

POLITECNICO DI TORINO
Facoltà di Ingegneria
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



TESI DI LAUREA

Valutazione numerica agli elementi distinti
della distribuzione delle sollecitazioni sulle
tubazioni in terreni di differente granulometria

Relatori:
Prof. Ing. Marco Barla
Prof. Ing. Giorgio Iabichino
Prof. Ing. Chiara Deangeli
Dott.sa Valentina Isaia

Candidato:
Matteo De Vincenzis

Anno Accademico 2018-2019

Indice

Introduzione	10
Capitolo 1. Inquadramento del problema	11
1.1 Campo Prove in Rondissone (TO).....	13
1.1.1 Prova di carico su piastra	15
1.1.2 Prove di carico con tubo strumentato	21
1.1.3 Analisi granulometriche dei riempimenti	25
Capitolo 2. Il software ITASCA – PFC^{2D}	30
2.1 Il Metodo agli Elementi Distinti (DEM).....	30
2.2 Ciclo di calcolo.....	33
2.2.1 La sequenza di operazioni eseguite durante un ciclo di calcolo	34
2.2.2 La funzione “FISH-CALLBACK”	40
2.3 Particelle come corpi rigidi.....	41
2.4 Elementi ‘Walls’	41
2.5 Contatti e modelli di contatto.....	42
2.5.1 Smorzamento	43
2.5.2 Modello di contatto lineare.....	45
2.5.3 Modello di contatto “Parallel Bonds”	49
2.6 2D vs 3D	52
2.7 Packing e porosità	53
2.8 Tensioni e deformazioni	54
2.9 Clump.....	55
2.10 Servo-Meccanismo.....	56
2.11 Cerchi di misura	56
2.12 Convenzioni e unità di misura	58

Capitolo 3. Modello numerico agli elementi distinti della trincea ..	61
3.1 Il comando ' <i>Ball Distribute</i> '	62
3.2 Il coefficiente di attrito intergranulare.....	67
3.3 Calibrazione dei micro-parametri del terreno	68
3.3.1 Fase 1: Determinazione dei parametri significativi	68
3.3.2 Fase 2: Costruzione del modello della trincea di scavo.....	73
3.3.3 Fase 3: Simulazione della prova di carico su piastra	78
3.3.4 Risultati della calibrazione.....	82
Capitolo 4. Modello agli elementi distinti della tubazione interrata.....	86
4.1 Calibrazione dei microparametri della tubazione	87
4.1.1 Caratteristiche meccaniche del materiale	89
4.1.2 Simulazione prova UCS	90
4.1.3 Generazione del provino.....	91
4.1.4 Applicazione del carico	93
4.2 Analisi statica della tubazione.....	98
4.2.1 Risultati della simulazione.....	105
Allegato – A.....	114
Allegato – B.....	121
Allegato – C.....	129
Bibliografia	137

Elenco delle figure

Figura 1. Schematizzazione del campo prove. Le sezioni segnate corrispondono al punto di ogni trincea in cui è stata eseguita la prova. ...	14
Figura 2. Vista d'insieme del campo prove	14
Figura 3. Sistema di applicazione del carico	16
Figura 4. Sezione tipo sottoposta a prova di carico su piastra (sezioni da s1 a s5 nella Figura 1).....	16
Figura 5. Abbassamento medio - Sezione 1.....	18
Figura 6. Abbassamento medio - Sezione 2.....	18
Figura 7. Abbassamento medio - Sezione 3.....	19
Figura 8. Abbassamento medio - Sezione 4.....	19
Figura 9. Abbassamento medio - Sezione 5.....	20
Figura 10. Sezione tipo delle cinque trincee soggette al secondo set di determinazioni sperimentali (sezioni da s6 a s10 in Figura 1).....	21
Figura 11. Fase di rintombamento del tubo. Sulla sinistra si può notare una parte strumentazione utile alla lettura dei sensori installati all'interno della tubazione.	22
Figura 12. Sistema di applicazione del carico	22
Figura 13. Disposizione dei trasduttori (USBM) [Depalo (2017)].....	23
Figura 14. Disposizione degli estensimetri (CSIR) [Depalo (2017)].	24
Figura 15: Separatore meccanico e pila di setacci per la vagliatura degli aggregati	25
Figura 16: "Granulometria del campione 1-A.....	26
Figura 17: "Composizione del Materiale di Rinterro 1-A	26
Figura 18: "Campione 1-A sottoposto ad analisi granulometrica.....	27
Figura 19: "Granulometria del campione 1-B	27
Figura 20: Composizione del Materiale di Rinterro 1- B.....	27
Figura 21: Composizione del Materiale di Rinterro B.....	28
Figura 22. Schematizzazione approccio ai contatti indeformabili [Bonacina, Dell'Era (2013)].	32
Figura 23. Le fasi del ciclo di calcolo [Itasca, (2017)].	33

Figura 24. Sequenza cronologica delle operazioni compiute durante un singolo timestep [Itasca, (2017)].....	34
Figura 25. Sistema massa-molla [Itasca (2008)].....	36
Figura 26. Sistemi massa-molla in serie [Itasca (2008)].	37
Figura 27. Esempio di utilizzo della funzione “callback” nello script...	40
Figura 28. Schematizzazione dei contatti [Itasca, (2017)].....	42
Figura 29. Finestra restituita da PFC ^{2D} contenente tutte le informazioni reative ad una certa particella.....	43
Figura 30. Schematizzazione del modello di contatto lineare [Itasca, (2017)].....	45
Figura 31. Molle in serie [Itasca, (2017)].	46
Figura 32. “Surface gap” per il modello di contatto lineare	46
Figura 33. Legge forza-spostamento per il modello di contatto lineare: forza normale vs “surface gap” [Itasca, (2017)].....	48
Figura 34. Sinistra: Legge forza-spostamento per il modello di contatto lineare: Forza di taglio vs spostamento di taglio relativo. Destra: Involuppo di rottura [Itasca, (2017)]	48
Figura 35. Sistema di riferimento per la forza di contatto nel caso 2D e 3D [Itasca, (2017)].....	49
Figura 36. Schematizzazione del modello di contatto “linear parallel bond” [Itasca, (2017)].....	50
Figura 37. Relazione forza-spostamento con coesione (rigidezza normale) [Itasca, (2008)].....	50
Figura 38. Relazione forza-spostamento con coesione (rigidezza tangenziale) [Itasca, (2008)].....	51
Figura 39. Particelle cilindriche generate nell’ambiente di PFC ^{2D} [Itasca, (2017)].....	52
Figura 40. Esempio di clump che può essere realizzato in PFC ^{2D}	55
Figura 41. Cerchio di misura [Itasca, (2017)]......	58
Figura 42. Convenzione di segno per le tensioni normali e tangenziali [Itasca, (2017)].....	59
Figura 43. Geometria della trincea.	61
Figura 44. Istante iniziale della generazione delle particelle	62

Figura 45: Curva granulometrica reale e semplificata del terreno costituente il provino.....	64
Figura 46. In ordine, da sinistra verso destra, le fasi che caratterizzano la generazione del provino.....	65
Figura 47. Andamento lungo la verticale della porosità finale del provino.	66
Figura 48. Legame fra l'angolo d'attrito dei contatti e quello globale [Calvetti et al. (2004 b)]......	67
Figura 49. Curve granulometriche dei provini A e B.....	70
Figura 50. (a) Provino A; (b) Provino B.	70
Figura 51. Andamento della velocità di deformazione verticale in funzione degli step di calcolo per il provino A.	71
Figura 52. Andamento della velocità di deformazione verticale in funzione degli step di calcolo per il provino B.....	71
Figura 53. A destra: Modello DEM generato in PFC ^{2D} . A sinistra: schematizzazione del dominio e condizioni al contorno	73
Figura 54. A sinistra: modello con particelle colorate in funzione della tensione verticale. A destra: andamento lungo l'altezza della trincea delle tensioni verticali ed orizzontali. σ_H/σ_V è più o meno costante in tutto l'andamento e il suo valore si aggira nell'intorno di 0,80.....	76
Figura 55. Linea di tendenza che interpola i punti significativi della curva granulometrica.	77
Figura 56. Curva granulometria reale e curva semplificata.....	78
Figura 57. Strumentazione della prova di crico su piastra	79
Figura 58. Time-History dello spostamento verticale del muro orizzontale durante l'applicazione del carico.....	82
Figura 59. Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra reale.....	83
Figura 60. Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra simulata	84
Figura 61. Geometria del problema geotecnico	86
Figura 62. Schematizzazione del contatto "ball-ball" e/o "ball-wall" per il modello "linear parallel bond". Un sistema lineare agisce in parallelo ad un sistema coesivo.	87
Figura 63. Grandezze geometriche utili alla definizione del contatto. ...	88

Figura 64. Legge ϵ - δ di un provino di HDPE sottoposto ad una prova di carico monoassiale [M. Khalajmasoumi et al. (2012)]	89
Figura 65. Semplificazione della curva ϵ - δ mediante due moduli secanti. 90	
Figura 66. Modello DEM rappresentante il provino generato nella prima fase. Nessun 'bond' è installato.	92
Figura 67. Modello DEM del provino dopo l'applicazione del modello 'linear parallel bond' ai contatti.	92
Figura 68. Configurazione finale del modello. Corrispondente al momento in cui il carico target è stato raggiunto.....	93
Figura 69. Variazione delle curve ϵ - δ in funzione del valore Kratio per un valore di E_c fissato a 100 MPa.....	94
Figura 70. Valori del rapporto di Poisson in funzione del Kratio.	95
Figura 71. Diagramma " Kratio- E_c - v ". Si può notare come, al variare del valore di E_c , le curve Kratio- E_c subiscano una variazione significativa. ...	96
Figura 72. Determinazione grafica del valore di E_2	97
Figura 73. Determinazione grafica del valore di E_1	97
Figura 74. Schematizzazione grafica delle 4 simulazioni eseguite.....	99
Figura 75: Sequenza cronologica della generazione del modello.....	100
Figura 76: (a) momento corrispondente alla generazione della tubazione; (b) equilibrio tra tubazione e terreno circostante dopo la computazione.....	100
Figura 77. Posizione iniziale delle 48 particelle vs posizione delle 48 particelle dopo aver raggiunto l'equilibrio.....	101
Figura 78. Andamento lungo la circonferenza del tubo dello sforzo normale.	102
Figura 79. Andamento lungo la circonferenza del tubo dello sforzo di taglio.....	102
Figura 80. Propagazione del bulbo delle pressioni all'aumentare del sovraccarico superficiale.	104
Figura 81. Tipologia di tubazione utilizzata nell'analisi di campo.	104
Figura 82. Convenzione di segno per gli sforzi analizzati.....	105
Figura 83. Deformata della tubazione susseguente all'applicazione del carico.	106
Figura 84. Andamento circonferenziale dello sforzo normale.	106

Figura 85. Andamento circonferenziale dello sforzo di taglio.	107
Figura 86. Configurazione finale della simulazione n°3 (carico superficiale 100 kN). La tubazione è intatta dopo l'applicazione del carico.	108
Figura 87. Confronto dei risultati: Simulazione 2 vs Simulazione 1 (Sforzo Normale).....	109
Figura 88 Confronto dei risultati: Simulazione 2 vs Simulazione 1 (Taglio)	109
Figura 89 Confronto dei risultati: Simulazione 3 vs Simulazione 1 (Sforzo Normale).....	110
Figura 90 Confronto dei risultati: Simulazione 3 vs Simulazione 1 (Taglio)	110
Figura 91- Confronto dei risultati: Simulazione 4 vs Simulazione 1 (Sforzo Normale).....	111
Figura 92. Confronto dei risultati: Simulazione 4 vs Simulazione 1 (Taglio).....	111

Elenco delle tabelle

Tabella 1. Cicli di carico-scarico eseguiti durante la prova di carico su piastra	17
Tabella 2. Moduli di Deformabilità dei riempimenti [Depalo (2017)] ...	17
Tabella 3. Risultati della prova USBM per la sezione s1 [Depalo (2017)]	24
Tabella 4. Posizione degli estensimetri lungo la circonferenza [Depalo (2017)]......	24
Tabella 5. Risultati della prova CSIR per la sezione s1 [Depalo (2017)].	25
Tabella 6. Unità di sistema per i parametri meccanici [Itasca, (2017)]....	59
Tabella 7: Distribuzione granulometrica semplificata del provino.....	64
Tabella 8: Micro-parametri di rigidità e resistenza per i vari tipi di contatto	64
Tabella 9. Combinazioni analizzate.	69
Tabella 10. Porosità minime determinata per ogni provino sottoposto ad analisi.	72
Tabella 11. Analisi granulometrica del provino di terreno 1-A.....	75
Tabella 12. Porosità minima determinata per ogni tipologia di terreno utilizzato come rinterro	77
Tabella 13. Distribuzione percentuale dei diametri inseriti nel modello	77
Tabella 14. Cicli di carico/scarico e relative conversioni.	81
Tabella 15. Schematizzazione dei cicli di carico/scarico adoperati nel modello DEM.	84
Tabella 16. Confronto tra i cedimenti relativi reali e quelli ottenuti dalla simulazione.	85
Tabella 17. Micro-parametri di rigidità e resistenza derivanti dal processo di calibrazione.	85
Tabella 18	90
Tabella 19. Combinazione dei valori di Ec-Kratio per ogni provino realizzato.....	94

Tabella 20. Coppia di valori Ec-Kratio da inserire nel modello tubazione.	96
Tabella 21. Classi e valori dei carichi statici veicolari.....	103
Tabella 22. Riassunto delle simulazioni effettuate	106

Introduzione

Nel presente elaborato sono presentate le fasi fondamentali che sono state seguite al fine della realizzazione di un modello numerico agli elementi distinti che ha lo scopo di simulare una tubazione interrata. Dopo una breve introduzione in cui sono descritti i sottoservizi urbani, sono illustrate le normative che forniscono le linee guida per una buona esecuzione dei lavori. Successivamente, sono presentate le determinazioni sperimentali volte alla classificazione dei terreni in cui la tubazione è rintombata e utili alla calibrazione del modello.

Nella prima fase di costruzione del modello sono illustrati gli step necessari alla calibrazione dei parametri meccanici dei contatti esistenti tra le particelle costituenti il terreno. Successivamente, sulla base di determinazioni sperimentali presenti in letteratura, sono, invece, tarati i parametri meccanici che caratterizzano la tubazione.

Infine, è stata condotta un'analisi statica della tubazione quando un blocco rigido si trova a contatto con essa. In particolare, sono state analizzate le sollecitazioni interne alla tubazione e l'effetto che la presenza di tale blocco può provocare sul comportamento della tubazione stessa.

Capitolo 1

Inquadramento del problema

Lo sviluppo della società umana, dalla sua fase embrionale, è caratterizzato dall'aggregazione di piccoli nuclei tribali, spesso su base familiare o multi-famigliare, in luoghi in cui la presenza di abbondante acqua dolce, risorse agri-faunistiche e clima temperato, consentono la più o meno pacifica convivenza nonché l'incremento demografico. L'osservazione dei fenomeni naturali e la loro comprensione sempre più approfondita e diffusa, come esperienza di gruppo, ha poi consentito lo sviluppo della "conoscenza" e la capacità del consorzio umano di adattarsi alla sopravvivenza anche in ambienti non del tutto favorevoli alla stessa. Questo ha comportato la capacità di produrre e trasferire beni e grandi quantità di energia sotto differenti forme oltre che la realizzazione di reti per la rapida diffusione delle informazioni e del commercio. Ne consegue che quanto chiamiamo "progresso" spesso è sostenuto dalla crescente spinta all'urbanizzazione della popolazione umana.

Il presente elaborato è focalizzato su un particolare aspetto dell'urbanizzazione: quello della distribuzione, in ambito urbano, di energia in forma di gas e, in maggior dettaglio, sulla stima delle condizioni di sicurezza (passiva) in cui detta distribuzione è attuata.

L'argomento di studio è quindi quello "lato sensu" dei sotto-servizi urbani e, in particolare, la comprensione dei meccanismi che presiedono la distribuzione delle sollecitazioni e di conseguenza delle deformazioni, in rinterri costituiti da differenti classi granulometriche, quando sottoposti a carichi di esercizio ordinari.

I sotto-servizi sono opere ingegneristiche realizzate nel sottosuolo; nell'ambiente urbano formano una complessa rete di distribuzione che garantisce la corretta distribuzione del servizio per il quale sono state progettate. Tali opere comprendono tubature, cavidotti, cunicoli e percorsi riservati o protetti per distribuire i servizi urbani a rete o infrastrutture. In generale questi comprendono:

1. adduzione dell'acqua potabile, industriale, salmastra;
2. fognatura delle acque reflue;
3. drenaggio delle acque meteoriche e bianche;

4. distribuzione dell'energia elettrica in bassa e media tensione (15-20 kV);
5. illuminazione stradale e degli spazi pubblici;
6. distribuzione del gas (metano) in bassa e media pressione (5 bar);
7. telecomunicazioni (telefono/fax, trasmissione dati, altri servizi);
8. teleriscaldamento e distribuzione acqua/liquidi refrigerati;
9. sub-irrigazione degli spazi a verde pubblico.

Il proliferare di nuovi servizi ha progressivamente saturato lo spazio nel sottosuolo, il quale assume sempre più caratteristiche e limiti di una risorsa esauribile. Tale situazione crea una crescente richiesta di spazio nel sottosuolo per l'installazione di nuove condotte che porta ad avere reti posate a piccola distanza fra loro e che negli incroci possono anche sovrapporsi. Quindi è molto importante capire come il danneggiamento di un sotto-servizio può influire sul funzionamento di quelli adiacenti.

Ogni rete ha le proprie esigenze di profondità, pendenza, ingombro, ispezione e manutenzione ottimali. Di conseguenza, la posizione planimetrica di una rete nella sede stradale dipende dalle esigenze specifiche della rete stessa, dagli ostacoli sotterranei (ad esempio fondazioni, radici d'alberi ecc.) e dalla frequenza di manutenzione programmata. Inoltre, la distanza minima di reti adiacenti è influenzata principalmente dall'ingombro dei pozzetti di ispezioni delle linee. La profondità rispetto la superficie del marciapiede o dall'asse della strada è costante, e l'andamento delle reti è principalmente rettilineo e parallelo all'asse stradale. Solitamente, verso centro strada sono ubicate le linee principali di gerarchia superiore (cavi di alta tensione, fognature in pressione, condotte primarie dell'acquedotto o del gas a media pressione) dalle quali non dipartono connessioni alle utenze.

Pertanto, definita la tipologia del sotto-servizio, la geometria del problema ingegneristico è ben nota. Nel presente elaborato sono esposti i passaggi e le assunzioni fondamentali alla realizzazione di un modello di calcolo che permette di studiare una trincea al cui interno è rintombata una tubazione, in particolare per il trasporto di gas in media – bassa pressione.

Sin dai primi anni 80 la società Italgas, in collaborazione con il Politecnico di Torino, spinta dall'esigenza di comprendere il reale comportamento delle tubazioni interrato, ha intrapreso un programma di ricerche sperimentali volte alla determinazione delle sollecitazioni subite da una tubazione quando è sottoposta a carichi di differente natura (traffico pesante, scavi adiacenti, macchinari in uso per la manutenzione del manto stradale). I risultati di tale attività di ricerca sono consultabili in [1], [2] e [3]. In letteratura si riscontrano valutazioni condotte col metodo agli elementi finiti, sia per quello che riguarda le deformate in asse, sia per quelle che

riguardano le deformate in sezione del tubo. L'attività svolta nell'ambito del lavoro qui presentato prevede invece la realizzazione di un modello per mezzo di un software di calcolo numerico agli elementi distinti (DEM), che meglio consente di simulare la natura granulare del materiale oggetto di studio. A differenza di un modello numerico agli elementi finiti (FEM), in cui il dominio realizzato è continuo, è possibile valutare come l'utilizzo di differenti classi granulometriche di rinterro possa influire sul comportamento meccanico del terreno.

Al fine della costruzione del modello sono stati utilizzati dati derivanti sia da prove eseguite in-situ sia da prove svolte in laboratorio. In particolare, all'interno di un capannone industriale, è stato predisposto un campo prove in cui è stata scavata una trincea che è stata oggetto di due differenti serie di determinazioni sperimentali. Dalla prima serie di prove di carico su piastra sono stati acquisiti i valori relativi all'andamento dei cedimenti della parte superficiale della trincea quando questa è totalmente riempita con solo materiale di rinterro. La configurazione del secondo set di prove è pressoché identica alla precedente, tuttavia, all'interno dello scavo è rintombata una tubazione strumentata. Pertanto, in aggiunta ai valori dei cedimenti superficiali, grazie a questa seconda fase, si dispone anche dei valori di deformazione della tubazione e dell'andamento della tensione di contatto normale agente lungo la superficie esterna della stessa, quando in superficie è applicato un carico.

1.1 Campo Prove in Rondissone (TO)

Nel periodo intercorrente tra gennaio 2017 e giugno dello stesso anno, la sede CNR-IGAG del Politecnico di Torino ha eseguito un insieme di determinazioni sperimentali, all'interno di un capannone industriale sito nella zona industriale dell'abitato di Rondissone (TO), in cui Italgas S.p.A. e il Dipartimento DISMEAS del Politecnico di Torino avevano allestito un campo prove. In detto campo prove sono state realizzate 10 trincee aventi lunghezza pari a 25 m ciascuna, larghezza pari a circa 60 cm e profondità pari a circa 100 cm (Figure 1, 2).

La corretta progettazione e posa di un sottoservizio urbano, quale la rete di distribuzione di gas a medio-bassa pressione, è definita dal D.M 24/11/1984, il quale, nel corso negli anni, è stato aggiornato per mezzo dei D.M 16/04/2008 e 17/04/2008. In aggiunta a tali decreti, in letteratura è stato possibile reperire altri documenti utili, come il Capitolato Speciale d'Appalto Eni-Italgas (CSA - 2010), nel quale sono definite e descritte le classi di materiale da rinterro che possono essere utilizzate nella

realizzazione della rete.

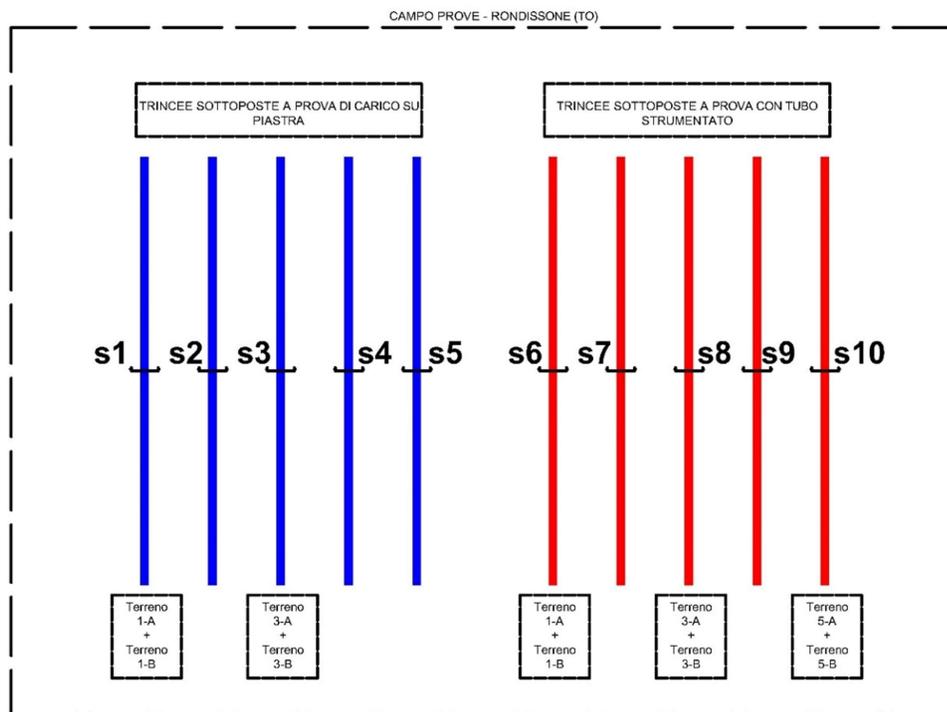


Figura 1. Schematizzazione del campo prove. Le sezioni segnate corrispondono al punto di ogni trincea in cui è stata eseguita la prova.



Figura 2. Vista d'insieme del campo prove

Lo scopo di tale lavoro è stato, in primis, quello di verificare sperimentalmente se l'alterazione dei materiali di rinterro prescritti da normativa e il loro seguente utilizzo nel rintombamento della tubazione possa recare danni alla condotta una volta che la rete di distribuzione è sottoposta ai carichi di esercizio (ad esempio il carico dovuto al traffico veicolare). Tuttavia, da tali prove effettuate è stato possibile creare un database di risultati, in termini di cedimenti del terreno e stato deformativo-tensionale della condotta, utile alla generazione e taratura di un modello numerico agli elementi distinti della tubazione interrata. Infatti, la natura discontinua di tale modello permette di tener conto della natura granulare del terreno, quindi, della forte variabilità spaziale del mezzo in caso di terreni di natura grossolana come la ghiaia e della presenza di elementi di pezzatura maggiore rispetto al terreno di riempimento (come la presenza di grosse pietre o conci di laterizio).

Nei successivi paragrafi verranno descritte le determinazioni sperimentali derivanti dal campo prove.

1.1.1 Prova di carico su piastra

All'interno delle prime 5 trincee (vedi Figura 1), sono stati realizzati due strati di rinterro sovrapposti così come illustrato in Figura 4. Entrambi gli strati sono caratterizzati dallo stesso spessore pari a 0.5 m e sono composti da terreni di differente classe granulometrica, in particolare, lo strato inferiore è caratterizzato da un materiale del tipo A, invece, il materiale del tipo B costituisce quello superiore.

Al variare della sezione analizzata, varia anche la composizione delle due tipologie di terreno appena introdotte e per ognuna di esse si dispone della classificazione geotecnica secondo la classificazione ASTM-USCS.

Lo scopo di questa prima fase è la determinazione, per i differenti rinterri, dell'entità dei cedimenti indotti e, pertanto, del modulo di deformabilità. In Tabella 1, sono riportati i valori assunti dalla pressione applicata dalla piastra ($\Phi=30$ cm) sulla superficie della trincea in riferimento alle varie fasi di carico-scarico.

I risultati di tale prova, espressi in termini di moduli di deformazione M_d e M_d' (CBR BU 146/92 [5]) corrispondenti al primo ed al secondo ciclo di carico rispettivamente, sono riassunti in Tabella 2.



Figura 3. Sistema di applicazione del carico

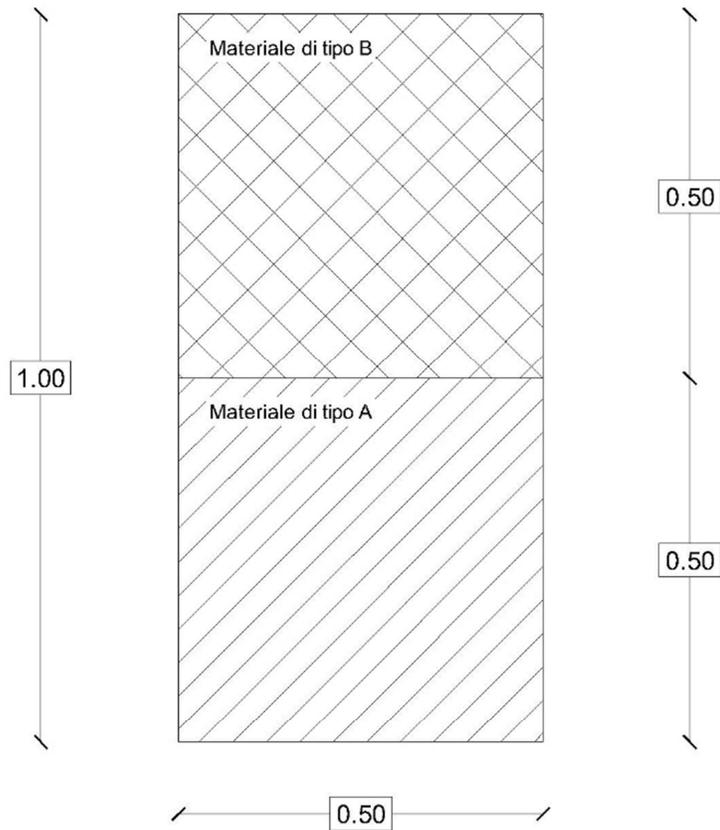


Figura 4. Sezione tipo sottoposta a prova di carico su piastra (sezioni da s1 a s5 nella Figura 1).

Tabella 1. Cicli di carico-scarico eseguiti durante la prova di carico su piastra

CICLO	PRESSIONE [Mpa]
I° Ciclo di carico	0.50
	1.00
	1.50
	2.00
I° Ciclo di scarico	2.00
	0.20
II° Ciclo di carico	0.20
	2.00
II° Ciclo di scarico	2.00
	0.20
III° Ciclo di carico	0.20
	2.00
	2.50
	3.00
	0.00

Tabella 2. Moduli di Deformabilità dei riempimenti [Depalo (2017)]

	M_d [N/mm ²]	M'_d [N/mm ²]
Sezione 1	233,89	1919,44
Sezione 2	180,16	1457,56
Sezione 3	245,81	1716,87
Sezione 4	443,69	2690,96
Sezione 5	373,65	1626,83

Le curve pressioni-cedimenti risultanti da tali determinazioni sperimentali sono riportate in Figura 6, Figura 7, Figura 8 e Figura 9.

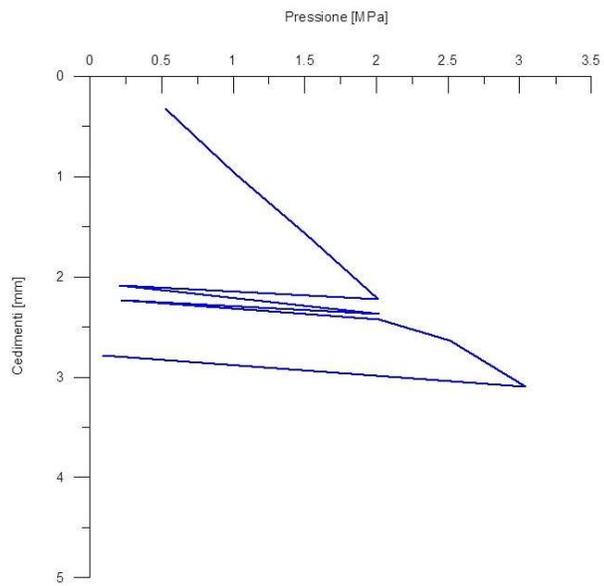


Figura 5. Abbassamento medio - Sezione 1

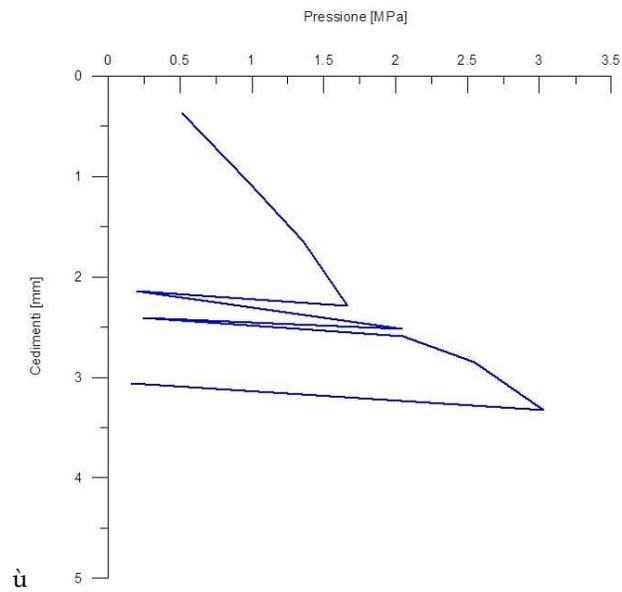


Figura 6. Abbassamento medio - Sezione 2

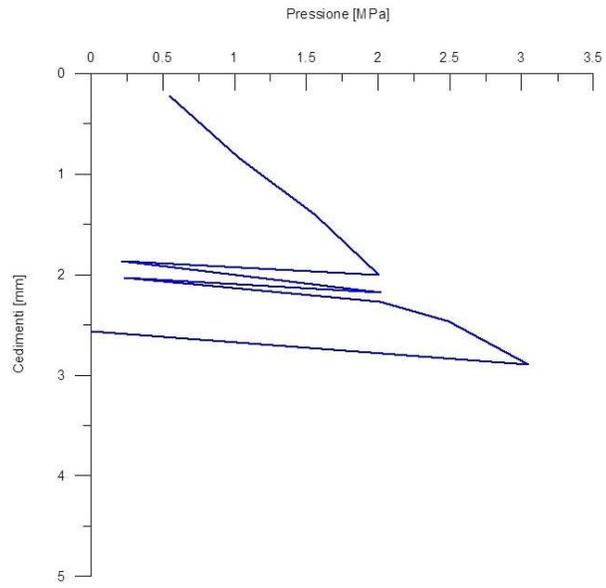


Figura 7. Abbassamento medio - Sezione 3

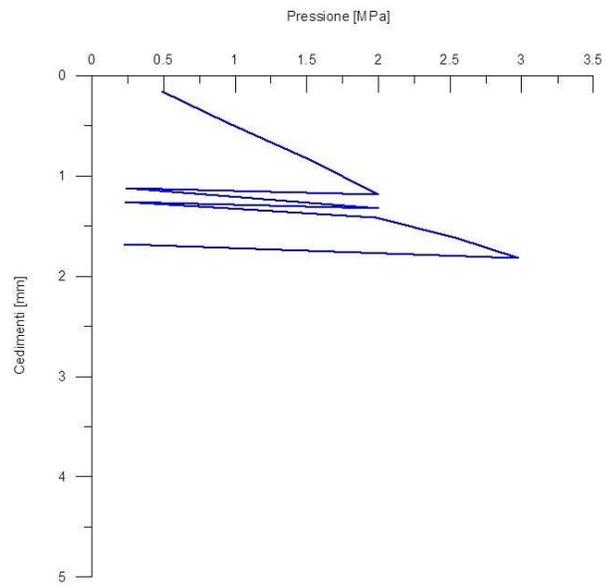


Figura 8. Abbassamento medio - Sezione 4

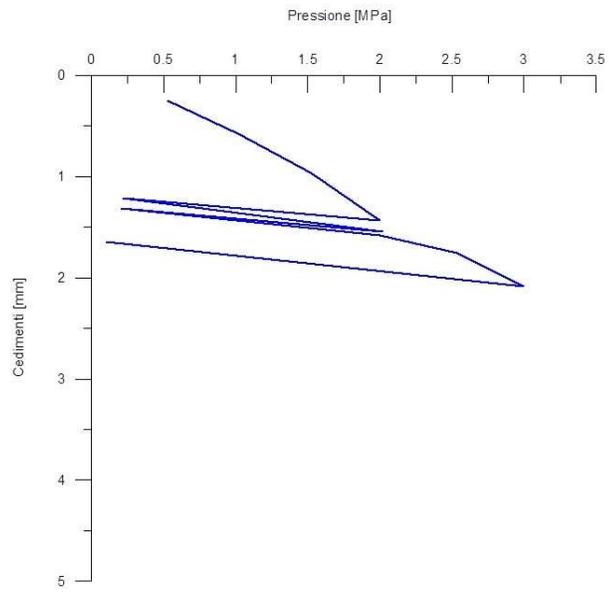


Figura 9. Abbassamento medio - Sezione 5

1.1.2 Prove di carico con tubo strumentato

La configurazione di tali determinazioni sperimentali è molto simile a quella della prova precedentemente descritta. Tuttavia, all'interno dello strato inferiore è rintombata una tubazione strumentata (Figura 11). Il punto baricentrico del suddetto strato coincide con il centro della sezione circolare della condotta in HDPE, la quale ha diametro pari a 225 mm e spessore di 14 mm. Per mezzo della stessa strumentazione utilizzata durante la prova di carico su piastra (vedi Figura 3 e Figura 12), sono stati avviati dei cicli di carico-scarico, caratterizzati da pressioni alla piastra maggiori rispetto a quelle prescritte da normativa per una normale prova di carico. In tal modo, è stato possibile simulare una strada interessata da intenso traffico di mezzi pesanti.

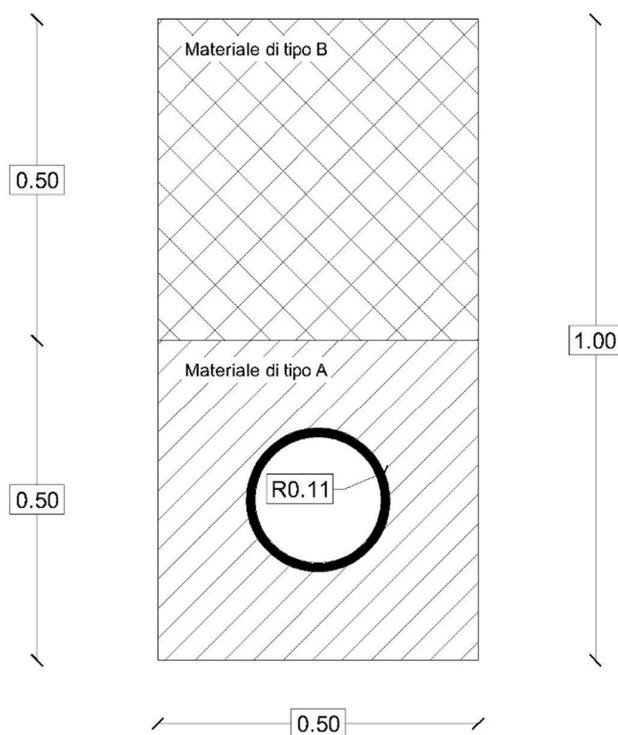


Figura 10. Sezione tipo delle cinque trincee soggette al secondo set di determinazioni sperimentali (sezioni da s6 a s10 in Figura 1)

La strumentazione presente all'interno della tubazione ha consentito di effettuare diverse misurazioni che sono qui riportate:

- misure di deformazione del tubo effettuate con un set di estensimetri secondo lo schema CSIR;
- misure degli spostamenti radiali del tubo effettuate con un set di trasduttori di pressione secondo lo schema USBM.

In entrambe le metodologie di misurazione i dati sono stati acquisiti alla fine di ogni gradino di carico, acquisendo dati per circa due minuti prima di passare allo step successivo.



Figura 11. Fase di rintombamento del tubo. Sulla sinistra si può notare una parte strumentazione utile alla lettura dei sensori installati all'interno della tubazione.



Figura 12. Sistema di applicazione del carico

Nello schema USBM ogni trasduttore è disposto lungo la direzione radiale della tubazione. La posizione di ogni trasduttore è identificata dall'angolo θ , misurato a partire dal diametro orizzontale, in senso orario. La Figura 13 mostra come tali sensori siano disposti a 60° l'uno dall'altro.

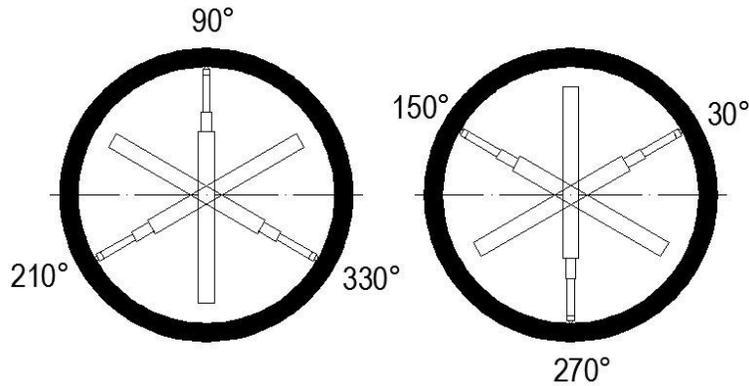


Figura 13. Disposizione dei trasduttori (USBM) [Depalo (2017)].

La lettura dei trasduttori di pressione fornisce i valori U_i che, inseriti nella formulazione di Merrill e Peterson (1961) di seguito riportata, permette di ricavare lo stato tensionale a cui la tubazione è soggetta:

$$P = \frac{E}{6d} \left\{ (U_1 + U_2 + U_3) + \frac{1}{\sqrt{2}} [(U_1 - U_2)^2 + (U_2 - U_3)^2 + (U_3 - U_1)^2]^{\frac{1}{2}} \right\}$$

$$Q = \frac{E}{6d} \left\{ (U_1 + U_2 + U_3) - \frac{1}{\sqrt{2}} [(U_1 - U_2)^2 + (U_2 - U_3)^2 + (U_3 - U_1)^2]^{\frac{1}{2}} \right\}$$

$$\theta_P = \frac{1}{2} * \arctan \frac{\sqrt{3}(U_2 - U_3)}{2U_1 - U_2 - U_3}$$

dove:

- P e Q sono le tensioni principali massime
- θ_P è l'angolo formato da P con U_1 , misurato in senso antiorario
- E è il modulo di deformazione del materiale
- D è il diametro del tubo

Nella tabella seguente si riportano i risultati ottenuti per il primo ciclo di carico della sezione s1:

Tabella 3. Risultati della prova USBM per la sezione s1 [Depalo (2017)]

Carico applicato [MPa]	P [MPa]	Q [MPa]	θ_P [°]
1	0,077	-0,069	-23,25
2,5	0,209	-0,175	-22,80
5	0,376	-0,309	-22,97
7,5	0,582	-0,479	-23,20
10	1,039	-0,859	-23,20
12,5	1,533	-1,291	-22,80
15	2,132	-1,916	-22,26
17,5	4,597	-2,081	-22,18
20	5,605	-2,759	-21,75

La configurazione spaziale degli estensimetri utilizzati per la metodologia CSIR, prevede che tali sensori vengano disposti a 120° l'uno dall'altro. Definito α come un angolo che è misurato in senso orario a partire dalla verticale, nella seguente tabella è riportata la posizione di ogni estensimetro in riferimento a tale angolo.

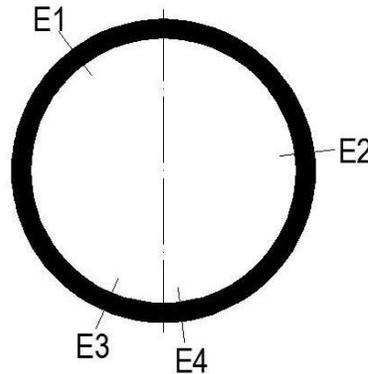


Figura 14. Disposizione degli estensimetri (CSIR) [Depalo (2017)].

Tabella 4. Posizione degli estensimetri lungo la circonferenza [Depalo (2017)].

Numero Estensimetro	Angolo α
E1	323,0°
E2	83,0°
E3	203,0°
E4	173,0°

Lo stato tensionale risultante dall'applicazione del metodo CSIR è riportato in Tabella 5.

Tabella 5. Risultati della prova CSIR per la sezione s1 [Depalo (2017)].

Carico applicato [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	σ_3 [MPa]
1	0,05	0,02	-0,04
2,5	0,17	0,07	-0,11
5	0,3	0,12	-0,18
7,5	0,47	0,2	-0,29
10	1,07	0,44	-0,73
12,5	1,39	0,53	-0,88
15	1,66	0,63	-1,18
17,5	2,08	0,79	-1,54
20	2,73	0,98	-2,1

1.1.3 Analisi granulometriche dei riempimenti

Da Figura 1 è possibile notare come i rinterri utilizzati nelle cinque trincee soggette alla prova di carico su piastra, si ripetano anche in quelle in cui è presente il tubo strumentato. Dal campo prove, pertanto, sono stati prelevati 10 campioni di terreno (2 per ogni trincea, 1 per ogni strato) e trasportati in un laboratorio dove sono stati sottoposti ad un'analisi granulometrica al vibrovaglio (Figura 15).



Figura 15: Separatore meccanico e pila di setacci per la vagliatura degli aggregati

Di seguito, per la prima delle cinque sezioni analizzate, sono riportate le curve granulometriche relative ai campioni di terreno del tipo A e B presenti all'interno della stessa (Figure 16 e 19). Per una migliore comprensione della tipologia del terreno, sono anche forniti un diagramma a torta delle frazioni principali di cui è composto (Figure 17 e 20) e le relative foto (Figure 18 e 21).

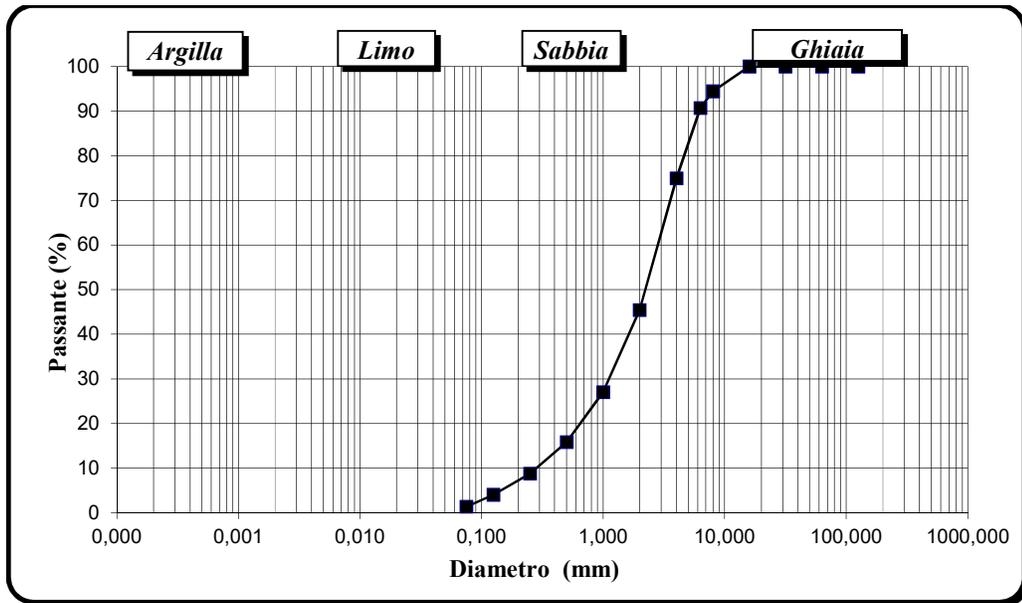




Figura 18: "Campione 1-A sottoposto ad analisi granulometrica"

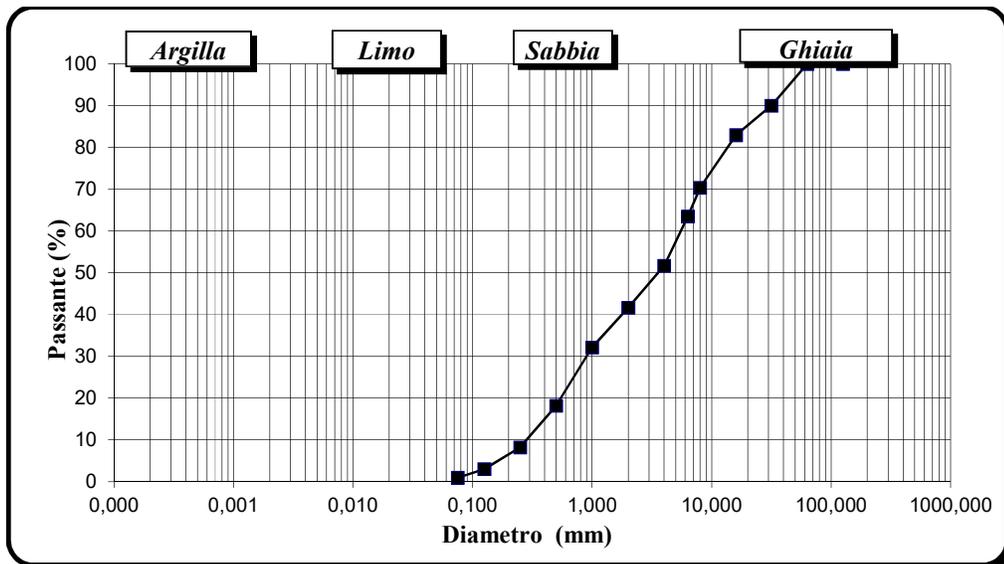


Figura 19: "Granulometria del campione 1-B"

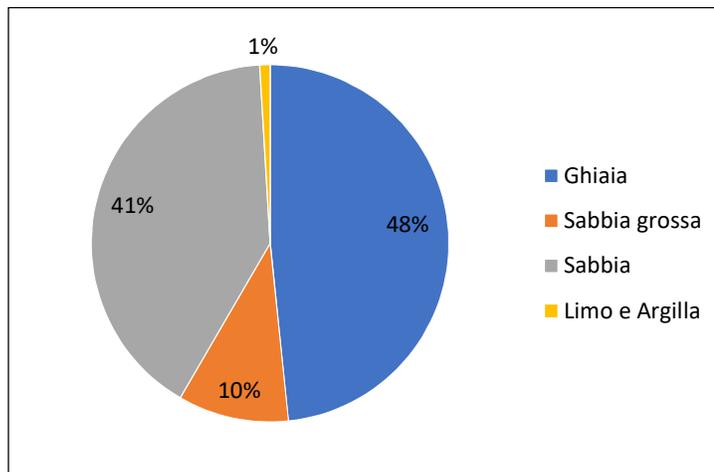


Figura 20: Composizione del Materiale di Rinterrò 1- B



Figura 21: Composizione del Materiale di Rinterro B

Le granulometrie dei materiali relativi alle restanti sezioni sono riportate in Allegato A.

La classificazione geotecnica ASTM-USCS è basata su una nomenclatura particolare, nella quale ad esempio se A , B , C ... siano i nomi delle frazioni principali (argilla, limo, sabbia e ghiaia) e p_1 , p_2 , p_3 ... siano le percentuali di A , B , C ... presenti nel terreno/roccia in esame. Si osserva che: se $p_1 > p_2 > p_3$ il materiale verrà denominato con il nome della frazione A , seguito dai nomi delle frazioni B e C preceduti da una congiunzione o un suffisso basati sulla percentuale di quel materiale, esse sono:

- **con** se la percentuale p è compresa fra il **50 e il 25%**;
- **oso/a** se p è compreso fra il **25 e il 10%**;
- infine, **oso/a** e preceduti da **debolmente** se p è compreso fra il **10 e il 5%**.

Nei terreni presi in esame è stata data la seguente nomenclatura di classificazione:

- Terreno 1-A: Sabbia Ghiaiosa;
- Terreno 1-B: Sabbia con Ghiaia;
- Terreno 2-A: Sabbia Ghiaiosa;
- Terreno 2-B: Ghiaia con Sabbia;
- Terreno 3-A: Sabbia con Ghiaia;
- Terreno 3-B: Sabbia con Ghiaia;

- Terreno 4-A: Ghiaia con Sabbia;
- Terreno 4-B: Ghiaia con Sabbia;
- Terreno 5-B: Ghiaia debolmente sabbiosa.

Capitolo 2.

Il software ITASCA – PFC2D

2.1 Il Metodo agli Elementi Distinti (DEM)

La teoria sulla quale si basa il software PFC2D è descritta e sintetizzata nel Metodo agli Elementi Distinti, più comunemente noto con la sua abbreviazione DEM (Distinct Element Method), formulata da Cundall (1971) con lo scopo di risolvere un problema di “dinamica” applicato alla meccanica delle rocce. Il DEM è metodo di modellazione numerica nel quale, a differenza del FEM, il dominio è schematizzato come un assemblaggio di blocchi o particelle indipendenti che interagiscono tra di loro mediante punti di reciproco contatto, attraverso i quali avviene la trasmissione delle forze all’interno del mezzo. La caratteristica principale di un DEM è l’abilità di riprodurre spostamenti finiti e rotazioni degli elementi. Questo include il completo distacco tra elementi che erano originariamente in contatto, o viceversa, la formazione di nuovi contatti tra elementi originariamente distaccati.

Nel DEM l’equazione del moto è risolta per mezzo di un approccio esplicito alle differenze finite. L’utilizzo di un approccio esplicito, piuttosto che uno implicito, permette di simulare l’interazione non lineare tra un gran numero di elementi senza un eccessivo uso sia di procedimenti iterativi, sia di risorse di calcolo automatico. La dimensione del timestep è limitata dall’assunzione che velocità e accelerazioni sono costanti all’interno di ogni ciclo di calcolo. La dimensione del timestep deve essere sufficientemente piccola affinché, durante un singolo step, i disturbi non possano propagarsi tra un elemento e quello immediatamente vicino.

Il principale svantaggio del DEM è rappresentato dall’alto costo computazionale richiesto. Inoltre, l’analisi di un modello particellare necessita la calibrazione di micro-parametri (rigidezza e resistenza dei contatti) che governano l’intero comportamento meccanico.

Il generico modello DEM è composto da singoli elementi il cui spostamento è indipendente da quello degli altri elementi; essi interagiscono fra loro solo quando entrano in contatto. L’interazione tra due o più elementi è trattata come un processo dinamico nel quale, per

raggiungere il bilanciamento delle forze, gli stati di equilibrio si modificano continuamente.

La risposta di un sistema discreto ad un disturbo esterno, dovuto a movimenti dei muri e/o di elementi oppure da forze di volume, è individuata imponendo, per ogni passo (step) di calcolo, la condizione di equilibrio dinamico ad ogni elemento (annullando l'equazione del moto). Gli spostamenti sono il risultato della propagazione all'interno del mezzo del disturbo e la velocità di propagazione dipende dalle proprietà fisiche del sistema discreto. Durante l'esecuzione del calcolo, il movimento di ogni singola particella è tracciato e, contemporaneamente, sono valutati spostamenti e forze di contatto.

Sulla base di quanto indicato, è possibile affermare che le condizioni statiche, raggiunte alla convergenza del calcolo, sono un caso particolare di una situazione più generale in cui le forze e i momenti d'inerzia possono essere trascurate.

Per la soluzione del problema sono disponibili, in particolare, tre schematizzazioni di calcolo automatico:

- Il DEM esplicito, basato su una discretizzazione del sistema secondo lo schema denominato Metodo ai Volumi Finiti (FVM);
- Il DEM implicito, detto anche Discontinuous Deformation Analysis Method (DDA), basato su una discretizzazione del sistema secondo lo schema denominato Metodo agli Elementi Finiti (FEM);
- Il DEM particellare, tipologia alla base del software che è stato utilizzato per questo lavoro di tesi (PFC-2D) il quale schematizza gli elementi che compongono il sistema come particelle rigide circolari.

Il software Particle Flow Code è un codice agli elementi distinti che è particolarmente indicato per la modellazione del comportamento dei materiali granulari dal momento che consente di simulare il comportamento meccanico di un sistema bidimensionale composto da particelle di forma sferica/circolare (3D/2D).

Per particella si intende un corpo che:

- occupa una quantità di spazio finita.
- è infinitamente rigido e circolare
- caratterizzato da superficie liscia

Le forze di contatto reali presenti tra due granuli sono riprodotte grazie ad un approccio detto 'ai contatti deformabili'. Nel suddetto approccio, le particelle, pur essendo rigide, possono sovrapporsi in corrispondenza dei punti di contatto (aree di dimensioni trascurabili) e i contatti sono schematizzati come molle aventi rigidità normale e tangenziale (Figura 22).

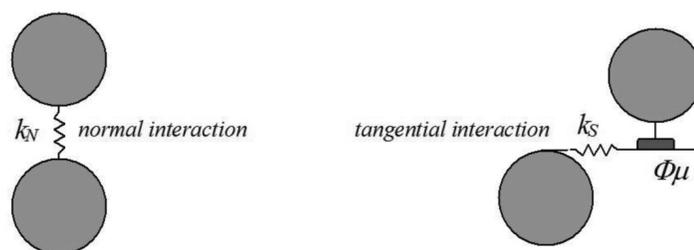


Figura 22. Schematizzazione approccio ai contatti indeformabili [Bonacina, Dell’Era (2013)].

Nonostante tutte le particelle siano assunte di forma circolare, è possibile eseguire l’analisi numerica di un mezzo che presenta anche delle particelle di forma differente da quella sferica. Infatti, il software permette di creare delle super-particelle di forma arbitraria che prendono il nome di ‘Clump’. Queste super-particelle non sono altro che un assemblaggio di forma arbitraria di diverse particelle circolari.

Le particelle si muovono in modo indipendente all’interno del modello, e interagiscono solo nei punti di contatto. Se le particelle sono assunte rigide e i contatti sono caratterizzati dall’ approccio ai contatti deformabili allora il comportamento meccanico di tale sistema è descritto in termini di: spostamenti di ogni particella e forze inter-particellari agenti ad ogni punto di contatto. La legge del moto fornisce una relazione fondamentale tra il moto delle particelle e le forze che ne sono causa. Il sistema di forze può risultare in equilibrio statico (spostamenti nulli), o può essere tale da far fluire le particelle.

Un comportamento più complesso può essere simulato vincolando fra loro le particelle in corrispondenza dei punti di contatto. Questo tipo di collegamento in PFC prende il nome di ‘Bond’. Tali legami interparticellari presentano una resistenza flessionale, normale (trazione e compressione), di taglio e di torsione. Superato il valore limite di rottura, il bond è perso in modo permanente. Nel software PFC2D sono implementate due tipologie di ‘Bond’ che differiscono a seconda degli sforzi che possono trasmettere, nei paragrafi successivi verranno descritte in modo dettagliato. Questo tipo di legame interparticellare può essere quindi utile a modellare, ad esempio, materiali granulari cementati o blocchi monolitici (inclusa la formazione di crepe che possono causare la frammentazione in blocchi più piccoli).

2.2 Ciclo di calcolo

L'algoritmo di calcolo implementato in PFC2D utilizza la soluzione esplicita delle leggi del moto di Newton. In tal senso, il calcolo è costituito da un ciclo in cui, ad ogni intervallo di tempo, a ciascuna particella è applicata la legge del moto. Pertanto, per ogni contatto tra gli elementi che costituiscono il modello, sono applicate sia la corrispettiva legge di spostamento sia il costante aggiornamento delle posizioni delle particelle stesse. La durata di un ciclo definisce la dimensione (nel tempo) di quello che, in PFC2D, è chiamato timestep.

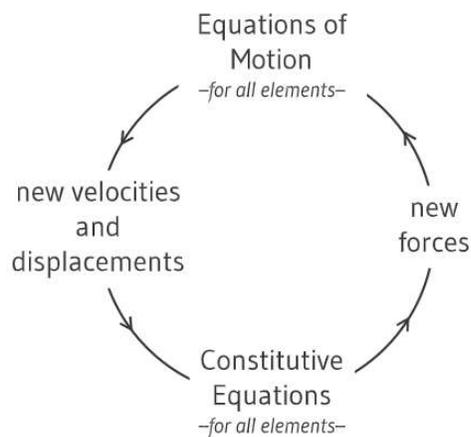


Figura 23. Le fasi del ciclo di calcolo [Itasca, (2017)].

In maggior dettaglio è possibile evidenziare che, all'avvio di ogni timestep, il valore delle forze di contatto è aggiornato in funzione dell'ampiezza delle sovrapposizioni esistenti tra gli elementi del sistema e quindi delle posizioni note di particelle e muri. Per ciascun contatto, è applicata la legge forza-spostamento allo scopo di aggiornare le forze in base al modello costitutivo del contatto e al movimento relativo tra le due entità. Successivamente, dalla risultante delle forze di contatto agente su ogni particella si ottiene l'accelerazione che la stessa subisce e, per mezzo di tale accelerazione, la legge del moto è risolta. Dalla soluzione si ottengono velocità e spostamenti degli elementi. Quindi, le nuove velocità di deformazione sono dedotte dalle suddette velocità e, mediante le equazioni costitutive dei contatti sono calcolati i nuovi sforzi. Durante lo svolgimento di ogni ciclo di calcolo, le forze sono fisse per tutti gli elementi, tuttavia, i contatti si formano e si rompono automaticamente durante il corso dell'intera simulazione. Il ciclo di calcolo è illustrato in Figura 23.

2.2.1 La sequenza di operazioni eseguite durante un ciclo di calcolo

La sequenza delle operazioni eseguite durante ogni ciclo di calcolo è costituita da una successione ordinata di singole istruzioni cui è assegnato un numero a virgola mobile, denominato “cycle point”. In Figura 24 si elencano le operazioni specifiche e i cycle points associati.

Cycle Point	Cycle Operation
-10.0	Validate data structures
0.0	Timestep determination
10.0	Law of motion (or update thermal bodies)
15.0	Body coupling between processes
20.0	Advance time
30.0	Update spatial searching data structures
35.0	Create/delete contacts
40.0	Force-displacement law (or thermal contact update)
42.0	Accumulate deterministic quantities
45.0	Contact coupling between processes
60.0	Second pass of equations of motion (not used in PFC)
70.0	Thermal calculations (not used in PFC)
80.0	Fluid calculations (not used in PFC)

Figura 24. Sequenza cronologica delle operazioni compiute durante un singolo timestep [Itasca, (2017)]

Questo tipo di approccio consente all’utente di avere un maggior controllo ed una più efficace gestione del ciclo. Infatti, i cycle points consentono di identificare in modo semplice ogni operazione appartenente alla sequenza del ciclo e, inoltre, tramite apposite funzioni (come FISH-Callback) l’utente può inserire sue istruzioni tra un’operazione e quella immediatamente successiva.

La prima vera operazione svolta all’interno del ciclo consiste nella determinazione della dimensione del timestep, il quale deve essere un valore appropriato all’integrazione numerica delle leggi di Newton. Se la durata del ciclo non è appropriata, durante l’esecuzione del modello, possono manifestarsi alcuni problemi. Ad esempio, la selezione di un timestep troppo grande rende instabile il modello dal momento che alcune particelle tendono a fluttuare verso l’infinito. D’altra parte, la selezione di un timestep troppo piccolo può comportare tempi di simulazione eccessivamente lunghi. In PFC, il timestep è calcolato sulla base di vincoli

cinematici e vincoli di rigidità; il timestep finale corrisponde alla condizione più vincolante tra le due.

In relazione al vincolo cinematico, PFC impone che, durante qualsiasi ciclo, un corpo possa traslare solo di una quantità finita ϵ , al fine di assicurare che tutti i contatti vengano creati tra le particelle un istante prima che si sviluppino forze e momenti.

Per applicare questo vincolo di spostamento, il timestep è limitato come segue.

Utilizzando la seconda legge di Newton, si può calcolare un componente dell'accelerazione traslazionale come:

$$a_i = \frac{(F_i + g_i * m_g + Fa_i)}{m_i} \quad (1)$$

Dove, F_i è la forza di contatto, g_i e m_g sono rispettivamente accelerazione e massa gravitazionale della particella. Fa_i corrisponde alla forza applicata, e m_i è la massa inerziale. L'indice i si riferisce all' i -esima componente dei suddetti vettori. Supponiamo ora che a_{max} sia la massima accelerazione traslazionale assoluta e che tale accelerazione sia applicata a tutti i componenti.

La relazione che fornisce lo spostamento di un corpo rigido soggetto ad un'accelerazione costante per un tempo di durata t è la seguente:

$$x = v_0 * t + 1/2 * a * t^2 \quad \dots(2)$$

Dall'inversione di tale espressione è possibile calcolare il tempo richiesto per un corpo rigido che si muove in modo rettilineo uniformemente accelerato per traslare di una certa quantità.

$$t = \frac{(-v_0 + \sqrt{v_0^2 + 2 * a * x})}{a} \quad (3)$$

Supponendo che il valore massimo (in termini assoluti) della velocità traslazionale della particella sia dato da \mathbf{v}_{max} , il tempo necessario affinché essa trasli di una quantità ϵ può essere ricavato dalla seguente relazione:

$$t_{\text{kin}} = \frac{(-v_{\text{max}} + \sqrt{v_{\text{max}}^2 + 2 * a_{\text{max}} * \varepsilon})}{a_{\text{max}}} \quad (4)$$

Per comprendere i criteri di rigidità attuati da PFC per il calcolo del timestep critico bisogna considerare, innanzitutto, l'equazione differenziale che governa il moto di un sistema lumped-mass composto da una molla di rigidità k al cui estremo è posta un corpo di massa m (Figura 25).

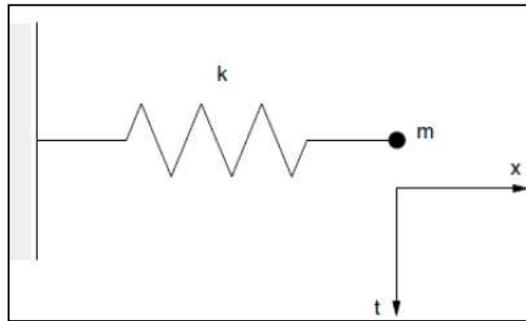


Figura 25. Sistema massa-molla [Itasca (2008)].

$$-kx = m\ddot{x} \quad (5)$$

La soluzione della suddetta equazione fornisce il valore del timestep:

$$t_{\text{crit}} = \frac{T}{\pi}; \quad T = 2\pi\sqrt{m/k} \quad (7) \quad (8)$$

Dove T indica il periodo del sistema.

Prendendo in considerazione una serie infinita di masse puntiformi e molle come quella riportata in Figura 26; in tale sistema il periodo più piccolo si verifica quando le masse si muovono in moto opposto e sincronizzato, così che il centro di ciascuna molla non risulti in movimento.

Il movimento di una singola massa puntiforme può essere descritto mediante i due sistemi equivalenti mostrati in Figura 26 (b), (c). Il timestep critico per questo sistema risulta essere:

$$t_{\text{crit}} = 2\sqrt{m/(4k)} = \sqrt{m/k} \quad (9)$$

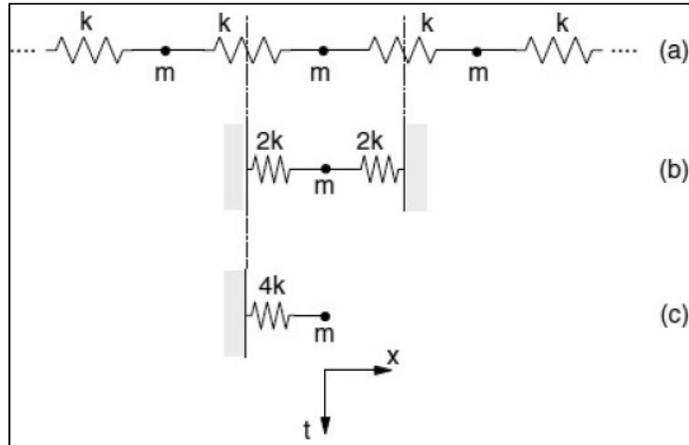


Figura 26. Sistemi massa-molla in serie [Itasca (2008)].

Le leggi meccaniche del movimento sono applicate al punto 10.0 del ciclo. La legge meccanica del movimento sarà presentata in questa sezione. Il moto di una singola particella rigida è determinato dai vettori risultanti di forza e momento che agiscono su di essa, e può essere descritto tracciando il movimento traslazionale di un punto interno e il moto rotazionale della particella stessa. I valori di posizione \mathbf{x} , velocità $\dot{\mathbf{x}}$ e accelerazione $\ddot{\mathbf{x}}$ tracciano quello che è il movimento del centro di massa, mentre il movimento rotatorio della particella è descritto dalla velocità angolare $\boldsymbol{\omega}$ e accelerazione angolare $\dot{\boldsymbol{\omega}}$.

Le equazioni del movimento possono essere espresse come due equazioni vettoriali; la prima mette in relazione la forza risultante con il movimento traslazionale:

$$\mathbf{F} = m(\ddot{\mathbf{x}} - \mathbf{g}) \quad (10)$$

Invece, mediante la seconda relazione il valore del momento risultante è associato al movimento rotazionale.

$$\mathbf{L} = \mathbf{I}\boldsymbol{\omega} \quad (11)$$

Nelle suddette equazioni \mathbf{F} rappresenta la somma di tutte le forze agenti sulla particella; \mathbf{m} e \mathbf{g} sono rispettivamente la massa della particella e l'accelerazione gravitazionale; \mathbf{L} rappresenta il momento angolare; invece \mathbf{I} e $\boldsymbol{\omega}$ sono il tensore inerziale e la velocità angolare.

Le equazioni di movimento traslazionale sono risolte per mezzo di un metodo di integrazione numerica [Verlet (1967)]. Supponendo che il

timestep calcolato per il ciclo corrente è Δt e che nel ciclo precedente l'equazione (10) è risolta ad un tempo t , la velocità calcolata a metà dello step di calcolo è

$$\dot{\mathbf{x}}^{(t+\Delta t/2)} = \dot{\mathbf{x}}^{(t)} + \frac{1}{2} \left(\frac{\mathbf{F}^{(t)}}{m} + \mathbf{g} \right) \Delta t \quad (12)$$

La posizione al tempo $t+\Delta t$, aggiornata usando la (12), vale

$$\mathbf{x}^{(t+\Delta t)} = \mathbf{x}^{(t)} + \dot{\mathbf{x}}^{(t+\Delta t/2)} \Delta t \quad (13)$$

Durante l'operazione corrispondente all'applicazione della legge forza-spostamento (*cycle point 40.0*), sono calcolate le nuove forze e da queste si ottiene la nuova accelerazione $\ddot{\mathbf{x}}^{(t+\Delta t)}$. La velocità è quindi aggiornata al valore

$$\dot{\mathbf{x}}^{(t+\Delta t)} = \dot{\mathbf{x}}^{(t+\Delta t/2)} + \frac{1}{2} \left(\frac{\mathbf{F}^{(t+\Delta t)}}{m} + \mathbf{g} \right) \Delta t \quad (14)$$

In PFC, la velocità finale ottenuta dall'equazione (14) corrisponde al valore di input che dà il via all'operazione di determinazione del timestep (*cycle point 0.0*). Inoltre, se dopo il *cycle point 10.0* si verifica il moto di una particella, la velocità risultante è un valore relativo alla metà dello step di calcolo ($\dot{\mathbf{x}}^{(t+\frac{\Delta t}{2})}$).

L'equazione di Eulero può essere ottenuta dalla relazione (11) applicando ad essa la derivata nel tempo

$$\mathbf{M} = \dot{\mathbf{L}} = \mathbf{I}\dot{\boldsymbol{\omega}} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{L} \quad (15)$$

dove \mathbf{M} è il momento risultante agente sul corpo rigido.

Tale relazione si riferisce ad un sistema di coordinate locale che è centrato nel baricentro della particella. Se il sistema di coordinate è orientato in modo tale da essere diretto lungo gli assi di inerzia principali del corpo, l'equazione (15) si riduce alle equazioni del moto di Eulero:

$$\begin{aligned}
M_1 &= I_1 \dot{\omega}_1 + (I_3 - I_2)\omega_3 \omega_2 \\
M_2 &= I_2 \dot{\omega}_2 + (I_1 - I_3)\omega_1 \omega_3 \\
M_3 &= I_3 \dot{\omega}_3 + (I_2 - I_1)\omega_2 \omega_1
\end{aligned}
\tag{16}$$

Per una sfera di raggio \mathbf{R} , la cui massa è distribuita uniformemente in tutto il suo volume, il centro di massa coincide con il suo centroide. Per un corpo a forma di disco 2D il cui asse giace nella direzione fuori dal piano vale la seguente equazione $\omega_1=\omega_2=0$. Pertanto

$$M_3 = I\dot{\omega}_3 = \left(\frac{1}{2}mR^2\right)\dot{\omega}_3 \tag{17}$$

Come per l'equazione del moto di traslazione, anche per la risoluzione dell'equazione (11) è applicato il metodo numerico di Verlet e seguendo il medesimo procedimento descritto in precedenza è possibile ottenere le relazioni che restituiscono i valori delle due velocità angolari $\omega^{(t+\frac{\Delta t}{2})}$ e $\omega^{(t+\Delta t)}$

$$\omega^{(t+\Delta t/2)} = \omega^{(t)} + \frac{1}{2} \left(\frac{\mathbf{M}^{(t)}}{\mathbf{I}} \right) \Delta t \tag{18}$$

$$\omega^{(t+\Delta t)} = \omega^{(t+\Delta t/2)} + \frac{1}{2} \left(\frac{\mathbf{M}^{(t+\Delta t)}}{\mathbf{I}} \right) \Delta t \tag{19}$$

2.2.2 La funzione "FISH-CALLBACK"

Il meccanismo di callback consente di eseguire una certa funzione FISH in un punto specifico della sequenza del ciclo quando questo è in esecuzione. Per comprendere meglio il funzionamento di tale meccanismo, si propone a titolo di esempio una sequenza di istruzioni del codice di calcolo utilizzato per la costruzione del modello (Figura 27).

```
786 fish define cc0
787   global c0=wall.disp.y(wp)
788   end
789   fish callback add @cc0 9.0
790
791 fish define cc1
792   global c1=wall.disp.y(wp)
793   end
794   fish callback add @cc1 540.0
```

Figura 27. Esempio di utilizzo della funzione "callback" nello script.

In figura sono presenti due funzioni denominate rispettivamente "cc0" e "cc1" ed entrambe hanno lo scopo di fornire, ad un determinato punto della sequenza di calcolo, lo spostamento di un muro presente nel modello. La funzione "cc0" effettua la lettura in corrispondenza del *cycle point* 9.0, ossia quando la lunghezza del timestep è stata già calcolata e prima che le leggi del moto vengano applicate. Le due funzioni hanno il compito di simulare quello che nella realtà avviene quando, in una prova di carico su piastra, si effettuano le letture dei cedimenti. In tale occasione il cedimento corrispondente ad un certo carico applicato sulla piastra è annotato solo quando si nota un assestamento degli spostamenti verticali. Tale situazione si verifica quando due letture effettuate ad una distanza temporale di 60 s restituiscono un valore circa uguale. Premesso che la durata del timestep è pari ad 1 s, nel codice presentato in Figura 27, la variabile "c0" rappresenta il primo spostamento verticale letto mentre "c1" è il cedimento registrato dopo 60 cicli ($60 \times 1 \times 9.0 = 540.0$ *cycle point*).

È anche importante notare che i callback non possono essere installati tra i *cycle points* 40.0 e 42.0 e che gli utenti possono inserire/eliminare solo componenti del modello con callback prima del *cycle point* 0.0. Questi vincoli sono necessari per evitare l'accidentale introduzione nel ciclo di calcolo, callback, che potrebbero indurre soluzioni indefinite. Ad esempio, se un utente inserisse una particella dopo la determinazione del timestep, le forze e i momenti risultanti generati potrebbero produrre una situazione di instabilità del sistema durante il ciclo successivo, in quanto, i contatti appena formati con tale particella non sono stati utilizzati per determinare il timestep stabile.

2.3 Particelle come corpi rigidi

Nell'ambito del problema trattato, l'indefornabilità delle particelle è l'ipotesi che permette l'efficace simulazione della reale distribuzione delle deformazioni in un mezzo granulare. Nella realtà, un terreno è composto da granuli che possono subire variazione di forma e volume, tuttavia, la modellazione precisa della deformazione delle particelle non è necessaria per ottenere una buona approssimazione del comportamento meccanico per tali sistemi. La deformazione di un complesso particellare è governata, infatti, principalmente dallo scorrimento e dalla rotazione delle particelle come corpi rigidi e dalla formazione e rottura di legami interparticellari, e non dalla deformazione delle singole particelle.

Oltre alle tradizionali applicazioni al flusso di particelle, PFC^{2D} può anche essere applicato all'analisi di solidi soggetti a limiti prescritti e condizioni iniziali. In tali casi, la schematizzazione del "continuo" è approssimata trattando il solido come un insieme compatto di molte piccole particelle. Nello specifico caso le valutazioni relative alla distribuzione delle sollecitazioni e alla velocità di deformazione possono essere definite come quantità medie su un volume rappresentativo per tali sistemi. Ciò consente di stimare le tensioni interne per materiali granulari come i terreni o materiali solidi come la roccia o la plastica formati dalla compattazione della polvere.

2.4 Elementi 'Walls'

Oltre alle particelle dette 'Balls' PFC^{2D} implementa degli ulteriori elementi parete detti 'Walls'. Questi elementi sono assunti infinitamente rigidi, tuttavia possono comunque sviluppare delle forze di contatto tramite la sovrapposizione con le particelle. A differenza delle particelle, le equazioni del moto non sono soddisfatte per ogni parete (ad esempio, le forze che agiscono su ogni parete non influiscono sul suo movimento). Questi sono elementi utili a definire le condizioni al contorno del dominio in quanto il loro movimento è specificato dall'utente e rimane costante indipendentemente dalle forze di contatto che agiscono su di essi. In aggiunta, i contatti possono essere solo di due tipi: 'ball-ball' o 'ball-wall'. Non sono contemplati forze di contatto tra due pareti adiacenti.

2.5 Contatti e modelli di contatto

Ogni contatto è caratterizzato da un modello di contatto che fornisce una legge di interazione delle particelle, utile ad aggiornare le forze ed i momenti interni. Un contatto ha anche una distanza di attività e uno stato di attività. Se il contatto è attivo, la legge di interazione delle particelle è eseguita durante il *cycle point 40.0*; in caso contrario, la forza e il momento sono impostati al valore zero e i calcoli della legge di interazione delle particelle non sono eseguiti.

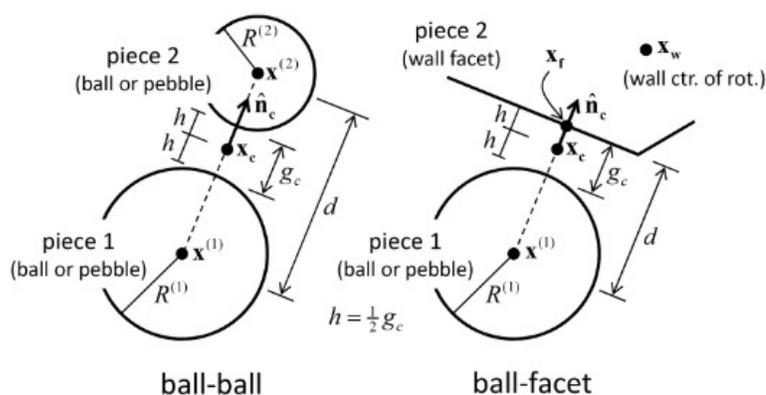


Figura 28. Schematizzazione dei contatti [Itasca, (2017)]

Tali quantità rimangono nulle fino a quando la distanza g_c (*contact gap*) esistente tra le superfici di due particelle è inferiore o uguale ad una quantità predefinita detta distanza di attività (Figura 28). Oltre tale distanza, esiste anche una distanza di rilevamento del contatto, infatti un contatto prima di essere attivato deve essere innanzitutto rilevato. Il rilevamento del contatto è una condizione necessaria ma non sufficiente affinché la legge di interazione delle particelle venga attuata, invece, se un contatto è attivo allora sarà sicuramente già stato rilevato.

Le suddette entità possono essere impostate manualmente, ma per quanto concerne la distanza di attivazione, per la maggior parte dei modelli di contatto che simulano l'interazione superficie-superficie la distanza di attività è predefinita e vale zero, il che significa che i contatti diventano attivi quando effettivamente le particelle si toccano. La Figura 29 mostra la finestra restituita da PFC quando si interroga una particella per ottenere informazioni dettagliate su di essa. Si può notare come in contemporanea a 10 contatti attivi caratterizzati da valori non nulli di forza e momento sussistono anche 9 contatti nulli che possono però attivarsi in un secondo momento.



Figura 29. Finestra restituita da PFC^{2D} contenente tutte le informazioni relative ad una certa particella.

2.5.1 Smorzamento

L'energia meccanica presente all'interno di un modello PFC si divide in due categorie; la prima è relativa all'energia prodotta dal corpo della particella, la seconda invece riguarda quella prodotta dai contatti. L'energia meccanica della particella è strettamente legata al movimento del corpo ed equivale alla somma di differenti contributi quali: l'energia dovuta alle forze agenti sulla particella, tali forze sono il carico di gravità e le forze ed i momenti applicati; l'energia dissipata dallo smorzamento locale; e l'energia cinetica. L'energia fornita al sistema particellare è dissipata, tramite i contatti, mediante scorrimento per attrito o smorzamento viscoso. Tuttavia, questi meccanismi di dissipazione potrebbero non essere sufficienti per arrivare a una soluzione di stato stazionario in un numero ragionevole di cicli. In PFC è stato così implementato un ulteriore metodo di smorzamento (relativo all'energia particellare) chiamato smorzamento locale, molto utile per rimuovere ulteriore energia cinetica. Lo smorzamento locale agisce su ogni particella, applicando una forza di smorzamento avente magnitudo proporzionale alla forza non bilanciata mentre lo smorzamento viscoso applica degli ammortizzatori normali e tangenziali al singolo contatto.

Se si vuole simulare un sistema particellare compatto, è possibile utilizzare uno smorzamento locale diverso da zero per stabilire l'equilibrio e condurre simulazioni di deformazione quasi statica. Quando è richiesta una simulazione dinamica di un sistema compatto, è preferibile utilizzare strategie di smorzamento basate sul modello di contatto e il coefficiente di smorzamento locale deve essere impostato su 0,0 o, comunque, su un valore piccolo. Per problemi che coinvolgono il volo libero di particelle e / o impatti

tra particelle, lo smorzamento locale è inappropriato e l'energia deve essere necessariamente dissipata per attrito. Tuttavia, se la simulazione è dominata da impatti rapidi, si dovrebbe considerare l'uso del modello di contatto isteretico per una dissipazione realistica dell'energia.

Nello smorzamento locale, come già detto, una forza è aggiunta alle equazioni del moto (10) ed (11). Tali equazioni possono essere quindi riscritte come

$$\begin{aligned} \mathcal{F}_{(i)} + \mathbf{F}^d_{(i)} &= \mathcal{M}_{(i)} \mathcal{A}_{(i)}; \quad i = 1 \dots 6 \\ \mathcal{M}_{(i)} \mathcal{A}_{(i)} &= \begin{cases} m \ddot{\mathbf{x}}_{(i)}, & \text{for } i = 1 \dots 3; \\ \mathbf{I} \dot{\boldsymbol{\omega}}_{(i-3)}, & \text{for } i = 4 \dots 6 \end{cases} \end{aligned} \quad (20)$$

i primi tre indici si riferiscono alle equazioni di traslazione, invece i restati indici sono relativi alla rotazione. $\mathcal{F}_{(i)}$, $\mathcal{M}_{(i)}$ ed $\mathcal{A}_{(i)}$ sono, rispettivamente, le componenti della forza generalizzata, della massa e dell'accelerazione. $\mathcal{F}_{(i)}$ include il contributo della forza di gravità, mentre $\mathbf{F}^d_{(i)}$ rappresenta la forza di smorzamento:

$$\begin{aligned} \mathbf{F}^d_{(i)} &= -\alpha |\mathcal{F}_{(i)}| \text{sign}(\mathcal{V}_{(i)}); \quad i = 1 \dots 6 \\ \text{sign}(y) &= \begin{cases} +1, & \text{if } y > 0; \\ -1, & \text{if } y < 0; \\ 0, & \text{if } y = 0 \end{cases} \end{aligned} \quad (21)$$

dove

$$\mathcal{V}_{(i)} = \begin{cases} \dot{\mathbf{x}}_{(i)}, & \text{for } i = 1 \dots 3; \\ \boldsymbol{\omega}_{(i-3)}, & \text{for } i = 4 \dots 6 \end{cases} \quad (22)$$

Questa forma di smorzamento presenta i seguenti vantaggi:

- È smorzato solo il movimento accelerato; pertanto, nessuna forza di smorzamento errata deriva dal movimento di stato stazionario.
- La costante di smorzamento (α) è adimensionale.
- Poiché lo smorzamento è indipendente dalla frequenza, zone differenti del sistema che presentano periodi naturali diversi sono ugualmente smorzate, utilizzando la stessa costante di smorzamento.

2.5.2 Modello di contatto lineare

Il modello di contatto lineare può essere descritto mediante lo schema esposto in Figura 30, in cui i contatti sono modellati per mezzo di componenti lineari (molle e slider) e di componenti viscosi (dissipatore viscoso) che agiscono in parallelo tra loro. Entrambe le componenti agiscono su un'area di dimensioni ridotte e trasmettono quindi una forza. La componente lineare fornisce un comportamento attrittivo elastico lineare (senza resistenza a trazione), mentre il dissipatore riproduce il comportamento viscoso. Tale modello riproduce il comportamento meccanico di un'interfaccia infinitesimale che non fornisce alcuna resistenza alla rotazione relativa, pertanto, il momento di contatto è uguale a zero ($M_c=0$).

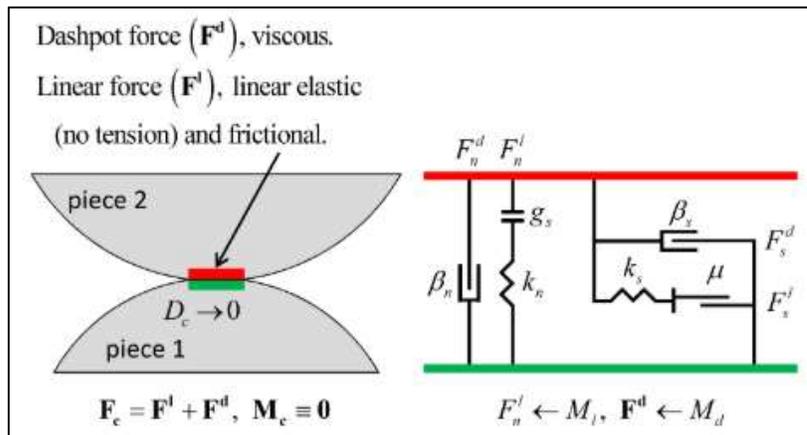


Figura 30. Schematizzazione del modello di contatto lineare [Itasca, (2017)]

Se da un lato la forza di smorzamento viscoso è dovuta ai dissipatori che sono caratterizzati dai coefficienti di smorzamento critico normale β_n e di taglio β_s , dall'altro la forza di lineare è prodotta da molle aventi rigidezza normale K_n e di taglio K_s costanti. Quest'ultimi fattori legano le forze di contatto con i relativi spostamenti nelle due direzioni. La rigidezza normale è una rigidezza secante, che lega forze e spostamenti totali nella direzione normale al piano di contatto:

$$F_i^n = K^n U^n n_i$$

La rigidezza di taglio è invece una rigidezza tangente, che mette in relazione gli incrementi di forza e spostamento:

$$\Delta F_i^s = -k^s \Delta U_i^s$$

Nel modello di contatto lineare (Figura 31), le rigidezze sono determinate assumendo che le rigidezze di entrambi gli elementi in contatto agiscano in serie:

$$K^n = \frac{k_n^{(1)} * k_n^{(2)}}{k_n^{(1)} + k_n^{(2)}} \quad ;$$

$$k^s = \frac{k_s^{(1)} * k_s^{(2)}}{k_s^{(1)} + k_s^{(2)}} \quad .$$

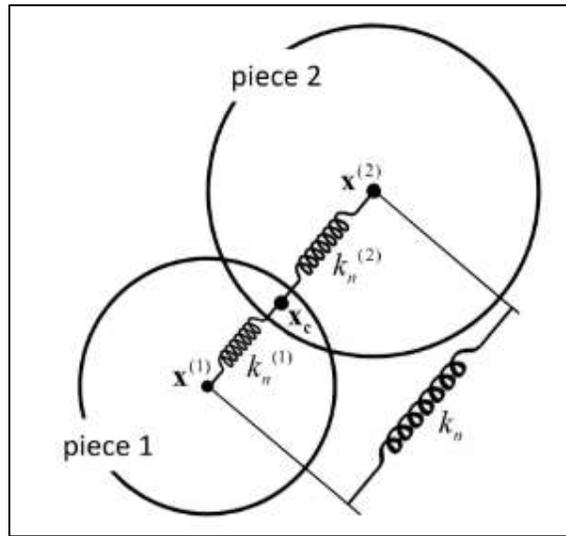


Figura 31. Molle in serie [Itasca, (2017)].

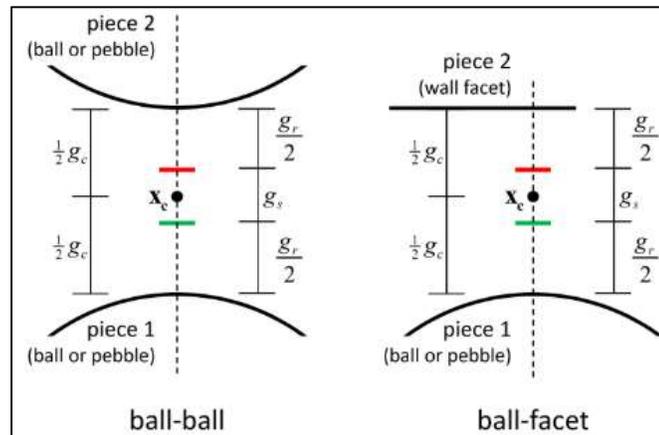


Figura 32. "Surface gap" per il modello di contatto lineare

Il contatto lineare è attivo se e solo se la quantità gs , detta *surface gap*, è inferiore o uguale a zero. Tale grandezza è ottenuta, a sua volta, dalla differenza tra due lunghezze quali il *contact gap* gc e il *reference gap* gr che sono visibili in Figura 32.

Nella parte lineare dello schema riportato in Figura 30, la resistenza attrittiva è riprodotta mediante uno slider caratterizzato da un coefficiente di attrito μ e lo slittamento avviene quando la forza di taglio supera un valore limite fornito dalla relazione di Coulomb. Nel susseguirsi dei vari cicli di calcolo, il valore della forza normale lineare \mathbf{F}_n^l può essere aggiornata sia in maniera assoluta in base al valore assunto da \mathbf{g}_s , sia in maniera incrementale andando a tracciare i continui incrementi di \mathbf{g}_s . La forza di taglio \mathbf{F}_s^l è, invece, aggiornata solo in modo incrementale quando vi sono spostamenti relativi di taglio.

Per introdurre le leggi forza-spostamento proprie del modello lineare, in Figura 35 è illustrato il sistema di coordinate locale, centrato all'interno del volume di interazione esistente tra due particelle sovrapposte, in cui verranno definite le forze di contatto. Sia la forza lineare che quella viscosa possono essere scomposte nel suddetto sistema di riferimento nel seguente modo

$$\mathbf{F}^l = -F_n^l \hat{\mathbf{n}}_c + \mathbf{F}_s^l, \quad \mathbf{F}^d = -F_n^d \hat{\mathbf{n}}_c + \mathbf{F}_s^d$$

dove

$$\mathbf{F}_s^l = F_{ss}^l \hat{\mathbf{s}}_c + F_{sl}^l \hat{\mathbf{t}}_c \quad (2D \text{ model: } F_{ss}^l \equiv 0)$$

La componente lineare della forza normale è calcolata nel seguente modo:

$$F_n^l = \begin{cases} \begin{cases} k_n g_s, & g_s < 0 \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases}, & M_l = 0 \text{ (absolute update)} \\ \min((F_n^l)_o + k_n \Delta \delta_n, 0), & M_l = 1 \text{ (incremental update)} \end{cases}$$

dove $(\mathbf{F}_n^l)_o$ è la forza normale lineare all'inizio del timestep. L'incremento di spostamento relativo che si verifica nel corso di un ciclo di calcolo è dato da $\Delta \delta_n$ e da $\Delta \delta_s$. Se il contatto passa da inattivo ad attivo durante il timestep corrente, solo la parte di questo incremento che si verifica quando \mathbf{g}_s è negativo è utilizzata per eseguire l'aggiornamento incrementale delle forze normali e di taglio (si veda Figura 33). I suddetti incrementi sono calcolati nel seguente modo:

$$\Delta \delta_n := \alpha \Delta \delta_n, \quad \Delta \delta_s := \alpha \Delta \delta_s$$

$$\text{with } \alpha = \begin{cases} \frac{g_s}{g_s - (g_s)_o}, & (g_s)_o > 0 \text{ and } g_s < 0 \\ 1, & \text{otherwise} \end{cases}$$

ove $(g_s)_0$ è il valore del surface gap all'inizio del timestep.

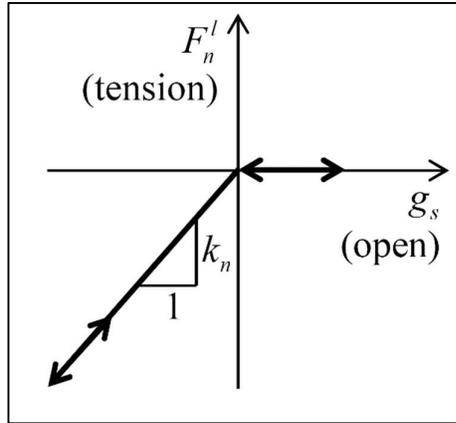


Figura 33. Legge forza-spostamento per il modello di contatto lineare: forza normale vs "surface gap" [Itasca, (2017)]

Per quanto concerne la forza di taglio, inizialmente è calcolato un valore di teorico mediante la relazione

$$\mathbf{F}_s^* = (\mathbf{F}_s^l)_o - k_s \Delta \delta_s$$

Tale quantità è, successivamente, confrontata con il valore della resistenza di taglio

$$F_s^\mu = -\mu F_n^l$$

se F_s^* è minore o uguale di F_s^μ allora la componente lineare di taglio F_s^l sarà pari ad F_s^* , viceversa, si verifica lo scorrimento e la forza di taglio mantiene un valore costante pari a F_s^μ (Figura 34).

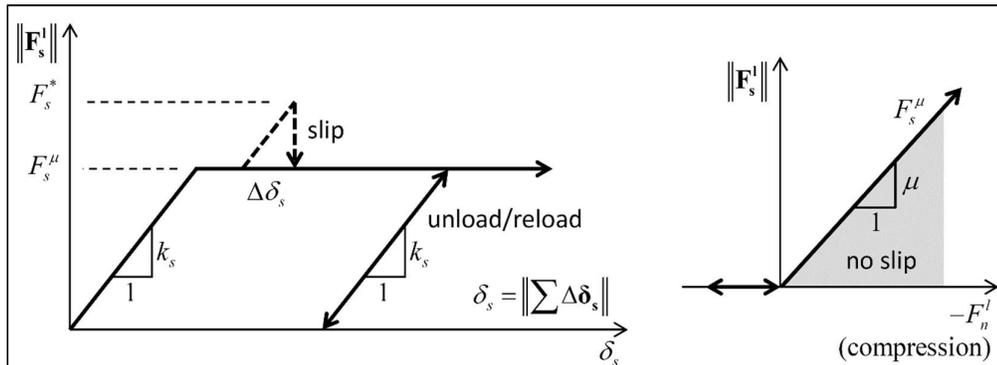


Figura 34. Sinistra: Legge forza-spostamento per il modello di contatto lineare: Forza di taglio vs spostamento di taglio relativo. Destra: Involuppo di rottura [Itasca, (2017)]

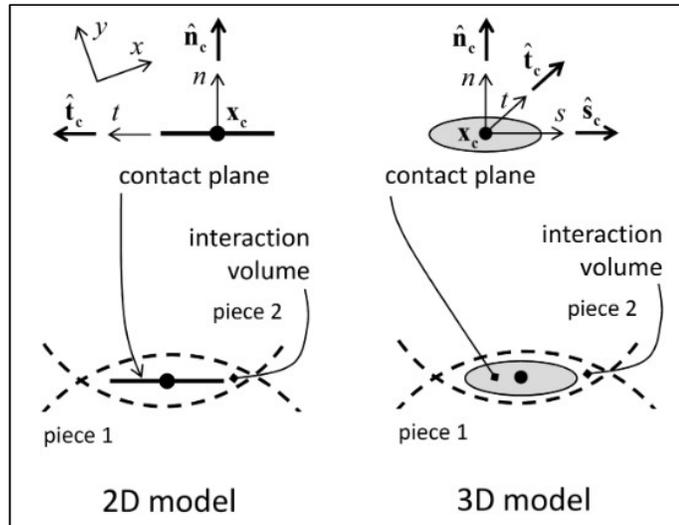


Figura 35. Sistema di riferimento per la forza di contatto nel caso 2D e 3D [Itasca, (2017)]

2.5.3 Modello di contatto "Parallel Bonds"

Tramite un modello di contatto del tipo *parallel bond*, in PFC è possibile modellare un terreno che presenta un comportamento meccanico coesivo. Tale legame (bond) può essere idealizzato come una sorta di colla che unisce due particelle in corrispondenza del punto di contatto, che è in grado di trasmettere tra gli elementi sia la forza che il momento (Figura 36). Il *bond* può essere immaginato come un insieme di molle elastiche con rigidità normale e di taglio costanti che sono distribuite uniformemente su una sezione rettangolare/circolare (2D/3D) centrata nel punto di contatto e che agiscono in parallelo con le molle del componente lineare (Figura 36). L'esistenza di un legame parallelo non preclude la possibilità di scivolare; infatti, se dopo la creazione del *bond* si manifesta un movimento relativo al contatto, questo provoca lo sviluppo di sollecitazioni normali e di taglio che agiscono all'interno del legame. Se una di queste sollecitazioni supera la corrispondente forza di legame, il legame parallelo si rompe e il *bond* è rimosso dal modello insieme alla forza, al momento e alla rigidità associati.

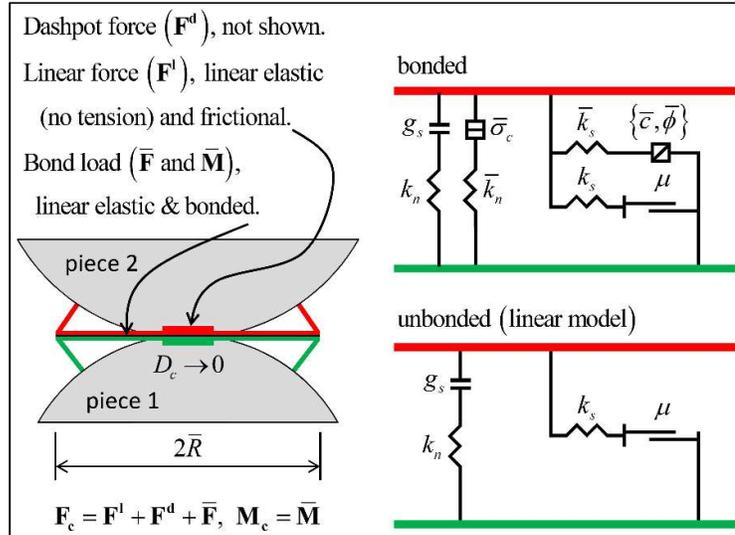


Figura 36. Schematizzazione del modello di contatto "linear parallel bond" [Itasca, (2017)]

La forza di contatto tangenziale tra due particelle è limitata dalla sola resistenza a taglio e, nel modello, ciò è stato implementato assumendo una resistenza a trazione per la molla normale F_c^n (che garantisce la formazione di sforzi che tendono a unire le particelle) ed una resistenza massima al taglio per la molla tangenziale F_c^s . La forza normale è espressa dalla seguente equazione:

$$F_i^n = K^n U^n n_i$$

In questo modo, se la forza di trazione normale eguaglia o supera la resistenza massima a trazione, il legame si rompe ed entrambe le forze di contatto diventano nulle. Viceversa, se la forza tangenziale assume valore maggiore o uguale alla resistenza al taglio, si rompe il legame ma non si annullano le forze di contatto. Queste, infatti, sono meno solo nel caso in cui eccedano il limite d'attrito. I legami forza normale F^n -spostamento U^n e forza di taglio F^s -spostamento U^s sono mostrati in Figura 37 e Figura 38.

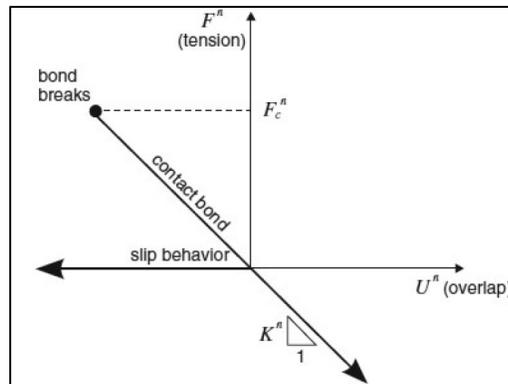


Figura 37. Relazione forza-spostamento con coesione (rigidezza normale) [Itasca, (2008)]

Per convenzione, $F^n > 0$ indica trazione mentre U^n (i.e. spostamento normale relativo) se positivo indica la sovrapposizione delle particelle.

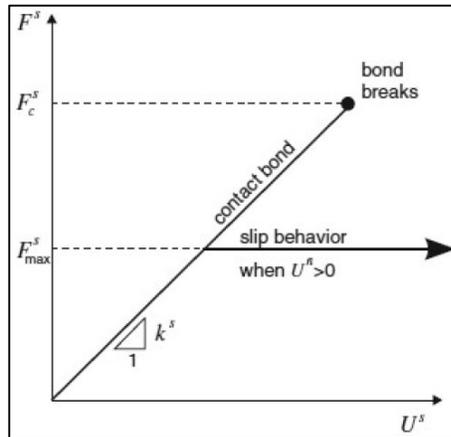


Figura 38. Relazione forza-spostamento con coesione (rigidezza tangenziale) [Itasca, (2008)]

Si precisa che U^s (spostamento totale tangenziale) è misurato relativamente al punto in cui si è venuto a creare il legame.

2.6 2D vs 3D

Un modello in PFC^{2D} consiste in un sistema bidimensionale di particelle cilindriche aventi raggio variabile e spessore unitario (dimensione fuori dal piano – vedi Figura 39). Per giungere ad una corretta costruzione del modello e interpretazione dei risultati, è indispensabile esplicitare le differenze tra un sistema particellare realizzato in PFC^{2D} ed uno tridimensionale e capire quali sono i vantaggi/svantaggi che la scelta del primo modello, piuttosto che l'altro, può portare.

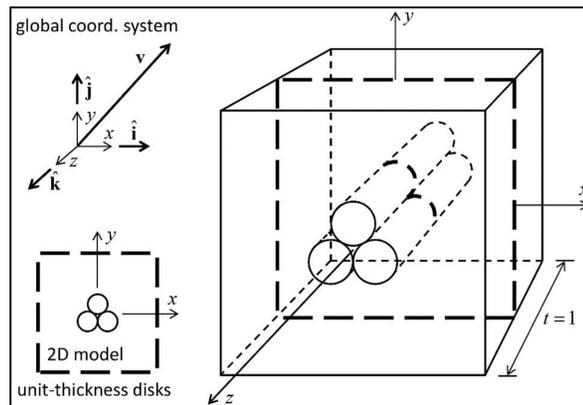


Figura 39. Particelle cilindriche generate nell'ambiente di PFC^{2D} [Itasca, (2017)].

Dal momento che un modello 3D presenta più gradi di libertà rispetto ad uno 2D, il tempo di calcolo necessario si riduce considerevolmente passando da un sistema nello spazio a uno nel piano.

Un altro vantaggio di un modello bidimensionale consiste nella possibilità di analizzare in un modo semplificato i risultati delle analisi, tuttavia, questo tipo di modellazione presenta alcune limitazioni che devono essere prese in considerazione nel momento in cui si ha intenzione di replicare nel piano un fenomeno fisico che è tridimensionale per natura. Bisogna quindi prestare bene attenzione a quest'ultimo aspetto nei momenti in cui si realizza il modello 2D e si interpretano i risultati.

Il mondo di PFC^{2D} è bidimensionale per natura; infatti sia la componente della forza fuori dal piano sia i due momenti giacenti nel piano non sono in alcun modo considerati al momento della risoluzione delle leggi del moto e delle leggi di sforzo-deformazione.

Un'ulteriore differenza è relativa alla percolazione, infatti, le particelle di piccole dimensioni possono facilmente percolare all'interno di un insieme tridimensionale composto da particelle di grandi dimensioni ma non potrebbero mai percolare attraverso un mezzo bidimensionale fortemente

impacchettato, indipendentemente dalle dimensioni relative delle particelle.

2.7 Packing e porosità

In modello di PFC^{2D} per *packing* si intende il modo in cui le particelle del sistema si dispongono all'interno del dominio. È possibile creare uno strato di terreno, formato da particelle per la maggior parte grossolane, in cui l'indice dei vuoti è elevato oppure simulare un terreno con una curva granulometria ben assortita che presenta un basso valore di porosità. La distribuzione e il percorso degli sforzi all'interno del modello è funzione, principalmente, di due parametri quali la porosità e il numero di coordinazione.

Per situazioni in cui il packing delle particelle ha un'influenza significativa sui risultati del modello, potrebbe essere necessario eseguire, in un primo momento, alcune simulazioni in PFC^{3D} con il solo scopo di capire quali sono le grandezze fisiche che ne governano il comportamento meccanico e successivamente introdurre tali parametri all'interno di un modello bidimensionale.

In un mezzo tridimensionale la porosità è un rapporto tra volumi, invece quella calcolata da PFC^{2D} è data dal rapporto tra l'area totale dei vuoti e l'area totale di misura. Non esiste una chiara correlazione tra la porosità di un terreno reale e la porosità del corrispettivo costruito bidimensionale simulato in PFC^{2D}. Tuttavia, sulla base di alcune considerazioni, è possibile individuare una corrispondenza tra porosità 3D e 2D. In un materiale reale, per esempio, la porosità è maggiore, in quanto le particelle non raggiungono mai la loro configurazione di impacchettamento massimo, ma si bloccano prima in una disposizione più aperta. La suddetta affermazione è supportata dal fatto che se un materiale è soggetto alla formazione di archi, tale fenomeno si manifesta con intensità maggiore in un mezzo tridimensionale piuttosto che in uno bidimensionale. A differenza di quello che succede in un modello tridimensionale, nel modello bidimensionale tutti i baricentri delle particelle giacciono nello stesso piano, pertanto, le particelle possono disporsi anche lungo la direzione fuori dal piano e raggiungere così una disposizione più compatta.

Deresiewicz (1958) analizza la configurazione di maggior impacchettamento di un materiale composto da particelle uniformi e non soggetto ad alcuna forza, e dimostra come il valore limite inferiore di porosità sia di 0.2595 nel 3D e di 0.0931 nel 2D.

Nonostante la porosità sia un parametro altamente caratterizzante del comportamento meccanico di un terreno, in un modello agli elementi distinti un parametro più vincolante è il numero di coordinazione C_n , ossia il numero medio dei contatti a cui una particella è soggetta. In letteratura, è disponibile una relazione tra C_n e il diametro medio della granulometria, questa è indicata da Roux (2000) e fornisce un limite superiore del valore del numero di coordinamento:

$$C_n \leq d(d + 1)$$

La suddetta relazione si presenta sotto forma di disequaglianza nel caso più generale di un sistema attritivo composto da sfere rigide, invece, nel caso di assenza di attrito tra le particelle la relazione diventa:

$$C_n = d(d + 1)$$

2.8 Tensioni e deformazioni

Il concetto di tensione-deformazione è un costrutto matematico applicabile allo studio di un mezzo continuo, in tal caso, infatti, è possibile definire un tensore degli sforzi e uno di deformazione per ogni punto appartenente al dominio. Dal momento che il DEM è un metodo che discretizza il terreno come un sistema di particelle distinte, le due quantità indicate (tensione, deformazione) non potrebbero essere valutate nell'ambiente di PFC^{2D}. Infatti, in tale ambito, le uniche grandezze computabili, utili a comprendere il comportamento meccanico alla micro-scala, sono la forza e lo spostamento ma, queste ultime, non possono essere trasferite direttamente al modello del continuo. Il necessario passaggio dalla micro-scala al continuo equivalente è tuttavia possibile operando applicando la media aritmetica su un'area di misura circolare. In maggior dettaglio, l'operazione indicata consiste nella scomposizione della forza agente su ogni particella nelle sue due componenti, che vengono spalmate sul perimetro della stessa e poi divise per un valore di spessore unitario in modo tale da ottenere uno sforzo. Quindi, in PFC^{2D} la tensione è una quantità media calcolata su un volume ottenuto da un'area circolare per una lunghezza unitaria.

2.9 Clump

Un *clump* è costituito da un insieme di n -particelle rigide sovrapposte caratterizzato da contatti intergranulari infinitamente rigidi e forti che agiscono come un unico corpo rigido. Pertanto, il *clump* consiste in una super-particella di forma arbitraria avente il contorno deformabile (si veda la Figura 40). La densità (ρ) dell'insieme è calcolata in relazione alla posizione, alla dimensione e al grado di sovrapposizione degli elementi che lo costituiscono. La sua superficie è definita dalla posizione e dal raggio di ogni singola particella che lo compone ($\{\mathbf{x}^{(i)}, \mathbf{R}^{(i)}\}, i = 1, 2, \dots, n$). Il movimento di tale super-particella, considerata come un corpo rigido in grado sia di traslare sia di ruotare, è governato dalla legge del moto con velocità generalizzata ed angolare definite dalle variabili \mathbf{v} e $\boldsymbol{\omega}$, rispettivamente.

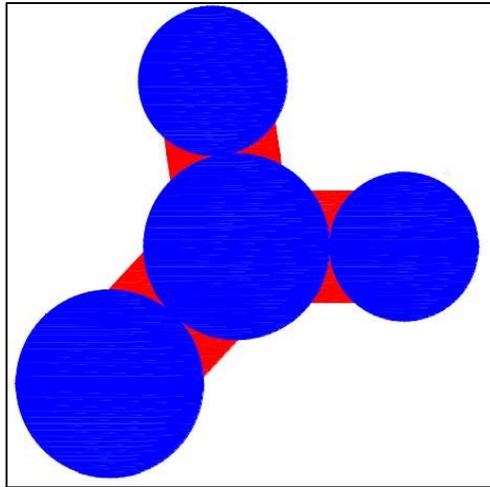


Figura 40. Esempio di clump che può essere realizzato in PFC^{2D}.

I carichi a cui un *clump* può essere esposto sono: le forze e i momenti che si generano in corrispondenza dei punti di contatto con altre particelle; la forza di gravità; e le forze e i momenti esterni applicati al contorno.

2.10 Servo-Meccanismo

In un modello PFC è possibile riprodurre le condizioni di carico reali esistenti al contorno di un dominio tramite un comando che consente di controllare la velocità traslazionale di determinati muri usando un servo-meccanismo. Tramite tale servo-meccanismo di tipo adattativo (*adaptive gain*) è possibile così applicare o mantenere la forza desiderata.

Assumiamo che F^t sia il valore della forza da applicare al muro (valore di input) e che F^c sia la forza di reazione dovuto al contatto muro-particelle, la velocità del muro \mathbf{v} è scomposta in due componenti:

$$\mathbf{v} = v_n \hat{\mathbf{n}} + (\mathbf{v} - v_n \hat{\mathbf{n}})$$

dove v_n è la magnitudo della velocità in direzione $\hat{\mathbf{n}}$.

$$v_n = (\mathbf{v} \cdot \hat{\mathbf{n}}) \quad \hat{\mathbf{n}} = \mathbf{F}^t / \|\mathbf{F}^t\|$$

Introduciamo ora il fattore G (*controller gain*) che dà un'indicazione su quanto la velocità del muro sia aumentata o diminuita nel corso di un ciclo di calcolo. Tale fattore è utilizzato dall'algoritmo per aggiornare il valore della velocità normale del muro mediante la seguente relazione:

$$v_n = G (F^t + F^c)$$

$$F^t = \mathbf{F}^t \cdot \hat{\mathbf{n}} \quad F^c = \mathbf{F}^c \cdot \hat{\mathbf{n}}$$

2.11 Cerchi di misura

Una "regione di misurazione" è un volume in 3D o un'area in 2D specificata dall'utente all'interno della quale sono misurate diverse quantità presenti in un modello PFC. Da una regione di misurazione è possibile ottenere il valore di alcune quantità quali: il numero di coordinazione, la porosità, la tensione e la velocità di deformazione.

Il numero di coordinazione, C_n , è definito come il numero medio di contatti attivi agenti al contorno di una singola particella, ed è calcolato come

$$C_n = \frac{\sum N_b^{(b)}}{N_b}$$

dove la sommatoria ha il limite superiore pari a N_b , ossia il numero delle particelle il cui centroide ricade all'interno del cerchio di misura; $n_c^{(b)}$ rappresenta il numero di contatti attivi relativi al corpo b .

La porosità, n , è definita come il rapporto tra il volume totale dei vuoti V^{void} , presenti all'interno del cerchio, e il volume di misurazione V^{reg} :

$$n = \frac{V^{void}}{V^{reg}} = \frac{V^{reg} - V^{mat}}{V^{reg}} = 1 - \frac{V^{mat}}{V^{reg}}$$

dove V^{mat} corrisponde al volume del solido presente all'interno della regione. V^{mat} è un valore che è approssimato secondo la relazione

$$V^{mat} = \sum_{N_b} V^{(b)} \sum_{\bar{N}_b} \bar{V}^{(b)} - \sum_{N_c} V^{(c)}$$

In questo caso, N_b rappresenta il numero di particelle che ricadono completamente all'interno del cerchio di misura, invece, \bar{N}_b è il numero di corpi che intersecano il contorno del cerchio di misura. La suddetta formula introduce una distinzione tra i volumi V_b e \bar{V}_b , che rappresentano, rispettivamente, il volume del corpo b e il volume di intersezione tra il corpo b e il cerchio di misura. N_c è il numero di contatti che si trovano nella regione di misurazione mentre $V(c)$ è il volume di sovrapposizione dei due corpi in corrispondenza del contatto c . È importante notare che un *clump* giace completamente all'interno di una regione di misurazione solo se ciascuna delle sue particelle costituenti lo è.

Il volume di intersezione tra un corpo di raggio R_1 centrato alla posizione \mathbf{X}_1 e un cerchio di misura di raggio R_2 centrato in \mathbf{X}_2 è ottenuto da:

$$\bar{V}^{(b)} = \begin{cases} R_1^2 * \arctan\left(\frac{\sqrt{h_2}}{d_1}\right) - \sqrt{h_2} * d_1 + R_2^2 * \arctan\left(\frac{\sqrt{h_2}}{d_2}\right) - \sqrt{h_2} d_2 & , (2D) \\ \frac{\pi}{3} [2R_1^2(R_1 - d_1) - h_2 d_1 + 2R_2^2(R_2 - d_2) - h_2 d_2] & , (3D) \end{cases}$$

dove,

$$\begin{aligned} d_1 &= (\|\mathbf{X}_1 - \mathbf{X}_2\|^2 + R_1 - R_2) / (2\|\mathbf{X}_1 - \mathbf{X}_2\|) \\ d_2 &= (\|\mathbf{X}_1 - \mathbf{X}_2\|^2 + R_2 - R_1) / (2\|\mathbf{X}_1 - \mathbf{X}_2\|) \\ h_2 &= R_2^2 - d_2^2 \end{aligned}$$

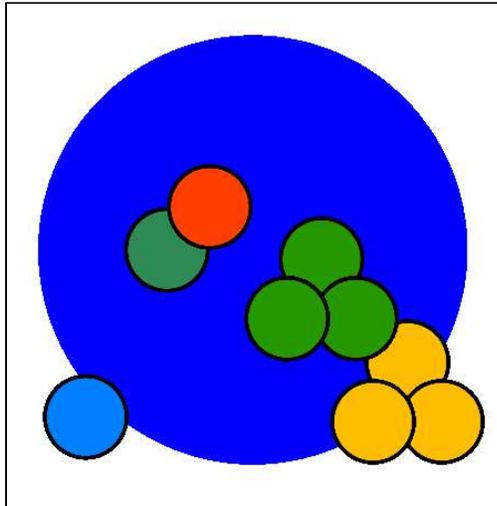


Figura 41. Cerchio di misura [Itasca, (2017)].

2.12 Convenzioni e unità di misura

Le seguenti convenzioni dei segni sono utilizzate in PFC e devono essere considerate quando si immettono valori di input o quando si valutano i risultati:

- **Sforzo normale:** il segno positivo indica tensione; le sollecitazioni negative indicano la compressione.
- **Sforzo di taglio:** con riferimento alla Figura 42, uno sforzo di taglio è positivo quando il verso del vettore σ_{ij} coincide con il verso positivo dell'asse parallelo ad esso e, contemporaneamente, giace su una superficie con normale esterna positiva. Viceversa, se la normale esterna della superficie è negativa, lo sforzo di taglio è negativo quando il verso del vettore σ_{ij} è opposto al verso positivo dell'asse parallelo ad esso.

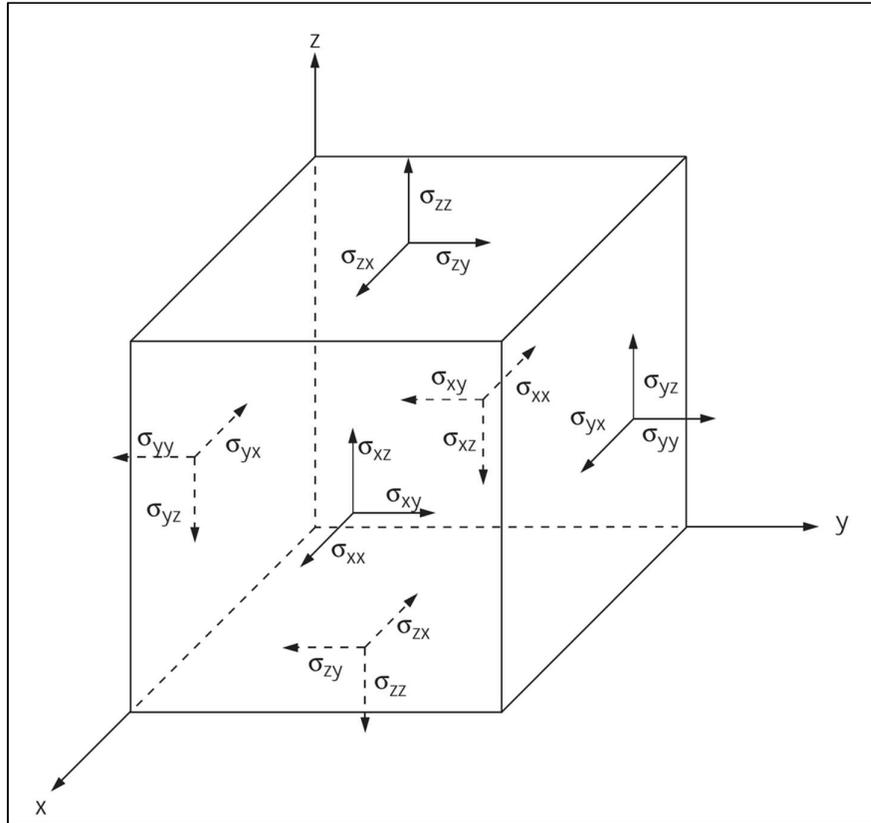


Figura 42. Convenzione di segno per le tensioni normali e tangenziali [Itasca, (2017)]

PFC accetta qualsiasi serie di unità di misura dell'ingegneria, purché coerenti. In Tabella.6 sono riportate una serie di unità di misura, per le quali l'utente dovrà fare attenzione quando convertirà da altre unità. PFC non attua nessuna conversione.

Tabella 6. Unità di sistema per i parametri meccanici [Itasca, (2017)].

	SI			
Length	m	m	m	cm
Density	kg/m ³	10 ³ kg/m ³	10 ⁶ kg/m ³	10 ⁶ g/cm ³
Force	N	kN	MN	Mdynes
Stress	Pa	kPa	MPa	bar
Gravity	m/sec ²	m/sec ²	m/sec ²	cm/s ²
Ball stiffness	N/m	kN/m	MN/m	Mdynes /cm
Parallel bond stiffness	Pa/m	kPa/m	MPa/m	bar/cm

Dove : 1 bar = 10^6 dynes/cm² = 10^5 N/ m² = 10^5 Pa;
1 atm = 1.013 bars = 14.7 psi = 2116 lbf/ft² = 1.01325×10^5 Pa;
1 slug = 1 lbf -s²/ft = 14.59 kg;
1 snail = 1 lbf -s²/in;
1 gravity = 9.81 m/s² = 981 cm/s² = 32.17 ft/s².

Capitolo 3

Modello numerico agli elementi distinti della trincea

Il problema geotecnico oggetto di studio è una trincea scavata fino ad una profondità di 1 m e larga 0.5 m. Il dominio del modello in PFC^{2D} è composto, dunque, da un'area vuota di 0.5 m² che è successivamente riempita con del materiale di rinterro. Le superfici di confinamento della trincea sono composte da elementi 'wall' che, come già detto nel paragrafo 2.4, hanno spessore nullo e rigidità flessionale infinita. All'interno del modello sono presenti due elementi 'wall' verticali che limitano lateralmente il riempimento e uno orizzontale che funge da confinamento inferiore. Il rinterro, come si può notare dalla Figura 43, è ottenuto mediante la sovrapposizione di due strati di terreno A e B spessi entrambi 0.5 m e che presentano curve granulometriche differenti.

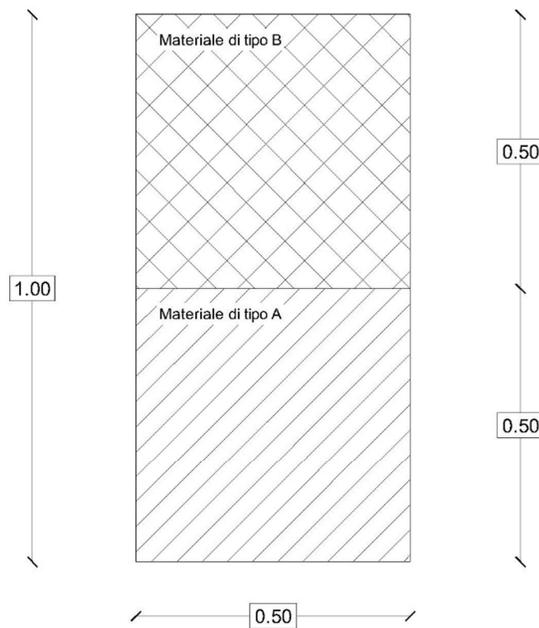


Figura 43. Geometria della trincea.

Il punto baricentrico dello strato inferiore coincide con il centro della sezione trasversale di una tubazione circolare in HDPE avente diametro pari a 225 mm e spessore di 14 mm. In PFC^{2D} la tubazione è stata modellata con 48 particelle che hanno un diametro pari allo spessore del tubo e sono collegate tra loro mediante dei 'bonds'. Le coordinate baricentriche di ogni particella sono state ricavate da un modello CAD realizzato preventivamente in modo tale da garantire una sovrapposizione minima iniziale tra una circonferenza e quella successiva. Una distanza negativa tra i perimetri di due particelle, infatti, è essenziale per garantire la generazione del contatto di tipo 'bond'.

3.1 Il comando '*Ball Distribute*'

La prima operazione utile al fine di riprodurre uno strato di rinterro è stata quella di definire un box di 0.5x0.5 m² tramite due elementi 'walls' verticali e due orizzontali. Nel suddetto box, mediante l'utilizzo del comando '*ball distribute*' di PFC^{2D} sono state generate in maniera casuale le particelle rappresentanti i granuli di terreno. All'istante iniziale della generazione sono create delle particelle tra loro sovrapposte, quindi, come possiamo notare in Figura 44, all'interno del box vi è una netta distinzione tra alcune zone fortemente addensate e altre dove l'area dei vuoti supera di gran lunga quella delle particelle solide.

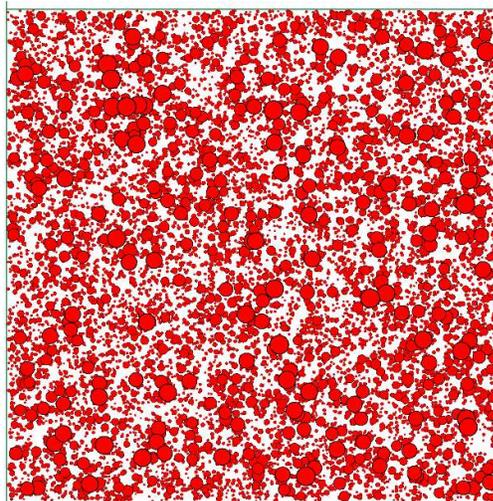


Figura 44. Istante iniziale della generazione delle particelle

Negli step successivi l'energia potenziale dovuta a tale sovrapposizione è convertita in energia cinetica che permette alle particelle di disporsi in

modo più omogeneo all'interno del suddetto box. Questo processo cessa quando è raggiunta una porosità target imposta dall'utente.

Tuttavia, nel corso delle analisi svolte si è notato che, quando il calcolo arriva a convergenza, solo se non si applica l'accelerazione di gravità alle particelle si ottiene un terreno con una porosità pari a quella target. In questo caso, le forze in gioco sono solo quelle elastiche dovute alle sovrapposizioni iniziali. Se si garantisce la presenza delle forze di volume, la porosità finale non sarà più quella target ma sarà minore a causa di un'auto-compattazione dello strato dovuta al peso proprio.

A sostegno di quanto appena detto sono illustrati i risultati, in termini di porosità finale, di due differenti analisi eseguite sullo stesso provino di terreno ($0,5 \times 0,5 \text{ m}^2$). La prima analisi è stata realizzata senza tener conto delle forze di volume mentre per la seconda è stata settata un'accelerazione di gravità pari a $9,81 \text{ m/s}^2$.

Per realizzare il provino, al fine di limitare il tempo di calcolo, è stata presa in considerazione una curva granulometrica poco assortita e contenuta all'interno di un limite massimo ed uno minimo. La distribuzione granulometrica della Sezione s1 è stata inizialmente semplificata secondo le indicazioni riportate da Barla&Camusso (2009). Successivamente, la curva ottenuta è stata traslata verso valori di diametro minori, il diametro minimo e il diametro massimo di 100 e 1000 mm sono stati diminuiti fino ad arrivare a valori rispettivamente di 2 e 20 mm. I risultati delle operazioni appena descritte sono riportati nella Figura 45.

La distribuzione delle percentuali di passante cumulato riferita alla curva finale è riportata in Tabella 7. Per generare un assemblaggio di particelle che abbia una distribuzione granulometrica definita dall'utente, il comando 'ball distribute' lavora nel seguente modo: ad ogni intervallo di diametro assegna N-particelle proporzionalmente alla massa percentuale di terreno appartenente a tale intervallo; sono generate N-particelle di raggio variabile tra il minimo e il massimo dell'intervallo secondo una legge di distribuzione uniforme. In realtà, il comando lavora in riferimento a percentuali di volume ma, dal momento che è stato assunto che tutti i granuli del terreno hanno un unico valore di densità pari a 2650 kg/m^3 , la percentuale in massa coincide con la percentuale in volume.

In entrambe le analisi la porosità target è stata impostata su un valore di 0.18, il fattore di smorzamento locale è stato assunto pari a 0.05 mentre i valori dei micro-parametri che caratterizzano i contatti esistenti tra una particella e le altre e i contatti del tipo muro-particella sono riassunti in Tabella 8.

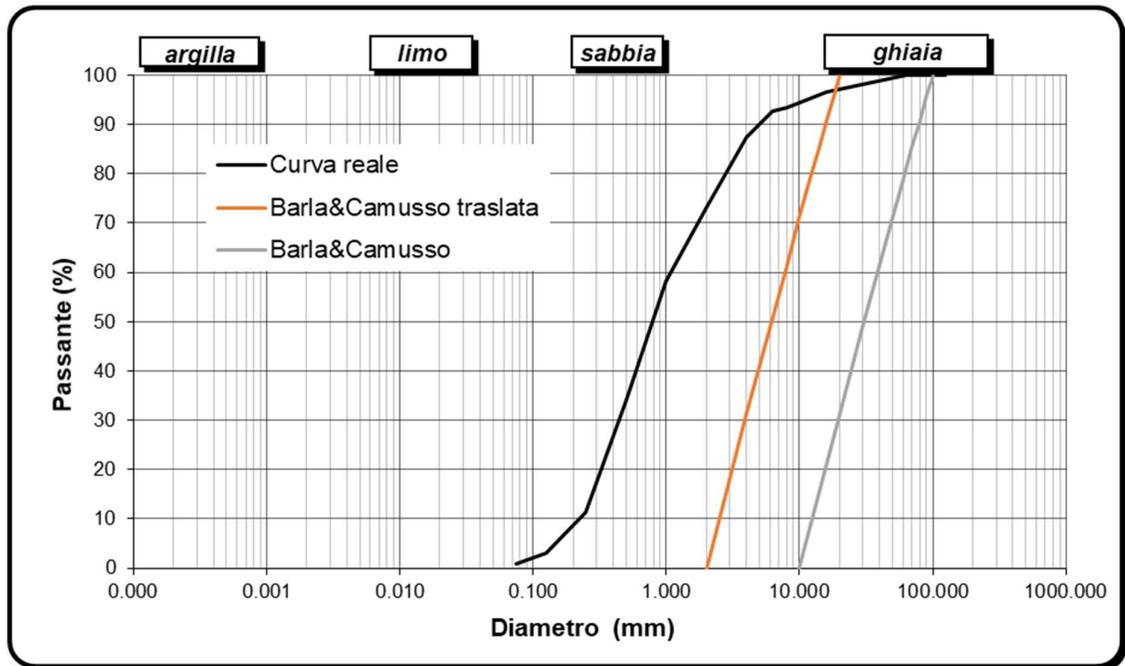


Figura 45: Curva granulometrica reale e semplificata del terreno costituente il provino

Tabella 7: Distribuzione granulometrica semplificata del provino

Setaccio (mm)	Passante (cumulato %)	Frazione (mm)	Massa (%)
2	0	2 - 4	31
4	31	4 - 6	18
6	49	6 - 8	12
8	61	8 - 10	10
10	71	10 - 12	8
12	79	12 - 14	6
14	85	14 - 16	6
16	91	16 - 18	5
18	96	18 - 20	4
20	100		

Tabella 8: Micro-parametri di rigidità e resistenza per i vari tipi di contatto

CONTATTO BALL-BALL			CONTATTO BALL-WALL		
E_c	k_s/k_n	μ	k_n	k_s	μ
[Pa] * 10^8	[-]	[-]	[Pa] * 10^8	[Pa] * 10^8	[-]
3.3	0.25	0.35	0.125	0.025	2.1

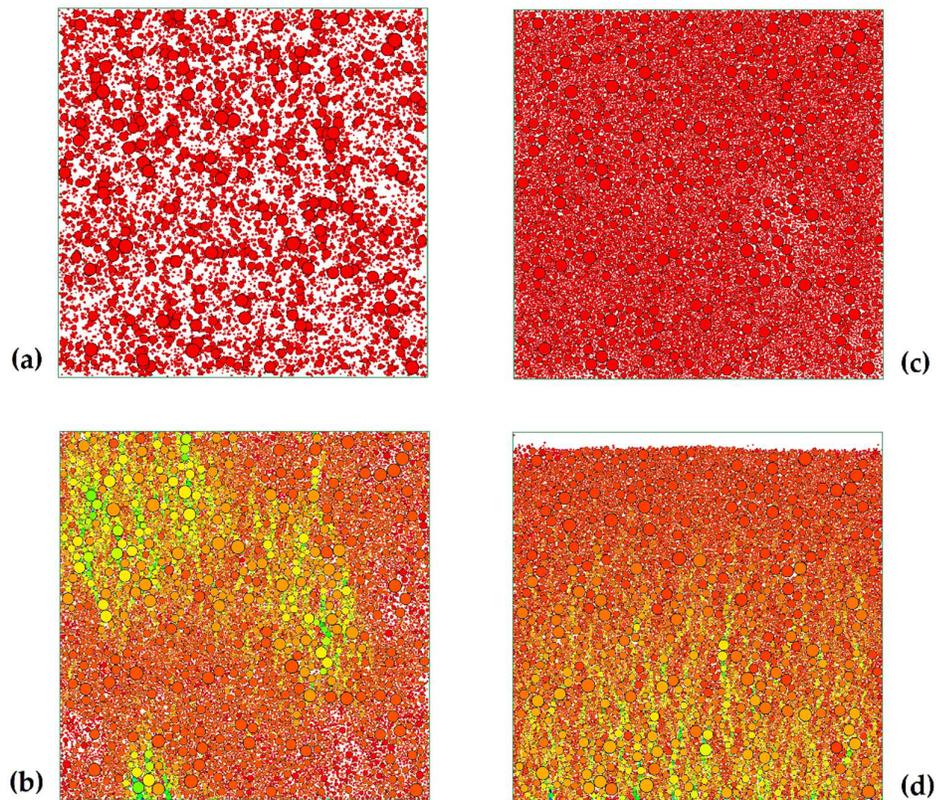


Figura 46. In ordine, da sinistra verso destra, le fasi che caratterizzano la generazione del provino.

Le prime tre immagini (a, b, c) della Figura 46 mostrano la successione degli eventi durante la formazione del provino nel caso di assenza della forza peso. In particolare, in Figura 46(b) si può notare come durante il calcolo esista una configurazione intermedia in cui il sistema di particelle non è in equilibrio. Le diverse colorazioni delle particelle rappresentano i valori dello stato tensionale verticale, la colorazione giallo-verde presente in alcune parti del provino rappresenta zone fortemente compresse. Come già detto in precedenza, questa compressione è sinonimo di una considerevole sovrapposizione tra gli elementi e quindi di alta energia potenziale. Negli step successivi, l'energia potenziale elastica è tramutata in energia cinetica, permettendo alle particelle di muoversi e raggiungere una configurazione omogenea. Il risultato finale sarà un sistema di particelle in equilibrio (la dissipazione è dovuta allo smorzamento locale) e che ha raggiunto la porosità target.

Se nelle equazioni del moto prendiamo in considerazione anche la forza peso, la successione degli eventi sarà simile a quanto illustrato nelle Figure 46(a), (b) e (c), ma la configurazione finale sarà un terreno avente porosità

minore a quella target e un andamento delle tensioni lungo la verticale pari a $\gamma * Z$.

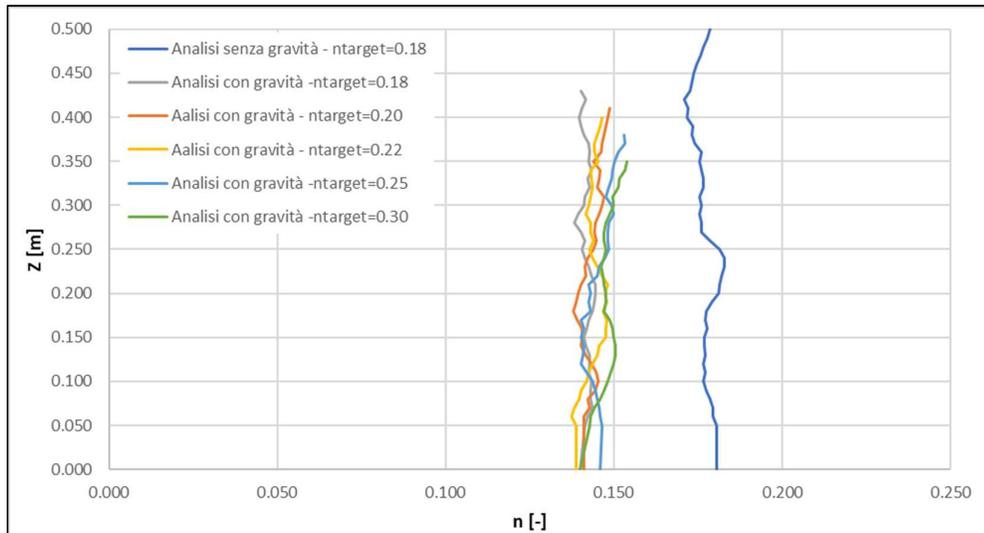


Figura 47. Andamento lungo la verticale della porosità finale del provino.

In Figura 47 sono proposti sia l'andamento lungo l'altezza del provino per le due analisi citate in precedenza, sia i risultati di analisi riguardanti ulteriori provini soggetti alla forza peso in cui la porosità target del comando '*ball distribute*' è stata impostata su valori differenti.

Si può, quindi, facilmente notare come, a parità di distribuzione granulometrica del terreno e di valori dei parametri meccanici, tutte le analisi forniscono sempre la medesima porosità finale. Nel caso in esame, i valori di porosità di tutte e cinque le curve presenti in Fig. 47 si trovano nell'intorno di una porosità media di $n=0,144$. Tale valore di porosità sarà quello da impostare come target nel comando '*ball distribute*' per ottenere uno strato di terreno omogeneo, fortemente addensato e dello spessore di 0,5 m.

3.2 Il coefficiente di attrito intergranulare

Il valore del coefficiente di attrito inter-granulare (μ) adoperato in tutte le analisi svolte in questo lavoro di tesi è stato scelto in base alle relazioni fornite da Calvetti et al. (2004 b) che correlano i valori di angolo di attrito dei contatti con l'angolo di attrito reale del terreno sia nel caso in cui le particelle sono generate con una rotazione consentita, sia nel caso contrario (Figura 48).

Da tali relazioni si evince come, a parità di angolo di attrito globale, il parametro da inserire nel codice di PFC^{2D} sarà minore nel caso di rotazione impedita piuttosto che nel caso opposto. Nella formazione degli strati di terreno necessari alle analisi si è scelto di mantenere costante un valore di attrito inter-granulare pari a 0.35. Se si sceglie di agire nel campo delle rotazioni impedite, questo valore corrisponde ad un angolo di attrito del terreno di $\varphi = 33^\circ$. Tuttavia, nel caso di rotazione impedita, se lo strato di terreno è realizzato mediante il comando 'ball distribute', il sistema finale di particelle si presenta non omogeneo nello spazio e con un alto indice dei vuoti.

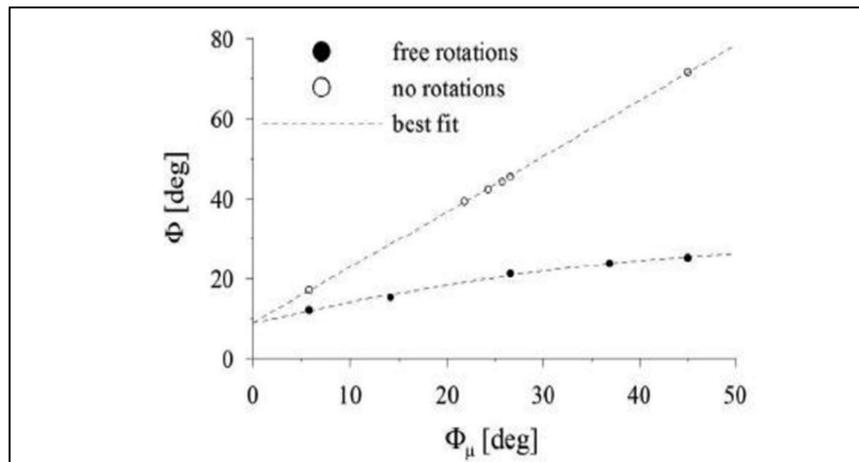


Figura 48. Legame fra l'angolo d'attrito dei contatti e quello globale [Calvetti et al. (2004 b)].

$$\mu = \tan(\phi_\mu)$$

Pertanto, nella fase di costruzione della trincea si accetta una discrepanza con quanto appena detto e si realizza uno strato che presenta un coefficiente di attrito pari a 0.35 ma in cui le particelle possono ruotare.

3.3 Calibrazione dei micro-parametri del terreno

Il comportamento meccanico del modello costruito in PFC^{2D} è funzione sia dei valori parametrici di rigidità e di resistenza, sia dei vincoli di movimento imposti alle particelle.

Nel modello della trincea, per capire quali tra i suddetti parametri fossero più incidenti sul comportamento del terreno, si è proceduto con una fase preliminare in cui sono stati realizzati dei modelli semplificati della trincea mediante l'uso di curve granulometriche poco fedeli a quelle dei terreni reali. Tale discrepanza non consente una fedele simulazione del reale comportamento meccanico della trincea, tuttavia questa si è rivelata una valida procedura che, in tempi di calcolo molto brevi, permette di mettere in evidenza quali sono i parametri che più incidono sui cedimenti del terreno tra quelli settabili. Per ogni modello realizzato è stata analizzata la risposta del terreno, in termini di deformazione, quando questo è soggetto ad un carico verticale applicato in superficie.

Il passo successivo è stato quello di simulare una prova di carico su piastra in un modello in cui le curve granulometriche degli strati generati sono un'ottima approssimazione di quelle reali. I moduli del terreno risultanti da tale prova sono stati, in un secondo momento, confrontati con dei moduli di rigidità derivanti da prove di carico su piastra reali eseguite su delle trincee scavate in un campo prove. Iterativamente, i parametri significativi del comportamento meccanico sono stati variati fino a quando non vi è stata una coincidenza tra il modulo di rigidità della simulazione e quello reale.

3.3.1 Fase 1: Determinazione dei parametri significativi

I parametri variati nel susseguirsi delle differenti analisi e i valori per essi assunti sono i seguenti:

$$E_C = \{3.3 ; 7\} * 10^8 \frac{N}{m}; \quad k_{ratio} = \{0.25 ; 0.33\}; \quad \mu = \{0.35; 1.9\}$$

Inoltre, ogni terna di combinazione dei suddetti parametri è stata analizzata, in un primo momento, consentendo la rotazione delle particelle intorno al proprio asse e, in secondo momento, imponendo nullo tale movimento. Tenendo in considerazione anche quest'ultimo aspetto, sono state eseguite 16 analisi corrispondenti alle 16 possibili combinazioni che, a loro volta, sono riportate nella seguente Tabella 9. Come già detto in precedenza, la trincea è composta da due strati sovrapposti di terreno; la curva granulometrica dello strato in profondità è differente da quella dello

strato superiore, tuttavia ad entrambi sono stati assegnati parametri di rigidezza e resistenza medesimi.

Tabella 9. Combinazioni analizzate.

COMB.	Ec [N/m] * 10 ⁸	k _{RATIO} [-]	μ [-]	ROT.	COMB.	Ec [N/m] * 10 ⁸	k _{RATIO} [-]	μ [-]	ROT.
1	3.3	0.25	0.35	No	9	7	0.25	0.35	No
2	3.3	0.25	0.35	Si	10	7	0.25	0.35	Si
3	3.3	0.25	1.9	No	11	7	0.25	1.9	No
4	3.3	0.25	1.9	Si	12	7	0.25	1.9	Si
5	3.3	0.33	0.35	No	13	7	0.33	0.35	No
6	3.3	0.33	0.35	Si	14	7	0.33	0.35	Si
7	3.3	0.33	1.9	No	15	7	0.33	1.9	No
8	3.3	0.33	1.9	Si	16	7	0.33	1.9	Si

La variazione della curva granulometrica all'interno di ogni singolo modello e il cambio dei parametri al variare di ogni combinazione, hanno implicato che la fase di calibrazione fosse preceduta da una serie di analisi volte alla determinazione della porosità minima di 32 provini di 0,5x0,5 m². Infatti, per ognuna delle 16 combinazioni presenti in Tab. 9 sono stati modellati un provino A ed uno B e per entrambi si è proceduto al metodo descritto nel paragrafo 3.1.

Le due curve granulometriche utilizzate nelle analisi sono riportate in Figura 49.

In Figura 50 sono riportati i provini A e B corrispondenti alla prima combinazione. Nella generazione del provino, il modello non è stato risolto portando in equilibrio l'intero sistema. Sono state utilizzate le funzioni "mis_sr" e "stop_me" definite in FISH che forniscono, grazie ad un cerchio di misura posto al centro del provino, ad ogni step di calcolo, il valore della velocità di deformazione verticale al suo interno e arrestano l'analisi quando la variazione della deformazione verticale raggiunge un valore circa uguale a zero.

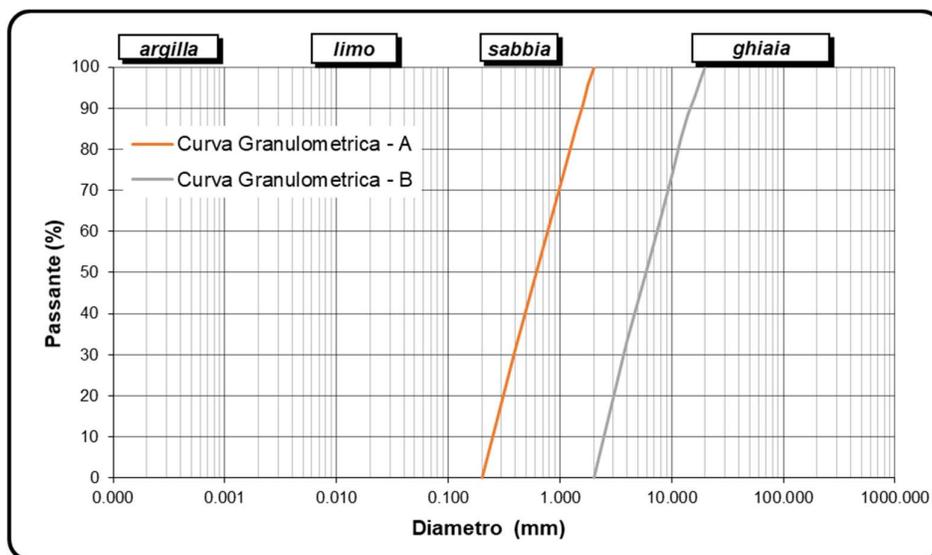


Figura 49. Curve granulometriche dei provini A e B.

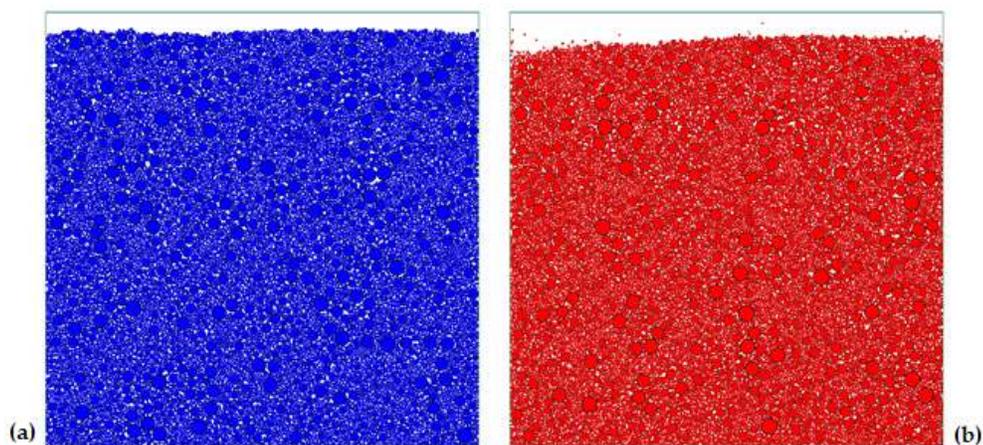


Figura 50. (a) Provino A; (b) Provino B.

L'utilizzo di tale metodologia ha consentito di ottimizzare i tempi di calcolo, infatti, nel corso delle varie analisi, si è notato che il calcolo può non convergere anche se un provino ha già raggiunto la sua configurazione finale. Questo problema è dovuto alla presenza di particelle libere in superficie (Figura 50(b)), a causa delle quali la forza non bilanciata assume un valore non trascurabile e pertanto il calcolo non va a convergenza. Questa particolare situazione è dovuta al fatto che il terreno si deposita sul fondo del box per effetto del peso proprio, pertanto, le particelle più piccole e leggere tendono a rimanere in superficie. Nelle Figure 51 e 52 è fornito l'andamento nel tempo della velocità di deformazione sia per il provino A sia per il provino B. Si può notare come entrambe le analisi sono state

interrotte quando le rispettive curve hanno già aggiunto asintoticamente lo zero.

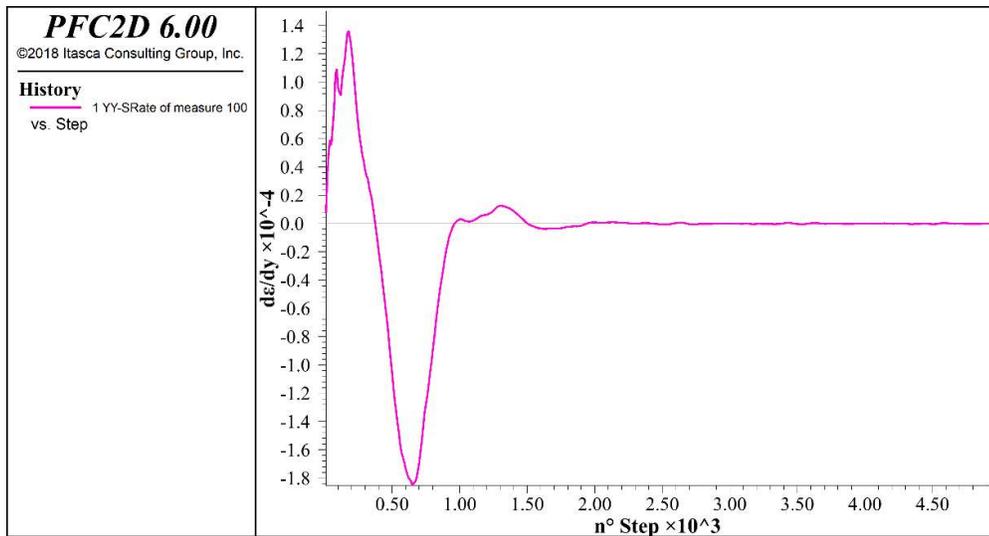


Figura 51. Andamento della velocità di deformazione verticale in funzione degli step di calcolo per il provino A.

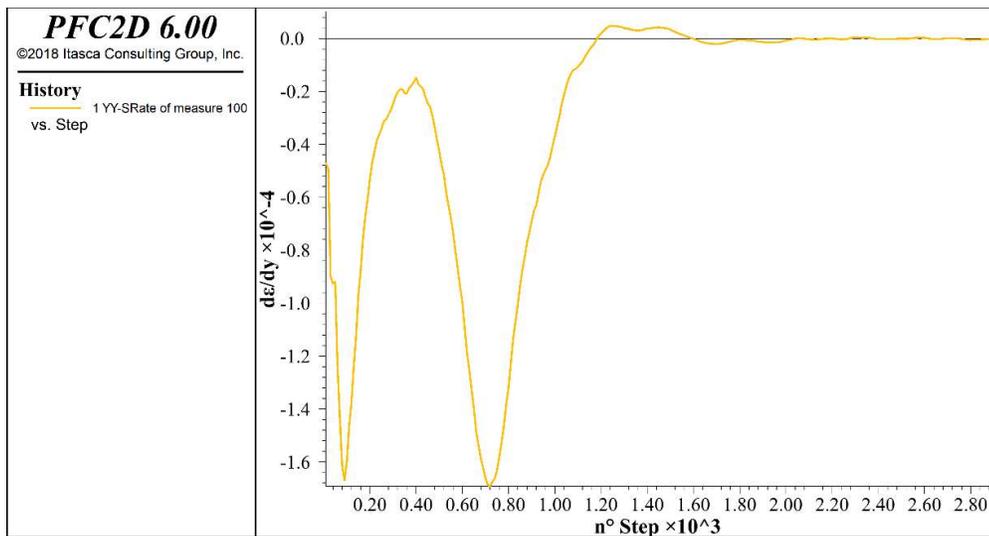


Figura 52. Andamento della velocità di deformazione verticale in funzione degli step di calcolo per il provino B.

Il suddetto criterio è stato utilizzato per la formazione di tutti i 32 modelli e i risultati della loro esecuzione, in termini di porosità minima, sono riportati in Tabella 10.

Tabella 10. Porosità minime determinata per ogni provino sottoposto ad analisi.

PROVINO	n_{MIN} [-]	PROVINO	n_{MINA} [-]	PROVINO	n_{MIN} [-]	PROVINO	n_{MIN} [-]
1_A	0.144	5_A	0.165	9_A	0.149	13_A	0.171
1_B	0.147	5_B	0.161	9_B	0.151	13_B	0.166
2_A	0.143	6_A	0.145	10_A	0.148	14_A	0.149
2_B	0.144	6_B	0.144	10_B	0.149	14_B	0.149
3_A	0.198	7_A	0.202	11_A	0.198	15_A	0.203
3_B	0.209	7_B	0.215	11_B	0.210	15_B	0.216
4_A	0.155	8_A	0.156	12_A	0.156	16_A	0.161
4_B	0.152	8_B	0.156	12_B	0.157	16_B	0.159

Ottenuti i valori di porosità target da impostare nel comando '*ball distribute*' si è proceduto alla formazione di 32 modelli rappresentati la medesima trincea e, successivamente, tramite un muro orizzontale è stata applicata una forza ciclica in superficie. Tracciando lo spostamento verticale del muro è stato possibile ottenere l'andamento del cedimento superficiale della trincea in funzione del carico applicato. Il percorso seguito durante applicazione del carico si articola nelle seguenti fasi:

- 1° step: è applicato un carico di assestamento pari a 0.20 MPa raggiunto il quale la lettura dei cedimenti è azzerata;
- 2° step: è registrato il cedimento causato da una pressione in superficie pari a 2 MPa;
- 3° step: si procede ad uno scarico tensionale all'interno della trincea per mezzo della riduzione del carico fino ad una tensione di 0.20 MPa;
- 4° step: ricarico fino a 2 MPa;

Confrontando tutti gli andamenti carico-cedimenti ottenuti si è notato che i cedimenti sono molto simili per le prime 8 prove, ossia quelle prove accumulate da uno stesso valore del modulo E_c pari a $3.3 \cdot 10^8$ N/m. Nelle prove successive invece, variando tale modulo al valore di $7 \cdot 10^8$ N/m, i cedimenti subiscono una brusca riduzione e, come nelle prove precedenti, sono molto simili tra loro.

Da un'attenta analisi di tali andamenti si è capito che il parametro più vincolate è rappresentato dal modulo di rigidità del contatto E_c e che il vincolo di rotazione influisce sui cedimenti irreversibili. Infatti, se la rotazione è consentita la pendenza delle due curve è significativamente differente. Dal momento che l'obbiettivo è quello di simulare un terreno ben

compattato e con deformazioni irreversibili limitate nel corso delle analisi successive si è scelto di mantenere la rotazione bloccata.

3.3.2 Fase 2: Costruzione del modello della trincea di scavo

Il modello agli elementi distinti utile alla calibrazione dei microparametri del terreno, come quello riportato in Figura 53, è stato realizzato con l'intento di simulare cinque prove in-situ, eseguite in un campo prove specificamente predisposto. Le determinazioni sperimentali sono state eseguite su trincee dalle dimensioni prefissate e pari a quelle regolarmente poste in esercizio per l'interramento di tubazioni del gas a bassa – media pressione. Ogni trincea sperimentale differisce dall'altra in relazione alla classe granulometrica del terreno con cui è riempita e per ognuna di essa si dispone dei dati derivanti da una prova di carico su piastra eseguita in corrispondenza di una determinata sezione trasversale della trincea.

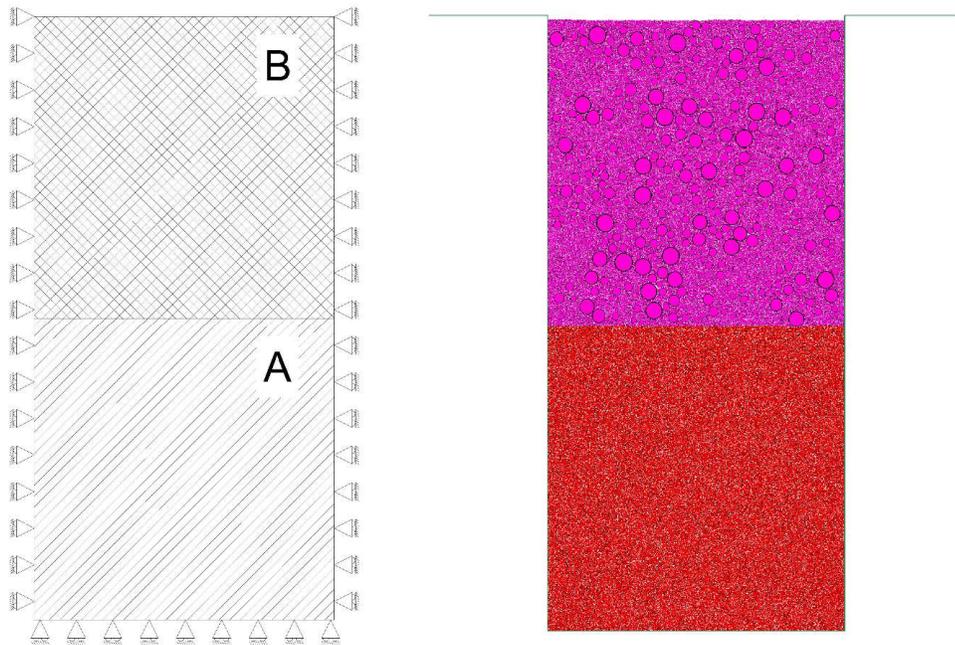


Figura 53. A destra: Modello DEM generato in PFC^{2D}. A sinistra: schematizzazione del dominio e condizioni al contorno

Le condizioni al contorno della trincea sono state applicate imponendo dei vincoli cinematici. Come si può notare dalla Figura 53 una serie di carelli è posta lungo il lato inferiore e lungo i due bordi laterali dello scavo, tuttavia, il lato superiore è privo di qualsiasi vincolo e in tale modo si garantisce la condizione di superficie libera. Tale scelta è dovuta al fatto che lo scavo della trincea è stato realizzato in un terreno coesivo (paleosuolo di natura limo-argillosa) che, almeno nel breve periodo, garantisce la stabilità delle pareti. Pertanto, si è assunto che, al momento del rinterro, le deformazioni delle

pareti dovute al rilascio tensionale causato dallo scavo si siano già esaurite. In tal modo, il terreno di rinterro fornisce alle pareti una spinta mentre non subisce nessuna spinta dovuta al movimento di queste ultime.

I muri sono indeformabili, per cui sono i parametri di rigidità normale k_n e tangenziale k_s a controllare l'andamento delle forze lungo la superficie di contatto muro-particella. Nel corso delle analisi, i valori di tali parametri sono stati scelti dello stesso ordine di grandezza delle rigidità attribuite ai contatti del tipo *ball-ball*, affinché la risposta dello strato di particelle a contatto con il muro sia analoga alla al comportamento meccanico del resto del campione.

Ogni tipologia di terreno utilizzato durante lo svolgimento delle prove è stata riprodotta nel modello cercando di aderire il più fedelmente possibile alla sua curva granulometrica. In linea teorica per simulare correttamente il comportamento del terreno bisognerebbe modellarlo tenendo in considerazione tutti i punti noti di tale curva. Tuttavia, ciò richiederebbe un carico computazionale troppo elevato e di conseguenza, per ovviare a tale problema, è stato scelto di trascurare i primi punti della curva, ovvero le percentuali di passante ai vagli più piccoli. Nel caso contrario, prendere in considerazione le dimensioni granulometriche più piccole, avrebbe comportato un incremento esponenziale del numero di particelle presenti all'interno del sistema e, di conseguenza, anche un aumento del numero di contatti intra-particellari, specialmente in compresenza di particelle grossolane.

Nella costruzione dell'assemblaggio particellare si è adoperato in linea con due criteri: il primo, è quello appena esposto che impone un limite inferiore al valore del diametro che una particella può avere all'interno del sistema; il secondo criterio prescrive invece un limite superiore, imponendo che il diametro di una particella possa assumere un valore non maggiore al 10% della dimensione minore del dominio. Avendo la trincea profondità di 1 m e larghezza pari a 50 cm, la particella più grande che può essere generata all'interno del modello ha un diametro pari a 50 mm.

Di seguito, come esempio, è riportata la procedura seguita per la costruzione della curva granulometrica semplificata per un provino di terreno di tipo A appartenente alla prima delle 5 sezioni sopra citate. Al fine della costruzione della curva granulometrica da utilizzare nel corso della simulazione, graficamente sono stati individuati due punti P e P' appartenenti alla curva reale (vedi Figura 55) che delimitano l'intervallo di diametro dei setacci all'interno del quale le percentuali di trattenuto sono più elevate. I punti ricadenti nel suddetto intervallo sono stati successivamente interpolati mediante l'uso di una linea di tendenza logaritmica. Questa operazione è stata condotta in modo tale che il fattore

R^2 avesse valore il più vicino possibile all'unità e, nei casi in cui il discostamento di tale valore dall'unità è stato significativo sono stati individuati dei nuovi punti P e P' che hanno restituito una migliore interpolazione.

In un piano semi-logaritmico, la funzione matematica della sopracitata curva interpolante assume un andamento lineare, pertanto, l'equazione generale si presenta nel seguente modo:

$$y = m \ln(x) + c$$

Per la curva granulometrica oggetto di esempio, i fattori caratterizzanti la retta interpolante e la curva granulometrica risultante dalla procedura di semplificazione sono riportati in Figura 55 e in Figura 56, rispettivamente.

Tabella 11. Analisi granulometrica del provino di terreno 1-A.

SETACCIO (mm)	Massa (g)	TRATTENUTO (%)	TRATTENUTO cumulato (%)	PASSANTE cumulato (%)
125	0	0	0	100
63	0	0	0	100
31.5	55.84	1.63	1.63	98.37
16	63.22	1.84	3.47	96.53
8	107.62	3.13	6.60	93.40
6.3	21.87	0.64	7.24	92.76
4	183.74	5.35	12.59	87.41
2	486.12	14.15	26.74	73.26
1	515.47	15.01	41.75	58.25
0.5	826.51	24.07	65.82	34.18
0.25	785.03	22.86	88.68	11.32
0.125	284.36	8.28	96.96	3.04
0.075	72.98	2.13	99.08	0.92
0	31.57	0.92	100	0

Parallelamente alla generazione di un modello DEM rappresentativo della trincea, al fine della determinazione della porosità minima dei terreni A e B simulati, sono stati generati altri due modelli come quelli presentati nel paragrafo 3.1. Pertanto, prima di tutto è stata eseguita l'analisi su tali provini, ricavando i valori di porosità minima da implementare nel modello della trincea. La generazione dei due strati è stata realizzata seguendo la procedura già descritta nel paragrafo 3.1 ma, in aggiunta, al termine della formazione di un singolo strato, è stato eliminato il muro orizzontale posto in sommità dello strato stesso.

In Tabella 12 sono riportati i suddetti valori relativi ad ognuna delle 5 sezioni oggetto di studio, invece, in Figura 54 sono presentati la configurazione finale del modello e l'andamento lungo l'altezza della trincea della tensione media verticale ed orizzontale.

Confrontando l'andamento delle tensioni verticali con il calcolo delle tensioni verticali geostatiche seguentemente riportato, si nota come questi andamenti siano molto simili se non del tutto coincidenti.

$$\sigma_v(z) = \begin{cases} \gamma_A * z & \text{per } 0 \leq z \leq 0,5h \\ \gamma_A * 0,5h + \gamma_B * (z - 0,5h) & \text{per } z > 0,5h \end{cases}$$

$$\sigma_v(z = h = 1m) = \gamma_A * 0,5h + \gamma_B * (h - 0,5h) = 21250 \text{ N/m}^2$$

dove:

- $\gamma_A = \rho_{\text{Terreno-A}} * g = 2112,5 * 9,81 = 20723,63 \text{ N/m}^3$
- $\gamma_B = \rho_{\text{Terreno-B}} * g = 2220 * 9,81 = 21778,2 \text{ N/m}^3$
- $\rho_{\text{Strato-A}} = \rho_{\text{Particella}}(1 - n_A) = 2500 * (1 - 0.155) = 2112,5 \text{ kg/m}^3$
- $\rho_{\text{Strato-B}} = \rho_{\text{Particella}}(1 - n_B) = 2500 * (1 - 0.112) = 2220 \text{ kg/m}^3$
- $\rho_{\text{Particella}} = 2500 \text{ kg/m}^3$

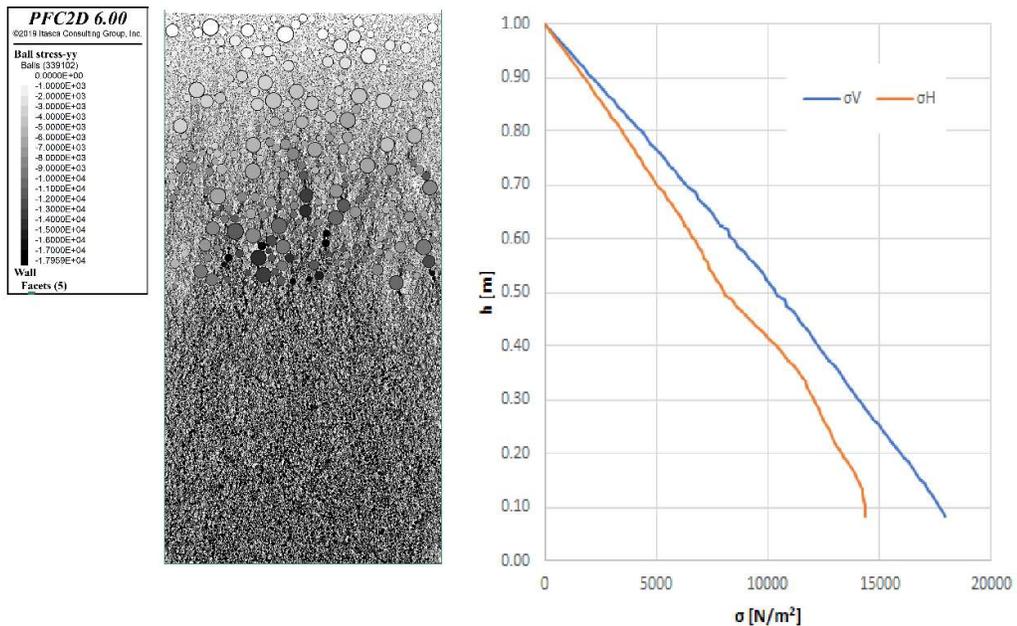


Figura 54. A sinistra: modello con particelle colorate in funzione della tensione verticale. A destra: andamento lungo l'altezza della trincea delle tensioni verticali e orizzontali. σ_H/σ_V è più o meno costante in tutto l'andamento e il suo valore si aggira nell'intorno di 0,80.

Tabella 12. Porosità minima determinata per ogni tipologia di terreno utilizzato come rinterro

SEZIONE	nA	nB
1	0,157	0,109
2	0,161	0,112
3	0,118	0,131
4	0,109	0,096
5	-	0,100

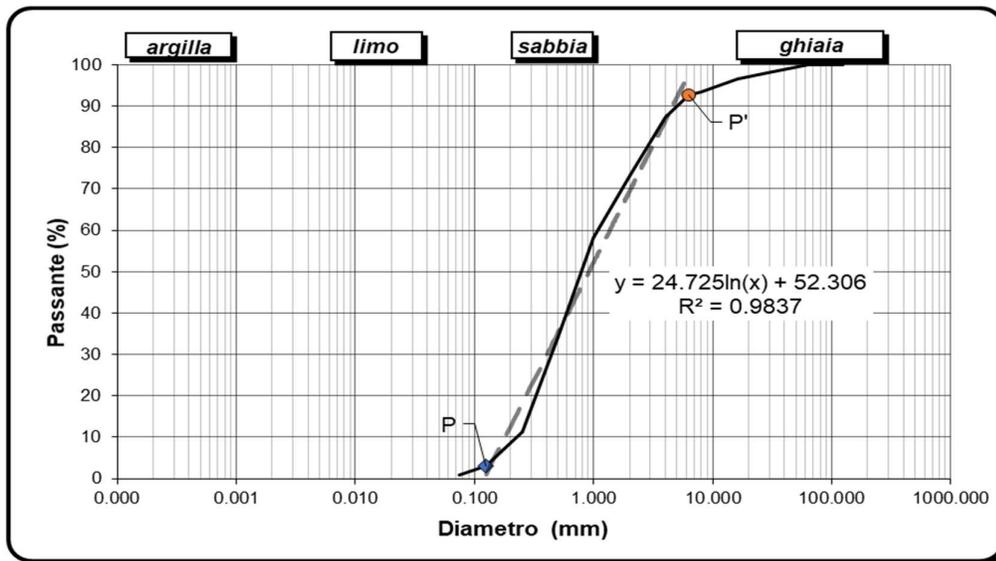


Figura 55. Linea di tendenza che interpola i punti significativi della curva granulometrica.

Tabella 13. Distribuzione percentuale dei diametri inseriti nel modello

Frazione (mm)	Massa (%)
0.5 – 1	52
1 – 2	17
2 – 4	18
4 – 6.3	11
6.3 – 8	2

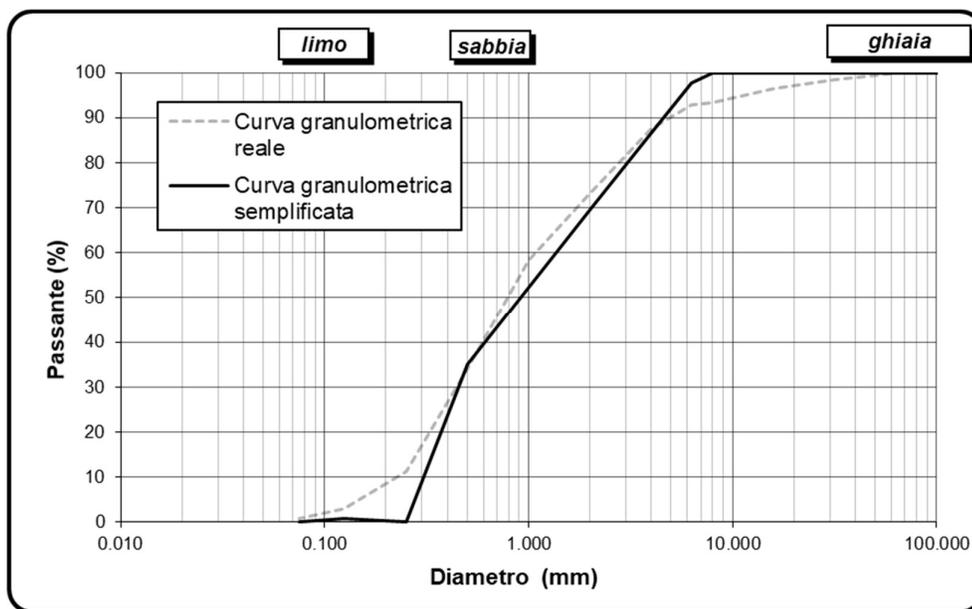


Figura 56. Curva granulometrica reale e curva semplificata

3.3.3 Fase 3: Simulazione della prova di carico su piastra

La prova di carico su piastra eseguita in sommità di ogni sezione è stata realizzata seguendo il procedimento prescritto dalla **Norma BU n. 146/92 del CNR** (la strumentazione è riportata in Figura 57). La prova permette di determinare in maniera diretta il modulo di deformazione o di compressibilità del terreno e è eseguita per passi (*step*) di carico successivi. Mediante l'esecuzione di una prova di carico su piastra è possibile verificare la capacità portante degli strati di rilevato, dei terreni di sottofondo, nonché dello strato di fondazione e di base delle pavimentazioni stradali e degli edifici industriali.

I dati risultanti dall'esecuzione della prova sono utili a determinare la misura convenzionale della capacità portante di un terreno, quale il *Modulo di Deformazione Md*. Tale quantità è calcolata secondo la seguente relazione:

$$M_d = \frac{\Delta p}{\Delta s} \cdot D \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

in cui:

- Δp = incremento della pressione trasmessa da una piastra circolare rigida alla terra (N/mm^2);
- D = diametro della piastra (300 mm);
- Δs = corrispondente incremento di cedimento della superficie caricata (mm).

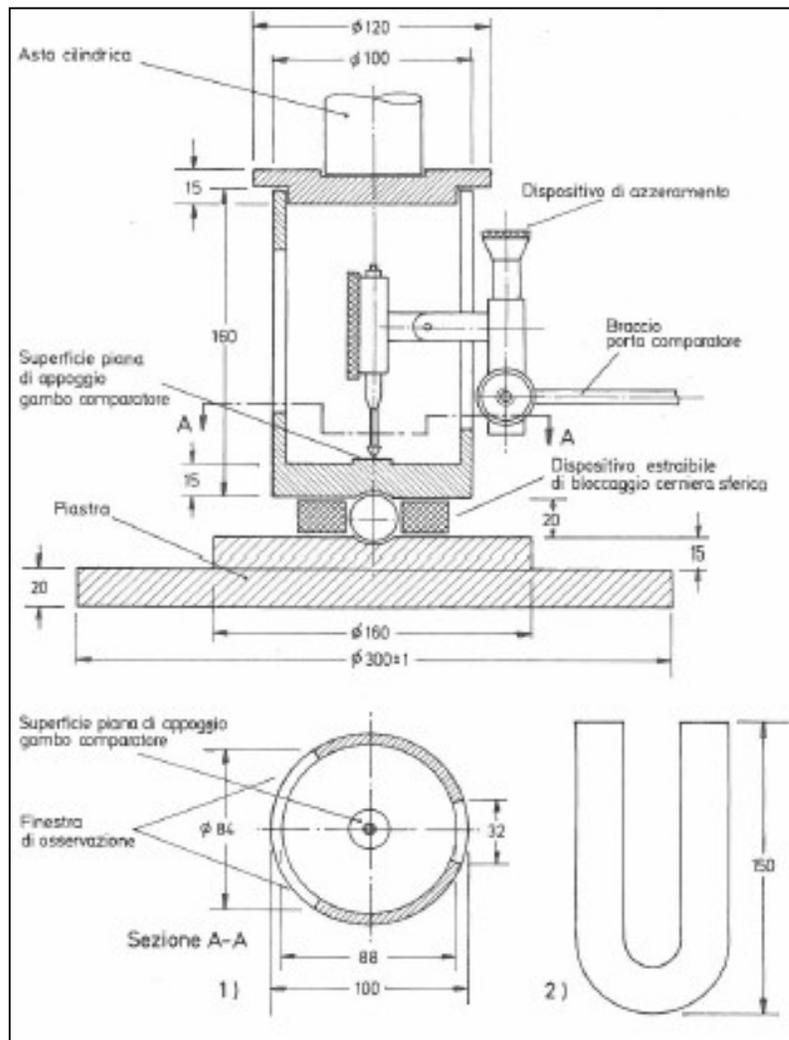


Figura 57. Strumentazione della prova di carico su piastra

All'interno dell'ambiente PFC^{2D} è stato possibile simulare il carico superficiale applicato dalla piastra mediante un muro orizzontale avente lunghezza pari al diametro della piastra stessa (30 cm). Tramite il comando *wall servo* è stato applicato al terreno un carico a controllo di deformazione; durante l'applicazione del carico la velocità verticale del muro è regolata utilizzando un servomeccanismo e si annulla nel momento in cui la somma delle forze di contatto muro-terreno è pari ad un valore target imposto preventivamente dall'utente. Si noti che questo comando richiede una forza come parametro di input, anziché uno stress.

Nella prima colonna della Tabella 14 sono riportati i valori della pressione letta, durante l'esecuzione della prova in-situ, da un trasduttore posto in corrispondenza del pistone ($\phi=5,5$ cm). Successivamente tale pressione è stata moltiplicata per il valore dell'area circolare del pistone e la forza ottenuta da questa operazione è stata applicata su l'intera area circolare della piastra. In tal modo, è stato possibile ricavare la pressione applicata al terreno.

Essendo il modello costruito in un ambiente bi-dimensionale, in esso l'area di impronta del carico è stata simulata come un'area rettangolare di larghezza unitaria e dimensione principale pari a 0,3 m. La forza input da inserire nel comando *wall servo* è stata, quindi, ricavata mediante la seguente relazione.

$$F_{2D} = \frac{P_{5,5} * A_{5,5}}{A_{30}} * \phi * z \quad [N]$$

dove:

- $P_{5,5}$ è la pressione applicata sull'area del pistone [Pa];
- $A_{5,5}$ è l'area del pistone [m²];
- A_{30} è l'area circolare della piastra [m²];
- ϕ è il diametro della piastra [m];
- $z = 1$ m;

Tabella 14. Cicli di carico/scarico e relative conversioni.

Trasduttore di Pressione	Piastra circolare $\phi = 0,30$ m	Piastra rettangolare L = 0,30 m; z= 1 m	
$P_{5,5}$ [Mpa]	P_{30} [Mpa]	P_{30} [Mpa]	F_{2D} [N]
0.50	0.02	0.02	5042
1.00	0.03	0.03	10083
1.50	0.05	0.05	15125
2.00	0.07	0.07	20167
0.20	0.01	0.01	2017
2.00	0.07	0.07	20167
0.20	0.01	0.01	2017
2.00	0.07	0.07	20167
2.50	0.08	0.08	25208
3.00	0.10	0.10	30250
0.00	0.00	0.00	0

Durante lo svolgimento della prova in-situ, la lettura del cedimento della piastra è eseguita nel momento in cui si nota un assestamento degli spostamenti verticali. Tale situazione si verifica quando due letture effettuate ad una distanza temporale di 60 s restituiscono un valore circa uguale. Tramite PFC è stato possibile simulare la procedura di lettura dei cedimenti appena descritta e, a sostegno di quanto detto, in Figura 58 è riportato l'andamento dello spostamento verticale della piastra in funzione del tempo. Ogni curva caratterizzata da concavità verso l'alto rappresenta uno step di carico, viceversa, quando una curva presenta un andamento crescente, essa rappresenta uno step di scarico. Dal grafico si capisce come il passaggio dalla fine del ciclo di carico all'inizio di uno scarico (o viceversa) avvenga non prima che la curva iniziale raggiunga un valore asintotico. Infatti, quando la coda degli spostamenti tende ad un asintoto orizzontale vuol dire che lo spostamento della piastra si è stabilizzato.

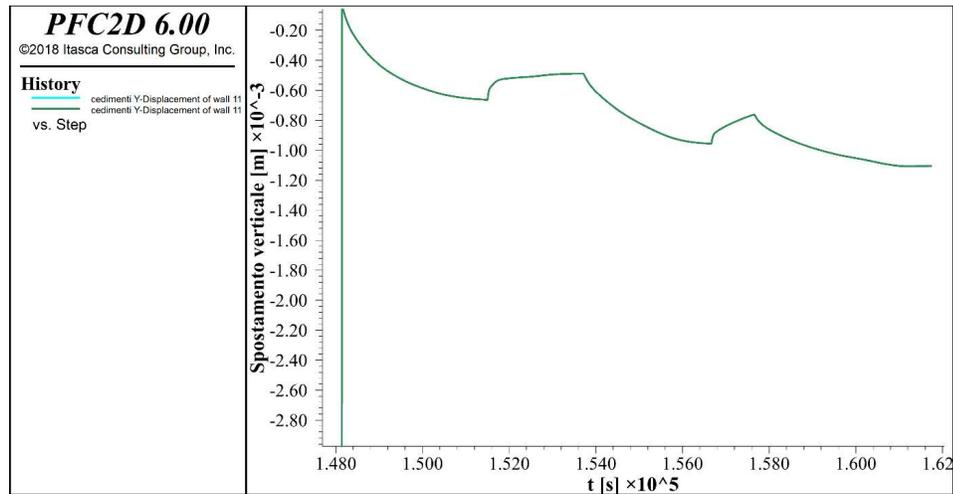


Figura 58. Time-History dello spostamento verticale del muro orizzontale durante l'applicazione del carico

3.3.4 Risultati della calibrazione

La calibrazione dei micro-parametri meccanici del terreno è stata condotta seguendo un processo iterativo in cui la simulazione numerica della prova di carico su piastra è stata ripetuta per un determinato numero di volte fino a quando la risposta del modello, in termini di cedimenti, non si è rivelata simile all'abbassamento medio del terreno misurato nel corso della prova reale. Per la prima delle cinque sezioni analizzate, quest'ultimo andamento è riportato in Figura 59.

Per piccole deformazioni il comportamento meccanico di un assemblaggio granulare omogeneo, isotropo e ben collegato è governato dal modulo di Young E e dal rapporto di Poisson ν . In PFC^{2D}, la risposta deformativa dello stesso assemblaggio è funzione di due parametri E_c e K_{RATIO} che rappresentano, rispettivamente, il modulo di Young di ogni contatto particella-particella ed il rapporto tra la rigidità normale e tangenziale del contatto stesso. E e ν sono macro-parametri il cui valore è strettamente legato al valore assunto dai micro-parametri E_c e K_{RATIO} . E cresce in proporzione al valore assunto dal modulo E_c , invece, il rapporto di Poisson cresce all'aumentare del rapporto tra le rigidità (Manuale Itasca – “Linear Model”).

Nelle seguenti analisi, il modulo elastico del contatto è relazionato alla rigidità normale del contatto secondo la seguente relazione:

$$k_n = 2 * E_c * t ;$$

$$k_n = \frac{k_s}{k_{RATIO}}$$

dove t rappresenta lo spessore della particella cilindrica (uguale ad 1).

Tuttavia, dai risultati derivanti dalle analisi preliminari descritte nel paragrafo 3.3.1, si evince come, per il modello della trincea, i cedimenti superficiali causati dall'applicazione di un carico in superficie subiscono delle variazioni significative in funzione del solo modulo elastico dei contatti E_c . Pertanto, ogni analisi svolta nel processo di calibrazione differisce da un'altra, in funzione del solo valore di E_c , invece, il k_{RATIO} è stato mantenuto costante su un valore considerato ragionevole pari a 0,33.

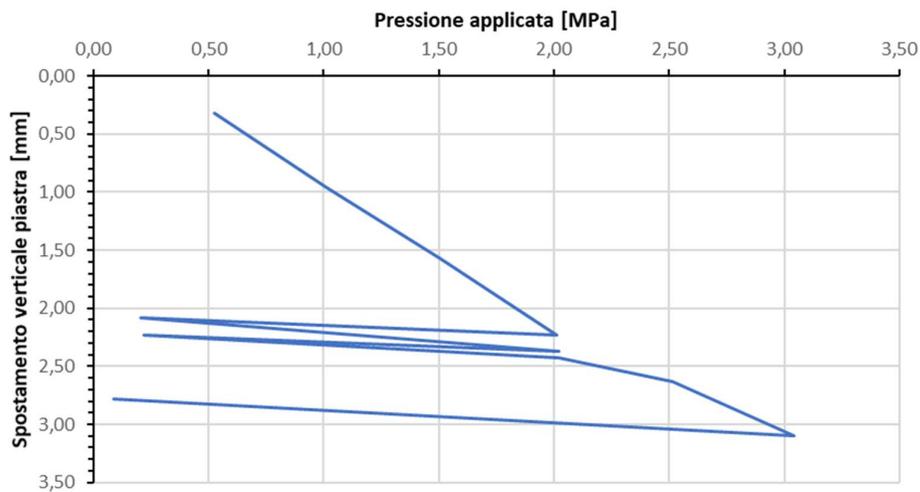


Figura 59. Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra reale

Dal momento che, nella generazione del modello trincea, l'obiettivo principale è stato quello di riprodurre un terreno ben compattato e caratterizzato da un basso indice dei vuoti, il primo tratto della curva presente in Figura 60 è stato trascurato. Infatti, tale tratto rappresenta cedimenti per la maggior parte irreversibili che il terreno manifesta a causa della consolidazione dovuta all'applicazione di un carico di 2 MPa a cui il terreno non era ancora stato sottoposto.

Quindi, la calibrazione si è concentrata soprattutto nel far coincidere il più possibile i due successivi tratti di ricarica, che in grafico sono rappresentativi dei cedimenti dovuti all'applicazione dello stesso carico di 2 Mpa.

Pertanto, nella simulazione si è proceduto inizialmente ad applicare un carico di assestamento di 0.2 MPa, in corrispondenza del quale il valore

dello spostamento verticale della piastra è stato azzerato. Successivamente i cicli di carico eseguiti sono stati i seguenti:

Tabella 15. Schematizzazione dei cicli di carico/scarico adoperati nel modello DEM.

I° Ciclo di carico		I° Ciclo di scarico		II° Ciclo di carico		II° Ciclo di scarico		III° Ciclo di carico	
0,2 MPa	2 Mpa	2 MPa	0,2 MPa	0,2 MPa	2 MPa	2 MPa	0,2 MPa	0,2 MPa	2 MPa
→		→		→		→		→	

Per la sezione 1 oggetto di esempio, il valore del modulo E_c al quale il processo di calibrazione è stato arrestato, corrisponde a 150×10^9 Pa. I cedimenti ottenuti dalla simulazione sono stati graficizzati e riportati in Figura 60, invece in Tabella 16 vi è un confronto fra i risultati ottenuti dalla prova di carico su piastra reale e quella simulata. Si può notare come in ognuna dell'ultima colonna delle due tabelle adiacenti venga riportato l'incremento/decremento di cedimento dovuto ad un ciclo di scarico/ricarico. Tale valore è stato il parametro scelto

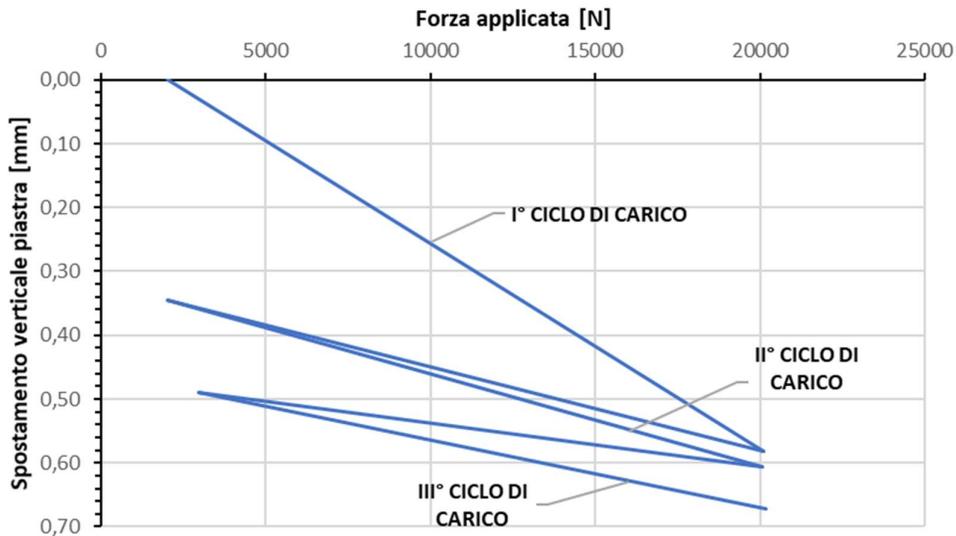


Figura 60. Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra simulata

Tabella 16. Confronto tra i cedimenti relativi reali e quelli ottenuti dalla simulazione.

DATI PROVA REALE			DATI PROVA SIMULATA		
Pressione al pistone [MPa]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]	Pressione al pistone [N]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]
0.52	0.32	0.00			
1.01	0.96	0.64			
1.50	1.57	0.61	2013.77	0.00	0.00
2.01	2.23	0.65	20116.42	0.58	0.58
0.20	2.08	-0.14	2010.59	0.35	-0.24
2.02	2.37	0.28	20083.80	0.61	0.26
0.22	2.23	-0.13	2958.64	0.49	-0.12
2.02	2.42	0.19	20166.63	0.67	0.18
2.51	2.63	0.21			
3.04	3.10	0.47			
0.09	2.78	-0.32			

In Allegato C sono riportati gli stessi risultati appena esposti relativi al resto delle sezioni analizzate. Nella seguente Tabella 17, invece, sono riassunti i valori dei micro-parametri derivanti dal processo di calibrazione per ognuna delle sezioni:

Tabella 17. Micro-parametri di rigidità e resistenza derivanti dal processo di calibrazione.

SEZIONE	E_c [Pa]	k_s/k_n [-]	μ [-]
1	150×10^9	0.33	0.35
2	90×10^9	0.33	0.35
3	100×10^9	0.33	0.35
4	210×10^9	0.33	0.35
5	190×10^9	0.33	0.35

Capitolo 4

Modello agli elementi distinti della tubazione interrata

Come indicato in precedenza, sulla base del modello risultante dalle analisi descritte nel capitolo 3, è stato possibile condurre la verifica statica, in condizioni di esercizio, di una tubazione rintombata all'interno della trincea. Infatti, il modello-trincea relativo alla sezione *s1* è stato, in questa fase, mutato in modo tale da far comparire al suo interno la tubazione in HDPE (vedi Figura 61) rappresentata da una serie circolare di 48 particelle ($\rho=900 \text{ kg/m}^3$). Tuttavia, prima di eseguire l'analisi statica della tubazione è stato necessario eseguire un processo di calibrazione dei parametri meccanici della tubazione stessa.

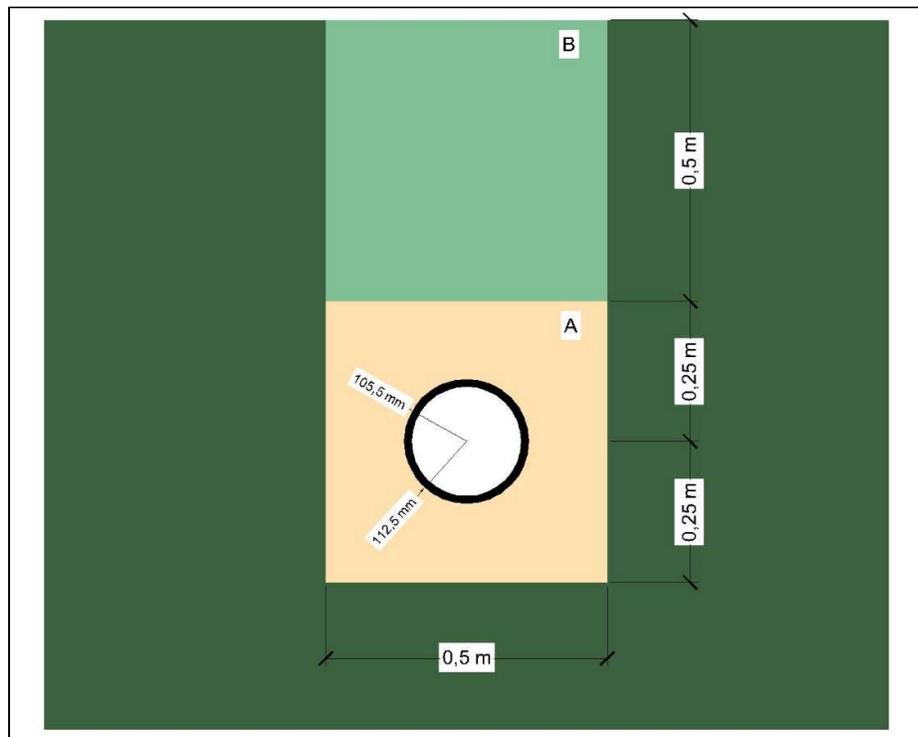


Figura 61. Geometria del problema geotecnico

4.1 Calibrazione dei microparametri della tubazione

La tubazione in HDPE (Polietilene ad alta densità – $\rho=0.9 \text{ g/cm}^3$) presente all'interno del modello è stata discretizzata mediante 48 particelle cilindriche aventi diametro pari a 1.4 cm, tale valore corrisponde al reale spessore del tubo. Il modello di contatto esistente tra le suddette particelle è del tipo 'linear parallel bond', ossia, un tipo di contatto intra-particellare che permette la trasmissione del momento e degli sforzi di taglio, oltre che gli sforzi normali. Come riportato in Figura 62, si può notare come questo tipo di legame sia il risultato della combinazione di due differenti modelli di contatto. Il primo di questi corrisponde al modello lineare: non resiste alla rotazione relativa e lo slittamento è adattato imponendo un limite di Coulomb alla forza di taglio. Il secondo modello è definito come 'parallel' in quanto agisce in parallelo con il primo ed è in grado di attivare una certa resistenza alla rotazione relativa. Il suo comportamento è elastico lineare fino a quando non è superato il limite di resistenza e il legame si rompe.

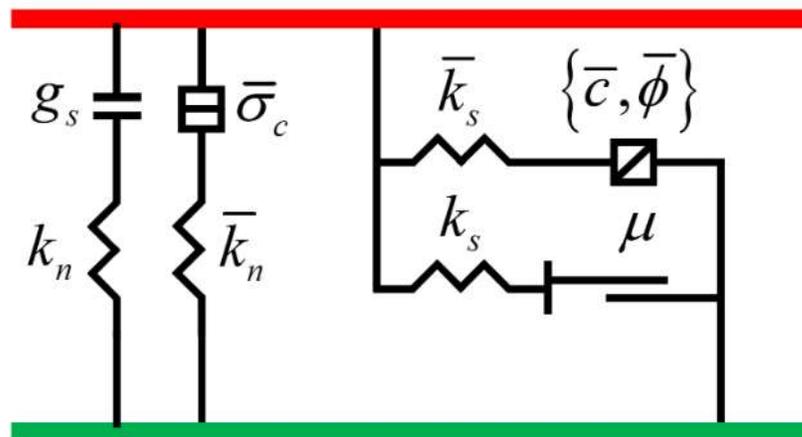


Figura 62. Schematizzazione del contatto "ball-ball" e/o "ball-wall" per il modello "linear parallel bond".
Un sistema lineare agisce in parallelo ad un sistema coesivo.

Pertanto, le costanti elastiche che regolano i livelli deformativi della tubazione quando questa è soggetto ad uno stato tensionale esterno, sono le seguenti:

- **Modello lineare:**

$$E_c = \frac{L * k_n}{A}$$

$$k_{RATIO} = \frac{k_n}{k_s}$$

dove:

$$A = 2 * r * t \quad (t = 1)$$

$$r = \min \begin{cases} \min(R^1, R^2), & \text{contatto particella - particella} \\ R^1, & \text{contatto particella - muro} \end{cases}$$

$$L = \begin{cases} R^1 + R^2, & \text{contatto particella - particella} \\ R^1, & \text{contatto particella - muro} \end{cases}$$

- **Modello 'linear parallel bond':**

$$\overline{E_c} = \frac{\overline{k_n}}{L}$$

$$\overline{k_{RATIO}} = \frac{\overline{k_n}}{\overline{k_s}}$$

dove:

$$L = \begin{cases} R^1 + R^2, & \text{contatto particella - particella} \\ R^1, & \text{contatto particella - muro} \end{cases}$$

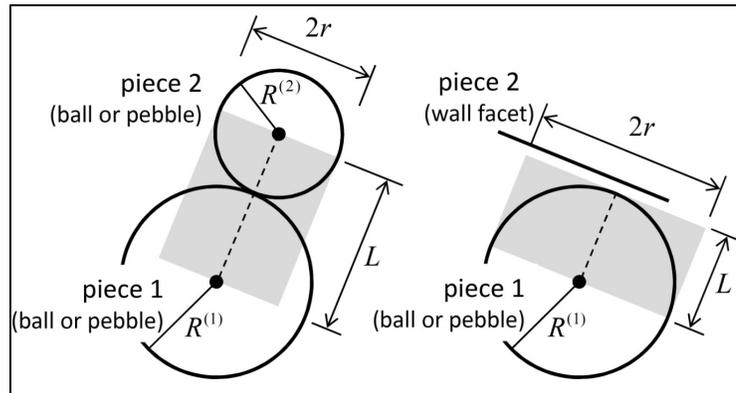


Figura 63. Grandezze geometriche utili alla definizione del contatto.

4.1.1 Caratteristiche meccaniche del materiale

Nella seguente Figura 64 è stata riportata la curva sforzo-deformazione derivante da un test di compressione monoassiale (ASTM D695) condotto su un provino di HDPE [M. Khalajmasoumi et al. (2012)].

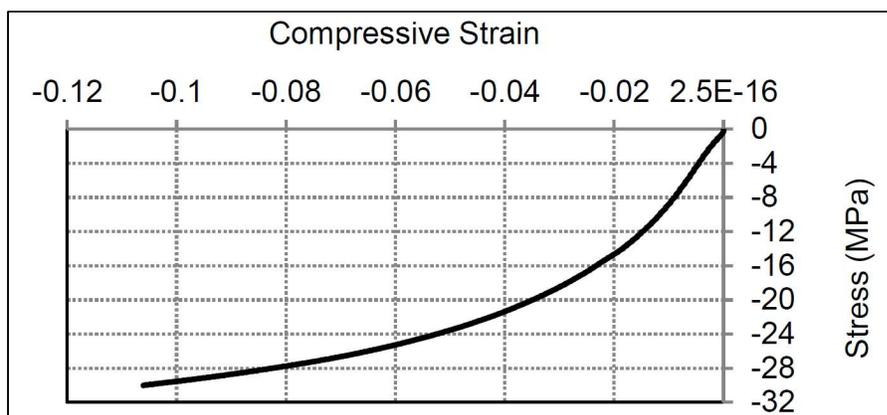


Figura 64. Legge ϵ - σ di un provino di HDPE sottoposto ad una prova di carico monoassiale [M. Khalajmasoumi et al. (2012)]

Essendo il modello *linear parallel bond* un metodo tarato per riprodurre il comportamento meccanico tipico di materiali molto rigidi e fragili (come la roccia), non è stato possibile simulare un materiale che presenti una curva sforzo-deformazione come quella riportata in Figura 64, in cui vi è una diminuzione della rigidezza all'aumentare dello sforzo di compressione. Tuttavia, per ovviare a tale problema, come rappresentato in Figura 65, si è deciso di ricondurre tale curva ad una spezzata. In tal modo è stato possibile ottenere due valori ben definiti del modulo di Young (E_i) da raggiungere al fine del processo di calibrazione. Il primo modulo E_1 riproduce il comportamento meccanico del tubo quando quest'ultimo è soggetto ad uno stato tensionale compreso tra 0 e 22,5 MPa; per tensioni maggiori il modulo caratterizzante corrisponde ad E_2 .

La scelta del micro-parametro $\overline{E}_{c,i}$ relativo al modulo E_i , da introdurre all'interno del modello trincea, sarà, pertanto, funzione dello stato tensionale presente all'intorno della tubazione. Nella seguente tabella sono riportati i valori del modulo di Young ottenuti dalla semplificazione della reale curva sforzo-deformazione:

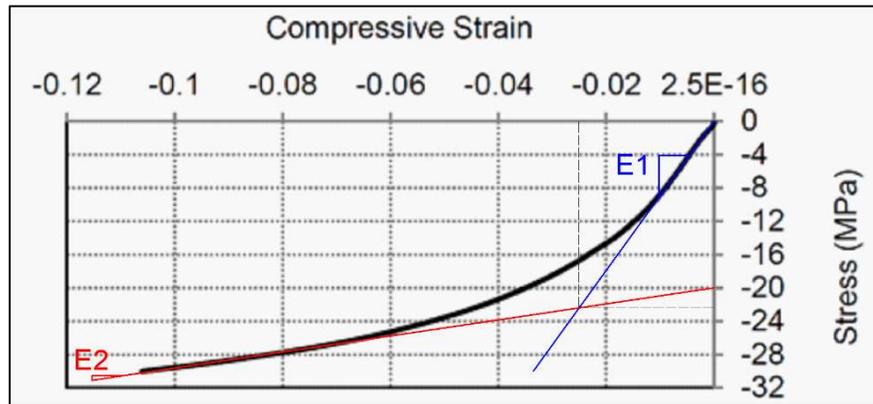


Figura 65. Semplificazione della curva ϵ - σ mediante due moduli secanti.

Tabella 18

i	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\epsilon$ [-]	E_i [MPa]
1	0 – 22,5	0 – 0.025	900
2	22,5 – 30	0.025 – 0.106	100

Per quanto concerne il rapporto di Poisson caratteristico del polimero analizzato, non è stato possibile ottenere da letteratura un valore ben definito. Tale valore oscilla da un minimo di 0.4 ad un massimo di 0.45, pertanto, come riferimento è stato scelto un valore medio pari a 0.43.

4.1.2 Simulazione prova UCS

Per ottenere i valori delle suddette costanti elastiche che permettano di riprodurre al meglio il comportamento meccanico dell'HDPE, è stato simulato un test di compressione monoassiale (UCS) condotto su un provino cilindrico avete diametro (d) ed altezza (h) pari a 5 e 10 cm rispettivamente.

4.1.3 Generazione del provino

La creazione del campione intatto è eseguita in due fasi: inizialmente è generato un provino in cui particelle indipendenti sono confinate all'interno di un contenitore rettangolare, come se fosse un campione di terreno sciolto (si veda Figura 66). Nella seconda fase, sono prima azzerate forze e momenti di contatto e, successivamente, ogni particella è collegata a quelle adiacenti assegnando ad ogni contatto il modello *linear parallel bond* (Figura 67).

L'obiettivo della fase iniziale è stato quello di costruire un assemblaggio particellare denso e ben collegato, pertanto, all'interno di un dominio avente dimensioni pari a quelle del campione, sono state generate 8699 particelle circolari con una porosità target di $n=0.08$ e aventi un diametro compreso tra 0.30 e 0.50 mm. Tali valori sono strettamente legati alla più piccola dimensione del dominio, infatti, sono stati ottenuti mediante le seguenti relazioni:

$$\phi_{MIN} = \frac{d}{160} \quad ; \quad \phi_{MAX} = \frac{d}{100}$$

Le particelle generate, per poter essere successivamente legate, devono essere confinate all'interno di un'area scatolare delimitata da due muri verticali e due orizzontali. Alle proprietà elastiche dei modelli di contatto lineare del tipo particella-particella e particella-muro sono stati assegnati dei valori equivalenti. Per i suddetti contatti, il valore della rigidità normale è impostato su un valore relativamente alto e pari a $kn=10^5$ N/m in modo tale da evitare che nella configurazione finale di questa prima fase le particelle presentino delle sovrapposizioni importanti.

Una volta costruito il provino omogeneo (in cui le proprietà meccaniche sono le stesse in ogni punto) le forze e i momenti di contatto sono azzerati e il calcolo della forza normale è impostato sulla modalità incrementale. Tale modalità di calcolo evita che, durante l'applicazione dei *bonds*, la forza normale sia calcolata con riferimento alla sovrapposizione assoluta esistente in tale momento. In tal modo, negli step di calcolo successivi al primo, alla forza normale che ha valore inizialmente nullo, è sommata una forza ottenuta dal prodotto tra la rigidità normale e l'incremento della sovrapposizione.

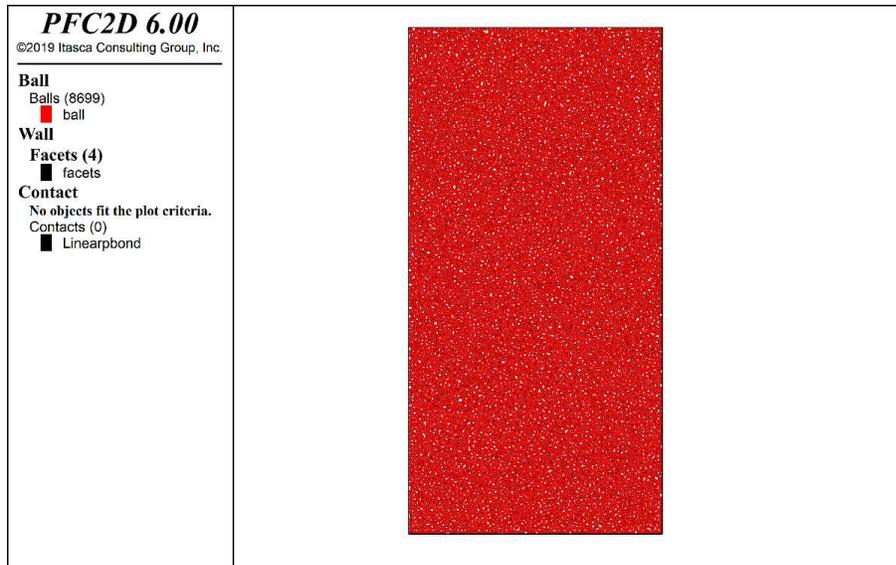


Figura 66. Modello DEM rappresentante il provino generato nella prima fase. Nessun 'bond' è installato.

Annulare le forze/momenti di contatto e modificare il calcolo della forza normale in modalità incrementale, rimuove lo stato tensionale presente nella configurazione finale del provino sciolto.

F_n è una quantità che può essere aggiornata sia senso assoluto in base al *gap* superficiale o in modo incrementale in base ai successivi incrementi dello stesso. La forza di taglio F_s , invece, è sempre aggiornata in modo incrementale in base agli incrementi relativi di spostamento di taglio.

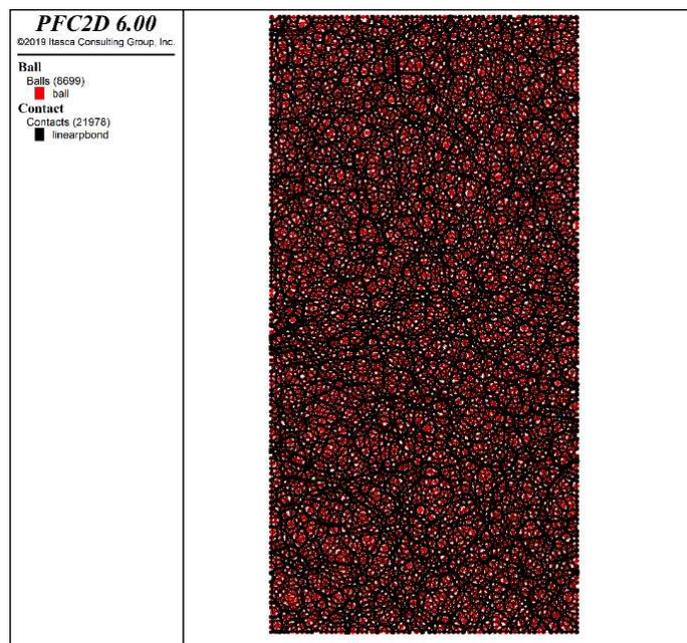


Figura 67. Modello DEM del provino dopo l'applicazione del modello 'linear parallel bond' ai contatti.

4.1.4 Applicazione del carico

L'applicazione del carico verticale durante la simulazione della prova UCS è stata eseguita per mezzo di due muri orizzontali ai quali è stato imposto un servo meccanismo (vedi Figura 68). Come già riportato nei paragrafi precedenti, tramite tale comando, il muro riesce ad applicare una determinata forza di contatto grazie ad un continuo aggiornamento della sua velocità verticale. In questo caso, la suddetta forza è stata arbitrariamente assunta pari a $F=750$ kN e tale valore corrisponde ad una pressione applicata di 15 MPa.

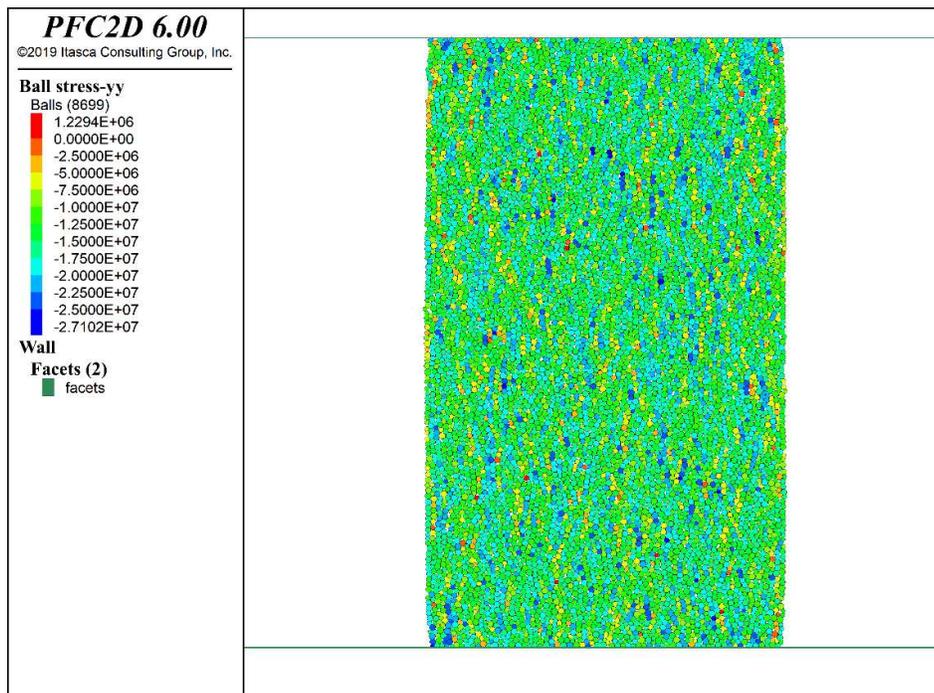


Figura 68. Configurazione finale del modello. Corrispondente al momento in cui il carico target è stato raggiunto.

Tale prova è stata ripetuta per un determinato numero di volte e, ad ogni ripetizione, al provino è stata assegnata una coppia di valori di E_c e k_{RATIO} differente. I micro-parametri meccanici sono stati variati durante lo svolgimento delle prove secondo lo schema riportato in Tabella 19. In tal modo è stato possibile comprendere la relazione esistente tra i micro-parametri e i corrispettivi macro-parametri meccanici.

Tabella 19. Combinazione dei valori di E_c - k_{RATIO} per ogni provino realizzato.

PROVINO		1	2	3	4	5	6	7	8	9
E_c	[MPa]	100	100	100	100	100	100	100	100	100
k_{RATIO}	[-]	1	2	3	4	6	8	10	12	14
PROVINO		10	11	12	13	14	15	16	17	18
E_c	[MPa]	350	350	350	350	350	350	350	350	350
k_{RATIO}	[-]	1	2	3	4	6	8	10	12	14
PROVINO		19	20	21	22	23	24	25	26	27
E_c	[MPa]	700	700	700	700	700	700	700	700	700
k_{RATIO}	[-]	1	2	3	4	6	8	10	12	14
PROVINO		28	29	30	31	32	33	34	35	36
E_c	[MPa]	900	900	900	900	900	900	900	900	900
k_{RATIO}	[-]	1	2	3	4	6	8	10	12	14

Durante la simulazione di ogni prova è stato possibile tracciare nel tempo lo spostamento verticale e la forza di contatto per ognuno dei due muri orizzontali e, una volta raggiunto il carico massimo, è stato registrato lo spostamento orizzontale di due particelle poste a metà altezza e al limite destro e sinistro del provino. In tal modo, dalla prima serie di dati è stata ricavata la curva σ - ε e quindi il modulo di Young E del provino, invece, il rapporto di Poisson è stato ottenuto analizzando i dati relativi allo spostamento finale del muro e allo spostamento orizzontatele delle suddette particelle.

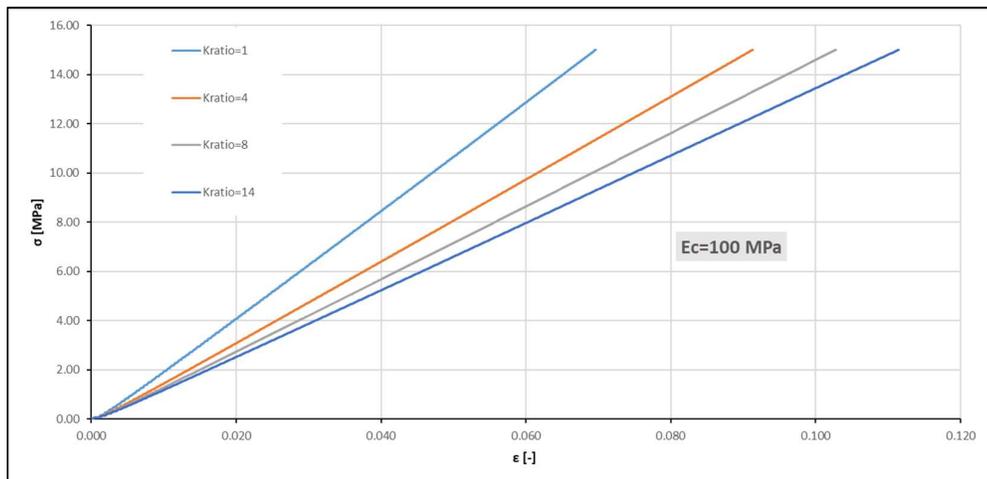


Figura 69. Variazione delle curve ε - σ in funzione del valore k_{RATIO} per un valore di E_c fissato a 100 MPa.

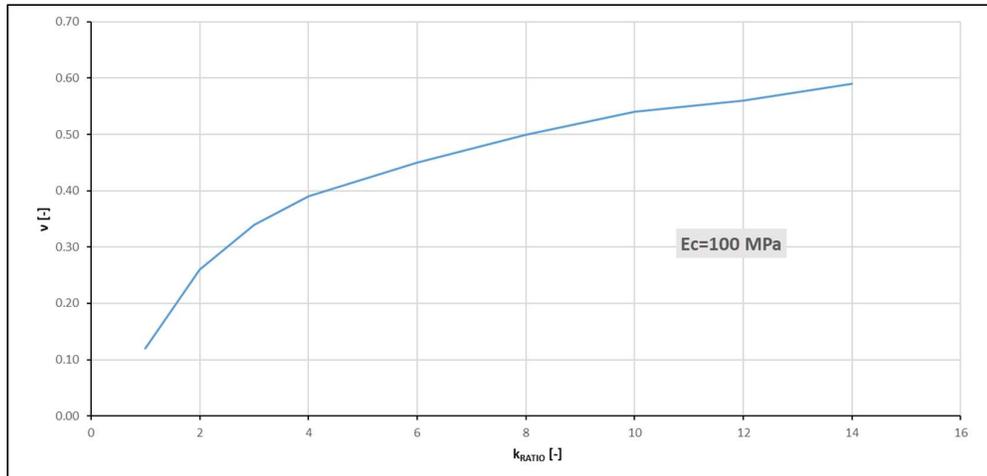


Figura 70. Valori del rapporto di Poisson in funzione del Kratio.

Come si può notare da Tabella 19, i 36 provini totali realizzati sono divisi in set da 9 e per ognuno di tale set il valore del modulo E_c è stato mantenuto costante mentre il valore di k_{RATIO} è stato fatto variare in modo crescente da 1 fino ad un valore massimo di 14. In tal modo, è stato possibile tracciare e comprendere la variazione del modulo di Young e del rapporto di Poisson in funzione del valore assunto per il k_{RATIO} . In particolare, risulta che, all'aumentare del k_{RATIO} , il valore del rapporto di Poisson aumenta secondo una legge riportata in Figura 70, al contrario, il modulo di Young diminuisce (vedi Figura 69).

In Figura 71 sono riportate le curve riassuntive di tutti i test svolti sui provini. Fissato un modulo di contatto E_c è in questo modo possibile, in funzione di un k_{RATIO} qualsiasi, risalire al corrispettivo rapporto di Poisson e/o modulo di Young.

Si osserva che le curve $k_{RATIO}-\nu$, per E_c maggiori di 350 MPa, mostrano un andamento molto simile tra di loro. Per tale ragione, si è deciso di assumere una curva media come rappresentativa del caso studio con E1 e la curva blu con $E_c=100$ MPa per il caso studio E2. Nel primo caso, come mostrato in Figura 73, si è entrati nella curva di E_c medio (curva rossa) con dei valori $\nu=0.43$ e $E1=900$ MPa, ricavando il relativo k_{RATIO} e riuscendo a stimare il valore esatto di E_c a partire dalle curve nel quadrante inferiore. Nel secondo, il procedimento è stato analogo prendendo come riferimento la curva blu ($E_c=100$ MPa) ed entrando nel grafico con un modulo di Young pari 100 MPa (vedi Figura 72).

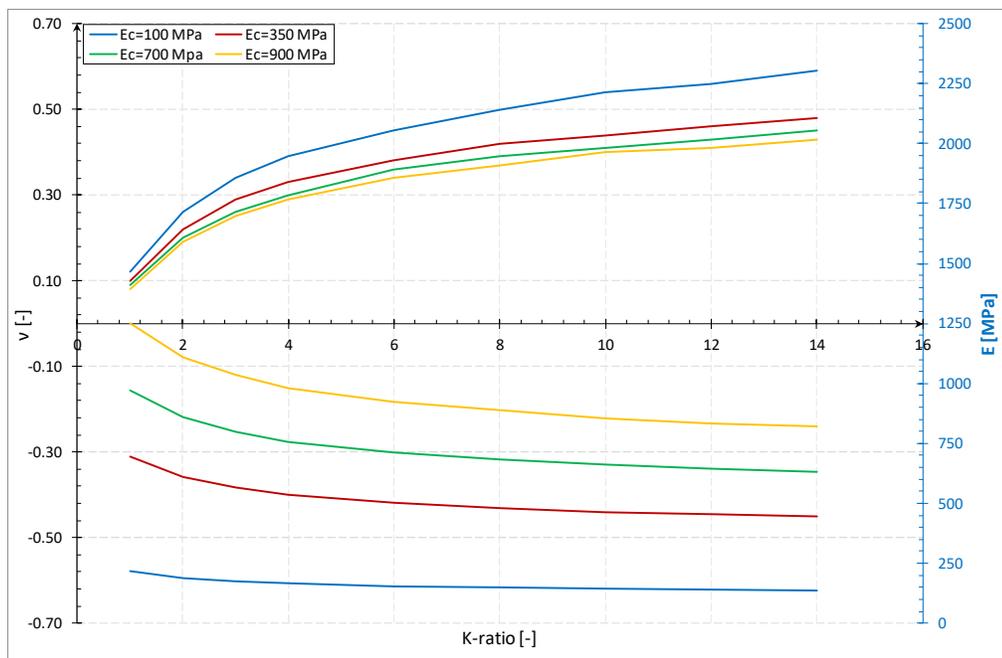


Figura 71. Diagramma "Kratio-Ec-v". Si può notare come, al variare del valore di E_c , le curve Kratio-Ec subiscano una variazione significativa.

Le coppie di valori dei micro-parametri ottenuti sono riportati nella seguente tabella:

Tabella 20. Coppia di valori E_c -Kratio da inserire nel modello tubazione.

	E_c	k_{RATIO}
	[MPa]	[-]
$E_1 = 900 \text{ Mpa}$ $\nu = 0.43$	910	8.2
$E_2 = 100 \text{ Mpa}$ $\nu = 0.43$	90	4.2

La coppia di micro-parametri da assegnare ai *bonds* della tubazione sarà funzione dello stato tensionale misurato al contorno della tubazione stessa: fin a quando al contorno si registrerà un carico minore a 22.5 MPa il collegamento sarà caratterizzato da $E_c=910$ MPa e $k_{RATIO}=8.2$. Una volta raggiunti valori maggiori di tensione, le costanti elastiche verranno rispettivamente cambiate in 90 MPa e 4.2.

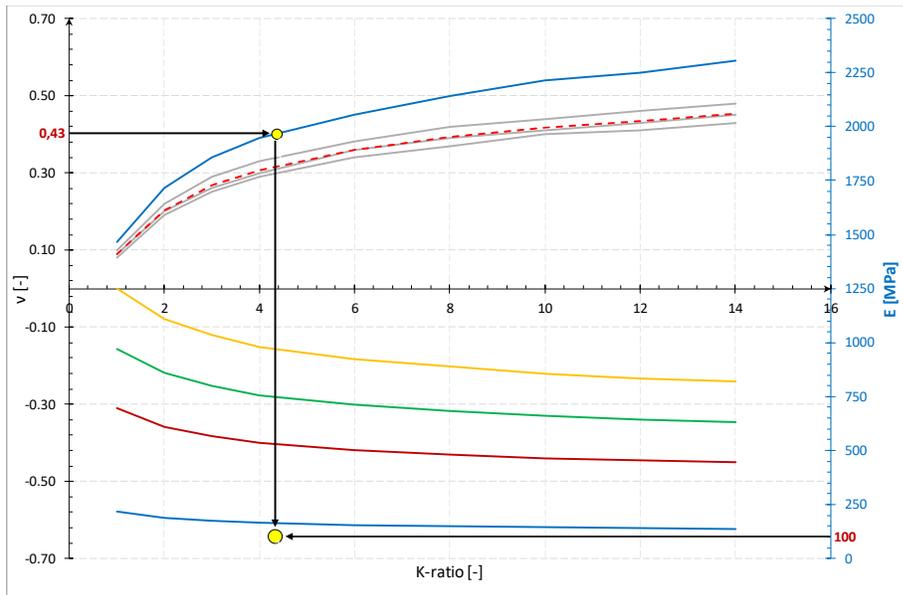


Figura 72. Determinazione grafica del valore di E2.

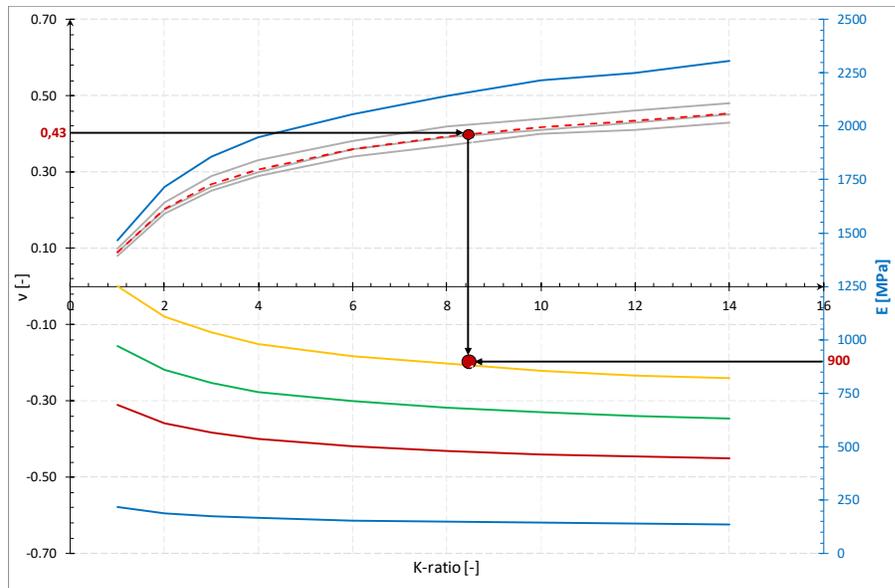


Figura 73. Determinazione grafica del valore di E1.

4.2 Analisi statica della tubazione

A completamento del lavoro di tesi, l'esperienza acquisita con la messa a punto dei differenti modelli numerici utilizzati, ha consentito l'analisi dell'effetto che un corpo rigido, estraneo alla predefinita granulometria del terreno di rinterro, provoca sulla tubazione in HDPE (Figura 81). In particolare, è stata valutata la possibilità che un oggetto dotato di spigolo acuto, quando a contatto della tubazione e sollecitato da intenso carico statico, possa provocare una lesione localizzata della tubazione stessa. A tal fine, è stato simulato un tombamento di tubazione con un trovante dotato di spigoli vivi posizionato all'interno della trincea, in un modo tale da ritrovarsi a contatto con il tubo stesso. Sono state condotte diverse analisi in ognuna delle quali la posizione del trovante è differente e tale da poter indurre un disturbo significativo sullo stato interno di sollecitazione della struttura, quando in cima alla trincea è applicato un intenso carico statico (ad esempio la sosta di un mezzo pesante). Di seguito sono elencate e descritte le analisi svolte:

- **SIMULAZIONE n° 1:** Carico applicato in superficie di una trincea piena al cui interno è rintombata la tubazione. Nessun trovante presente al contorno della tubazione.
- **SIMULAZIONE n° 2:** Carico applicato in superficie di una trincea piena al cui interno è rintombata la tubazione. Il punto di contatto tra lo spigolo del trovante e la tubazione è posto in corrispondenza della direzione radiale caratterizzata da un angolo $\vartheta=30^\circ$.
- **SIMULAZIONE n° 3:** Carico applicato in superficie di una trincea piena al cui interno è rintombata la tubazione. Il punto di contatto tra lo spigolo del trovante e la tubazione è posto in corrispondenza della direzione radiale caratterizzata da un angolo $\vartheta=90^\circ$.
- **SIMULAZIONE n° 4:** Carico applicato in superficie di una trincea piena al cui interno è rintombata la tubazione. Il punto di contatto tra lo spigolo del trovante e la tubazione è posto in corrispondenza della direzione radiale caratterizzata da un angolo $\vartheta=8^\circ$.

ϑ è un angolo crescente in senso antiorario e il suo zero è posto in corrispondenza dell'imposta destra della tubazione.

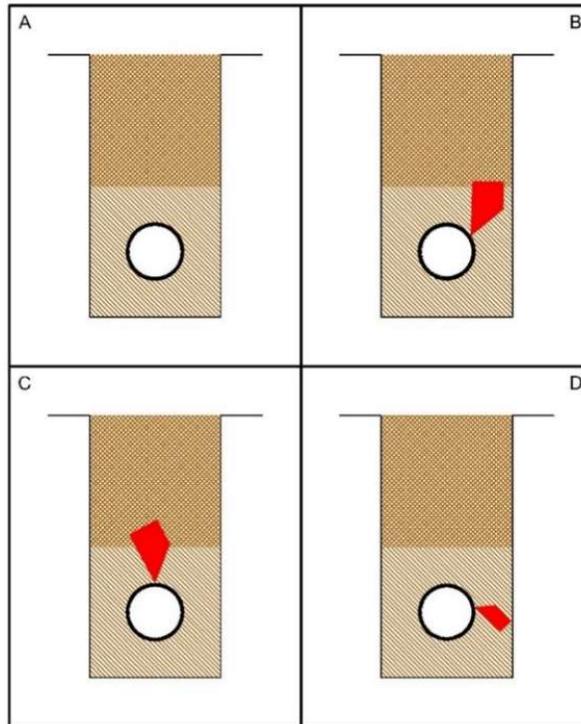


Figura 74. Schematizzazione grafica delle 4 simulazioni eseguite.

Le fasi costruttive seguite al fine della generazione del modello sono descritte in Figura 75 e 76. Nel corso della prima delle suddette fasi, sono state eliminate tutte le particelle il cui baricentro ricadeva all'interno di un'area ben definita. Tale area è delimitata da quello che è il contorno esterno della suddetta serie circolare (vedi Figura 75(b)). Successivamente, all'interno del foro precedentemente realizzato, sono state inserite le 48 particelle costituenti la tubazione seguendo delle coordinate baricentriche derivanti da un modello CAD preventivamente realizzato. Il procedimento appena descritto, come si nota in Figura 76(a), comporta un modesto disturbo al preesistente equilibrio del sistema particellare. Pertanto, è stato necessario eseguire l'analisi numerica e riportare in equilibrio il nuovo modello trincea-tubazione (Figura 76(b)).

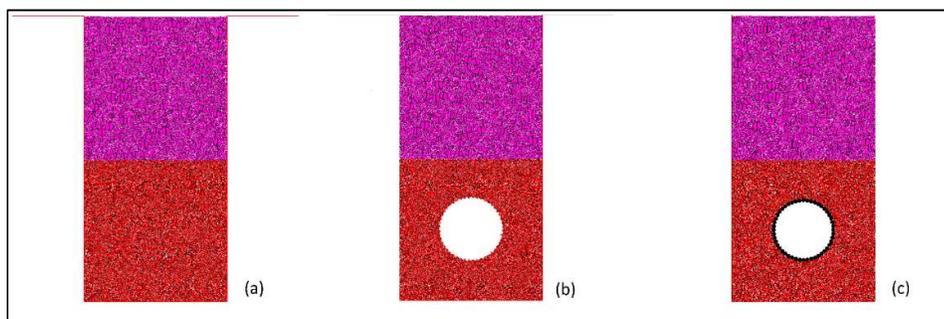


Figura 75: Sequenza cronologica della generazione del modello

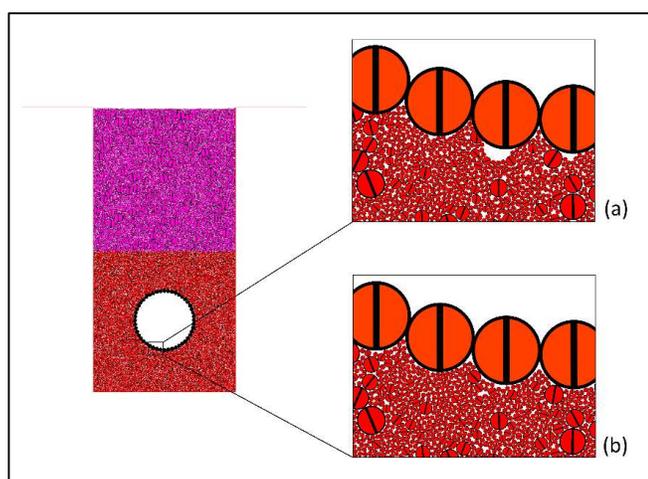


Figura 76: (a) momento corrispondente alla generazione della tubazione; (b) equilibrio tra tubazione e terreno circostante dopo la computazione

Il procedimento appena descritto non corrisponde integralmente alla reale successione delle fasi costruttive seguite durante la posa di un sottoservizio urbano in quanto sarebbe stato particolarmente oneroso, in termini di tempo di analisi numerica, la reale simulazione del riempimento manuale o meccanizzato di una trincea per sottoservizi urbani (terreno lasciato cadere dall'alto all'interno della trincea, costipato meccanicamente per strati). In tal senso è stato deciso di condurre la simulazione con un modello numerico computazionalmente più veloce che, al tempo stesso, fosse in grado di analizzare il flusso delle sollecitazioni/deformazioni nel mezzo discontinuo, con la maggiore aderenza possibile al caso reale. A supporto di quest'ultimo, l'interpretazione in PFC^{2D} della deformazione del tubo, dopo il raggiungimento dell'equilibrio, ha restituito dei valori di spostamento radiale delle 48 particelle che varia dal decimo al centesimo di millimetro. Pertanto, la tubazione subisce una deformazione estremamente modesta e la sua forma, appena visibile in Figura 77, è simile a quella che si

aspetterebbe quando la tubazione è soggetta ad un carico geostatico dovuto allo strato di terreno presente tra la calotta e la superficie stradale.

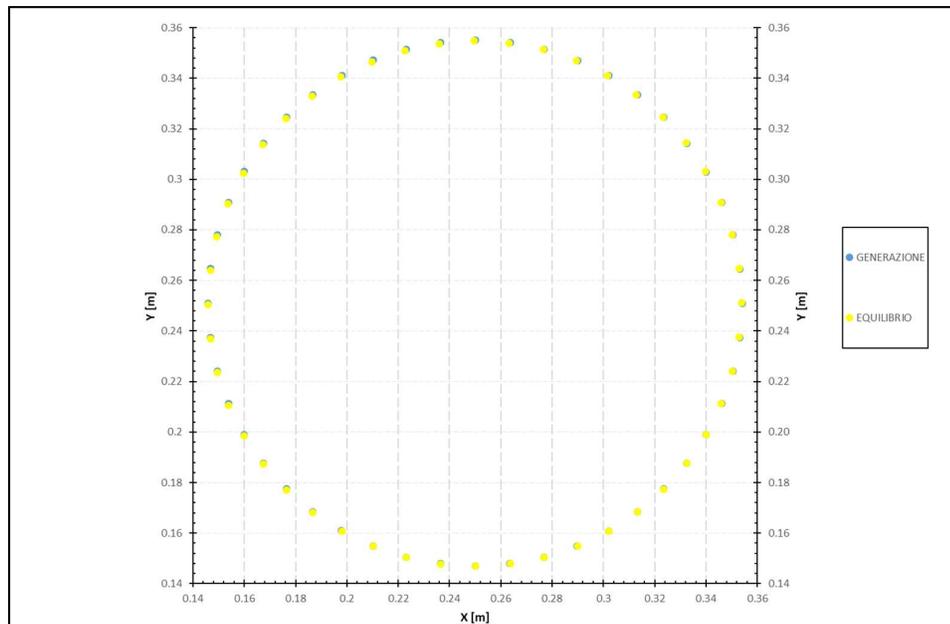


Figura 77. Posizione iniziale delle 48 particelle vs posizione delle 48 particelle dopo aver raggiunto l'equilibrio.

Lo stato di sollecitazione interno alla tubazione è stato ricavato, nel corso delle differenti analisi, interrogando quelli che sono i valori di forza tangenziale e forza normale del *bond* presente al contatto tra due particelle adiacenti. Nelle Figure 78 e 79 è riportato l'andamento delle caratteristiche della sollecitazione lungo tutto il perimetro del tubo, relativo alla configurazione di equilibrio del sistema rinterro-tubazione ed al caso in cui nessun trovato si trova a contatto con la tubazione stessa.

Per la generazione dei modelli (B), (C) e (D) rappresentati in Figura 74, in aggiunta a quanto detto finora, è stato necessario inserire anche dei blocchi rigidi nella vicinanza della tubazione. Allo stesso modo della generazione della tubazione, sono state, in primis, eliminate le particelle il cui baricentro ricadeva all'interno di un'area che presenta una forma uguale a quella del trovante. Successivamente, all'interno del foro realizzato, è stato inserito un blocco rigido a cui è stata assegnata una densità $\rho=1750$ kg/m³ (tale elemento non rappresenta altro che un coccio di un mattone pieno in laterizio).

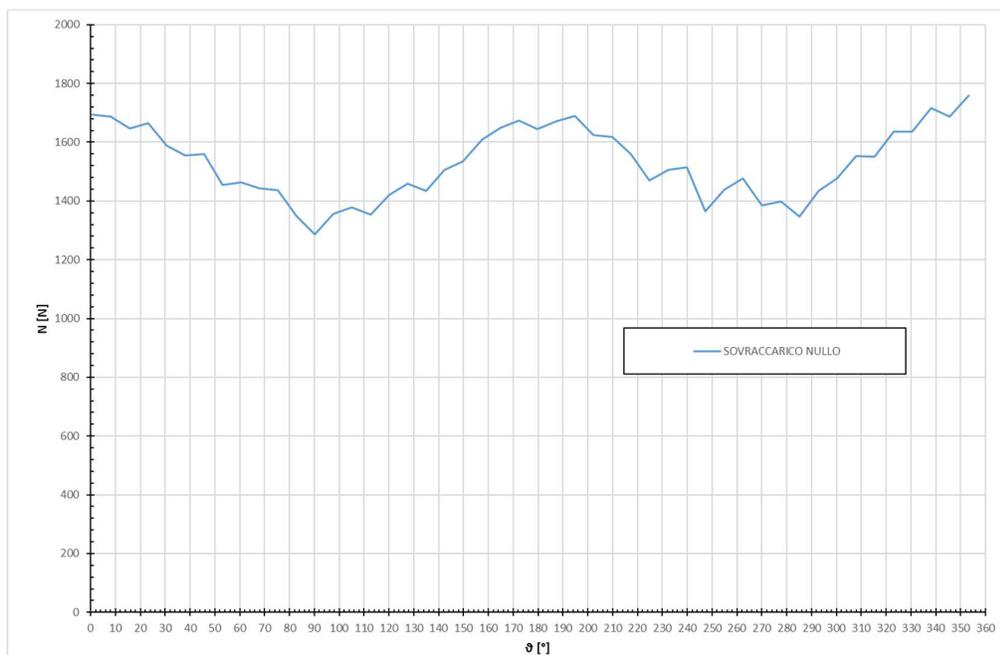


Figura 78. Andamento lungo la circonferenza del tubo dello sforzo normale.

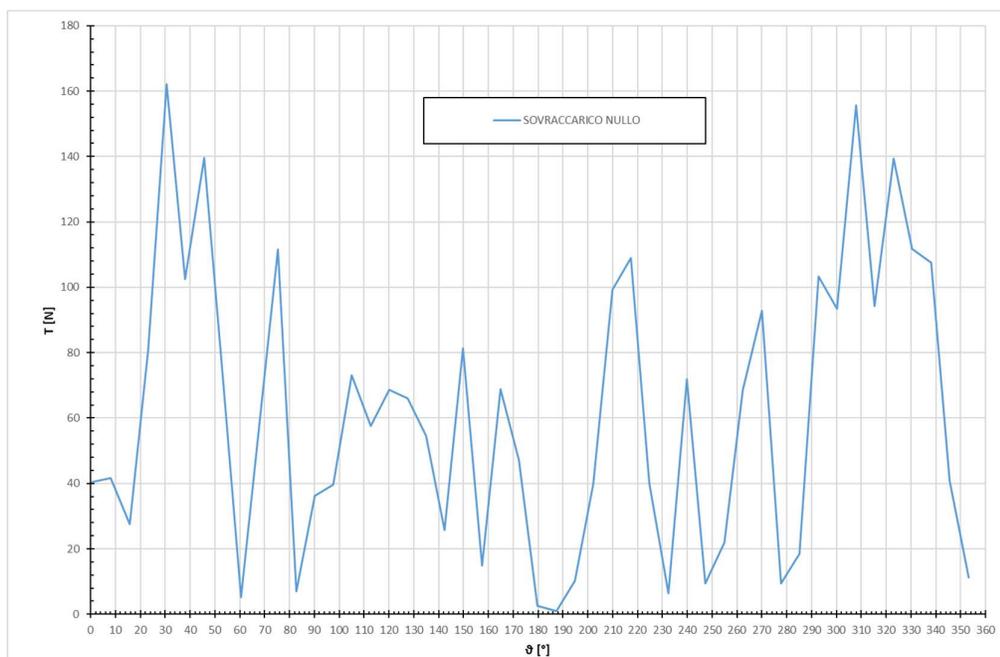


Figura 79. Andamento lungo la circonferenza del tubo dello sforzo di taglio.

La fase finale della costruzione del modello riguarda l'applicazione di un carico statico che si presenta in superficie quando si registra il passaggio di un veicolo pesante. Il carico è applicato per mezzo di un muro orizzontale avente una dimensione di 40 cm. Tale valore corrisponde alla larghezza media degli pneumatici per autocarri pesanti attualmente presenti in

commercio. Per il calcolo del carico veicolare si fa riferimento a quanto espresso dalla normativa DIN 1072 secondo cui il traffico veicolare può essere suddiviso nelle seguenti classi di carico:

- HT autocarro pesante;
- LT autocarro leggero

I valori di carico per ruota dei veicoli per classe DIN sono riassunti nella successiva tabella:

Tabella 21. Classi e valori dei carichi statici veicolari.

CLASSE	CARICO PER RUOTA (kN)	TIPOLOGIA
HT60	100	Traffico pesante
HT45	75	
HT38	62.5	
HT30	50	
HT26	35	
LT12	20	Traffico leggero
LT6	10	
LT3	5	

Nelle analisi svolte all'interno del presente lavoro, la classe scelta è stata la HT60, pertanto, al muro orizzontale è stata applicata una forza pari a 100 kN. In Figura 80 si può notare come la profondità del bulbo di pressione indotto dal carico superficiale avanzi con l'aumentare dello stesso e, in particolare, dalla Figura 80(d) si riesce a percepire che, una volta raggiunto il carico di 100 kN, il suddetto bulbo comporti un aumento dello stato tensionale verticale sia in calotta che nell'intorno dei rifianchi della tubazione.

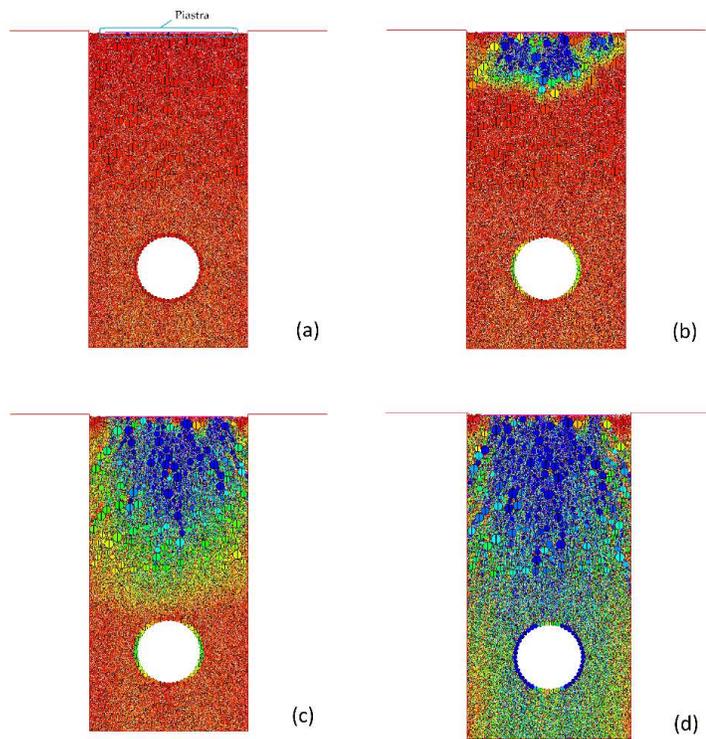


Figura 80. Propagazione del bulbo delle pressioni all'aumentare del sovraccarico superficiale.



Figura 81. Tipologia di tubazione utilizzata nell'analisi di campo.

4.2.1 Risultati della simulazione

La prima analisi ha lo scopo di determinare lo stato di sollecitazione interno della tubazione quando in corrispondenza del piano campagna è applicato un carico di 10 ton. I risultati di tale analisi sono utili al fine di operare un confronto tra questa configurazione iniziale e quelle successive in cui un trovante è posto a contatto con la tubazione. In tal modo, è possibile mettere in evidenza l'effetto che tale blocco può provocare nei confronti della tubazione stessa.

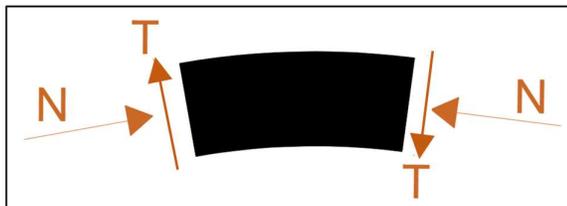


Figura 82. Convenzione di segno per gli sforzi analizzati

Per le convenzioni di segno presenti all'interno dell'ambiente PFC^{2D}, il valore della forza assiale assume un segno positivo quando è di compressione invece, per quanto riguarda lo sforzo di taglio, questo è positivo se tende a far ruotare in senso antiorario un concio infinitesimo di tubazione (vedi Figura 82). In Figura 84 e in Figura 85 sono riportati gli andamenti dello sforzo normale e di taglio relativi a questo primo caso, invece, in Figura 83 è riportato il confronto tra la posizione assunta, prima dell'applicazione del carico, delle 48 particelle costituenti la tubazione e la posizione che le stesse assumono quando in superficie è simulato il passaggio di un veicolo pesante. Per ottenere una migliore comprensione della deformazione della tubazione, gli incrementi di spostamento verticale ed orizzontale di ognuna delle suddette particelle sono stati scalati di un fattore 10. In accordo con tale deformata, l'andamento dello sforzo normale di compressione presenta dei picchi in corrispondenza dell'imposta destra e sinistra ($\vartheta=180^\circ$ e 360° rispettivamente) e, invece, assume i valori più bassi in corrispondenza della base e della calotta ($\vartheta=270^\circ$ e 90°).

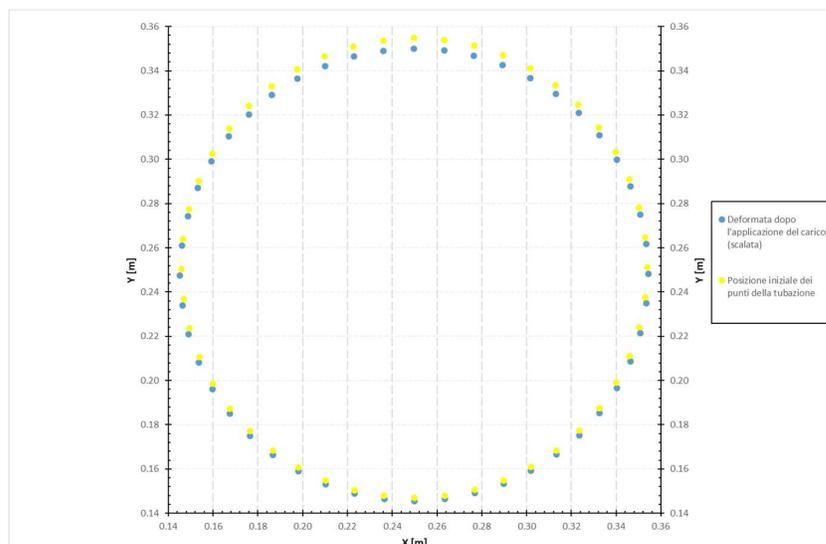


Figura 83. Deformata della tubazione susseguente all'applicazione del carico.

Nella seguente tabella sono riassunte analisi eseguite:

Tabella 22. Riassunto delle simulazioni effettuate

SIMULAZIONE	TROVANTE	ϑ_T [°]	Figura
1	No	-	1 (A)
2	Si	30	1 (B)
3	Si	90	1 (C)
4	Si	8	1 (D)

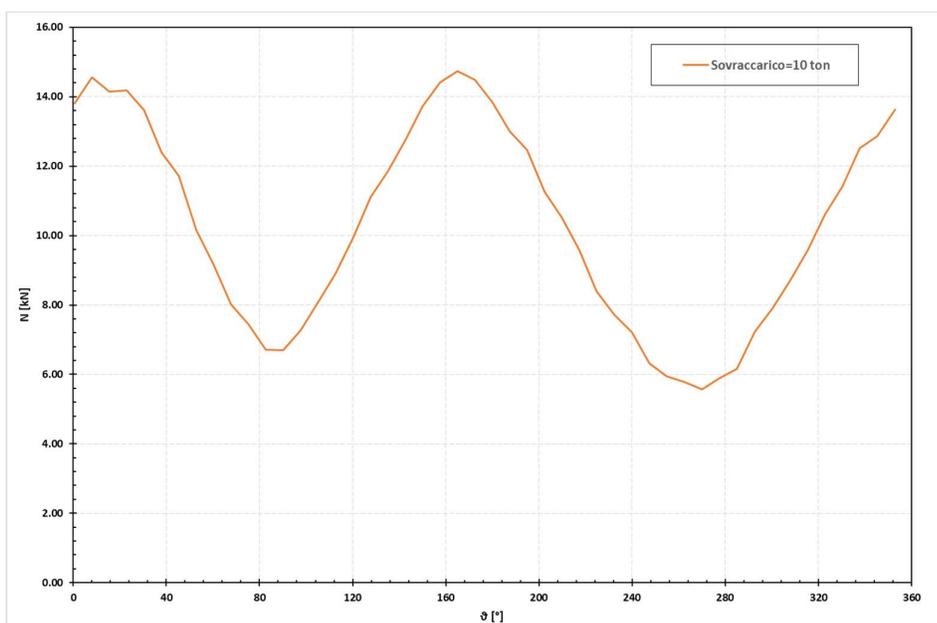


Figura 84. Andamento circonferenziale dello sforzo normale.

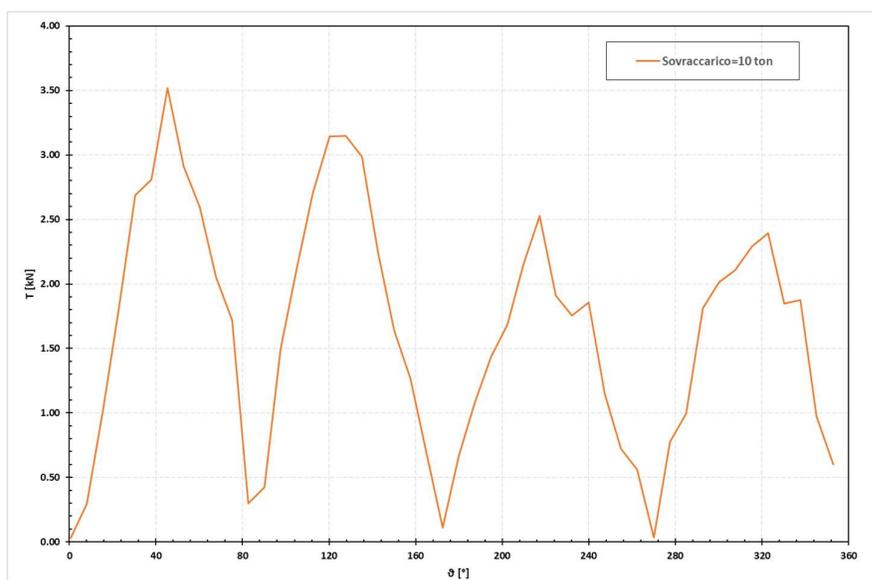


Figura 85. Andamento circonferenziale dello sforzo di taglio.

Sovrapponendo l'andamento delle caratteristiche di sollecitazione interne alla tubazione risultante dalla simulazione n°1, volta per volta, con gli andamenti delle successive analisi, è stato possibile quantificare il grado di disturbo che la forza di contatto trovante-tubazione può generare sullo stato tensionale della tubazione stessa. Dall'interpretazione dei suddetti grafici, si nota come la configurazione trovante-tubazione più sfavorevole corrisponde a quella analizzata nel corso della simulazione n°3. In tal caso, infatti, nell'intorno del punto di applicazione della forza disturbante ($\vartheta=90^\circ$), è presente un significativo incremento dello sforzo di taglio (Figura 90). Tale comportamento, può essere dovuto al fatto che: il blocco rigido è posizionato all'interno del modello in una zona del bulbo di pressione in cui la $\Delta\sigma_v$ indotta dal carico superficiale è maggiore; la forza di contatto generata è verticale e circa ortogonale al *bond* presente in calotta. Pertanto, nell'intorno del punto di contatto, buona parte della forza è trasmessa tra un punto della tubazione e quello adiacente sotto forma di sforzo di taglio, invece, lo sforzo normale subisce una variazione meno marcata che con l'allontanarsi dalla calotta tende a coincidere con l'andamento risultante dalla prima simulazione (vedi Figura 89). L'interpretazione dei risultati relativi alle restanti simulazioni eseguite ha restituito un quadro simile a quello appena descritto, ma in cui, la variazione degli sforzi è molto meno marcata e più localizzato nell'intorno del punto di contatto (si veda Figura 87, 88, 91, 92).

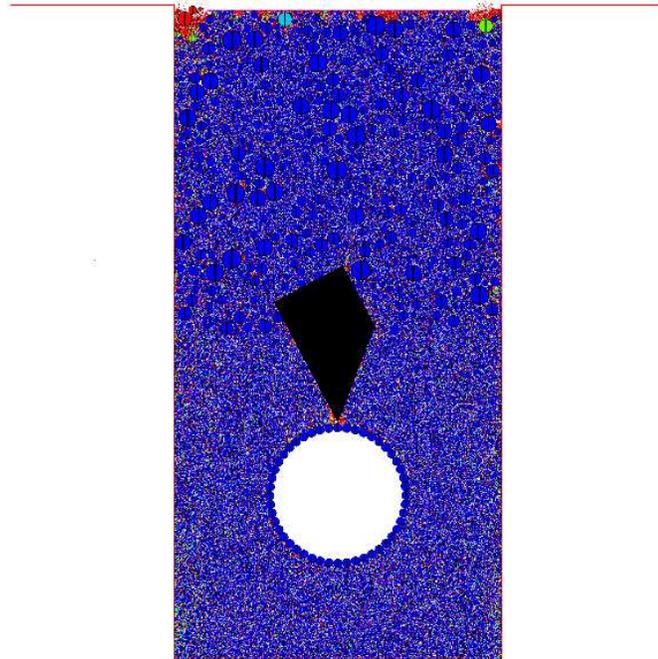


Figura 86. Configurazione finale della simulazione n°3 (carico superficiale 100 kN). La tubazione è intatta dopo l'applicazione del carico.

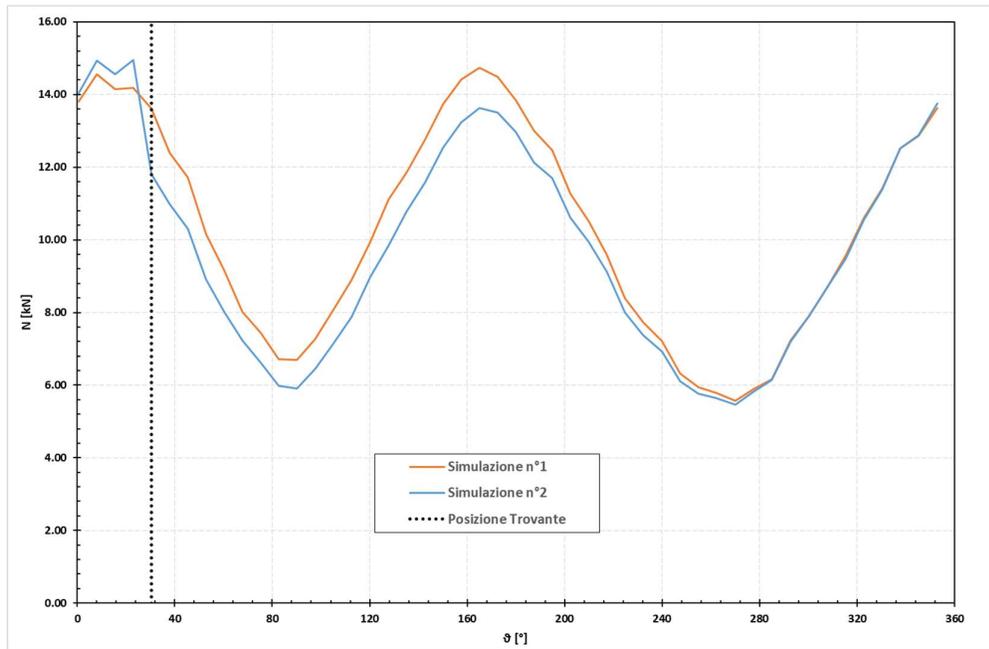


Figura 87. Confronto dei risultati: Simulazione 2 vs Simulazione 1 (Sforzo Normale)

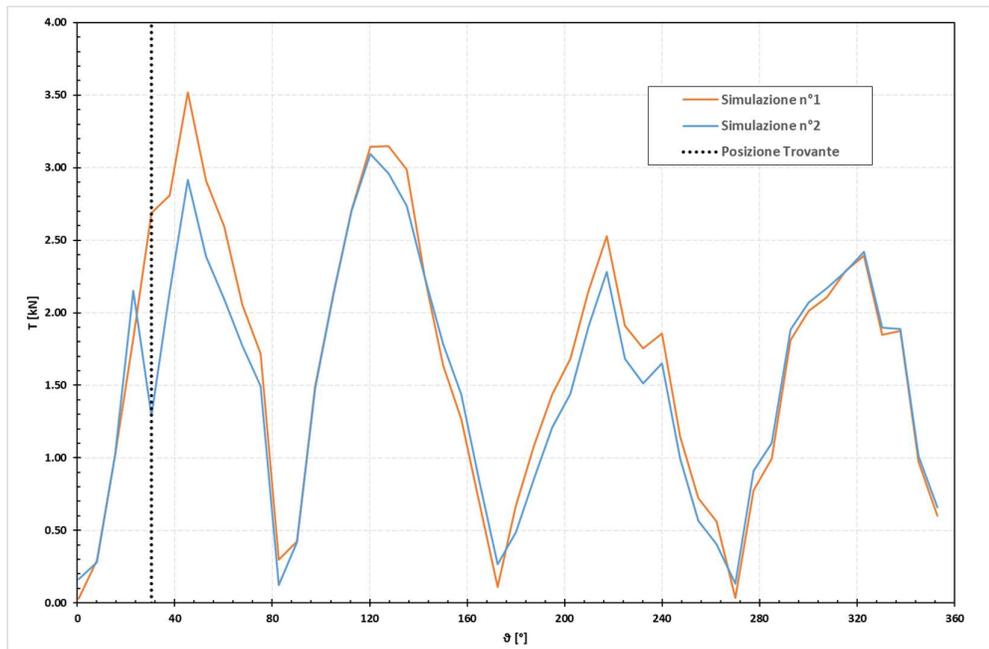


Figura 88 Confronto dei risultati: Simulazione 2 vs Simulazione 1 (Taglio)

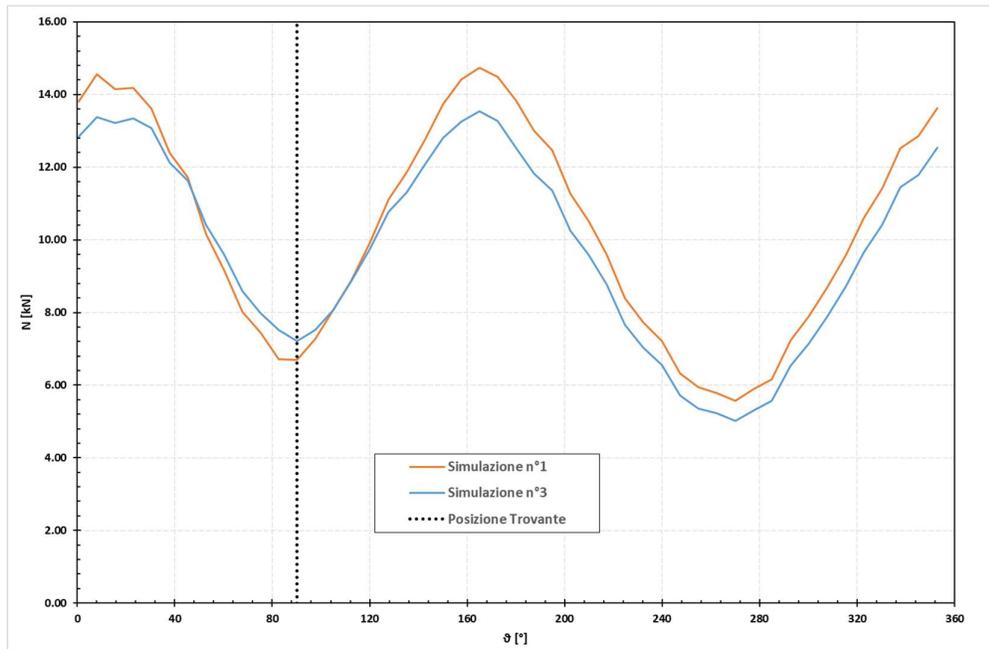


Figura 89 Confronto dei risultati: Simulazione 3 vs Simulazione 1 (Sforzo Normale)

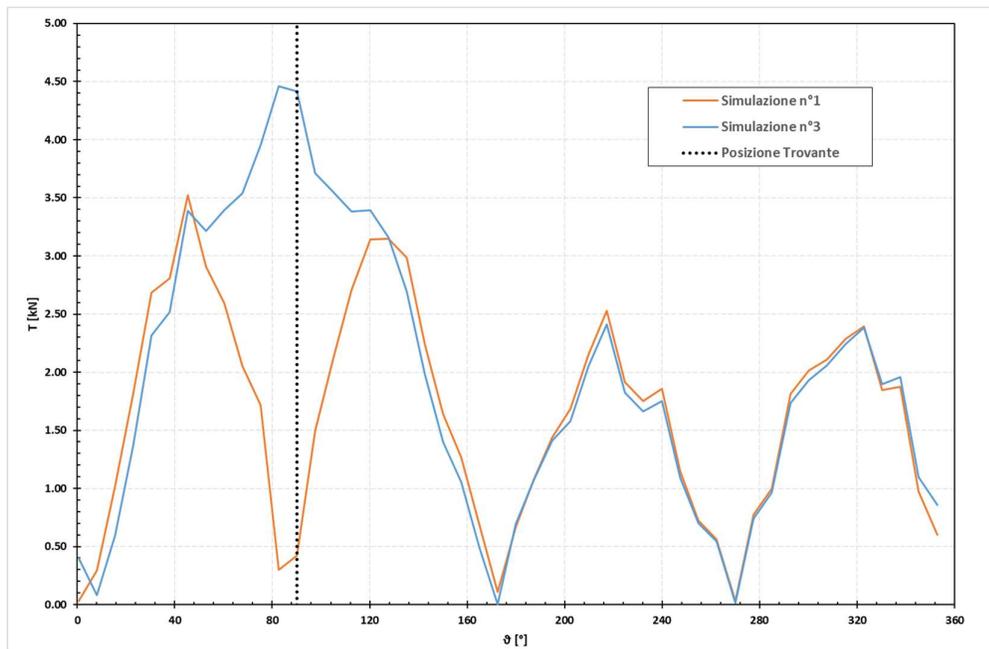


Figura 90 Confronto dei risultati: Simulazione 3 vs Simulazione 1 (Taglio)

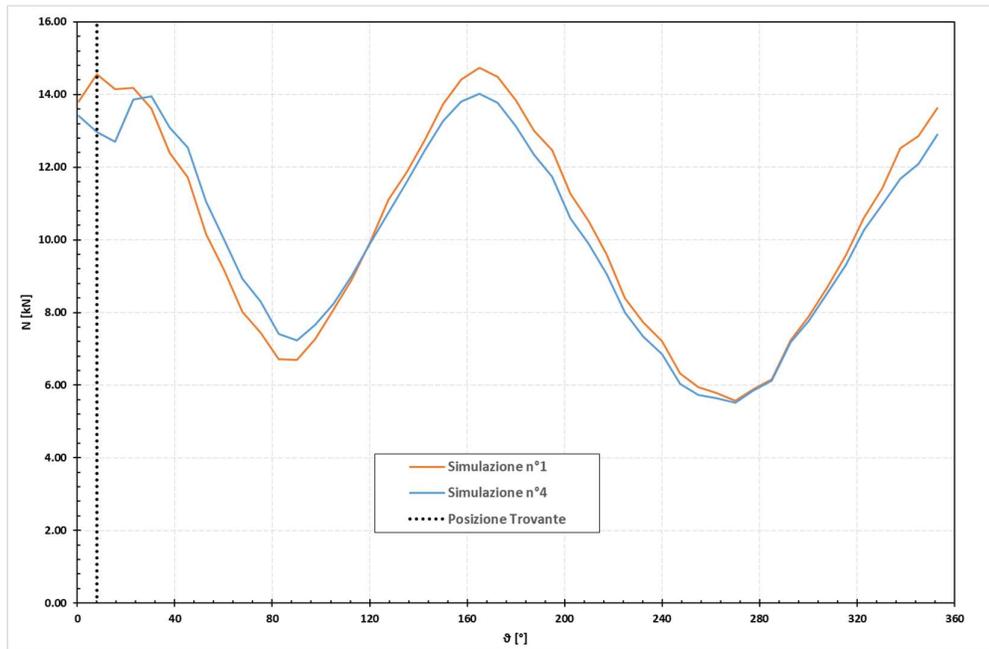


Figura 91- Confronto dei risultati: Simulazione 4 vs Simulazione 1 (Sforzo Normale)

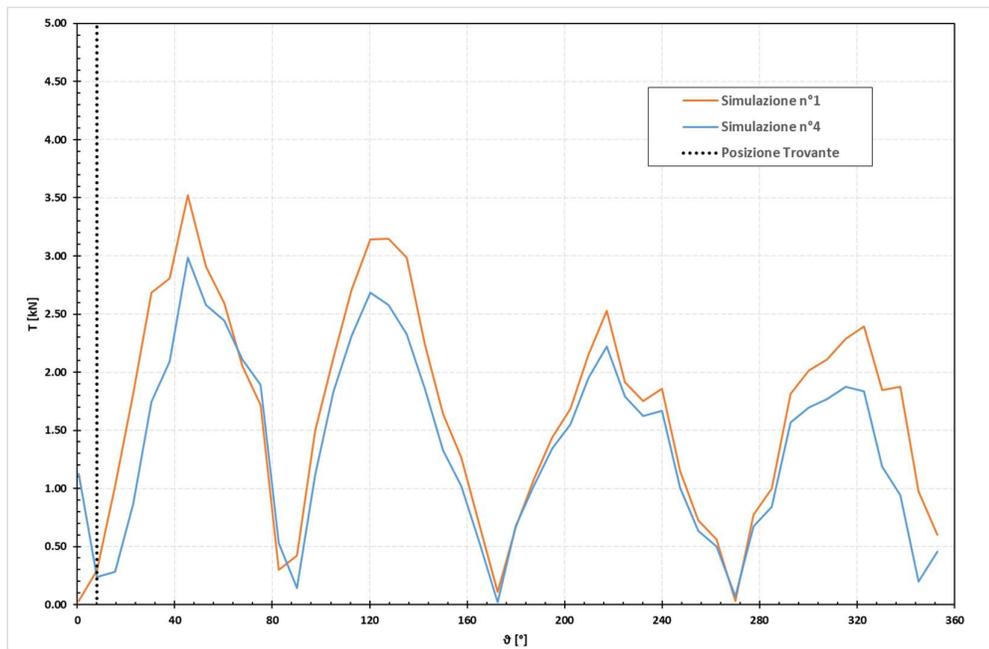


Figura 92. Confronto dei risultati: Simulazione 4 vs Simulazione 1 (Taglio)

Conclusioni

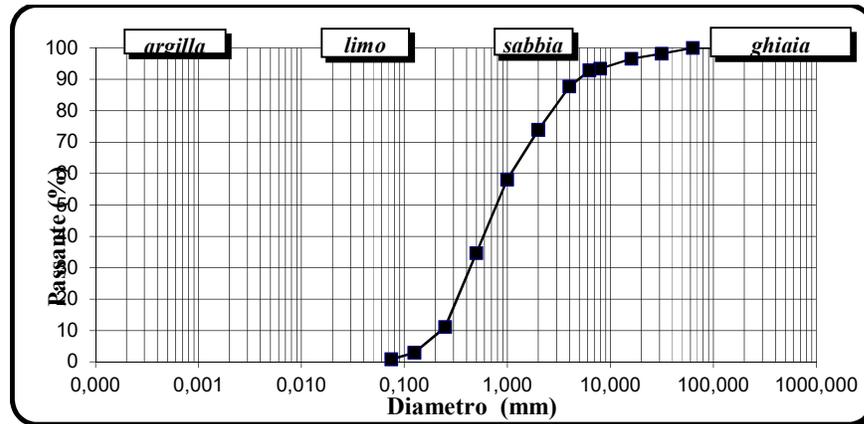
Obiettivo del presente elaborato è stato quello di analizzare l'interazione tra una tubazione interrata e il terreno utilizzato per il tombamento della tubazione stessa, attraverso il metodo di calcolo numerico agli elementi distinti (DEM). Diversi modelli DEM sono stati costruiti e, per ognuno di essi, è stata effettuata la validazione simulando numericamente alcune prove realizzate in-situ o in laboratorio. L'analisi agli elementi distinti ha consentito di tener conto della natura granulare del terreno e soprattutto della forte variabilità spaziale del mezzo, in caso di terreni di natura grossolana come la ghiaia. D'altronde, in un modello differente da quello agli elementi distinti, non sarebbe possibile comprendere l'effetto che la presenza di elementi aventi pezzatura maggiore rispetto ai granuli del terreno di riempimento (regolati da normativa), come detriti residui da costruzioni (comunemente denominati sfabbricidi) o elementi litoidi di dimensioni tali da non essere ricompresi nel fuso granulometrico di capitolato, provoca sulla tubazione. La variabilità spaziale delle proprietà meccaniche ha consentito, inoltre, di comprendere quale sia la reale geometria di propagazione di un disturbo applicato al contorno del dominio (es. bulbo delle pressioni dovuto ad un carico applicato in superficie). Tuttavia, anche in un modello DEM, risulta complicato riprodurre nella sua completezza il comportamento reale di un terreno. Pertanto, nel presente elaborato sono presenti casi in cui è stato necessario adoperare una semplificazione ed altri in cui la modellazione è stata mirata su un determinato aspetto del suddetto comportamento. In riferimento alla prima parte del lavoro, riguardante la determinazione dei micro-parametri E_c e k -ratio, relativi ai contatti intra-particellari del terreno, non è stato possibile simulare un terreno con una importante riserva di deformazioni irreversibili. In tal caso, il lavoro è stato focalizzato sulla risposta deformativa che il terreno fornisce quando è sottoposto a diversi cicli di carico-scarico di pari entità. Per simulare correttamente tale comportamento del rinterro, bisognerebbe disporre di un più completo assortimento di determinazioni sperimentali condotte alle dimensioni reali, come quelle di resistenza, per poter tarare anche gli altri parametri del contatto, oltre a E_c e k -ratio, e diminuire così le variabili presenti nel modello. Al fine della costruzione del modello sono stati utilizzati dati

derivanti sia da prove eseguite in-situ sia da prove svolte in laboratorio. Dalla prima serie di determinazioni sperimentali sono stati acquisiti i valori relativi all'andamento dei cedimenti della parte superficiale della trincea quando questa è totalmente riempita con solo materiale di rinterro. Le modalità con cui è stato generato il modello e le assunzioni fondamentali fatte su rotazione delle particelle e valore del coefficiente di attrito intergranulare ($\mu=0.35$) hanno consentito di ricreare uno strato di terreno ben costipato e che, una volta sottoposto a cicli carico-scarico di pari entità, restituisce delle deformazioni prettamente elastiche. Tale comportamento può essere notato anche nella curva pressione-cedimenti risultante dalle determinazioni sperimentali quando è applicato ciclicamente un carico al pistone pari a 2MPa. I cedimenti risultanti dall'applicazione del suddetto carico, sia nella prova in situ che nel modello generato, risultano essere circa uguali e presentano, entrambi, valori nell'ordine del decimo di millimetro. In aggiunta, nel corso del lavoro di tesi, la validità di tale procedura è stata rafforzata dal fatto che, in più sezioni caratterizzate da un riempimento di classi granulometriche e moduli elastici differenti, i risultati del modello si sono dimostrati affini a quelli reali. Nel corso delle analisi è stato possibile, inoltre, notare come, a parità di parametri meccanici, una differente granulometrica restituisca valori differenti in termini di deformazione. Nella parte finale dell'elaborato è presentato un modello numerico agli elementi distinti che simula una tubazione interrata. Su tale modello, dopo una prima fase di calibrazione, è stata eseguita una verifica statica della condotta in presenza di un corpo rigido estraneo a spigoli vivi nelle sue vicinanze.

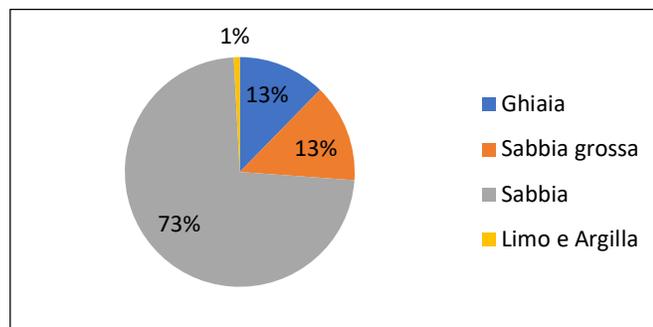
In conclusione, è possibile affermare che: la presenza di corpi estranei nella prescritta curva granulometrica del terreno di rinterro, anche quando la configurazione spaziale di tali corpi è la più sfavorevole tra quelle esaminate, non comporta rischi di importanti lesioni della tubazione.

Allegato – A

Analisi granulometriche dei campioni di rinterro 1-B, 2-A, 2-B, 3-A, 3-B, 4-A, 4-B, 5-B.



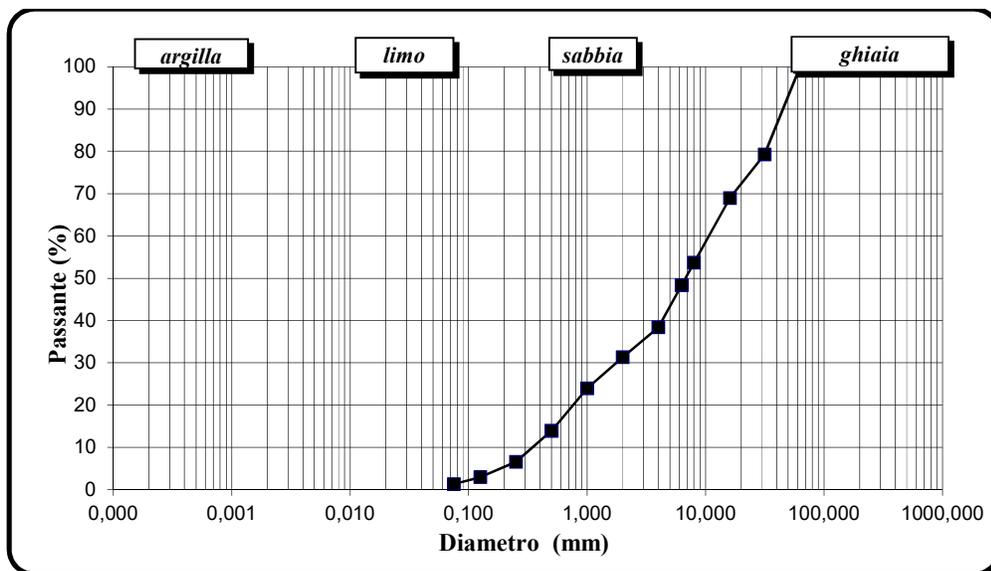
“Granulometria della Sezione 2. Rinterro A”



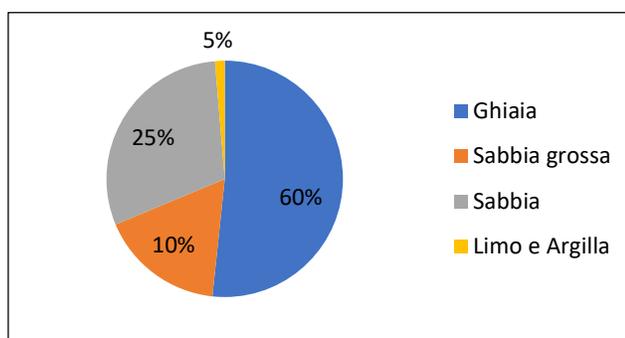
“Composizione del Materiale di Rinterro 2-A”



“Composizione del Materiale di Rinterro 2-A”



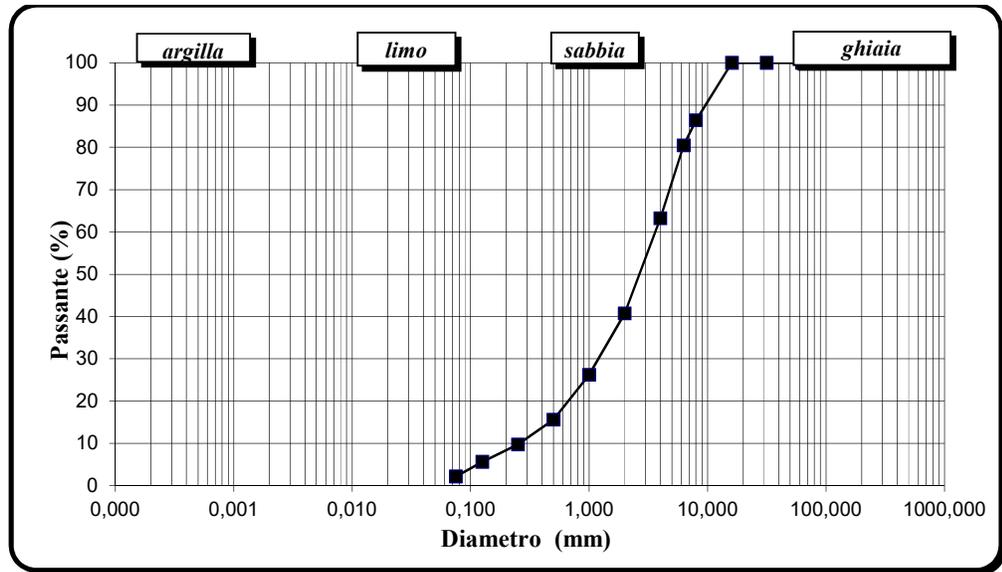
"Granulometria della Sezione 2. Rinterro B"



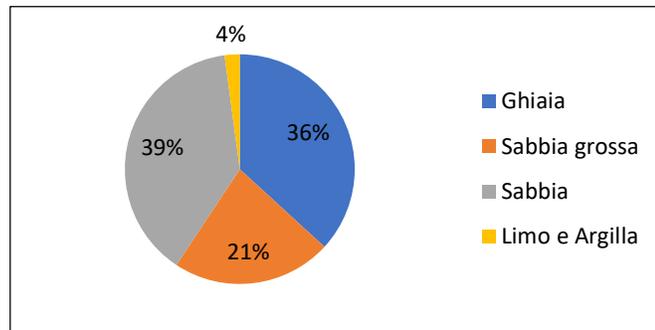
"Composizione del Materiale di Rinterro 2-B"



"Composizione del Materiale di Rinterro 2-B"



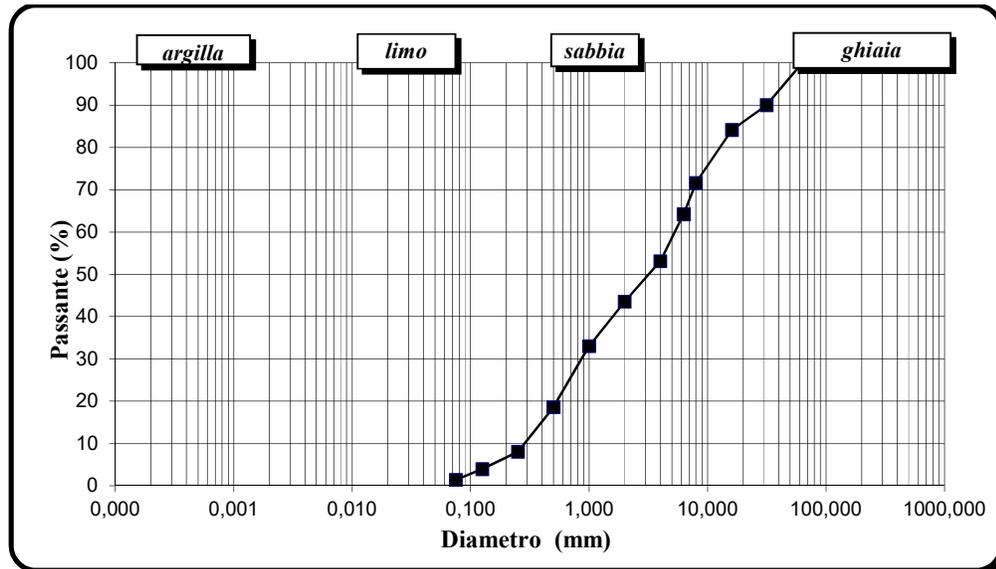
"Granulometria della Sezione 3. Rinterro A"



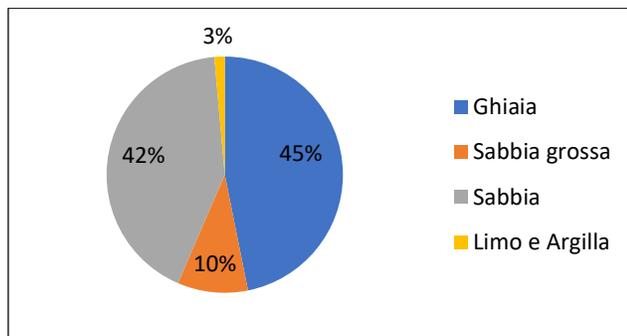
"Composizione del Materiale di Rinterro 3-A"



"Composizione del Materiale di Rinterro 3-A"



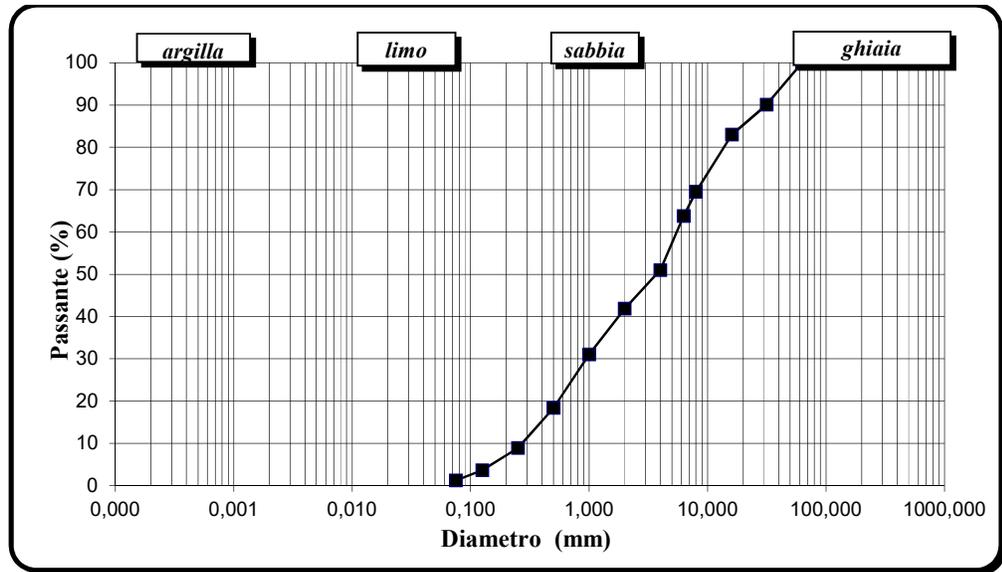
“Granulometria della Sezione 3. Rinterro B”



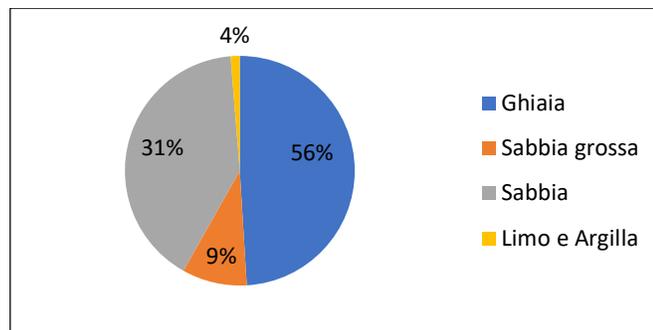
“Composizione del Materiale di Rinterro 3-B”



“Composizione del Materiale di Rinterro 3-B”



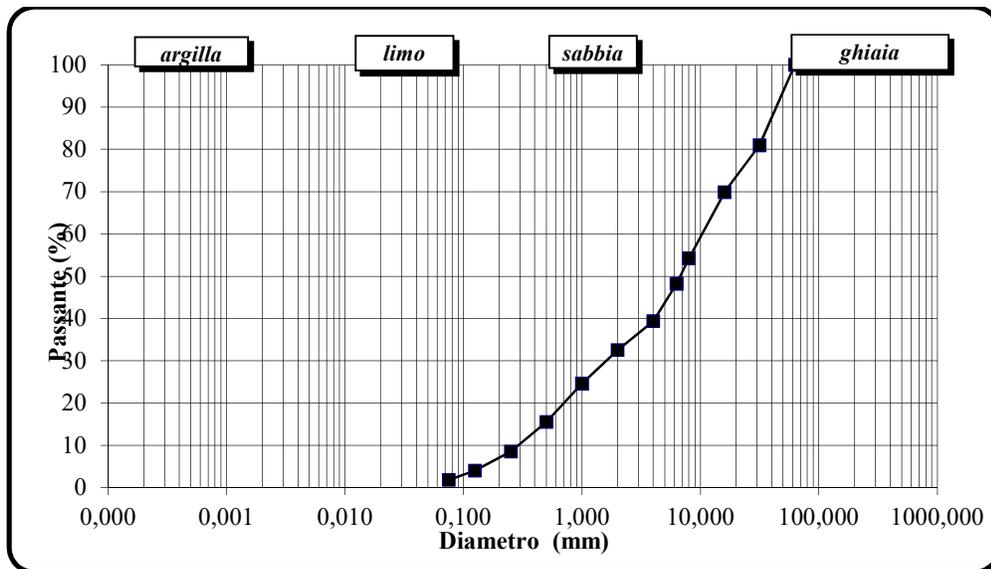
"Granulometria della Sezione 4. Rinterro A"



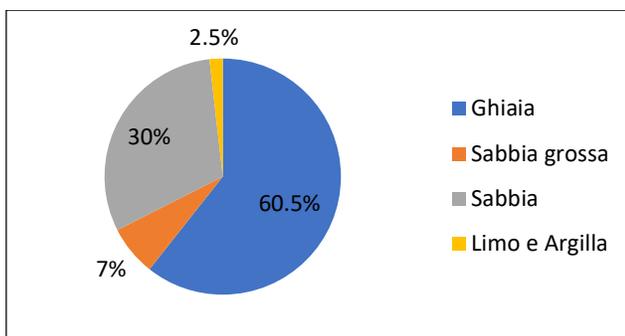
"Composizione del Materiale di Rinterro 4-A"



"Composizione del Materiale di Rinterro 4-A"



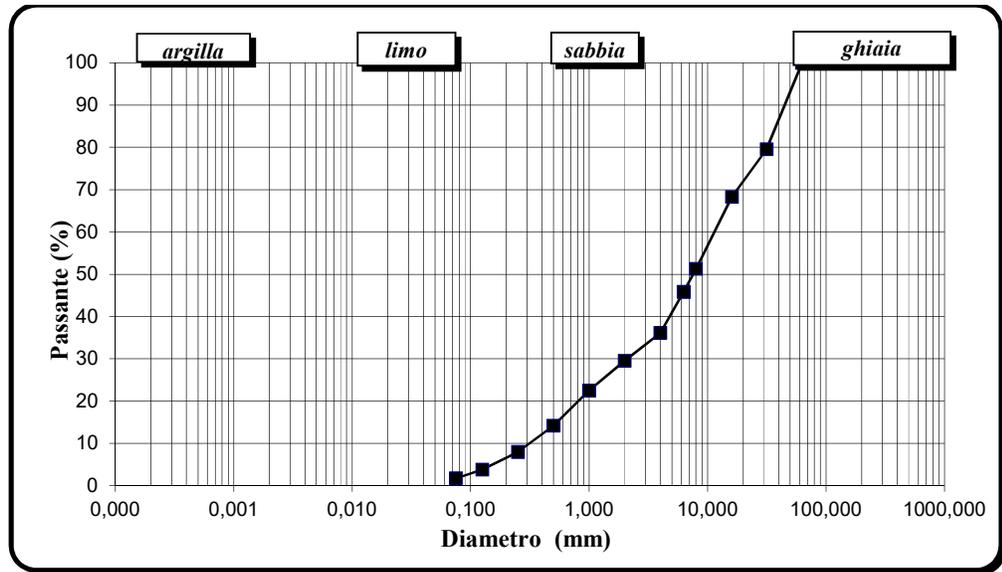
"Granulometria della Sezione 4. Rinterro B"



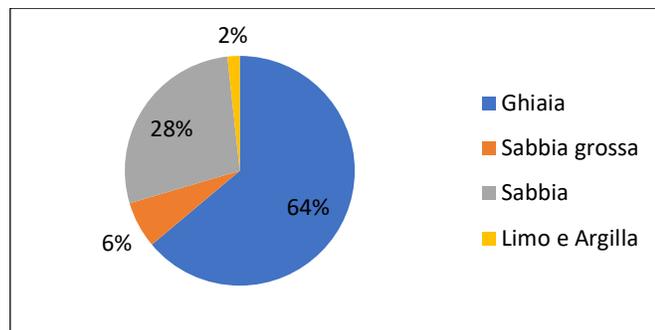
"Composizione del Materiale di Rinterro 4-B"



"Composizione del Materiale di Rinterro 4-B"



"Granulometria della Sezione 5"



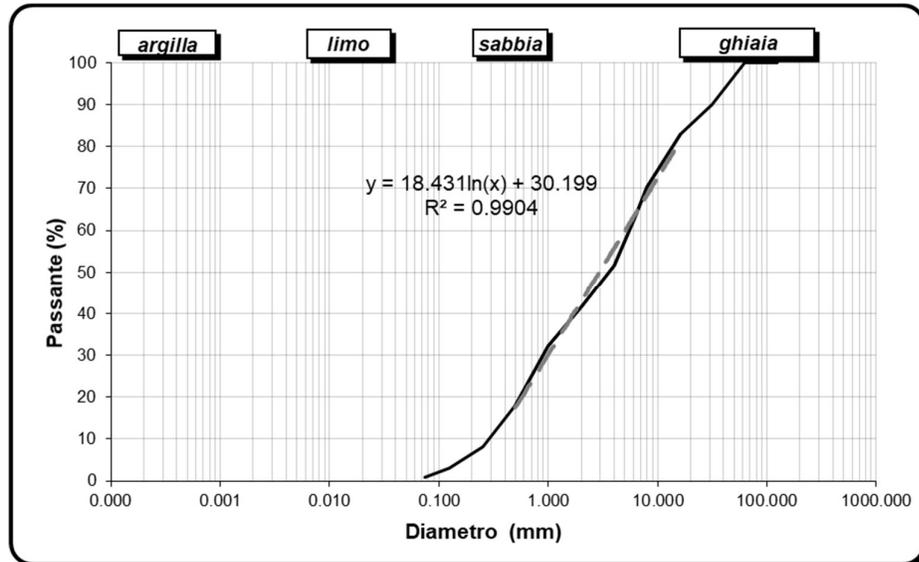
"Composizione del Materiale di Rinterro 5"



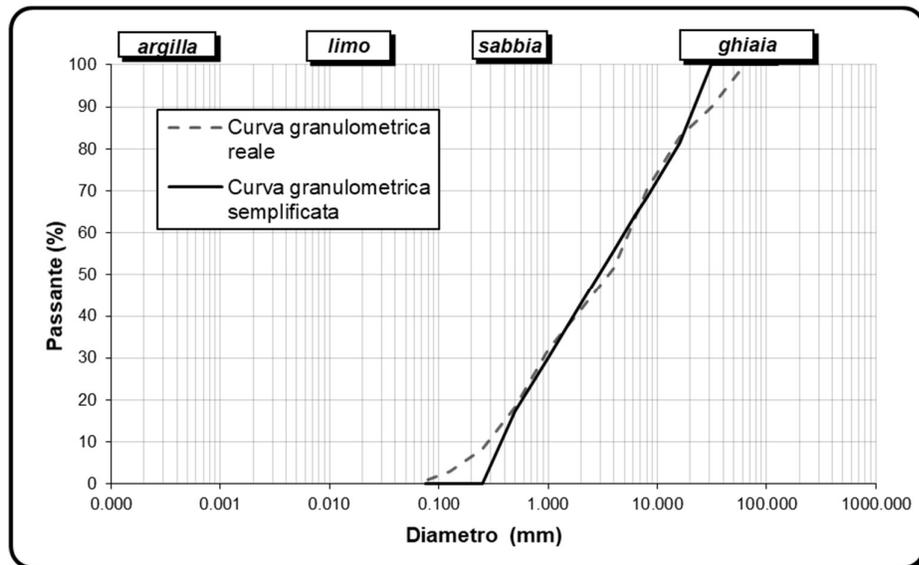
"Composizione del Materiale di Rinterro 5"

Allegato – B

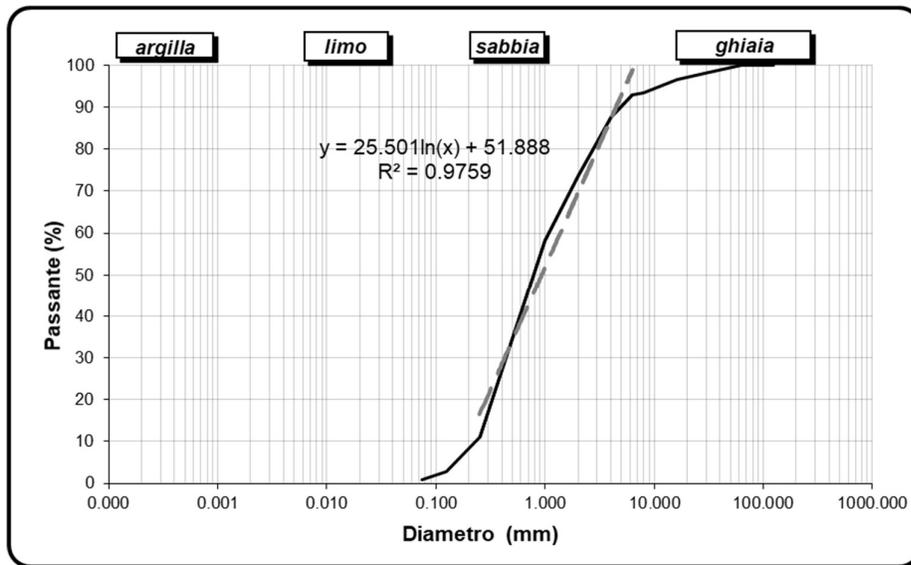
Curve granulometriche semplificate dei materiali di riporto



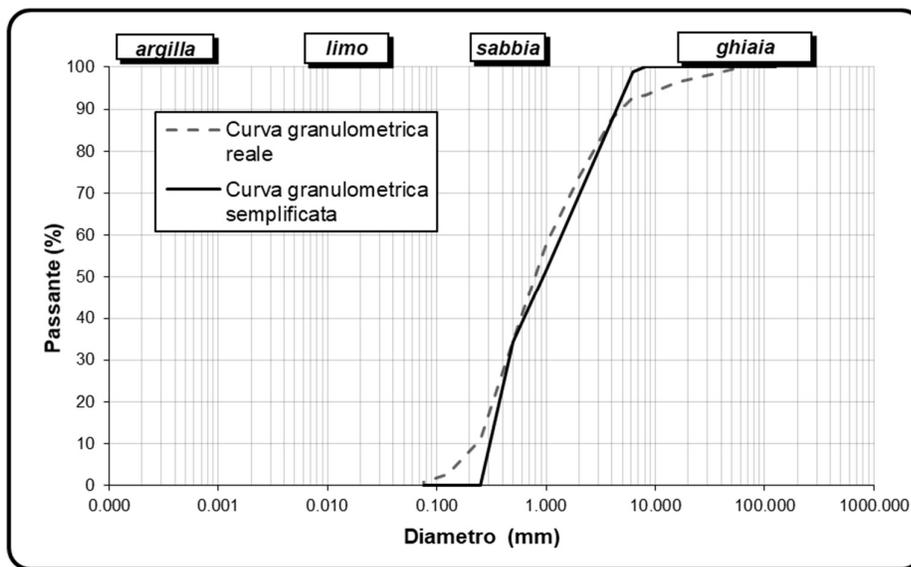
Linea di tendenza per la curva granulometrica del riporto 1-B



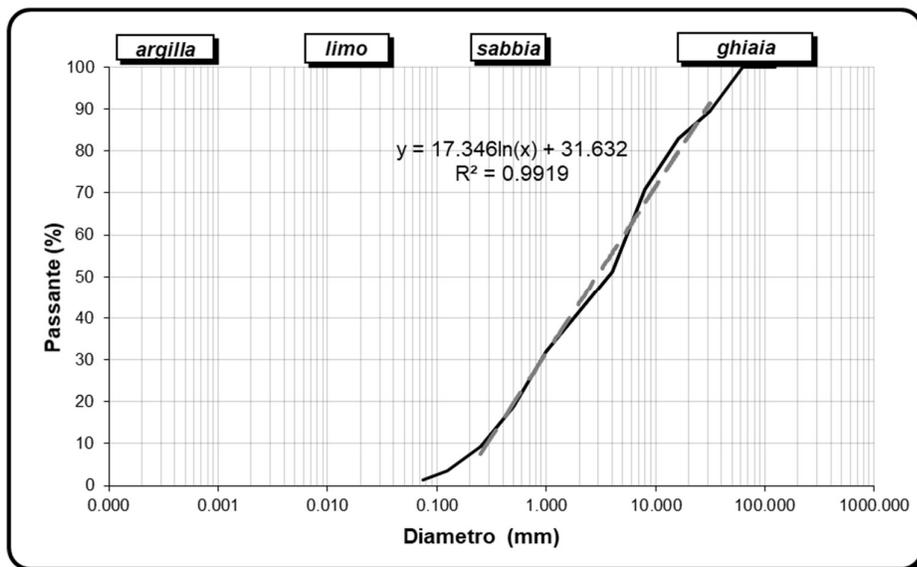
Curva granulometrica semplificata del riporto 1-B



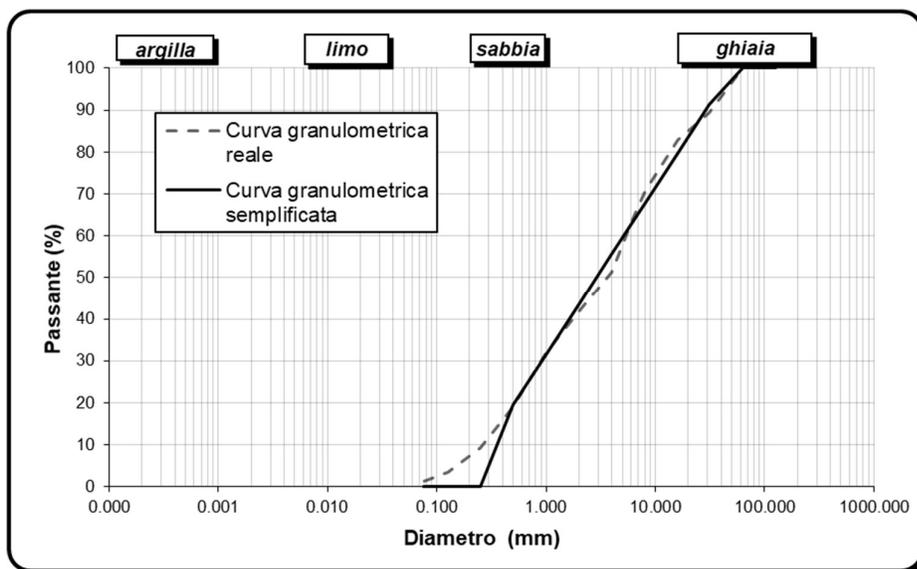
Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 2-A



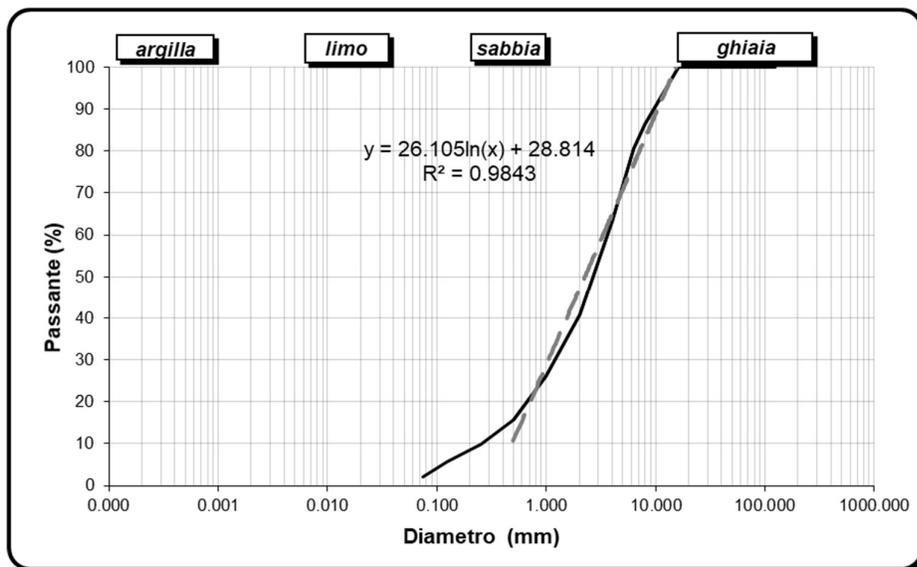
Curva granulometrica semplificata del rinterro 2-A



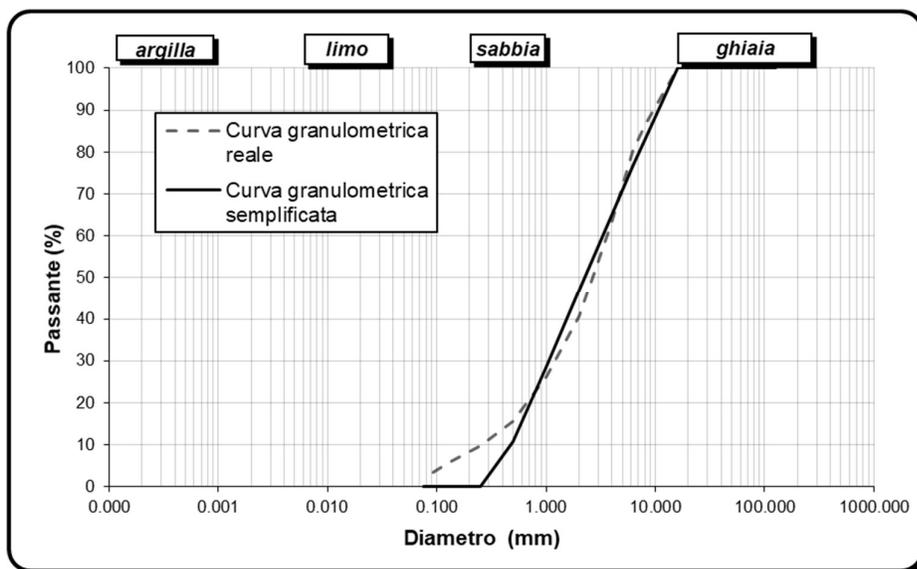
Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 2-B



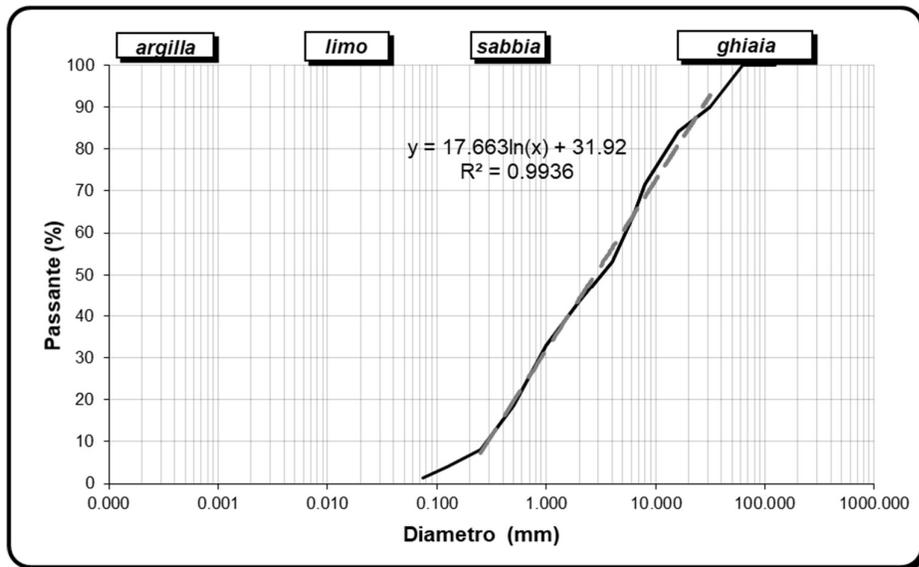
Curva granulometrica semplificata del rinterro 2-B



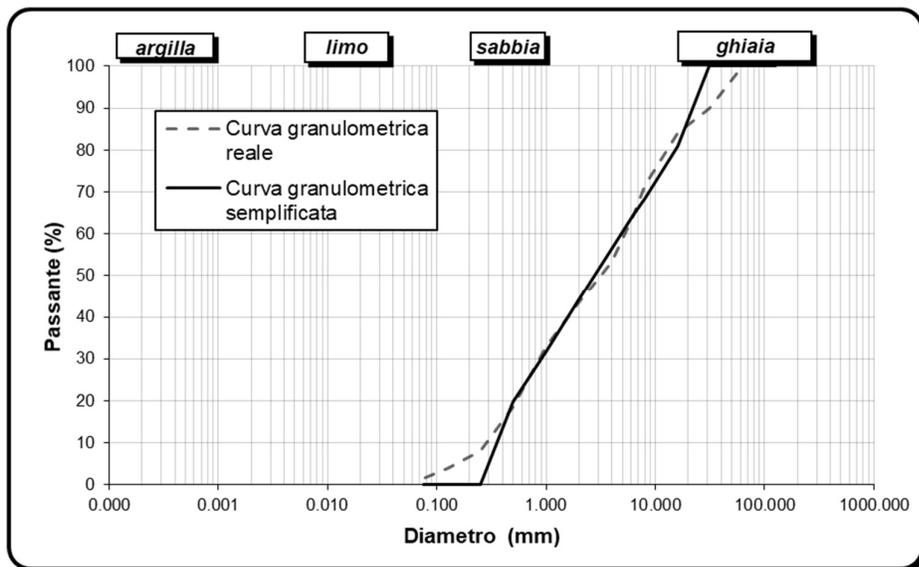
Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 3-A



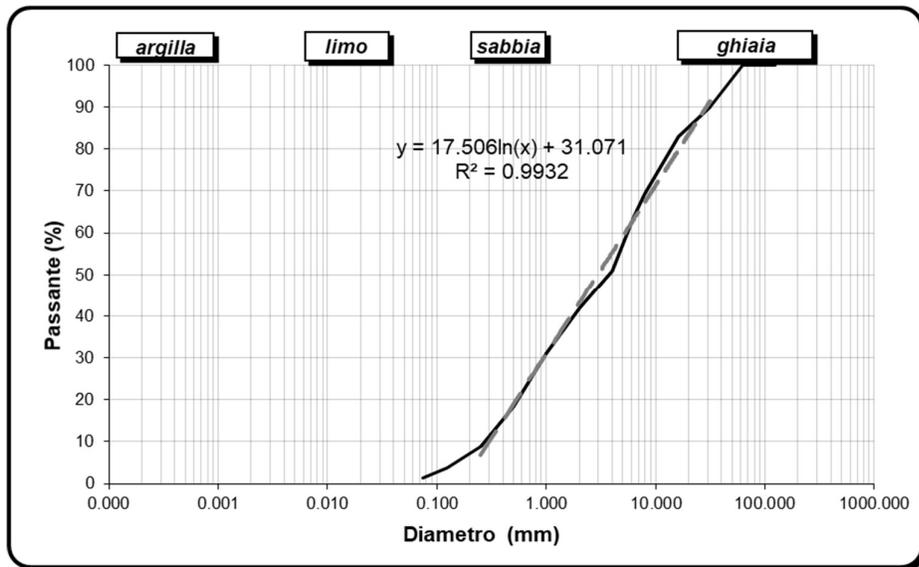
Curva granulometrica semplificata del rinterro 3-A



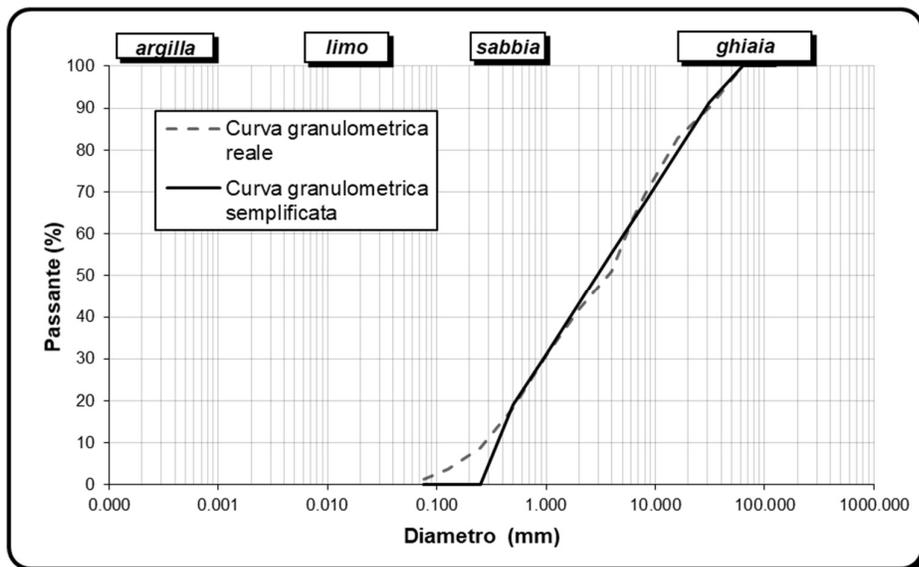
Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 3-B



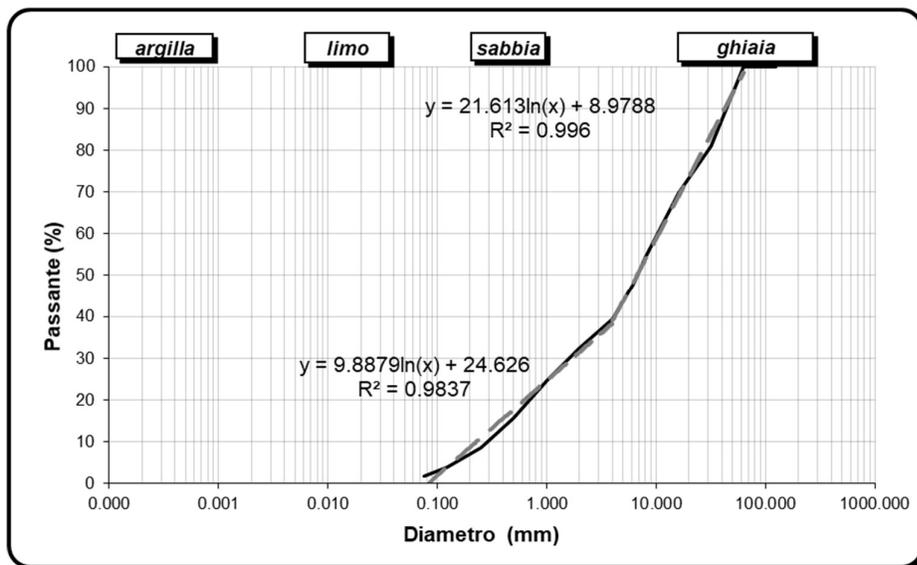
Curva granulometrica semplificata del rinterro 3-B



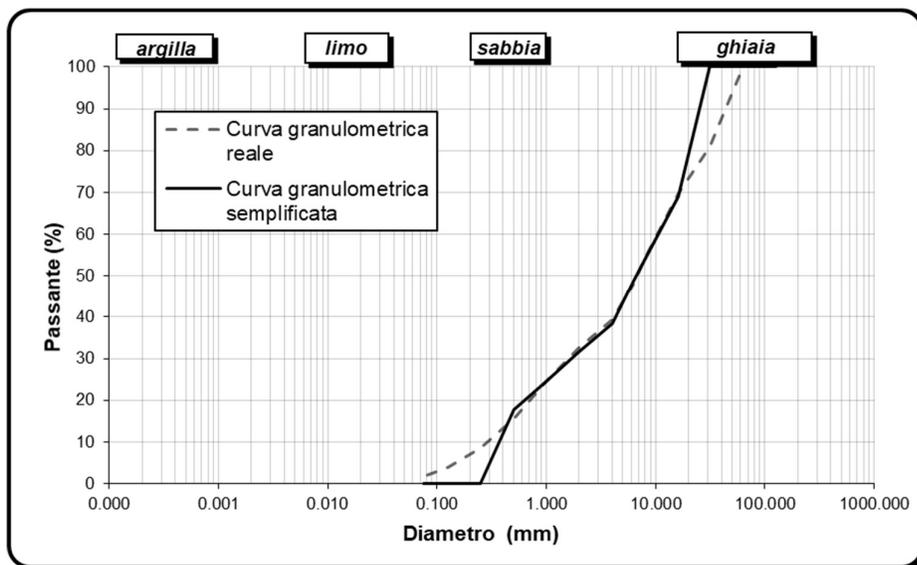
Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 4-A



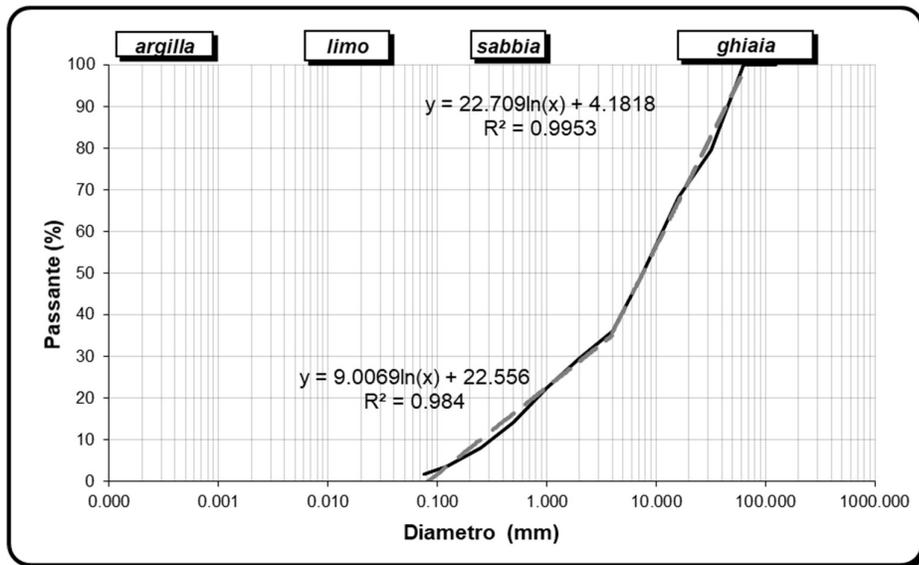
Curva granulometrica semplificata del rinterro 4-A



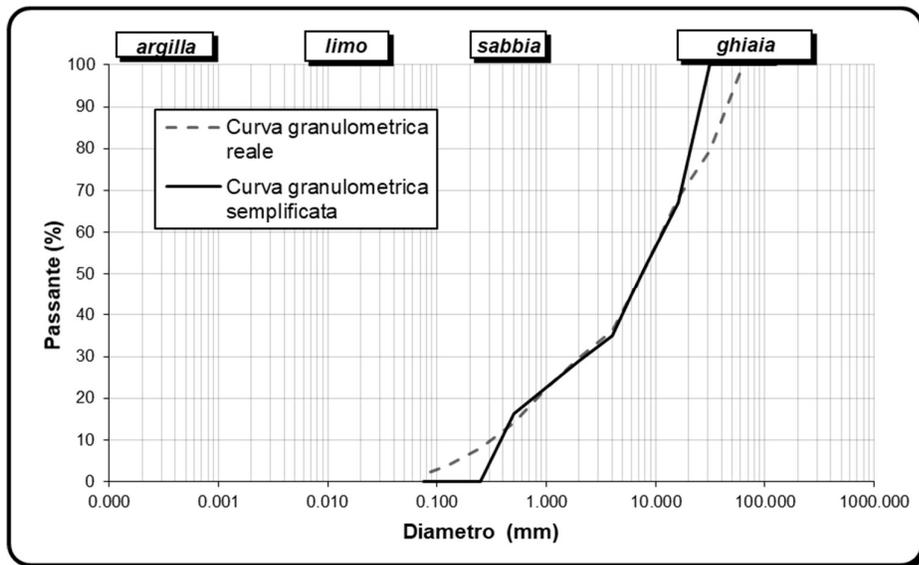
Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 4-B



Curva granulometrica semplificata del rinterro 4-B



Linea di tendenza per la curva granulometrica del rinterro 5

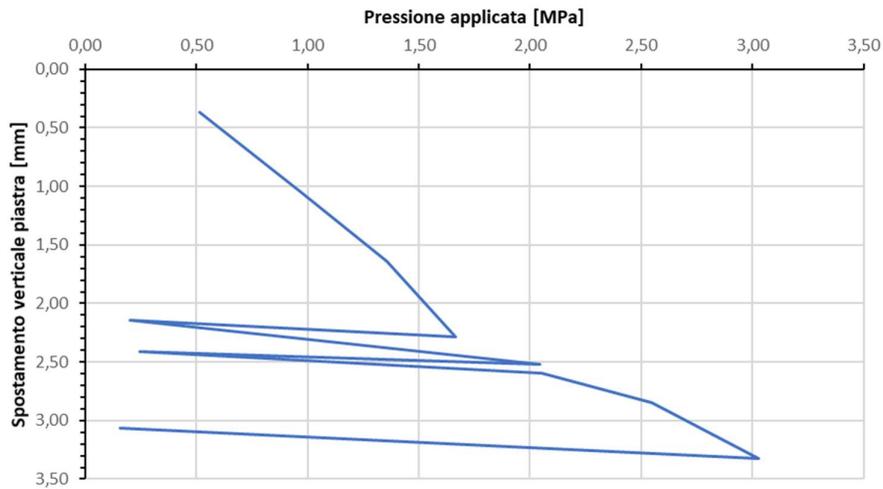


Curva granulometrica semplificata del rinterro 5

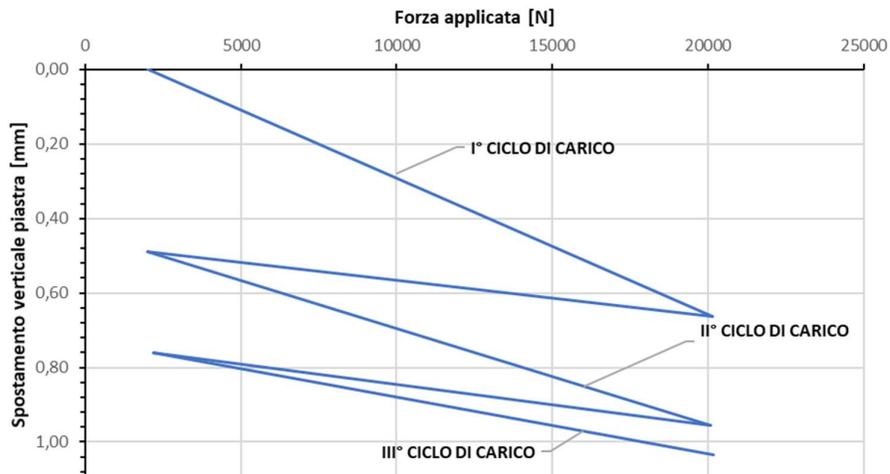
Allegato – C

Risultati della simulazione agli elementi distinti della prova di carico su piastra

- **Sezione 2:**



Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra reale (SEZIONE 2)

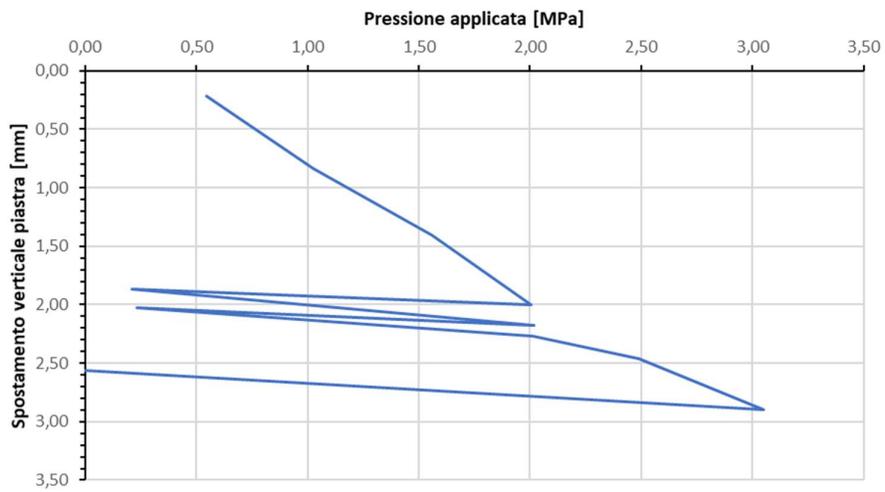


Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra simulata (SEZIONE 2)

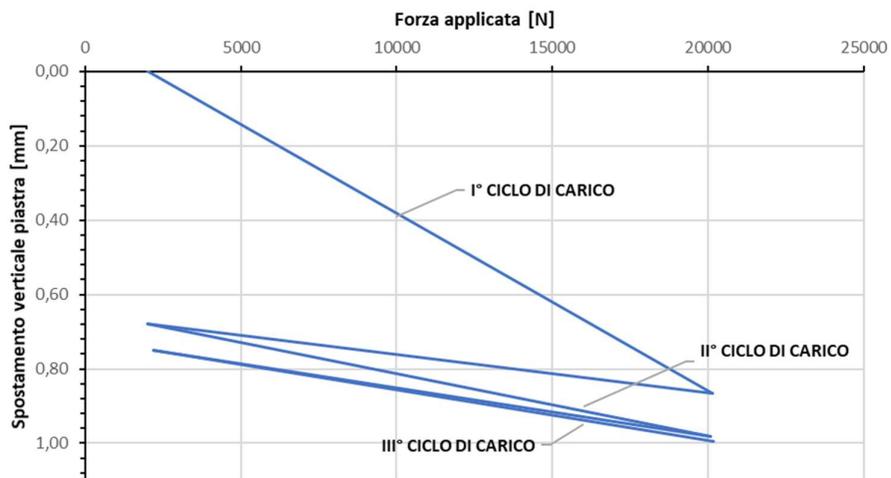
Confronto tra i cedimenti relativi reali e quelli ottenuti dalla simulazione (SEZIONE 2)

DATI PROVA REALE			DATI PROVA SIMULATA		
Pressione al pistone [MPa]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]	Pressione al pistone [N]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]
0.52	0.37	0			
0.97	1.06	0.69			
1.36	1.64	0.59	2013.77	0	0.00
1.67	2.28	0.64	20116.42	0.663109	0.66
0.2	2.14	-0.15	2010.59	0.489235	-0.17
2.05	2.52	0.38	20083.80	0.956287	0.47
0.25	2.41	-0.11	2958.64	0.760401	-0.20
2.05	2.59	0.19	20166.63	1.033555	0.27
2.55	2.85	0.25			
3.03	3.32	0.48			
0.16	3.06	-0.26			

- **Sezione 3:**



Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra reale (SEZIONE 3)

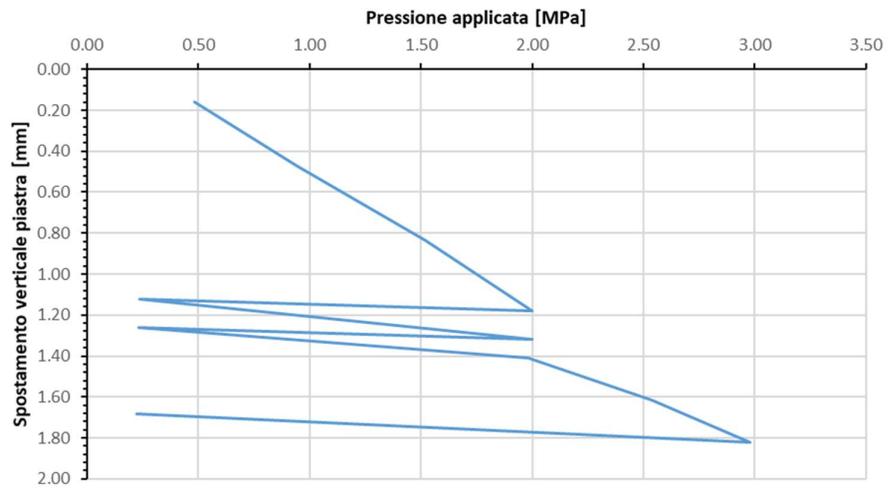


Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra simulata (SEZIONE 3)

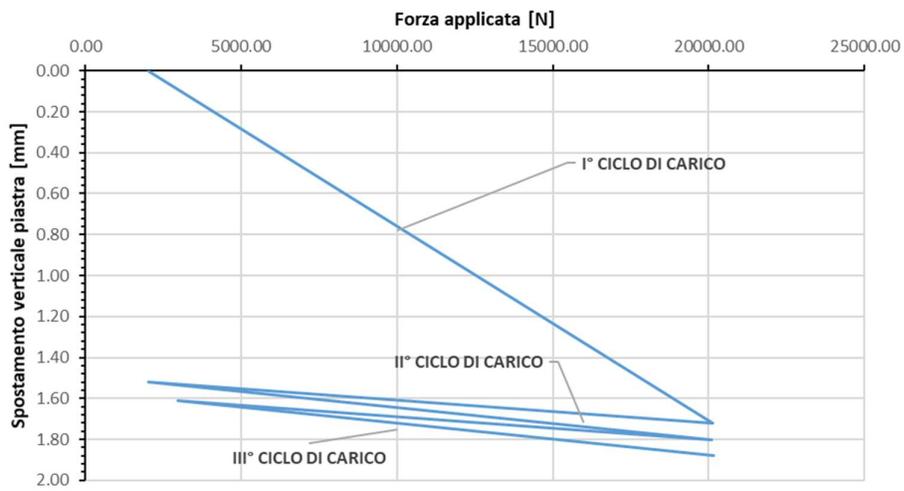
Confronto tra i cedimenti relativi reali e quelli ottenuti dalla simulazione (SEZIONE 3)

DATI PROVA REALE			DATI PROVA SIMULATA		
Pressione al pistone [MPa]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]	Pressione al pistone [N]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]
0.52	0.216503938	0.00			
0.97	0.838402192	0.62			
1.36	1.404333274	0.57	2013.77	0	0.00
1.67	1.997376601	0.59	20116.42	0.865145	0.87
0.20	1.862947623	-0.13	2010.59	0.678141	-0.19
2.05	2.178360144	0.32	20083.80	0.981522	0.30
0.25	2.028273424	-0.15	2958.64	0.750327	-0.23
2.05	2.271405856	0.24	20166.63	0.995457	0.25
2.55	2.463452657	0.19			
3.03	2.893312772	0.43			
0.16	2.563798745	-0.33			

- Sezione 4:



Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra reale (SEZIONE 4)

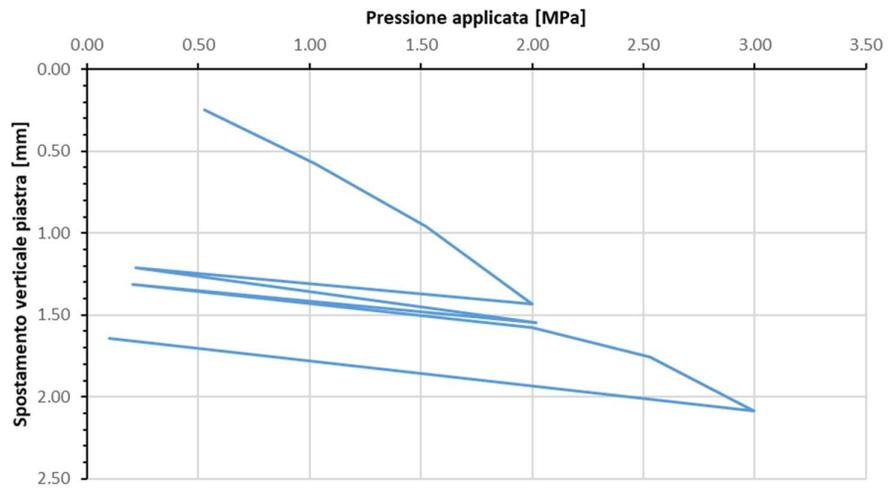


Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra simulata (SEZIONE 4)

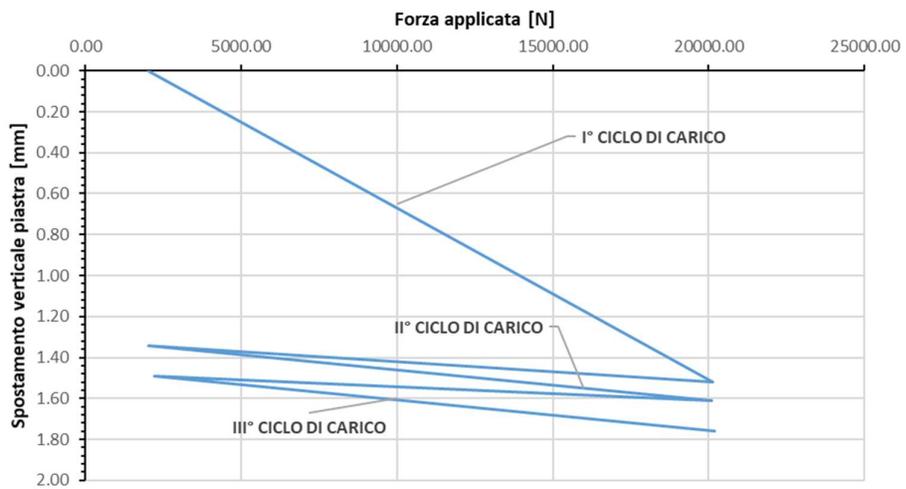
Confronto tra i cedimenti relativi reali e quelli ottenuti dalla simulazione (SEZIONE 4)

ATI PROVA REALE			DATI PROVA SIMULATA		
Pressione al pistone [MPa]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]	Pressione al pistone [N]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]
0.48	0.16	0.00			
0.94	0.47	0.62			
1.52	0.83	0.57	2013.77	0.00	0.00
2.00	1.18	0.59	20116.42	1.72	1.72
0.24	1.12	-0.13	2010.59	1.52	-0.20
2.00	1.32	0.32	20083.80	1.80	0.28
0.23	1.26	-0.15	2958.64	1.61	-0.19
1.98	1.41	0.24	20166.63	1.88	0.27
2.54	1.61	0.19			
2.98	1.82	0.43			
0.22	1.68	-0.33			

- Sezione 5:



Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra reale (SEZIONE 5)



Cedimenti risultanti da prova di carico su piastra simulata (SEZIONE 5)

Confronto tra i cedimenti relativi reali e quelli ottenuti dalla simulazione (SEZIONE 5)

DATI PROVA REALE			DATI PROVA SIMULATA		
Pressione al pistone [MPa]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]	Pressione al pistone [N]	Abbassamento medio [mm]	Δs [mm]
0.53	0.25	0.00			
1.02	0.58	0.62			
1.52	0.96	0.57	2012.86	0.00	0.00
2.00	1.43	0.59	20137.26	1.52	1.52
0.22	1.21	-0.13	2013.56	1.34	-0.18
2.02	1.54	0.32	20088.13	1.61	0.27
0.20	1.31	-0.15	2197.01	1.49	-0.12
2.00	1.58	0.24	20181.96	1.76	0.27
2.53	1.76	0.19			
3.00	2.09	0.43			
0.10	1.64	-0.33			

Bibliografia

- [1] Pasqualini, E., (1983). *“Ricerca sperimentale sul comportamento delle tubazioni interrate”*;
- [2] Buscaglione, L., Lambert, F., Pasqualini, E., (1989). *“Ricerca sperimentale sul comportamento delle tubazioni interrate. Perfezionamenti e sviluppi”*. CH₄ ENERGIA METANO 2, 12-18;
- [3] Maina, L., Pasqualini, E., (1989). *“Ricerca Sperimentale sul Comportamento delle Tubazioni Interrate”*. CH₄ ENERGIA METANO 1, 20-26
- [4] Piovano, M. *“Sintesi dei risultati della ricerca sulla interazione suolo-tubazioni (Nota n°36/96 STUIT/SDI-MP)”*;
- [5] CBR BU 146/92” *Determinazione dei moduli di deformazione M_d, M'_d mediante prova di carico a doppio ciclo con piastra circolare”*;
- [6] *Capitolato Speciale d’Appalto per Costruzione e Manutenzione Reti di distribuzione gas, Impianti di derivazione d’utenza e opere accessorie*;
- [7] DM 16/04/2008 *“Regola tecnica per la progettazione, costruzione, collaudo, esercizio e sorveglianza delle opere e dei sistemi di distribuzione e di linee dirette del gas naturale con densità non superiore a 0,8”*;
- [8] DM 17/04/2008 *“Regola tecnica per la progettazione, costruzione, collaudo, esercizio e sorveglianza delle opere e degli di trasporto di gas naturale con densità non superiore a 0,8”*;
- [9] UNI EN 933-2:1997 *“Prove per determinare le caratteristiche geometriche degli aggregati. Determinazione della distribuzione granulometrica. Stacci di controllo, dimensioni nominali delle aperture”*;
- [10] Bonacina, F., Dell’Era, G., (2013) Tesi di laurea magistrale: *“Modellazione agli elementi distinti della propagazione di onde d’urto nel terreno”*;
- [11] Massa, A., (2018), Tesi di laurea magistrale: *“Verifica di dati di campo e analisi numeriche per trincee di sotto-servizi urbani per la distribuzione del gas”*
- [12] Depalo, S., (2017), Tesi di laurea magistrale: *“Analisi di acquisizioni sperimentali relative a prove di carico su piastra condotte su trincee per sotto-servizi urbani, ritombate con differenti tipologie di rinterro”*;
- [13] Itasca, PFC^{2D} Version 6.0, (2017), *“Itasca’s Particle Flow Code Documentation” (User Manual)*;
- [14] Itasca, PFC^{2D} Version 4.0, (2008), *“Online Manual Table of Contents, User’s Guide”*;

- [15] Verlet, L., Phys. Rev., 159, 98-103 (1967), "Computer 'Experiments' on Classical Fluids. I. Thermodynamical Properties of Lennard-Jones Molecules".
- [16] Deresiewicz, H., Advances in Applied Mechanics, Volume 5, Pages 233-306, (1958), "Mechanics of granular matter"
- [17] Barla, M., Camusso, M., (2009), "Microparameters calibration for loose and cemented soil when using particle methods"
- [18] Merrill, R.H. and Peterson, J.R., (1961), "Deformation of a Borehole in Rock", U.S. Bureau of Mines Report RI 5881.
- [19] Calvetti F., Nova R., (2004b) "Micromechanical approach to slope stability analysis", in F. Darve, I. Vardoulakis (eds), *Degradations and instabilities in geomaterials*, Springer, p. 235-254.