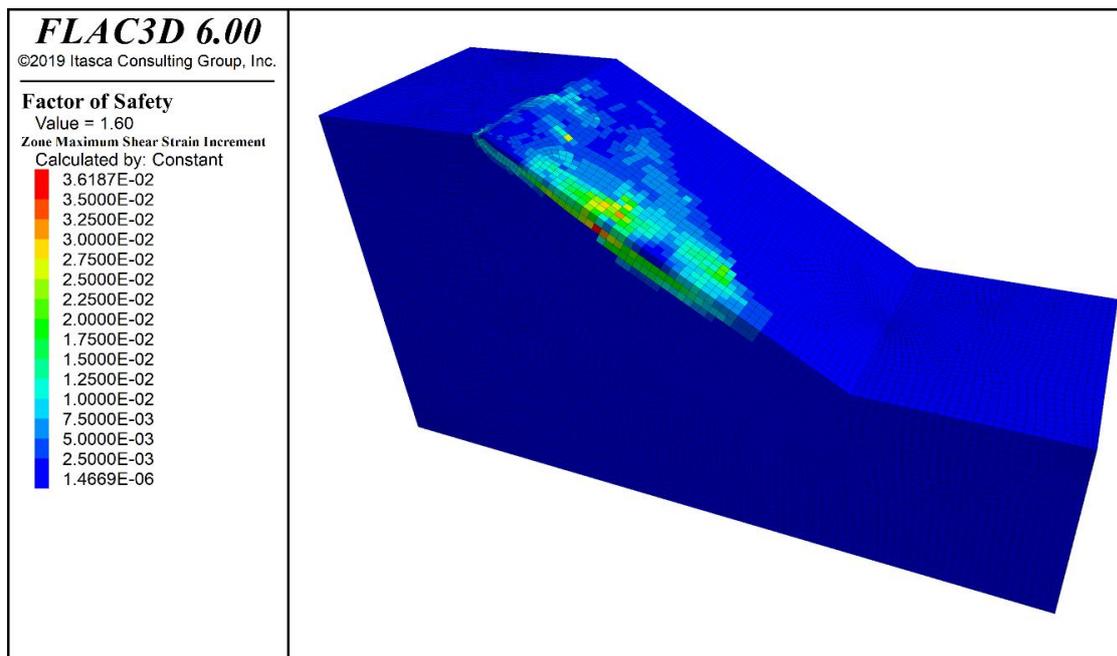


Figura 125: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio ($VBP=52\%$).

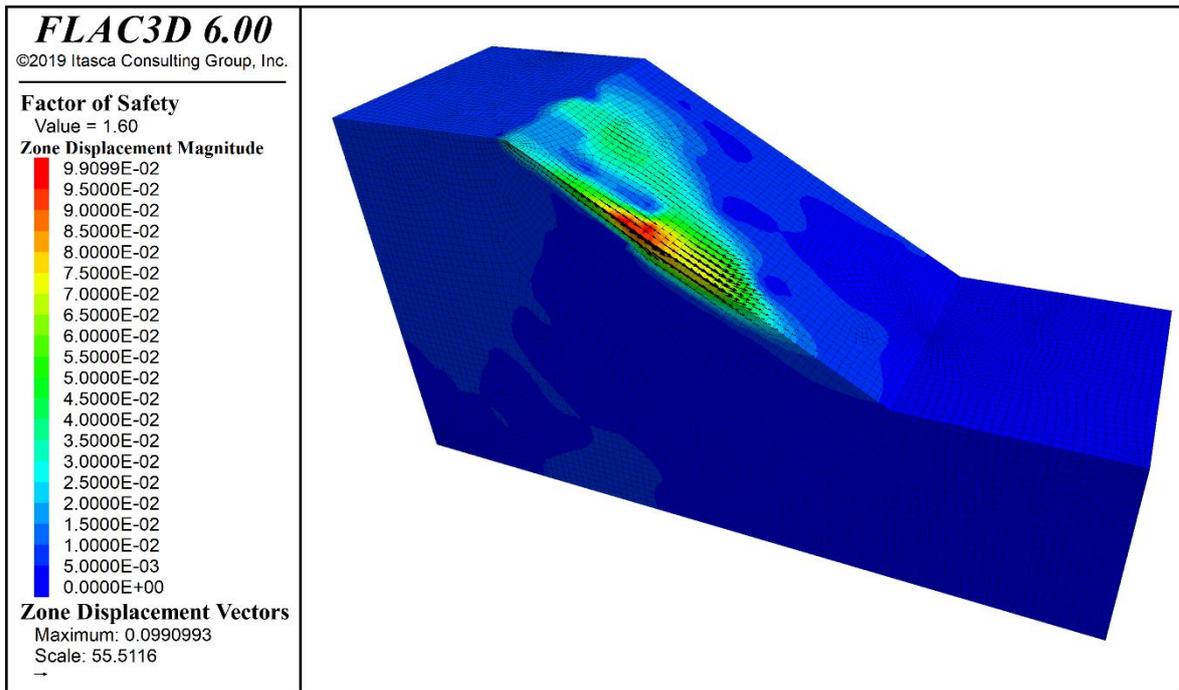


Figura 126: Risultati in termini di entità degli spostamenti (VBP=52%).

Nelle seguenti immagini, Figura 127 e Figura 128 , sono riportate le sezioni analizzate per permettere di visualizzare in maniera ottimale i risultati del pendio:

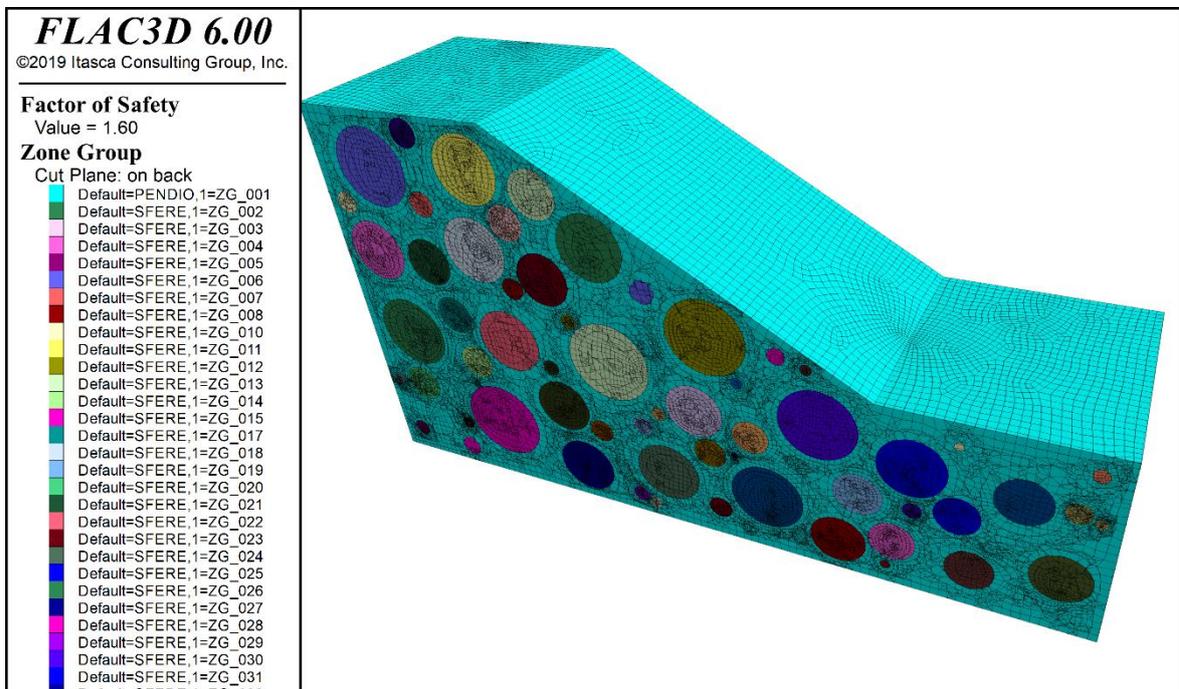


Figura 127: Sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).

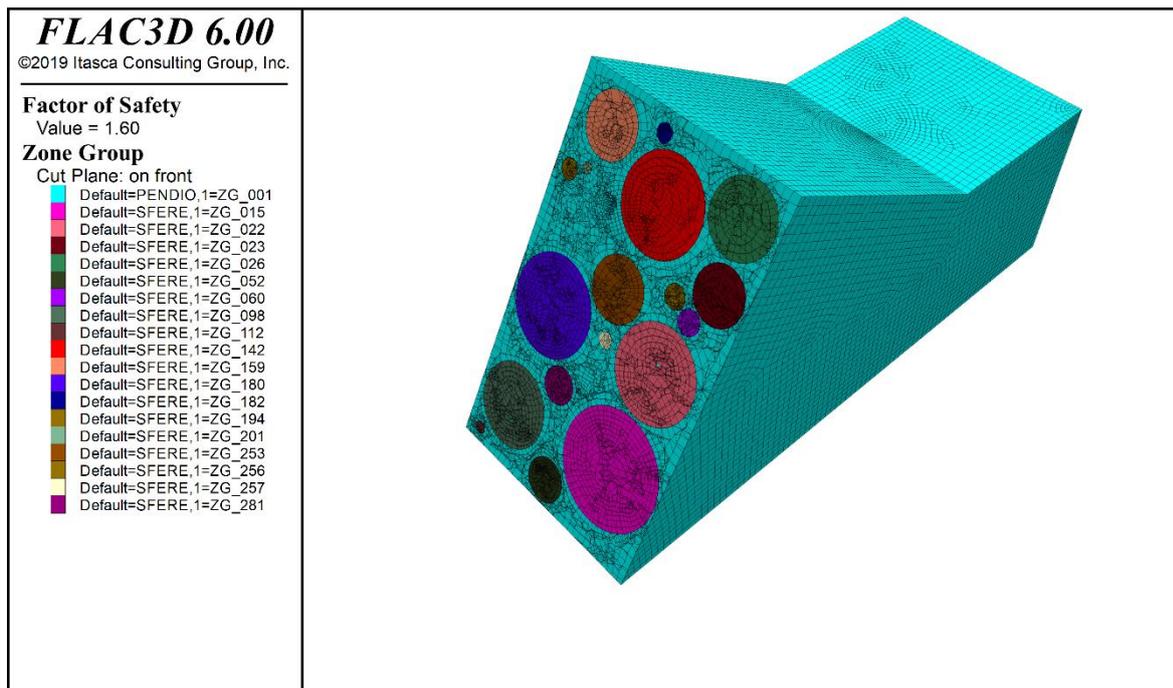


Figura 128: Sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti, per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio, sono rispettivamente riportati in Figura 129 e in Figura 130.

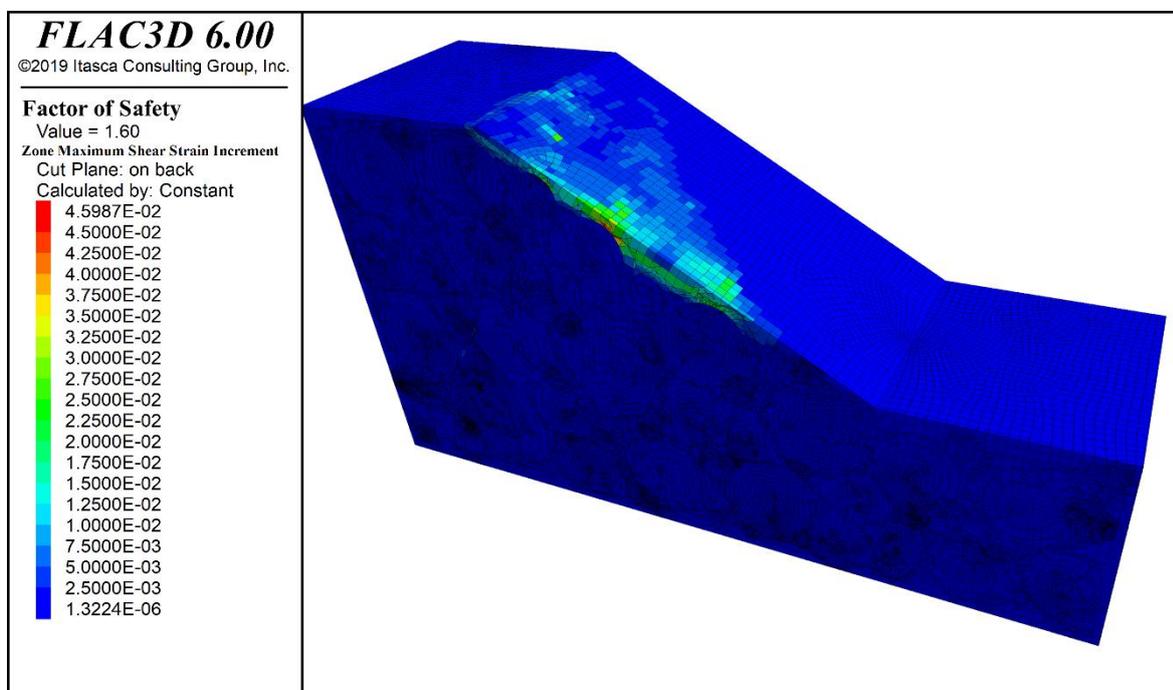


Figura 129: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).

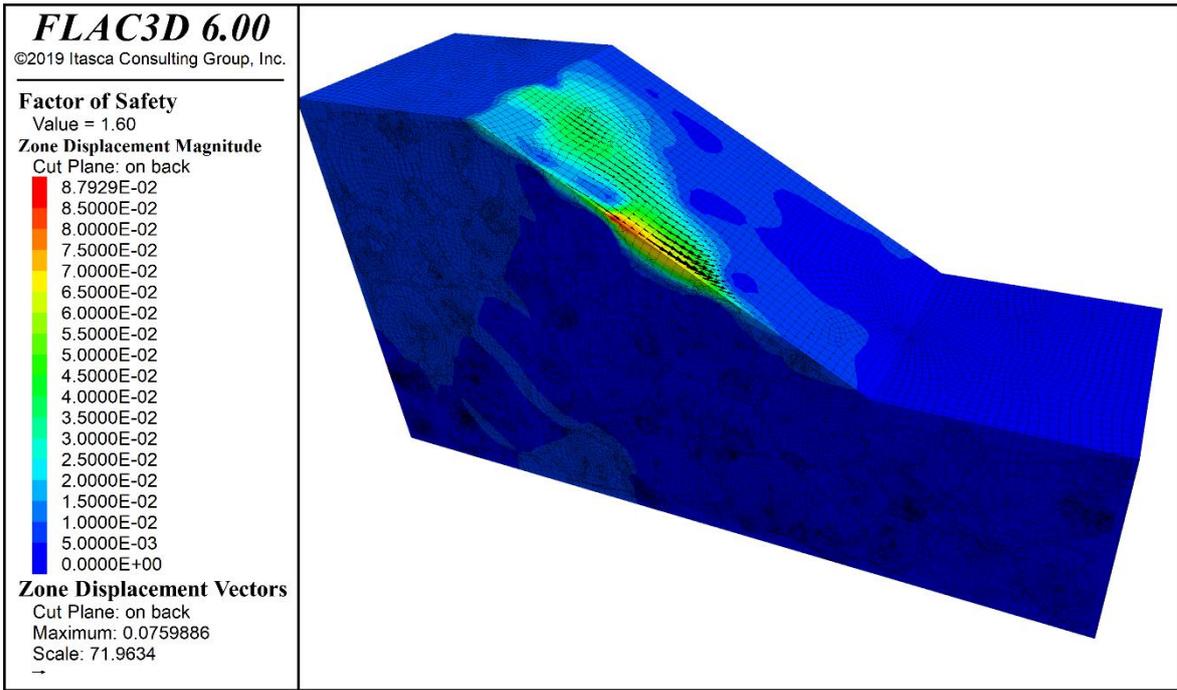


Figura 130: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione parallela al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).

I risultati ottenuti in termini di massime deformazioni a taglio e di entità degli spostamenti, per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio, sono rispettivamente riportati in Figura 131 e in Figura 132.

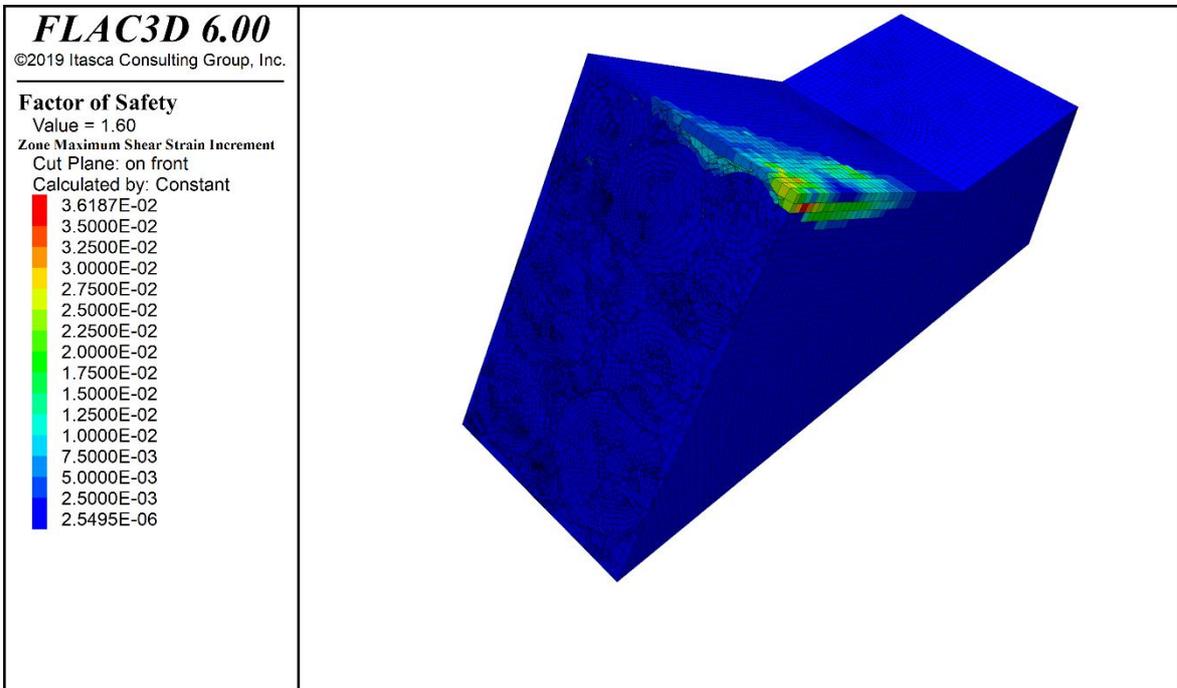


Figura 131: Risultati in termini di massime deformazioni a taglio per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).

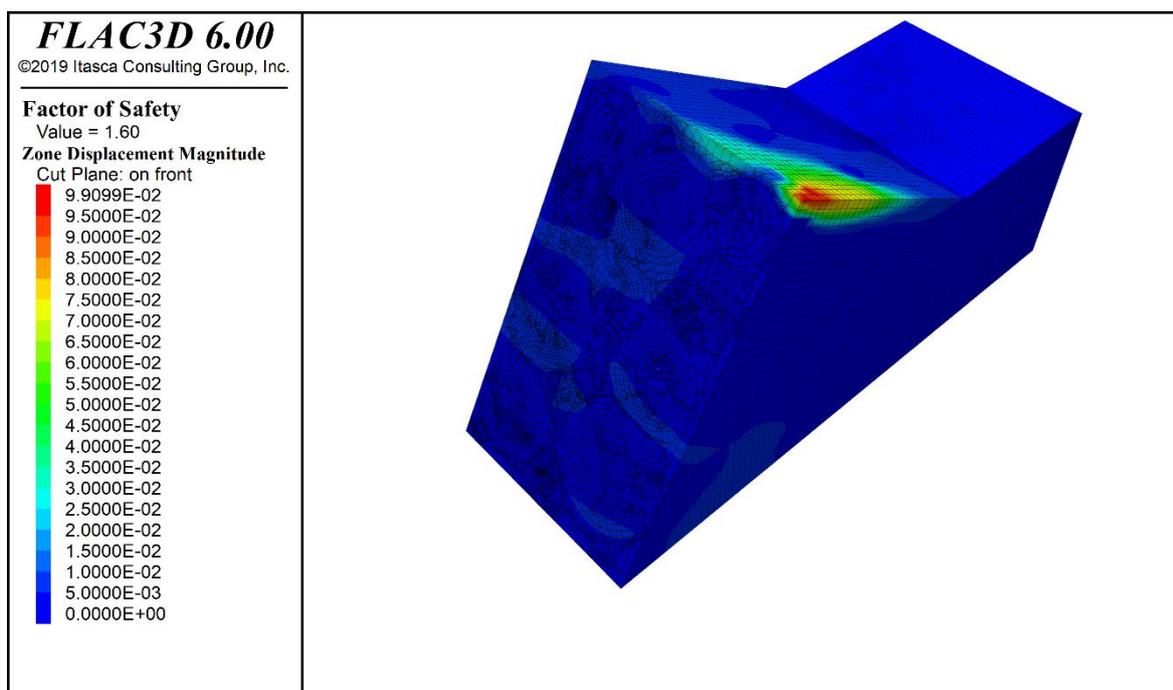


Figura 132: Risultati in termini di entità degli spostamenti per la sezione ortogonale al piano verticale passante per la retta di massima pendenza del pendio (VBP=52%).

7.2. Confronto risultati delle analisi tridimensionali al variare della VBP

Le analisi numeriche condotte sui differenti modelli di pendii hanno portato a risultati differenti al variare della VBP.

Nel modello con VBP=0% è possibile osservare, Figura 107, che la superficie di scorrimento del volume instabile assume una forma regolare e concava, mentre nei tre modelli analizzati con VBP> 0% la superficie di scorrimento instabile assume una forma tortuosa ed irregolare, come mostrato in Figura 109, Figura 113, Figura 115, Figura 117, Figura 121, Figura 123, Figura 125, Figura 129 e Figura 131.

A differenza del modello con VBP=0%, nei modelli con VBP> 0% la superficie di scorrimento risulta essere poco profonda e la sua forma e posizione è fortemente influenzata dalla posizione dei blocchi (sfere) all'interno del pendio. La conformazione della superficie di scorrimento determina inoltre una riduzione del volume instabile, il quale è soggetto al

cinematismo, come è possibile notare in Figura 110, Figura 114, Figura 116, Figura 118, Figura 122, Figura 124, Figura 126, Figura 130 e in Figura 132

I valori del fattore di sicurezza ottenuti nelle analisi di stabilità sono riportati al variare della VBP in Tabella 12 e in

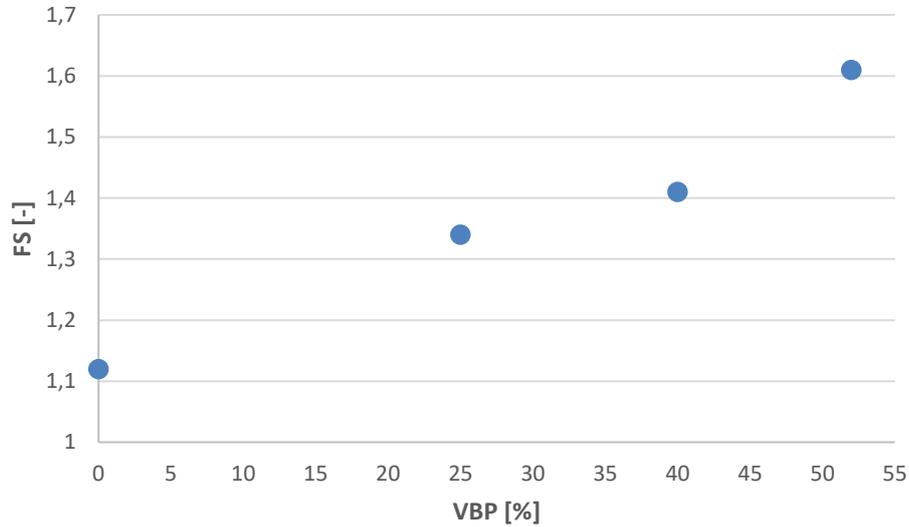


Figura 133.

Tabella 12: Valori del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP.

VBP [%]	FS [-]
0	1.12
25	1.34
40	1.41
52	1.61

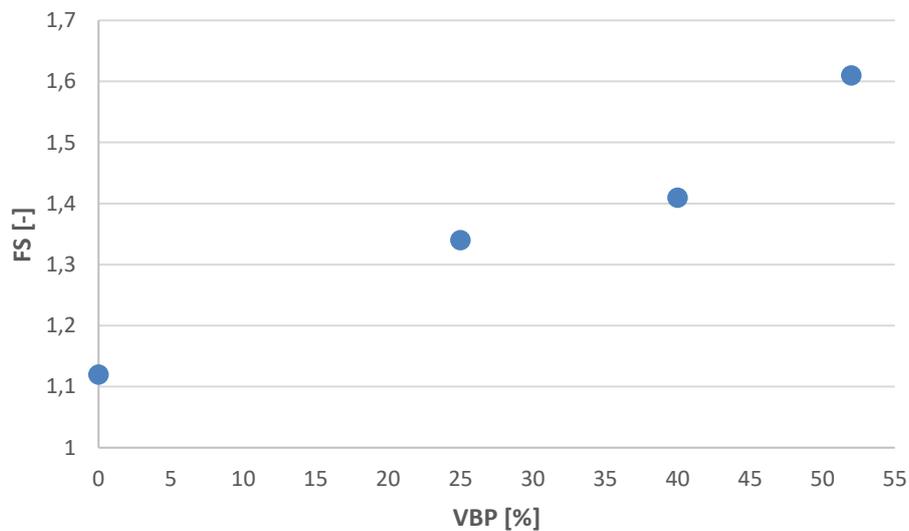


Figura 133: Valore del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP.

È possibile notare come un incremento della percentuale volumetrica dei blocchi all'interno della matrice determina un incremento del fattore di sicurezza.

7.3. Confronto risultati delle analisi bidimensionali e tridimensionali

I risultati ottenuti tramite analisi tridimensionale possono essere comparati con quelli ottenuti tramite analisi bidimensionale, ottenuti da Napoli et al., 2018.

Nelle analisi condotte da Napoli et al. (2018) sono stati valutati 10 differenti modelli per ogni valore di VBP considerato, ad esclusione della condizione di sola matrice, e per ogni VBP è stato individuato il fattore di sicurezza medio.

In Tabella 13 sono riportati i valori medi del fattore di sicurezza, FS, al variare della percentuale volumetrica dei blocchi, VBP, Napoli et al. (2018).

Tabella 13: Valori medi del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP (Napoli et al., 2018).

VBP [%]	FS [-]
0	1.11
25	1.17
40	1.24
55	1.33
70	1.76

In Figura 134 sono riportati i risultati ottenuti in termini di fattore di sicurezza, FS, al variare della percentuale volumetrica dei blocchi, VBP.

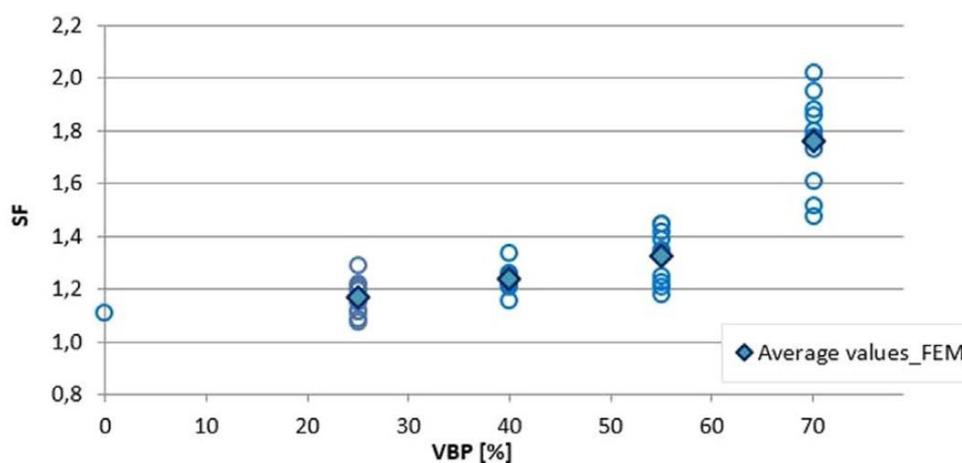


Figura 134: Valori del fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP (Napoli et al., 2018); gli indicatori circolari rappresentano i risultati della singola analisi, gli indicatori romboidali rappresentano i valori medi.

Nel confronto dei risultati ottenuti nei modelli non è possibile far riferimento ai modelli relativi a VBP=55% ed a VBP=70%, come precedentemente indicato nel Paragrafo 6.1.; quindi, nel confronto tra i risultati ottenuti nelle analisi bidimensionali e tridimensionali non è stato considerato il valore medio relativo a VBP=70%, mentre il valore medio relativo a VBP=55% è stato considerato in modo indicativo, non essendo stato analizzato il corrispettivo valore della VBP nelle analisi tridimensionali.

Nella seguente Figura 135 sono riportati i risultati delle analisi bidimensionali e tridimensionali, in termini di fattore di sicurezza, FS.

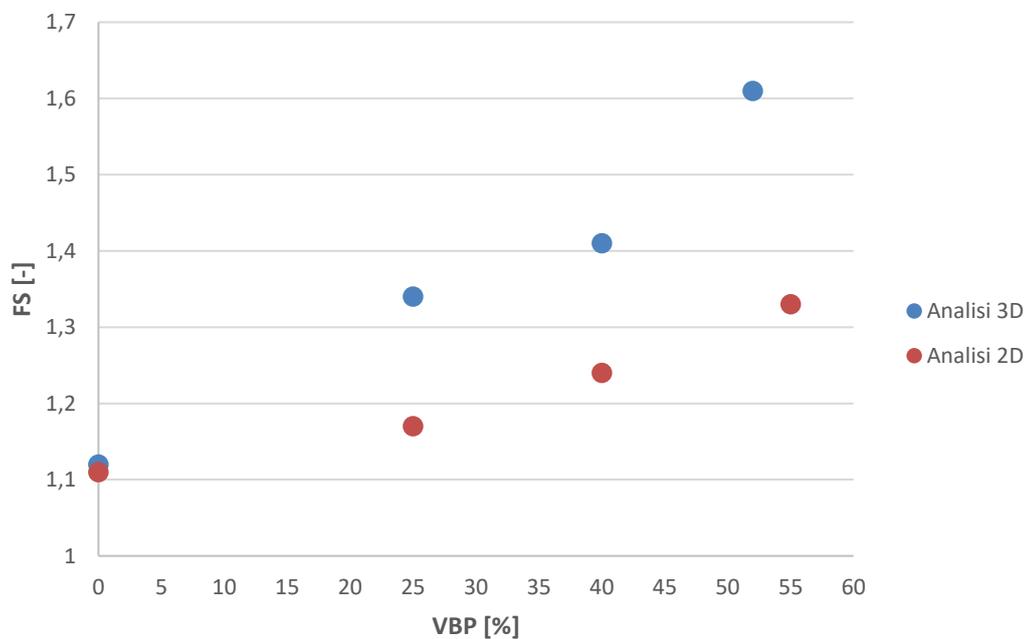


Figura 135: Risultati in termini di fattore di sicurezza, FS, al variare della VBP; gli indicatori circolari di colore rosso rappresentano i risultati ottenuti nell'analisi bidimensionale mentre gli indicatori circolari di colore azzurro rappresentano i risultati ottenuti nell'analisi tridimensionale.

Dal confronto dei risultati ottenuti è possibile notare come nelle analisi tridimensionali il valore del fattore di sicurezza risulta essere sempre maggiore di quello ottenuto nelle analisi bidimensionali.

Nel passare da VBP=0% a VBP=25% e da VBP=40% a VBP=52% (VBP=55% nell'analisi 2D) si ha una "crescita" più rapida del fattore di sicurezza nel modello tridimensionale

rispetto al modello bidimensionale; nel tratto compreso tra $VBP=25\%$ e 40% il trend risulta essere simile.

8. Conclusioni

Il lavoro di tesi ha riguardato l'analisi di stabilità di un modello semplice tridimensionale di pendio in formazione complessa a blocco-in-matrice.

Le analisi numeriche condotte hanno permesso di valutare gli effetti sulla stabilità del pendio tridimensionale, in termini di fattore di sicurezza, dovuti alla presenza dei blocchi all'interno del pendio.

La definizione della dimensione e della disposizione delle sfere all'interno del pendio è stata effettuata tramite codice numerico basato su approccio random.

Sulla base dei risultati ottenuti e sulla base dei risultati dell'analisi numerica bidimensionale (Napoli et al., 2018), è stato possibile fare le seguenti considerazioni:

- il fattore di sicurezza aumenta all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi nel pendio, passando da $FS=1.12$ con $VBP=0\%$ a $FS=1.61$ con $VBP=52\%$. Il forte incremento del valore del fattore di sicurezza, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, evidenzia che trascurare la presenza dei blocchi all'interno del pendio risulta essere un approccio eccessivamente cautelativo;
- il volume instabile diminuisce all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi nel pendio, anche se tale constatazione è di carattere qualitativa e non quantitativa;
- vi è una differenza significativa, in termini di fattore di sicurezza, tra i risultati ottenuti nelle analisi bidimensionali (Napoli et al., 2018) e quelli ottenuti nelle analisi tridimensionali. Tale differenza può essere giustificata dall'ipotesi di deformazioni piane implicitamente contenuta nel modello bidimensionale.

Tuttavia, i risultati ottenuti non sono caratterizzati da valenza statistica, in quanto per ogni VBP è stato analizzato un singolo modello; futuri studi potrebbero analizzare un numero statisticamente significativo di modelli, per ogni VBP, in modo da poter valutare la variabilità dei risultati in funzione della differente disposizione dei blocchi all'interno della matrice.

Bibliografia

A.G.I., 1979 Some Italian experiences on the mechanical characterization of structurally complex Formations. Proc. IV I.C.R.M., Montreaux, 1.

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

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.

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.

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

C. Song, P. Wang and H.A. Maske, 2008 A phase diagram for jammed matter, Nature, 453.

Coli, N., Berry, P., Boldini, D., 2011 In situ non-conventional shear tests for the mechanical characterisation of a bimrock (BimTest). Int. J. Rock Mech. Min. Sci.

Coskun, A., 2010 Development of an Empirical Approach to Overcome the Problems for Boundary Condition between Bimrocks and Jointed Rock Masses (MSc Thesis). Hacettepe University, Geological Engineering Department, Ankara, Turkey.

Cowan, D., 1985 Structural styles in Mesozoic and Cenozoic melanges in the western Cordillera of North America. Geological Society of America Bulletin, v.96, April 1985.

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.

D'Elia, B., 2006 *Esperienze sul comportamento di alti fronti di scavo (Memories on the behaviour of high mine slopes)*. Rivista Italiana di Geotecnica 2.

Duncan, J.M., 1996 *State of the art: limit equilibrium and finite-element analysis of slopes*. Journal of Geotechnical Engineering, vol. 122, no. 7.

Festa Andrea, Gian Andrea Pini, Yildirim Dilek and Giulia Codegone, 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.

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.

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.

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.

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.

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 deformation properties of a physical model melange*. Proceedings 1st North American Rock Mech. Symp., Austin, Texas.

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

Marinos, P.G., Hoek, E., 2001 Estimating the geotechnical properties of heterogeneous rock masses such as Flysch. Bull. Engg. Geol. Env.

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.

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., Sanz Rehermann, P.F., 2003 Increases in slope stability of rock/soil mixtures due to tortuosity of failure surfaces around rock blocks. Annual Meeting Geol. Soc. America, Seattle, WA.

Medley, E., Sanz Rehermann, P.F. 2004 Characterization of Bimrocks (Rock/Soil Mixtures) with Application to Slope Stability Problems. Proceedings Eurock 2004 & 53rd Geomechanics Colloquium Salzburg, Austria October 2004.

Medley, E., Wakabayashi, J., 2004 Geological Characterization of Melanges for Practitioners. Felsbau Rock and Soil Engineering-Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling 22(5).

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

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.

Meyerhof, G.G., 1982 The geotechnics of structurally complex formations. Eng. Geol., 19 (1).

Morgenstern, N.R., Price, V.E., 1965 The analysis of the stability of general slip surfaces. Geotechnique, v.15.

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.

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

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

Shunqing Liu ,Xianwen Huang ,Aizhao Zhou ,Jun Hu and WeiWang, 2018 Soil-Rock Slope Stability Analysis by Considering the Nonuniformity of Rocks. Hindawi, Mathematical Problems in Engineering, Volume 2018, Article ID 3121604, 15 pages, <https://doi.org/10.1155/2018/3121604>.

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.

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.

Wood, D.M., 2004 *Geotechnical Modelling*, CRC press.

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 Codice MATLAB

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%           GENERAZIONE CASUALE DI BLOCCHI ALL'INTERNO DEL DOMINIO           %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
clear all;
close all;
clc;

tic; % Start cronometro per valutare il tempo necessario a creare
la distribuzione di sfere
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%           CARATTERISTICHE PENDIO                                           %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Dimensioni del dominio, unità in metri
B = 186.6025; % Base dell'intero dominio
B1 = 50*tand(30); % Base dominio 2
H = 100; % Altezza totale del dominio
Y = 60; % Profondità del dominio
L1 = 50; % Dall'estremo del dominio all'inizio del pendio (sx--->dx)
L2 = 136.6025; % Dall'estremo del dominio alla fine del pendio
(sx--->dx)
L3 = 50; % Dalla base del pendio alla fine del dominio (a dx)
Lp = 86.6025; % Larghezza sull'orizzontale del pendio
H1 = 50; % Dimensione caratteristica altezza del pendio
H2 = 50; % Altezza dall'estremo del dominio alla base del
pendio
%
A = (L1*H)+(1/2*Lp*H1)+(Lp*H2)+(L3*H2); % Area
VOL = A*Y; % Volume
PV = 0.40; % Percentuale volumetrica
toll = 1/40*PV; % Tolleranza percentuale volumetrica

% La dimensione dei blocchi, deve essere compresa tra il 5% e il %
75%
% della dimensione caratteristica, in questo caso l'altezza del
pendio
a = 0.05*H1;
b = 0.75*H1;
F = 0:0.0001:1;
q = -1.5;
dp = ((-F*((a^(1+q))-(b^(1+q))))+(a^(1+q))).^(1/(1+q));
toll_pos = 0.1; % Distanza minima tra 2 blocchi e tra blocchi e
dominio (10 cm)
F2 = F.*100;
figure(1)
plot(dp,F2)
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%           Distribuzione dimensionale blocchi                               %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

d_medio = zeros([],1); %Definisce un vettore con un numero di
righe

%incognito (corrisponde all'elenco dei
%diametri)

vv = 0;
i = 0;

```

```

d_medio_tmp = 0;
while vv<=(PV*VOL) %Verifica requisito volume blocchi
    if(i>0)
        d_medio(i,1) = d_medio_tmp;
    end

    i = i+1;

    %Processo per estrarre un indice casuale (colonna del vettore)
    da F
    %INIZIO
    temp = round(rand(1)*length(F)); %Trova un valore casuale tra
    0 ed 1
    %e lo moltiplica per la lunghezza
    %del vettore F, il risultato è
    %arrotondato al l'intero più vicino
    if (temp==0), temp = 1; end %Se è zero, diventa uno, perché
    l'indice
                                % minimo è 1 (le colonne si
    contano da 1)
    %FINE

    d_medio_tmp = dp(temp); %Salvo il diametro dell'i-esimo
    blocco
    vvi = 4/3*pi*((d_medio_tmp/2)^3); %Volume dell'iesimo
    blocco
    vv = vv+vvi; %Volume totale all'i-esima iterazione
end
% Il ciclo while si stoppa quando la condizione vv<=(PV*VOL) non è
% rispettata, quindi ottengo un volume maggiore di quello
ricercato.
% Per valutare se l'eccesso di volume rientra nella tolleranza
imposto il
% ciclo if
if(vv<(PV*VOL + toll*VOL))
    d_medio(i,1) = d_medio_tmp;
end
% Se il volume ottenuto rientra nella condizione vv<(PV*VOL +
toll*VOL) allora
% il volume calcolato è corretto; se il volume non rispetta la
condizione,
% allora viene preso in considerazione il valore di volume
all'iterazione precedente a quella
% che non rispetta la condizione

do = sort(d_medio,'descend'); %Elenco ordine decrescente
diametro blocchi
figure(2)
plot(do,'x');
title('Distribuzione dimensionale blocchi');
xlabel('Blocchi');
ylabel('Diametro blocchi (m)');

Nd = numel(d_medio); %numero blocchi dell'elenco

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%                               Verifica della dimensione frattale                               %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Generazione delle classi
node = 0.04*sqrt(A);
node_classe_1= node/2;
node_classe_2= node;
node_classe_3= node*2;
node_classe_4= node_classe_3*2;
node_classe_5= node_classe_4*2;

% Definizione delle frequenze per le classi
ii=0;
cont_1=0;
cont_2=0;
cont_3=0;
cont_4=0;
for i=1:Nd
    if (node_classe_1<do(i)) && (node_classe_2>do(i))
        cont_1 = cont_1 + 1;
    end
    if (node_classe_2<do(i)) && (node_classe_3>do(i))
        classe_2= cont_2 + 1;
        cont_2 = classe_2;
    end
    if (node_classe_3<do(i)) && (node_classe_4>do(i))
        classe_3= cont_3 + 1;
        cont_3 = classe_3;
    end
    if (node_classe_4<do(i)) && (node_classe_5>do(i))
        classe_4= cont_4 + 1;
        cont_4 = classe_4;
    end
end
%Divisione dei blocchi in classi in funzione del diametro
somma = cont_1 + cont_2 + cont_3 + cont_4; %Verifica che tutti i
blocchi                                     %siano associati alla
propria                                     %classe
verifica = somma/Nd;
freq(1) = (cont_1/Nd)*100;
freq(2) = (cont_2/Nd)*100;
freq(3) = (cont_3/Nd)*100;
freq(4) = (cont_4/Nd)*100;
med(1) = (node_classe_1+node_classe_2)/2;
med(2) = (node_classe_2+node_classe_3)/2;
med(3) = (node_classe_3+node_classe_4)/2;
med(4) = (node_classe_4+node_classe_5)/2;

figure(3)
loglog(med, freq, '+')

```

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%                               Posizionamento blocchi                               %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

n = Nd;
radii = (do/2); %Raggi delle sfere in ordine decrescente
pos = zeros(n, 3); % Coordinate dei centri delle sfere
allColours = lines(n);

% main loop
er=0; %variabile per comprendere quando uscire dal loop di ricerca
della quota
ep=0; %variabile per comprendere quando uscire dal loop di ricerca
dell'ordinata
tentativi = 0;
for idx = 1:n
    is_good = false;
    % estrazione ed associazione random di raggi e coordinate
spaziali fino a che
    % non rispettano le coondizioni di appartenenza al dominio e
non rispettano
    % la condizione di distanza minima tra le sfere di 10 cm
    while ~is_good

        pos(idx,1) = rand(1)*B; % Estrazione random di un ascissa

        if (pos(idx,1) > (radii(idx)+toll_pos)) && (pos(idx,1) <
(B-radii(idx)-toll_pos)) % Verifica se il valore estratto random
dell'ascissa

% soddisfa le condizioni di distanza minima della sfera

% dal bordo del dominio
    % ora il dominio viene diviso in sottodomini in funzione
dell'ascissa e
    % per ognuno di essi vengono eseguite le analisi in direzione
y e z

        if (pos(idx,1)>= L2) && (pos(idx,1)<= B) % Terzo
sottodominio

            er=1;
            while er==1
                pos(idx,2) = rand(1)*H2; % Estrazione random
della quota

                    if (pos(idx,2)> (radii(idx)+toll_pos)) &&
(pos(idx,2) < (H2-radii(idx)-toll_pos)) % Verifica se il valore
estratto random della quota

% soddisfa le condizioni di distanza minima della sfera

% dal bordo del dominio

                er=0;
                ep=1;
                while ep==1

```



```

                                ep=0;
                                else
                                ep=1;
                                end
                                end
                                else
                                er=1;
                                end
                                else
                                if((sqrt((pos(idx,1)-L2)^2+(pos(idx,2)-
H1)^2)>radii(idx) + toll_pos) && (pos(idx,2) > radii(idx) +
toll_pos)) %Secondo sottodominio
                                er=0;
                                ep=1;
                                while ep==1
                                pos(idx,3) = rand(1)*Y; % Estrazione
random dell'ordinata
                                if (pos(idx,3) >
(radii(idx)+toll_pos)) && (pos(idx,3) < (Y-radii(idx)-toll_pos)) %
Verifica se il valore estratto random dell'ordinata
% soddisfa le condizioni di distanza minima della sfera
% dal bordo del dominio
                                ep=0;
                                else
                                ep=1;
                                end
                                end
                                end
                                end
                                end
                                tentativi = tentativi +1;
                                if all(sqrt(sum((pos(1:(idx-1),:) -
repmat(pos(idx,:), idx-1, 1)).^2, 2)) > radii(1:(idx-
1))+radii(idx)+toll_pos) % La distanza tra due sfere deve essere
maggiore
% della somma dei raggi più 10 cm
                                is_good = true;
                                end
                                end
                                end
                                end
                                trascorso = toc; % Stop cronometro
                                %% plot
                                % rappresentazione della distribuzione di sfere
                                figure(4);
                                clf;

                                hold on

                                [xx, yy, zz] = sphere;
                                hold on;
                                V = 0:0.0039:1;

```

```

for idx = 1:n
    aa=[pos(idx,1) pos(idx,3) pos(idx,2) radii(idx,1)];

s1=surf(xx*aa(1,4)+aa(1,1),zz*aa(1,4)+aa(1,2),yy*aa(1,4)+aa(1,3));
    set(s1,'FaceColor',[V(randi([1,numel(V)]))
V(randi([1,numel(V)])) V(randi([1,numel(V)]))]),'FaceAlpha',0.5);
    daspect([1 1 1])
end
view(30,10) % Posizionamento del punto di vista della
rappresentazione grafica
% Definizione grafica del dominio
coordx1=[0 B B L2 L1 0 0 ];
coordy1=[0 0 0 0 0 0 0];
coordz1=[0 0 H2 H2 H H 0 ];
coordx2=[B B B B B ];
coordy2=[0 Y Y 0 0];
coordz2=[0 0 H2 H2 0 ];
coordx3=[L2 B B L2 L2 ];
coordy3=[0 0 Y Y 0];
coordz3=[H2 H2 H2 H2 H2 ];
coordx4=[L1 L2 L2 L1 L1 ];
coordy4=[0 0 Y Y 0];
coordz4=[H H2 H2 H H ];
coordx5=[0 L1 L1 0 0 ];
coordy5=[0 0 Y Y 0];
coordz5=[H H H H H ];
coordx6=[0 0 0 0 0 ];
coordy6=[0 Y Y 0 0];
coordz6=[0 0 H H 0 ];
coordx7=[0 B B 0 0 ];
coordy7=[0 0 Y Y 0];
coordz7=[0 0 0 0 0 ];
coordx8=[0 B B L2 L1 0 0 ];
coordy8=[Y Y Y Y Y Y Y];
coordz8=[0 0 H2 H2 H H 0 ];
plot3(coordx1,coordy1,coordz1)
plot3(coordx2,coordy2,coordz2)
plot3(coordx3,coordy3,coordz3)
plot3(coordx4,coordy4,coordz4)
plot3(coordx5,coordy5,coordz5)
plot3(coordx6,coordy6,coordz6)
plot3(coordx7,coordy7,coordz7)
plot3(coordx8,coordy8,coordz8)

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%                               Generazione file di coordinate                               %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
comandi = "";
for p = 1:n
    comandi = comandi + "SFERA " + pos(p,1) + "," + pos(p,3) + ","
+ pos(p,2) + " " + radii(p,1)+ "\n"; % Definizione degli elementi
da riportare nel file di testo
end

if exist('coordinate.txt', 'file'), delete('coordinate.txt'); end

```

```
fid = fopen('coordinate.txt','a');
fprintf(fid,comandi);
fclose(fid);

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

Allegato 2 File .dat FLAC3D

```

model restore "PV40"

;Constitutive Model and Properties

zone cmodel assign mohr-coulomb

zone property young 2.5e6 poisson 0.33 friction 28 dilation 0
cohesion 10 density 2.345 range group 'PENDIO'

zone property young 7.2e6 poisson 0.3 friction 50 dilation 0 cohesion
1000 density 2.345 range group 'SFERE'

; Boundary Conditions

zone face apply velocity-normal 0 range group "West" or "East"

zone face apply velocity-normal 0 range group "North" or "South"

zone face apply velocity-normal 0 range group "Bottom"

;Initial condition

model gravity 9.81

;Solve to Initial Equilibrium

model solve

model save "PV40"

;Reset displacement

model restore "PV40"

zone gridpoint initialize displacement (0,0,0)

model factor-of-safety bracket 1 2 ratio-local 1e-3 filename
'FSPV40'

```