

POLITECNICO DI TORINO

Facoltà di Ingegneria

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



Tesi di Laurea Magistrale

Simulazione numerica del comportamento meccanico di un materiale complesso

Relatori:

Prof. Claudio Scavia

Prof.ssa Monica Barbero

Ing. Maria Lia Napoli

Candidato:

Marco Menegatti

Anno accademico 2019/2020

Sommario

| | |
|--|-----|
| Indice delle figure | 2 |
| Indice delle tabelle | 8 |
| 1. Introduzione | 11 |
| 2. Generalità sulle formazioni complesse con struttura blocco-in-matrice | 13 |
| 3. Prove triassiali di laboratorio | 17 |
| 3.1. Preparazione dei campioni | 21 |
| 3.2. Risultati..... | 25 |
| 4. Software di modellazione: FLAC3D | 42 |
| 4.1. Cenni sul metodo alle differenze finite..... | 45 |
| 4.2. Validazione del software..... | 50 |
| 5. Modellazione numerica delle prove triassiali..... | 55 |
| 5.1. Geometria del modello | 69 |
| 5.2. Legame costitutivo elastico | 79 |
| 5.3. Criterio di rottura..... | 92 |
| 5.4. Condizioni non drenate: Teoria di Biot (1941) | 107 |
| 6. Risultati delle analisi numeriche e confronto | 116 |
| 6.1. Materiale omogeneo..... | 116 |
| 6.2. Materiale eterogeneo..... | 141 |
| 7. Conclusioni | 166 |
| Bibliografia | 173 |
| Ringraziamenti..... | 176 |

Indice delle figure

| | |
|--|----|
| Figura 1. Esempi di formazioni identificabili come Bimrock (Afifipour, 2014)..... | 16 |
| Figura 2. Esempio di formazione identificabile come Bimsoil (Zhou et al., 2017)..... | 16 |
| Figura 3. Esempio di formazione identificabile come Bimsoil (Wang et al., 2019).... | 16 |
| Figura 4. Apparecchiatura triassiale del Politecnico di Torino. | 17 |
| Figura 5. Consolidometro del Politecnico di Torino. | 22 |
| Figura 6. Campione di materiale estratto dal consolidometro..... | 24 |
| Figura 7. Provini di materiale eterogenei dopo l'infissione della fustella..... | 25 |
| Figura 8. Fotografie dei provini omogenei al termine della prova triassiale. Da sinistra a destra sono riportati i provini omogenei con tensione di consolidazione rispettivamente pari a 50 kPa, 100 kPa e 200 kPa..... | 28 |
| Figura 9. Grafico dello sforzo deviatorico in funzione della deformazione assiale.... | 29 |
| Figura 10. Grafico della forza deviatorica in funzione della deformazione assiale.... | 30 |
| Figura 11. Grafico delle sovrappressioni interstiziali in funzione della deformazione assiale. | 31 |
| Figura 12. Grafico del parametro "A" di Skempton in funzione della deformazione assiale. | 32 |
| Figura 13. Valori medi del coefficiente "A" di Skempton per alcune argille (Burghignoli, 1985). | 33 |
| Figura 14. Variazione del coefficiente "A" di Skempton per un materiale NC e OC (Burghignoli, 1985). | 33 |
| Figura 15. Andamento dei percorsi di carico (stress path)..... | 35 |
| Figura 16. Grafico dello sforzo deviatorico relativo alle prove triassiali consolidate a 50 kPa in funzione della VBP. | 37 |
| Figura 17. Deformazione globale a fine prova del provino eterogeneo con VBP=30%. | 38 |
| Figura 18. Deformazione globale a fine prova del provino eterogeneo con VBP=50%. | 39 |
| Figura 19. Grafico dei percorsi di carico relativo alle prove triassiali consolidate a 50 kPa in funzione della VBP. | 40 |
| Figura 20. Grafico delle sovrappressioni interstiziali relative alle prove triassiali consolidate a 50 kPa in funzione della VBP. | 40 |

| | |
|--|----|
| Figura 21. Andamento della funzione $f(x)$ nei punti x_i (FLAC3D, 2016). | 46 |
| Figura 22. Rappresentazione dell'approssimazione della derivata con il rapporto incrementale (FLAC3D, 2016). | 47 |
| Figura 23. Grafico tensione assiale - deformazione analitico. | 51 |
| Figura 24. Geometria del modello. | 52 |
| Figura 25. Script della prova di compressione monoassiale (FLAC3D)..... | 53 |
| Figura 26. Grafico tensione assiale - deformazione numerico..... | 53 |
| Figura 27. Confronto fra gli andamenti tensione - deformazione relativi alla soluzione analitica e numerica..... | 54 |
| Figura 28. Sistema di riferimento relativo e assoluto della faccia (FLAC3D, 2016).. | 63 |
| Figura 29. Superfici del modello numerico e velocità di esecuzione della prova. | 68 |
| Figura 30. Grafico riguardante la scala dei grigi presente nel campione eterogeneo con VBP=24.5%. | 72 |
| Figura 31. Grafico riguardante la scala dei grigi presente nel campione eterogeneo con VBP=47.2%. | 72 |
| Figura 32. Sezione diametrale relativa alla tomografia del campione con VBP=24.5%. | 73 |
| Figura 33. Sezione diametrale reativa alla tomografia del campione con VBP=47.2%. | 73 |
| Figura 34. Paraffina relativa al campione con VBP=24.5%. | 74 |
| Figura 35. Matrice relativa al campione con VBP=24.5%. | 74 |
| Figura 36. Clasti lapidei relativi al campione con VBP=24.5%. | 74 |
| Figura 37. Paraffina relativa al campione con VBP=47.2%. | 74 |
| Figura 38. Matrice relativa al campione con VBP=47.2%. | 74 |
| Figura 39. Clasti lapidei relativi al campione con VBP=47.2%. | 74 |
| Figura 40. Script relativo alla costruzione del modello geometrico e della mesh dei provini omogenei. | 75 |
| Figura 41. Zona cilindrica relativa al comando di creazione del modello in FLAC3D. | 76 |
| Figura 42. Modello numerico relativo ai provini cilindrici di materiale omogeneo. | 76 |
| Figura 43. Modello Autocad VBP=21%. | 78 |
| Figura 44. Modello Autocad VBP=40%. | 78 |
| Figura 45. Mesh modello eterogeneo con VBP=21%. | 79 |

| | |
|--|-----|
| Figura 46. Mesh modello eterogeneo con VBP=40%..... | 79 |
| Figura 47. Legame costitutivo elastico lineare - Prova TX_304_ML - Materiale omogeneo - Pressione di consolidazione pari a 50 kPa. | 83 |
| Figura 48. Legame costitutivo elastico lineare - Prova TX_302_ML - Materiale omogeneo - Pressione di consolidazione pari a 100 kPa. | 84 |
| Figura 49. Legame costitutivo elastico lineare - Prova TX_303_ML - Materiale omogeneo - Pressione di consolidazione pari a 200 kPa. | 84 |
| Figura 50. Andamento iperbolico del modello di Duncan&Chang (Barla, 2019). | 85 |
| Figura 51. Stima dei parametri di Duncan&Chang (Barla, 2019). | 87 |
| Figura 52. Stima dei parametri di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML. | 88 |
| Figura 53. Stima dei parametri di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML. | 88 |
| Figura 54. Stima dei parametri di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML. | 89 |
| Figura 55. Curve sforzo-deformazione elastiche sperimentali e di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML..... | 89 |
| Figura 56. Curve sforzo-deformazione elastiche sperimentali e di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML..... | 90 |
| Figura 57. Curve sforzo-deformazione elastiche sperimentali e di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML..... | 90 |
| Figura 58. Script relativo all'implementazione del modello di Duncan&Chang in FLAC3D..... | 91 |
| Figura 59. Involuppo di rottura relativo alla matrice omogenea. | 93 |
| Figura 60. Criterio di rottura Mohr-Coulomb (FLAC3D, 2016). | 96 |
| Figura 61. Domini del criterio di Mohr-Coulomb (FLAC3D, 2016). | 97 |
| Figura 62. Esempio di curva sforzo-deformazione in cui sono evidenziate le deformazioni a taglio plastiche (FLAC3D, 2016). | 99 |
| Figura 63. Variazione reale ed approssimata di ϕ e c in funzione della deformazione plastica a taglio (FLAC3D, 2016). | 100 |
| Figura 64. Variazione di c' e ϕ' in funzione delle deformazione a taglio plastica - Prova TX_304_ML Roller. | 105 |
| Figura 65. Variazione di c' e ϕ' in funzione delle deformazione a taglio plastica - Prova TX_304_ML Hinge. | 105 |
| Figura 66. Variazione di c' e ϕ' in funzione delle deformazione a taglio plastica - Prova TX_302_ML Roller. | 106 |

| | |
|--|-----|
| Figura 67. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1..... | 118 |
| Figura 68. Effetto tensionale dell'interfaccia con perfetta aderenza. | 119 |
| Figura 69. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1..... | 120 |
| Figura 70. Stress path relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1. | 121 |
| Figura 71. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1..... | 122 |
| Figura 72. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1..... | 122 |
| Figura 73. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1..... | 123 |
| Figura 74. Effetto tensionale nullo sull'interfaccia libera. | 124 |
| Figura 75. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2. | 125 |
| Figura 76. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2..... | 126 |
| Figura 77. Stress path relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2. | 127 |
| Figura 78. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2..... | 128 |
| Figura 79. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2..... | 128 |
| Figura 80. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2..... | 129 |
| Figura 81. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa. | 130 |
| Figura 82. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa..... | 132 |
| Figura 83. Stress path relativi alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa. | 132 |
| Figura 84. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa..... | 133 |

| | |
|---|-----|
| Figura 85. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa..... | 134 |
| Figura 86. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa..... | 134 |
| Figura 87. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa. | 135 |
| Figura 88. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa..... | 137 |
| Figura 89. Stress path relativi alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa. | 137 |
| Figura 90. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa..... | 138 |
| Figura 91. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa..... | 139 |
| Figura 92. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa..... | 139 |
| Figura 93. Stress path relativi ai modelli numerici e alle prove di laboratorio sul materiale omogeneo..... | 140 |
| Figura 94. Sforzi deviatorici relativi ai modelli numerici e alle prove di laboratorio sul materiale omogeneo..... | 141 |
| Figura 95. Parametri elastici per la scala di laboratorio relativi a rocce comuni (Goodman, 1980). | 143 |
| Figura 96. Distribuzione dei blocchi all'interno dei campioni..... | 145 |
| Figura 97. Mesh relativa al campione eterogeneo di prova. | 145 |
| Figura 98. Tensione media totale al termine della fase di consolidazione per il campione eterogeneo di prova. | 146 |
| Figura 99. Tensione media efficace al termine della fase di consolidazione per il campione eterogeneo di prova. | 146 |
| Figura 100. Pressione interstiziale al termine della fase di consolidazione per il campione eterogeneo di prova. | 146 |
| Figura 101. Sforzo deviatorico relativo alla modellazione eterogenea di prova..... | 148 |
| Figura 102. Sovrappressioni interstiziali relative alla modellazione eterogenea di prova. | 149 |
| Figura 103. Stress path relativi alla modellazione eterogenea di prova..... | 149 |

| | |
|---|-----|
| Figura 104. Stato tensionale in tensioni totali nell'intorno di un blocco (modello eterogeneo di prova). | 150 |
| Figura 105. Stato tensionale in tensioni efficaci nell'intorno di un blocco (modello eterogeneo di prova). | 150 |
| Figura 106. Condizione di rottura delle zone relative al modello eterogeneo di prova. | 151 |
| Figura 107. Deformazioni di taglio massime relative alla modellazione eterogenea di prova. | 152 |
| Figura 108. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla modellazione eterogenea di prova. | 153 |
| Figura 109. Sforzo deviatorico relativo alla modellazione eterogenea della prova Tx_306_ML..... | 156 |
| Figura 110. Condizione di rottura delle zone relative alla modellazione eterogenea della prova Tx_306_ML. | 157 |
| Figura 111. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla modellazione eterogenea delle prova Tx_306_ML (a sinistra è riportata la rappresentazione del provino scarico mentre a destra è riportata la rappresentazione deformata)..... | 158 |
| Figura 112. Deformata globale del provino relativa alla modellazione eterogenea della prova Tx_306_ML. | 159 |
| Figura 113. Sforzo deviatorico relativo alla modellazione eterogenea della prova Tx_310_ML..... | 162 |
| Figura 114. Condizione di rottura delle zone relative alla modellazione eterogenea della prova Tx_310_ML. | 163 |
| Figura 115. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla modellazione eterogenea delle prova Tx_310_ML..... | 164 |
| Figura 116. Deformata globale del provino relativa alla modellazione eterogenea della prova Tx_310_ML. | 165 |

Indice delle tabelle

| | |
|---|-----|
| Tabella 1. Valori di picco relativi alle prove Tx CIU sul materiale omogeneo. | 35 |
| Tabella 2. Reale valore della VBP per i due provini eterogenei..... | 36 |
| Tabella 3. Principali parametri del materiale roccioso. | 50 |
| Tabella 4. Tensioni e pressioni dell'acqua nelle fasi di consolidazione dei campioni omogenei..... | 60 |
| Tabella 5. Tensioni e pressioni dell'acqua nelle fasi di consolidazione dei campioni eterogenei..... | 61 |
| Tabella 6. Velocità e deformazioni massime raggiunte nelle prove di laboratorio sul materiale omogeneo..... | 64 |
| Tabella 7. Velocità e deformazioni massime raggiunte nelle prove di laboratorio sul materiale eterogeneo..... | 64 |
| Tabella 8. Velocità delle prove triassiali numeriche. | 67 |
| Tabella 9. Dimensioni dei provini omogenei di laboratorio e relativi valori del modello numerico..... | 70 |
| Tabella 10. Dimensioni dei provini eterogenei di laboratorio e relativi valori del modello numerico. | 70 |
| Tabella 11. Moduli di Young non drenati - Prova TX_304_ML. | 83 |
| Tabella 12. Moduli di Young non drenati - Prova TX_302_ML. | 84 |
| Tabella 13. Moduli di Young non drenati - Prova TX_303_ML. | 84 |
| Tabella 14. Parametri sperimentali di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML. | 88 |
| Tabella 15. Parametri sperimentali di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML. | 88 |
| Tabella 16. Parametri sperimentali di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML. | 89 |
| Tabella 17. Parametri definitivi di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML. | 89 |
| Tabella 18. Parametri definitivi di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML. | 90 |
| Tabella 19. Parametri definitivi di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML. | 90 |
| Tabella 20. Valori drenati e non drenati del parametro $1/a$ di Duncan&Chang. | 91 |
| Tabella 21. Parametri di resistenza di Mohr-Coulomb relativi alla matrice. | 94 |
| Tabella 22. Parametri di resistenza di picco. | 103 |
| Tabella 23. Parametri di resistenza relativi a una deformazione plastica assiale del 6%. | 103 |

| | |
|--|-----|
| Tabella 24. Parametri di resistenza relativi a una deformazione plastica assiale del 13%. | 103 |
| Tabella 25. Parametri di resistenza e relative deformazioni di taglio plastiche relative alla prova TX_304_ML. | 104 |
| Tabella 26. Parametri di resistenza e relative deformazioni di taglio plastiche relative alla prova TX_302_ML. | 106 |
| Tabella 27. Valori di porosità e del modulo di Biot dei provini omogenei. | 113 |
| Tabella 28. Valori di porosità e del modulo di Biot dei provini eterogenei. | 114 |
| Tabella 29. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per i provini omogenei. | 117 |
| Tabella 30. Valori massimi relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1. | 118 |
| Tabella 31. Valori massimi relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2. | 125 |
| Tabella 32. Valori massimi relativi alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa. | 130 |
| Tabella 33. Valori massimi relativi alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa. | 136 |
| Tabella 34. Caratteristiche meccaniche relative alla matrice argillosa-limosa. | 142 |
| Tabella 35. Caratteristiche meccaniche relative ai clasti lapidei. | 143 |
| Tabella 36. Calcolo della VBP per il modello di prova. | 144 |
| Tabella 37. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per il provino eterogeneo di prova. | 147 |
| Tabella 38. Calcolo della VBP relativo al provino della prova Tx_306_ML. | 154 |
| Tabella 39. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per il provino eterogeneo avente VBP=21%. | 154 |
| Tabella 40. Calcolo della VBP relativo al provino della prova Tx_310_ML. | 160 |
| Tabella 41. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per il provino eterogeneo avente VBP=40%. | 160 |
| Tabella 42. Caratteristiche dei modelli numerici e parametri meccanici relativi al materiale omogeneo. | 168 |
| Tabella 43. Parametri meccanici relativi alle prove con comportamento rammollente. | 168 |

Tabella 44. Caratteristiche meccaniche relative ai clasti lapidei..... 169

1. Introduzione

Il presente elaborato riguarda la modellazione numerica tridimensionale di un materiale complesso con struttura caotica definita "a blocco-in-matrice". Tale definizione si riferisce ad un corpo geologico costituito da una miscela di blocchi lapidei presenti all'interno di una matrice di materiale più fine e meno resistente.

La modellazione numerica condotta nel presente elaborato è finalizzata alla valutazione dell'influenza dei blocchi rocciosi sul comportamento meccanico del materiale in oggetto.

Il comportamento meccanico del materiale viene modellato con l'ausilio del software alle differenze finite FLAC3D (Itasca) simulando l'esecuzione di prove triassiali. Per configurare e calibrare il modello numerico sono state eseguite una serie di prove triassiali consolidate non drenate (CIUD) su provini omogenei di materiale ricostituito composti da sola matrice argillosa-limosa sovraconsolidata e da provini eterogenei composti da matrice ricostituita nella quale vengono inglobati dei clasti lapidei naturali. Tale tecnica permette la realizzazione di campioni ideali con caratteristiche meccaniche note e con differenti valori di percentuale volumetrica dei blocchi (VBP).

La caratterizzazione meccanica del materiale omogeneo viene effettuata con 3 prove triassiali a confinamento basso in modo tale da garantire un comportamento sovraconsolidato. La ricerca del comportamento sovraconsolidato permette di ottenere un comportamento rammollente associato alla matrice argillosa-limosa coerente con il comportamento del materiale naturale.

Grazie alle prove sperimentali è possibile determinare la tipologia di legame costitutivo, il criterio di rottura e i relativi parametri. La stima dei parametri elastici viene effettuata in modo tale da simulare efficacemente l'andamento del ramo elastico precedente la rottura. Per quanto riguarda il comportamento post-rottura, la stima dei parametri del modello viene effettuata tramite back-analysis al fine di trovare le deformazioni di taglio plastiche da associare al decadimento dei parametri di resistenza.

La simulazione numerica delle prove viene condotta adottando le caratteristiche meccaniche ottenute dalle prove di laboratorio con lo scopo di simulare correttamente l'andamento complessivo della prova e la creazione della superficie di rottura.

Il materiale eterogeneo viene rappresentato da due provini con differente valore di VBP ossia il 30% e il 50%. Il relativo modello tridimensionale viene creato con le medesime caratteristiche geometriche del campione ricostituito, utilizzando la tomografia assiale computerizzata (TAC), che consente di conoscere esattamente la posizione e l'orientamento dei blocchi all'interno del campione in funzione delle densità.

Le informazioni tomografiche, rappresentate sottoforma di immagini digitali in scala di grigi, vengono in seguito convertite in un modello tridimensionale editabile.

Per la modellazione, la rappresentazione dei blocchi avviene utilizzando sfere di diversa dimensione opportunamente posizionate all'interno della matrice. Sul modello tridimensionale ottenuto viene quindi creata la mesh del problema numerico sulla quale viene applicata la simulazione numerica.

I blocchi, la cui resistenza è molto maggiore della matrice, vengono modellati come elementi elastici privi di rottura ad elevata rigidità. Alla matrice sono invece applicate le caratteristiche meccaniche ottenute dalle prove triassiali sul materiale omogeneo.

Sulle prove sperimentali e sulle analisi numeriche si osserva il differente comportamento meccanico in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (VBP).

L'influenza della presenza dei blocchi sulla resistenza meccanica del materiale eterogeneo viene valutata confrontando i risultati relativi ottenuti con quelli del materiale omogeneo.

Le principali caratteristiche sulle quali viene valutata l'influenza dei blocchi sono la resistenza a rottura, la rigidità in campo elastico, il comportamento meccanico del ramo post rottura e la tortuosità della superficie di rottura.

2. Generalità sulle formazioni complesse con struttura blocco-in-matrice

Le formazioni "strutturalmente complesse" comprendono quei volumi geologici, ammassi rocciosi o terreni, la cui composizione e struttura risulta essere caotica ed eterogenea, e nei quali è possibile riscontrare una significativa distinzione nelle caratteristiche meccaniche dei materiali che li compongono, portando a problemi significativi in fase di caratterizzazione e definizione dei parametri di resistenza (A.G.I., 1979; Picarelli, 1986).

Le formazioni complesse sono presenti in varie parti del mondo e si formano in differenti ambienti geologici comprendendo una grande varietà di materiali. Le differenti tipologie di formazioni complesse sono caratterizzate da fenomeni di formazione anche molto differenti fra loro.

La loro complessità non consente di classificare il materiale né come ammasso roccioso né come terreno, pertanto la loro caratterizzazione meccanica non può essere condotta mediante le metodologie della geotecnica classica.

Le complessità che contraddistinguono questi materiali assumono diverso significato in funzione del punto di vista adottato per studiarle. La complessità geologica viene definita sulla base dell'eterogeneità litologica e della storia geologica mentre la complessità geotecnica si basa sulla forte variabilità ed eterogeneità delle proprietà geotecniche. La complessità ingegneristica, che unisce entrambe le complessità, si basa sul livello di complessità che si ha nella generazione del modello ingegneristico a causa della limitata conoscenza del comportamento meccanico globale del deposito dovuta alla eterogeneità strutturale, litologica e meccanica.

In accordo con l'Associazione Geotecnica Italiana, le formazioni complesse sono materiali caratterizzati da una notevole difficoltà nella fabbricazione di provini rappresentativi ad una scala ingegneristica. Tali difficoltà portano a ulteriori complicanze nella fase progettuale e nella fase esecutiva dell'opera ingegneristica.

Le formazioni complesse comprendono molteplici tipologie di formazioni. Le tipologie di maggior interesse ingegneristico, data la difficoltà nella caratterizzazione del materiale, sono i materiali con struttura a blocco-in-matrice che si suddividono in

Bimrock e i Bimsoil. Una prima grossa distinzione deve essere fatta tra i due materiali.

Il termine Bimrock (Block-in-matrix rock), coniato per la prima volta da Medley, definisce tali materiali come *"un miscela di rocce, composte da blocchi geotecnicamente significativi all'interno di una matrice di materiale più fine e cementato"* (Medley, 1994). Il termine Bimsoil (Block-in-matrix soil), invece, definisce un materiale simile al Bimrock ma con differenti caratteristiche associate alla matrice. Con il termine Bimsoil si definiscono materiali con struttura a blocco-in-matrice costituiti da blocchi immersi in una matrice costituita da terreno, ossia in una matrice non cementata e incoerente avente caratteristiche meccaniche scadenti (Kalender et al., 2014).

Una differente distinzione può essere invece condotta distinguendo i due materiali in funzione del contenuto d'acqua naturale e della loro capacità di dissoluzione in acqua.

I Bimsoil, presentando una matrice non cementata, sono caratterizzati da un alto grado di dissoluzione in acqua, un significativo contenuto d'acqua e vengono quindi classificati come terreni, i Bimrock, viceversa, avendo matrice cementata, non presentano possibilità di dissoluzione in acqua, presentano un contenuto d'acqua pressoché nullo e vengono quindi classificati come rocce.

Per poter essere classificata come Bimrock, una formazione eterogenea deve presentare una significativa differenza in termini di resistenza e deformabilità dei materiali costituenti il Bimrock. A tal fine vengono definiti dei rapporti minimi da soddisfare:

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

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

$$\frac{UCS_{blocco}}{UCS_{matrice}} \cong 1.5 \quad (\text{Sonmez, 2009})$$

nei quali φ è l'angolo di resistenza al taglio del materiale, E è il modulo di Young mentre UCS è la resistenza a compressione monoassiale. La caratterizzazione delle due fasi presenti deve essere fatta separatamente.

Tali rapporti consentono di definire una soglia minima per la quale il materiale risulta essere meccanicamente indipendente dalla resistenza dei singoli blocchi e la superficie di rottura si sviluppa in modo tortuoso all'interno della matrice. (Lindquist, 1994).

Per rapporti minori a quelli precedentemente indicati, la superficie di rottura tende, contrariamente a come avviene nei Bimrock, ad attraversare i blocchi piuttosto che passarci intorno.

Come indicato da Medley (1994), risulta di fondamentale importanza definire una lunghezza caratteristica del problema, l_c , in base alla quale è possibile definire la soglia blocco - matrice. La dimensione caratteristica del problema è la lunghezza caratterizzante del problema ingegneristico, definita diversamente in funzione del tipo di problema che si vuole approcciare. Nel caso di prove di laboratorio l_c corrisponde al diametro del campione mentre nel caso di scavo di un'opera sotterranea l_c corrisponde al diametro equivalente della galleria (Medley e Sanz, 2004).

In particolare, affinché una inclusione rocciosa possa essere considerata "blocco", la sua dimensione non deve essere inferiore al 5% né superiore al 75% della lunghezza caratteristica.

La presenza di una formazione complessa classificabile come Bimrock determina una netta variazione delle caratteristiche meccaniche del sito e può comportare problematiche serie in fase di esecuzione dei lavori, per questo motivo è fondamentale l'individuazione di tale formazione e la sua corretta caratterizzazione.

In Figura 1 sono riportati alcuni esempi di tipiche formazioni complesse associate alla tipologia Bimrock mentre in Figura 2 e Figura 3 sono riportati alcuni esempi di formazioni complesse associate alla tipologia Bimsoil.



Figura 1. Esempi di formazioni identificabili come Bimrock (Afifpour, 2014).



Figura 2. Esempio di formazione identificabile come Bimsoil (Zhou et al., 2017).

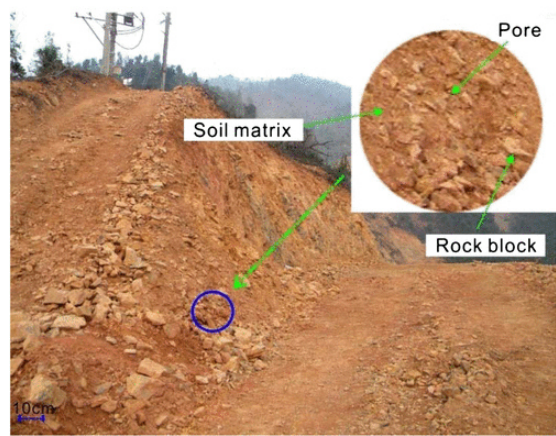


Figura 3. Esempio di formazione identificabile come Bimsoil (Wang et al., 2019).

3. Prove triassiali di laboratorio

Per caratterizzare dal punto di vista meccanico un materiale è possibile eseguire prove di laboratorio specifiche che definiscono il comportamento meccanico del materiale sotto differente stato di sforzo. Il comportamento meccanico di un materiale viene quindi suddiviso in differenti classi: comportamento a compressione monoassiale, comportamento a taglio, comportamento a compressione isotropa, ecc. Ad ognuno di esse viene associato un set di parametri meccanici che definiscono la resistenza del materiale corrispondente a quel determinato stato di sforzo.

Delle varie prove di laboratorio disponibili, la prova triassiale risulta particolarmente efficace per la soluzione della maggior parte dei problemi ingegneristici comuni. Tale prova viene eseguita con l'apparecchiatura triassiale ossia un macchinario di laboratorio costituito da una cella cilindrica in cui viene posizionato il campione e nella quale è possibile applicare, tramite l'acqua al suo interno, un pressione isotropa oltre che pressioni assiali. In Figura 4 è riportata l'apparecchiatura triassiale presente nel Dipartimento di Geotecnica del Politecnico di Torino.



Figura 4. Apparecchiatura triassiale del Politecnico di Torino.

L'obiettivo di tali prove è quello di determinare l'evoluzione, fino alle condizioni di rottura, delle tensioni efficaci imponendo uno stato tensionale sul provino. L'evoluzione delle tensioni efficaci viene valutata misurando lo stato tenso-

deformativo del provino e le corrispondenti pressioni interstiziali. Usualmente le prove triassiali sono condotte imponendo uno stato di compressione triassiale non isotropa fino a rottura. Questo tipo di sollecitazione consente di determinare la resistenza e il comportamento a taglio del materiale.

La rottura del campione, che avviene per taglio, può avvenire per scorrimento in condizioni di drenaggio totale e per scorrimento in condizioni di drenaggio impedito cioè con variazione volumetrica nulla. La tipologia di rottura è condizionata dalla tipologia di prova triassiale eseguita. Essa avverrà comunemente in termini di tensioni efficaci, come definito dal "Principio degli sforzi efficaci" di Terzaghi (1936), ma con differente evoluzione dello stato tenso-deformativo del campione.

Le prove triassiali si distinguono in base alla tipologia di stato tensionale applicato e alle condizioni di drenaggio utilizzate. Vi sono quindi 3 differenti prove:

- prove non consolidate-non drenate note come "Prove UU";
- prove consolidate-non drenate note come "Prove CU";
- prove consolidate -drenate note come "Prove CD".

Le prove UU consistono in prove di compressione triassiale nelle quali viene impedito il drenaggio sia nella fase di consolidazione che in quella di applicazione del carico assiale fino a rottura. In questo modo, partendo da un provino saturo, si osserva che il contenuto d'acqua e l'indice dei vuoti rimangono costanti durante tutta la prova. Durante la prova le pressioni interstiziali non vengono misurate, di conseguenza, è possibile misurare unicamente sforzi in termini di tensioni totali. Il risultato ottenibile è quindi una resistenza a taglio non drenata utilizzabile unicamente per analisi in termini di tensioni totali.

Le prove CU e CD, invece, consistono in prove di compressione triassiale in cui la consolidazione del provino avviene a drenaggi aperti mentre la fase di rottura si differenzia per le prove CU, condotte con i drenaggi chiusi, e per le prove CD, condotte con i drenaggi aperti. La fase di rottura delle prove CU viene effettuata imponendo la variazione volumetrica nulla e misurando le pressioni interstiziali mentre per le prove CD viene effettuata mantenendo le pressioni interstiziali costanti e misurando le variazioni volumetriche del campione.

Misurando gli sforzi in termini di tensioni efficaci è quindi possibile ottenere la

resistenza al taglio drenata del campione associata ai parametri c' e ϕ' (Criterio di rottura di Mohr-Coulomb, 1773). La prova CU, componendosi di una fase di consolidazione drenata e una fase di rottura non drenata, consente, altresì, di determinare la resistenza al taglio non drenata corrispondente allo stato di consolidazione imposto.

E' bene osservare che un'ipotesi fondamentale delle prove triassiali è che il provino sia saturo. Per verificare tale ipotesi, prima dell'esecuzione della prova, si esegue una fase di saturazione del provino. La fase di saturazione consiste nell'applicazione di una pressione interstiziale sufficientemente elevata, detta "back pressure", in modo tale da saturare tutti gli interstizi del materiale e tale da produrre la totale soluzione delle bolle d'aria nel fluido. Per verificare l'avvenuta saturazione si esegue una verifica del parametro "B" di Skempton che in condizioni di materiale saturo è pari a 1. Tale parametro si stima aumentando la pressione di cella in condizioni non drenate e misurando la variazione di pressioni interstiziali: il rapporto fra i due incrementi è il parametro "B" di Skempton.

Per una migliore valutazione del comportamento meccanico del materiale è necessario eseguire la prova in controllo di deformazione in modo tale da ottenere i parametri di resistenza al taglio anche dopo la fase di rottura del campione.

Il controllo di deformazione avviene imponendo una velocità di spostamento alle basi del provino. La velocità di spostamento, associata alla velocità di deformazione, deve essere sufficientemente piccola in modo tale che, nella prova CU, le pressioni interstiziali siano omogenee all'interno del campione, mentre, nella prova CD, ci sia la dissipazione istantanea delle pressioni interstiziali che vanno a crearsi.

Come descritto più volte, i materiali con struttura a blocco-in-matrice presentano un elevato grado di eterogeneità strutturale che rende complessa la definizione delle caratteristiche meccaniche.

Tali caratteristiche meccaniche sono direttamente proporzionali alla quantità di blocchi presenti (Barbero et al., 2007). Tale quantità è definita dal parametro VBP (Volume Block Proportion), ossia la percentuale volumetrica dei blocchi, che è calcolabile come rapporto fra il volume dei blocchi presenti nei campioni e il volume totale.

E' bene ricordare che le caratteristiche meccaniche del materiale eterogeneo sono associate al comportamento globale del materiale ossia considerandolo come un materiale omogeneo equivalente.

Le caratteristiche meccaniche influenzate dal parametro VBP sono principalmente la deformabilità e la resistenza a rottura del materiale. Ciononostante l'elemento maggiormente influenzato dalla presenza dei blocchi risulta essere la superficie di rottura.

Nei materiali omogenei tale superficie inizia a svilupparsi dove è presente un micro difetto nella matrice ma è possibile ammettere che, in un materiale teorico perfettamente omogeneo, essa si crei in qualsiasi posizione all'interno del campione. La superficie di rottura è inoltre perfettamente piana e su di essa si concentra la rottura del materiale e la massima deformazione a taglio del campione.

Per il materiale eterogeneo questa assunzione non è valida. Tale superficie, infatti, dipende dalla posizione relativa dei blocchi e dalla quantità dei blocchi presenti. La rottura nei campioni eterogenei avviene prevalentemente sulle interfacce blocchi-matrice e segue quindi un andamento non piano caratterizzato da una superficie scabra che si sviluppa intorno ai campioni. Questa condizione si ripercuote in termini di comportamento meccanico globale, che presenta quindi un aumento del carico a rottura, una minore deformabilità a taglio lungo la superficie e un minore decadimento di resistenza post-rottura.

Per valutare l'influenza della quantità di blocchi sulle caratteristiche meccaniche del materiale si è dunque scelto di eseguire una serie di modellazioni numeriche che simulano le prove triassiali di laboratorio sul materiale eterogeneo.

Per la modellazione numerica è necessario conoscere le caratteristiche meccaniche delle due fasi omogenee presenti nel materiale eterogeneo. Per tarare tali caratteristiche e per definire il loro comportamento è necessario eseguire delle prove triassiali di laboratorio. Per quanto riguarda i blocchi non è necessario eseguire una valutazione accurata delle caratteristiche meccaniche poiché l'elevato carico a rottura e l'elevata rigidità non condizionano il risultato finale della prova. Per quanto riguarda la matrice è di essenziale importanza la definizione di tutte le caratteristiche meccaniche del materiale.

Si eseguono quindi le prove triassiali di laboratorio su provini di materiale omogeneo

per tarare il modello numerico e in seguito una coppia di prove triassiali sul materiale eterogeneo per validare il risultato numerico. Le prove triassiali eseguite sono prove caratterizzate da una consolidazione isotropica, nominate CIU. Tali prove sono preferite alle prove CD per via del minore tempo di esecuzione.

3.1. Preparazione dei campioni

La preparazione dei campioni di laboratorio consiste nella creazione dei provini cilindrici da utilizzare all'interno dell'apparecchiatura triassiale.

Prima di descrivere le fasi operative di preparazione dei campioni, conviene tenere a mente che in laboratorio è possibile utilizzare due tipi di campioni: campioni indisturbati e campioni rimaneggiati.

I campioni indisturbati sono caratterizzati dal fatto che non hanno subito alterazioni interne rispetto alle condizioni che presentavano in sito, rimangono quindi inalterate le principali caratteristiche del terreno, come la densità, l'indice dei vuoti, il contenuto d'acqua, il grado di sovraconsolidazione (per le argille), la densità relativa (per le sabbie), ecc. Tali campioni vengono estratti con tecnologie sofisticate che riducono al minimo il disturbo. Successivamente i campioni, per mantenere il loro stato inalterato, vengono sigillati direttamente nella fustella in modo ermetico con della paraffina e trasportati al laboratorio.

I campioni rimaneggiati, invece, si presentano sotto forma di terreno non consistente che solitamente viene presentato all'interno di apposite sacche. Il prelievo del campione può avvenire con tecniche invasive e meno raffinate che alterano le caratteristiche del campione. Il risultato è quindi un materiale con differenti caratteristiche meccaniche rispetto alla condizione del sito.

La valutazione dell'influenza della presenza dei blocchi all'interno della matrice viene effettuata valutando le caratteristiche meccaniche del materiale eterogeneo avente diversi valori di VBP.

I materiali naturali con struttura a blocco-in-matrice possiedono una VBP ben definita che caratterizza il materiale stesso. Per questo motivo non è possibile eseguire un'analisi parametrica variando la VBP e valutando l'influenza della presenza dei blocchi.

Per ovviare a questo problema si è dunque scelto di ricreare artificialmente il materiale in laboratorio. Il campione di materiale che viene creato risulta quindi essere completamente rimaneggiato e viene detto quindi detto ricostituito.

Il campione utilizzato nelle analisi e nelle prove triassiali di laboratorio è un materiale con struttura a blocco-in-matrice costituito da clasti lapidei irregolari avvolti da una matrice prevalentemente argillosa-limosa compatta. Il materiale presenta un contenuto d'acqua elevato tipico dei terreni e per questo motivo esso è associabile alla tipologia Bimsoil.

Nelle fasi di preparazione del campione si è posta molta attenzione alla sovraconsolidazione della matrice argillosa. Per riprodurla si utilizza il consolidometro ossia un'apparecchiatura di laboratorio costituita da un cella cilindrica di acciaio di grosse dimensioni, con il compito di confinare il materiale, e da un pistone azionato da un circuito pneumatico che consente di imporre al campione carichi assiali di intensità variabile. In Figura 5 si riportata il consolidometro triassiale presente nel Dipartimento di Geotecnica del Politecnico di Torino.



Figura 5. Consolidometro del Politecnico di Torino.

La consolidazione del materiale avviene immergendo l'apparecchiatura in acqua

distillata. Per diminuire il tempo di consolidazione e aumentare il drenaggio si utilizzano due pietre porose poste sulla basi del campione.

Data l'elevata dimensione della cella, tale apparecchio consente di consolidare un volume di materiale molto elevato.

La consolidazione avviene imponendo al campione un carico assiale sottoforma di step di carico misurando l'abbassamento verticale nel tempo. Quando il campione non presenta più abbassamenti verticali si considera conclusa la consolidazione del materiale. La tensione di consolidazione adottata per il presente campione è la massima tensione applicabile dal consolidometro ossia 500 kPa.

Per le prove triassiali sono state dunque create due tipologie di campioni ricostituiti: quelli omogenei costituiti dalla matrice argillosa-limosa e quelli eterogenei costituiti da matrice argillosa-limosa e blocchi. La scelta dei blocchi lapidei è ricaduta, per semplificare le operazioni di preparazione della miscela, su una ghiaia fine ben vagliata con fuso granulometrico fra i 2 mm e i 5 mm.

Dato che l'effetto della presenza dei blocchi nella matrice omogenea risulta essere rilevante in termini di resistenza e deformabilità con percentuali maggiori del 25% (Napoli et al., 2018), si è scelto di riprodurre campioni aventi VBP pari a circa il 30% e 50%. Al fine di limitare i tempi di consolidazione del materiale ricostituito eterogeneo si è scelto di consolidare un unico campione, suddiviso in due parti uguali, avente le due differenti VBP richieste.

La preparazione del materiale ricostituito ha quindi seguito i seguenti passaggi:

1. scioglimento della matrice argillosa-limosa in acqua;
2. filtraggio della miscela acqua-terreno al setaccio avente dimensione 75 μm ;
3. riduzione del contenuto d'acqua della miscela fino al raggiungimento della consistenza opportuna per il consolidometro (circa il 70-80%);
4. miscelazione della fanghiglia argillosa-limosa con i blocchi lapidei (solo per il materiale eterogeneo);
5. consolidazione del materiale a 500 kPa.

Dopo aver eseguito la consolidazione è possibile estrarre il campione consolidato. Esso si presenta come un cilindro compatto avente contenuto d'acqua di circa il 30%, di molto inferiore a quello iniziale (Figura 6).



Figura 6. Campione di materiale estratto dal consolidometro.

A partire dal campione consolidato sono stati estrusi i provini cilindrici. Date l'elevate dimensioni del consolidometro sono stati prodotti 6 provini cilindrici per campione ossia 6 provini di materiale omogeneo e 6 di materiale eterogeneo rispettivamente suddivisi in 3 provini con VBP pari a circa il 30% e 3 provini con VBP pari a circa il 50%.

La metodologia utilizzata consiste nel taglio del campione in spicchi di dimensioni maggiori a quelle del provino utilizzato nella prova, nella sagomatura del materiale in eccesso e infine nell'infissione controllata di una fustella che ha il compito di tagliare il campione così da ottenere il provino delle giuste dimensioni. Questa tecnica è di facile esecuzione per il materiale omogeneo. Per quello eterogeneo, invece, si riscontrano particolari criticità.

La presenza di un elevato numero di blocchi rende complesso il taglio iniziale del campione e l'infissione della fustella per la creazione dei provini cilindrici. Durante l'infissione si osserva un problema di interazione fra la fustella e i blocchi che comporta un'ulteriore alterazione del provino. I blocchi presenti lungo la proiezione della circonferenza della fustella vengono infatti trascinati durante l'infissione creando buchi all'interno della matrice e un effetto di disturbo superficiale (Figura 7).



Figura 7. Provini di materiale eterogenei dopo l'infissione della fustella.

Tale problema comporta la presenza di zone maggiormente compatte e zone fortemente disturbate. La superficie esterna è quindi non omogenea e molto scabra. Tale caratteristica potrebbe portare alla rottura della membrana protettiva del campione utilizzata nella prova triassiale. Un ulteriore problema, relativo alle cavità superficiali del materiale, è quello di creare punti di debolezza del campione in cui potrebbe nascere la rottura. Per ovviare a questo problema si è dunque scelto di riempire manualmente tutte le cavità con gli scarti di matrice ottenuti dal taglio dei provini.

3.2. Risultati

Data la limitata disponibilità dei macchinari triassiali si è scelto di eseguire 3 prove triassiali CIU sulla matrice omogenea, in modo tale da ottenere un involucro di rottura, e 2 prove triassiali CIU sulla matrice eterogenea, una per la VBP del 30% e una per quella del 50%.

L'esecuzione delle prove triassiali del tipo CIU necessita di definire le tensioni di consolidazione dei campioni da applicare durante la fase di consolidazione drenata.

Per rimanere in condizioni di sovraconsolidazione e ottenere un comportamento rammollente in termini di resistenza al taglio del materiale (softening), si è scelto di condurre le prove triassiali su materiale omogeneo con confinamenti pari a 50 kPa,

100 kPa e 200 kPa, così da poter trovare un involucro di rottura. Per le prove triassiali su materiale eterogeneo si è utilizzato un confinamento pari a 50 kPa, che corrisponde al massimo grado di sovraconsolidazione, applicato a tutte le prove così da poter confrontare il risultato dei provini con differente valore di VBP.

Durante le prove triassiali vengono misurati gli stati tenso-deformativi del provino, ossia la misura degli spostamenti, delle corrispondenti deformazioni, delle forze e delle tensioni applicate e delle pressioni interstiziali.

La misurazione avviene utilizzando particolari strumenti di laboratorio: trasduttori LVDT (Linear Variable Displacement Transducer), utili per la misura di piccoli spostamenti, e celle di carico, utili per la misura delle forze applicate. Tali strumenti sono dispositivi elettromagnetici capaci di misurare un segnale elettrico. Le misure dovranno poi essere convertite in valori di spostamento o forza utilizzando fattori di taratura precedentemente settati.

Nelle presenti prove triassiali, compatibilmente con le attrezzature disponibili in laboratorio, sono stati misurati i seguenti dati: la deformazione assiale ε_a e volumetrica ε_v del provino, le pressioni interstiziali u , la tensione assiale $\sigma_1 = \sigma_a$ e la tensione radiale $\sigma_3 = \sigma_r$ detta anche pressione di cella.

Presentazione dei risultati

Dai dati registrati durante la prova è possibile definire un insieme di nuovi parametri maggiormente rappresentativi della prova CIU:

$$\sigma'_a = \sigma_a - u = \textit{tensione assiale efficace}$$

$$\sigma'_r = \sigma_r - u = \textit{tensione radiale efficace}$$

$$p = \frac{\sigma_a + 2\sigma_r}{3} = \textit{tensione media totale}$$

$$p' = \frac{\sigma'_a + 2\sigma'_r}{3} = p - u = \textit{tensione media efficace}$$

$$q = \sigma_a - \sigma_r = q' = \sigma'_a - \sigma'_r = \textit{sforzo deviatorico}$$

$$\Delta_u = u - u_0 = \textit{sovrappressione interstiziale}$$

$$A = \frac{\Delta_u}{\Delta\sigma} = \textit{parametro di Skempton}$$

dove:

u è la pressione interstiziale del campione;

u_0 è la pressione interstiziale alla fine della fase di consolidazione che coincide con la back pressure applicata nella fase di saturazione;

$\Delta\sigma$ è la differenza in termini totali della tensione assiale e della tensione radiale.

I dati calcolati in precedenza vengono rappresentati sottoforma di particolari grafici.

Usualmente per le prove triassiali si utilizza:

- curva sforzi-deformazioni con la deformazione assiale ε_a in ascissa e lo sforzo deviatorico q in ordinata;
- curva della sovrappressione interstiziale Δu in funzione della deformazione assiale ε_a ;
- curva del parametro "A" di Skempton in funzione della deformazione assiale ε_a ;
- andamento dei percorsi di carico (Stress Path) sul piano degli invarianti avente sulle ascisse p o p' mentre sulle ordinate q . Gli stress path che convenzionalmente vengono rappresentati sono il *TSP* (Total Stress Path) in termini di tensioni totali, l'*ESP* (Effective Stress Path) in termini di tensioni efficaci e il $TSP - u_0$ ossia la traslazione orizzontale del *TSP*.

Materiale Omogeneo

Nelle figure seguenti si riportano i grafici e le fotografie relative alle prove triassiali CIU eseguite sul materiale omogeneo. Le prove triassiali sono denominate cronologicamente e presentano i seguenti nomi: Tx_302_ML, con consolidazione a 100 kPa, Tx_303_ML, con consolidazione a 200 kPa e Tx_304_ML, con consolidazione a 50 kPa.

I risultati delle prove triassiali eseguite sul materiale omogeneo hanno fornito risultati simili a quelli attesi. I provini delle prove Tx_304_ML e Tx_302_ML mostrano un'evidente superficie di rottura, lungo la quale è avvenuto lo scorrimento delle porzioni superiore ed inferiore del provino. Tale superficie, in accordo con il criterio di rottura di Mohr-Coulomb, rappresenta il piano lungo il quale avviene la rottura del materiale per raggiungimento della resistenza massima. Su tale piano, difatti, agisce uno stato tensionale che risulta tangente al criterio di rottura del materiale sul piano

di Mohr. L'inclinazione del piano di rottura è funzione dell'angolo di resistenza al taglio ed è valutabile per ogni materiale con la seguente formula: $\alpha = 45^\circ + \varphi'/2$. Analizzando i provini a fine prova, si è osservata una forma pressoché lineare della superficie di rottura. Tale risultato conferma la validità delle prove e la perfetta omogeneità del materiale. Il provino della prova Tx_303_ML non mostra una superficie di rottura ben definita ma è caratterizzato da una rottura diffusa associata a una deformazione "a botte". Questo comportamento, in contrasto con il criterio di rottura di Mohr-Coulomb, trova spiegazione nel fatto che, per elevati confinamenti laterali, l'unione delle microfrotture che si creano all'interno del materiale non riesce ad avvenire e per tale motivo la localizzazione della banda di taglio viene impedita.

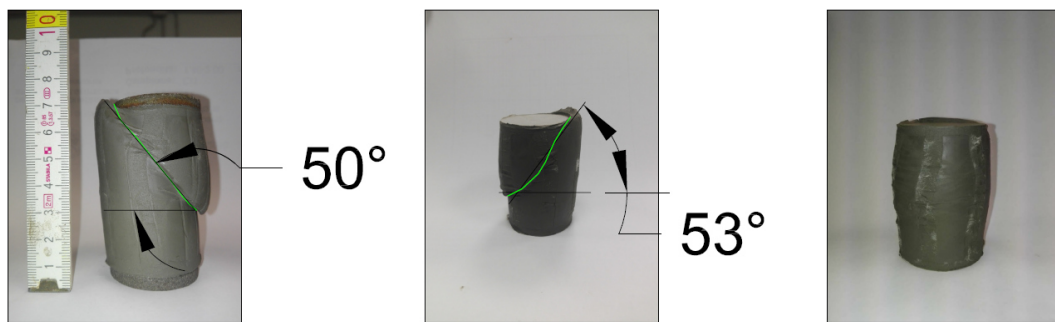


Figura 8. Fotografie dei provini omogenei al termine della prova triassiale. Da sinistra a destra sono riportati i provini omogenei con tensione di consolidazione rispettivamente pari a 50 kPa, 100 kPa e 200 kPa.

In Figura 9 è rappresentata la curva dello sforzo deviatorico q in funzione della deformazione assiale. Al fine di confrontare il diverso andamento delle 3 prove si riportano sullo stesso grafico i risultati relativi alle prove triassiali Tx_302_ML, Tx_303_ML e Tx_304_ML.

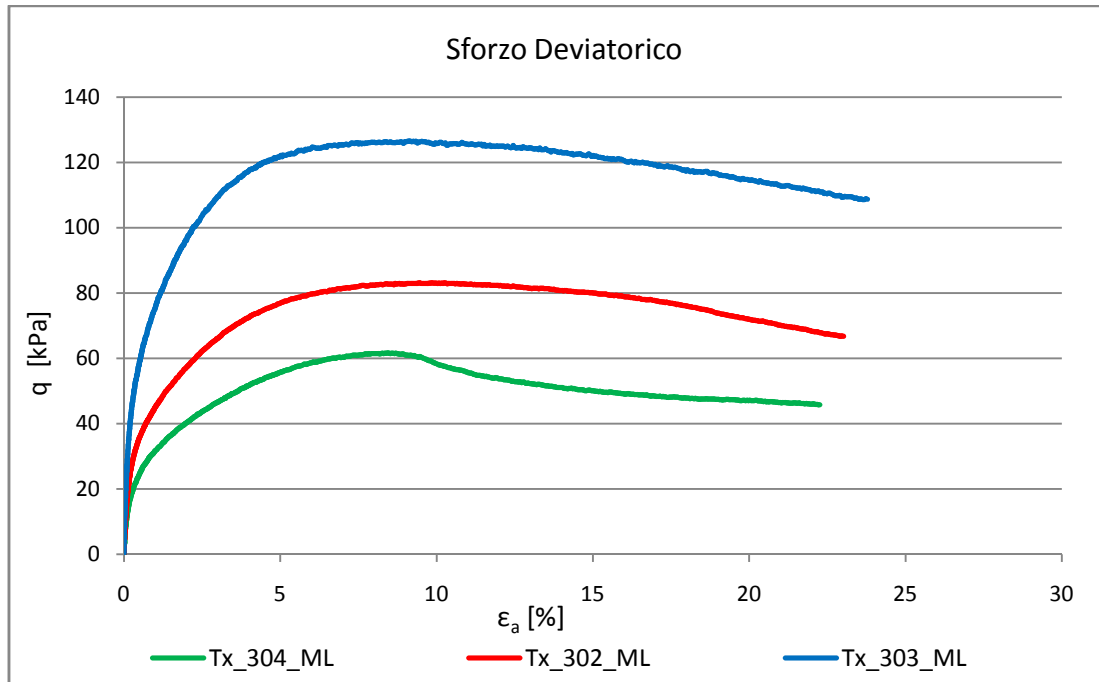


Figura 9. Grafico dello sforzo deviatorico in funzione della deformazione assiale.

Dal grafico in Figura 9 è possibile cogliere tre importanti osservazioni: la prima in termini di sforzo deviatorico massimo a rottura (picco), la seconda in termini di comportamento pre-picco e la terza in termini di comportamento post-picco.

Il comportamento del materiale post picco è di tipo rammollente, detto anche softening, coerente con la sovraconsolidazione applicata al campione. Dal punto di vista dello sforzo deviatorico massimo, coerentemente con il criterio di rottura di Mohr-Coulomb, si osserva che aumentando la consolidazione iniziale, e quindi la pressione di cella, si ottiene un aumento del valore resistente di taglio.

I valori di picco corrispondono tutti e 3 a una deformazione assiale di circa 9%, è quindi intuibile che il comportamento pre-picco è dipendente dal confinamento adottato durante la prova. Si osserva infatti che maggiore è il confinamento è maggiore sarà la rigidità del materiale.

Un'ulteriore osservazione da effettuare sui risultati delle prove riguarda il livello deformativo raggiunto. Ad alti livelli deformativi i valori registrati durante la prova sono influenzati dai fenomeni che si verificano all'interno del provino e che violano le ipotesi di base utilizzate nell'interpretazione dei risultati. Di conseguenza tali misure devono essere trattate in modo critico.

La misura maggiormente soggetta a tale problema è la tensione assiale e

indirettamente lo sforzo deviatorico. Essa viene acquisita durante la prova in modo indiretto dividendo la forza misurata dalla cella di carico per la superficie trasversale corrente del provino. Tale superficie viene valutata ipotizzando che il provino mantenga una forma perfettamente cilindrica durante tutto l'arco della prova. Tale assunzione comporta dei grossi errori a seguito della nascita della banda di taglio o della deformazione a botte. Maggiore è il livello deformativo è maggiore sarà l'errore dovuto a tale assunzione.

La nascita delle bande di taglio, inoltre, viola la condizione di stato tensionale uniforme all'interno del provino, rendendo incognito lo stato tensionale sulla banda di taglio e nelle porzioni superiore e inferiore del provino soggette a moto rigido.

Il problema relativo alla non corretta valutazione della tensione assiale può essere in parte risolto diagrammando l'andamento delle forze registrate dalla cella di carico in funzione della deformazione assiale del provino. Tale valore risulta essere depurato dall'errore di stima dell'area trasversale del provino.

Partendo dal dato grezzo misurato in volt è possibile ottenere, utilizzando il fattore di conversione della cella, la forza registrata dalla cella di carico. Nelle presenti prove triassiali viene adottata una cella di carico a immersione che consente di misurare direttamente la forza deviatorica esercitata dal provino. In Figura 10 è riportato l'andamento della forza deviatorica per i 3 provini omogenei.

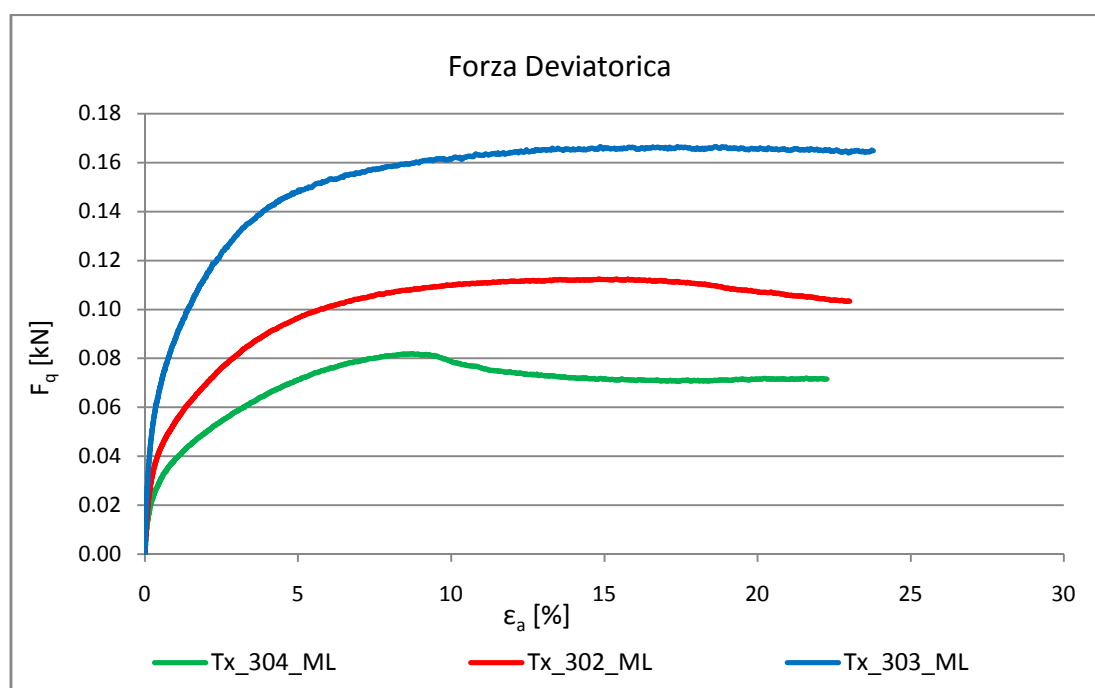


Figura 10. Grafico della forza deviatorica in funzione della deformazione assiale.

Il grafico riportato in Figura 10 consente di osservare un comportamento meccanico differente rispetto a quello descritto in precedenza. Le prove Tx_304_ML e Tx_302_ML sono caratterizzate ugualmente da un comportamento rammollente che però è meno marcato rispetto a quanto descritto in precedenza. Per quanto riguarda la prova Tx_303_ML, invece, si osserva un comportamento sostanzialmente diverso da quanto descritto in precedenza. La forza deviatorica non presenta, infatti, un andamento decrescente ma è caratterizzata da un andamento costante post-picco.

Sulla base di questi risultati si conferma il comportamento rammollente dei provini con confinamento medio - basso mentre per il provino con confinamento alto si ritiene che esso sia caratterizzato da un comportamento di tipo ELPLA (elastico - perfettamente plastico).

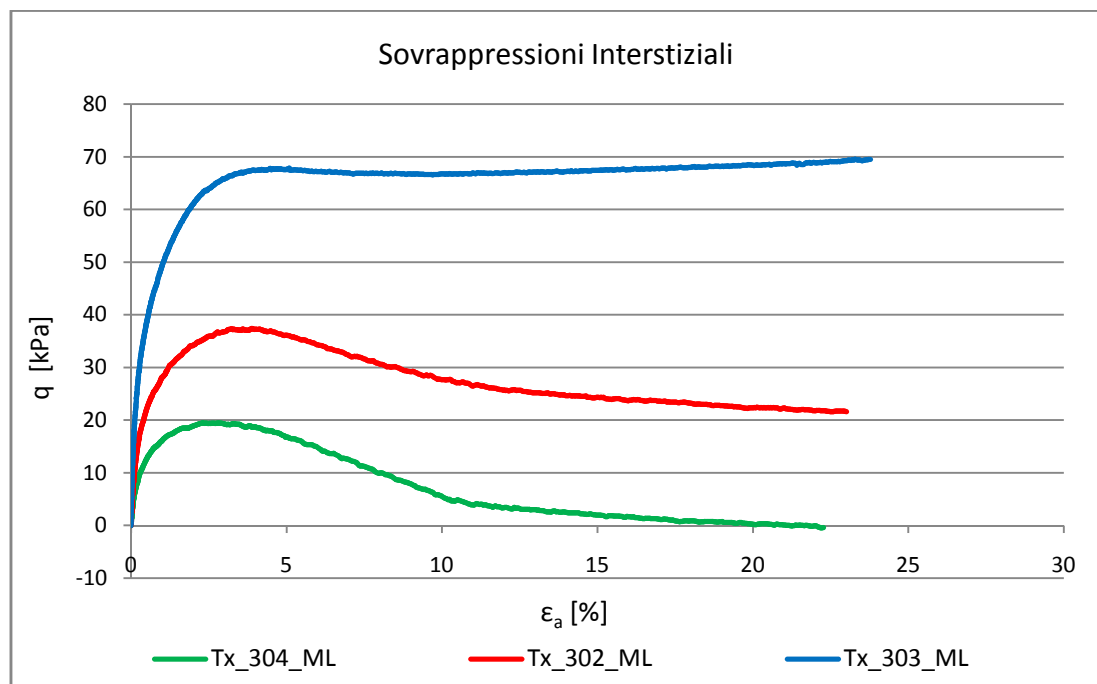


Figura 11. Grafico delle sovrappressioni interstiziali in funzione della deformazione assiale.

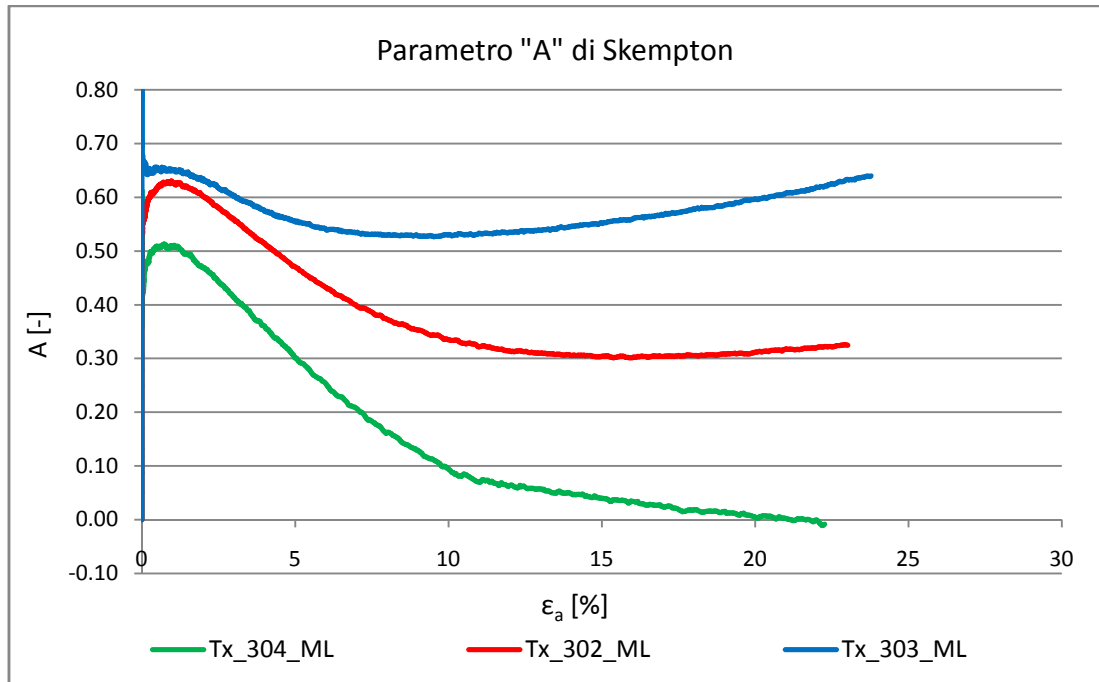


Figura 12. Grafico del parametro "A" di Skempton in funzione della deformazione assiale.

Dai grafici in Figura 11 e Figura 12 è possibile cogliere un'importante caratteristica del materiale argilloso. L'andamento delle Δu durante una prova non drenata risulta, difatti, simile a quello che si otterrebbe in termini di ε_v per una prova drenata. Osservando tale andamento è possibile determinare il grado di dilatanza del materiale e quindi il grado di sovraconsolidazione associato al provino.

Consolidando il materiale con differenti valori è possibile ricreare un differente grado di sovraconsolidazione nel campione. Dato che la consolidazione applicata al materiale ricostituito omogeneo è di 500 kPa si può assumere che, dopo la fase di consolidazione in cella triassiale, il campione associato alla prova Tx_304_ML presenti un OCR pari a 10, un OCR pari a 5 per la prova Tx_302_ML e un OCR pari a 2.5 per la prova Tx_303_ML. Il parametro OCR definisce il fenomeno di sovraconsolidazione di un provino di argilla, ossia la distanza fra l'attuale tensione applicata al provino e la massima tensione a cui è stato soggetto il campione nella sua vita. Tale parametro è dunque funzione della storia tensionale del provino. Di norma, valori di OCR pari a 1 identificano un materiale normalconsolidato (NC), valori compresi fra 1 e 4 identificano un materiale debolmente sovraconsolidato (poco OC) mentre per valori di $OCR > 4$ si identificano materiali altamente sovraconsolidato (OC).

Sperimentalmente è possibile osservare che il comportamento globale di materiali sovraconsolidati è di tipo dilatante mentre per materiali normalconsolidati è contraente. I materiali dilatanti sono caratterizzati da un andamento delle sovrappressioni interstiziali che presenta una brusca diminuzione dopo il raggiungimento di un primo picco positivo. Per materiali molto OC, la diminuzione delle sovrappressioni interstiziali è tale da renderle negative. I materiali contraenti, invece, sono caratterizzati da un andamento delle sovrappressioni interstiziali sempre crescente fino al raggiungimento di un valore asintotico.

Il comportamento globale del provino può essere ulteriormente definito utilizzando il grafico riportata in Figura 12 in cui è diagrammato il parametro "A" di Skempton. Tale parametro, come descritto in precedenza, è definito come rapporto fra la sovrappressione interstiziale e la variazione di tensione assiale in termini totali. In accordo con Skempton, siamo in presenza di un materiale quasi NC (Tx_303_ML) e di due materiali OC ma con differente grado di sovraconsolidazione (Tx_304_ML e Tx_302_ML). In Figura 13 sono riportati i valori medi caratteristici di "A" per alcune argille mentre in Figura 14 si riporta la tipica variazione di "A" per un materiali NC e OC.

| TIPO DI TERRENO | A |
|--------------------------------------|-----------|
| Argilla normalmente consolidata | 0.5 ÷ 1.0 |
| Argilla leggermente sovraconsolidata | 0 ÷ 0.5 |
| Argilla fortemente sovraconsolidata | - 0.5 ÷ 0 |

Figura 13. Valori medi del coefficiente "A" di Skempton per alcune argille (Burghignoli, 1985).

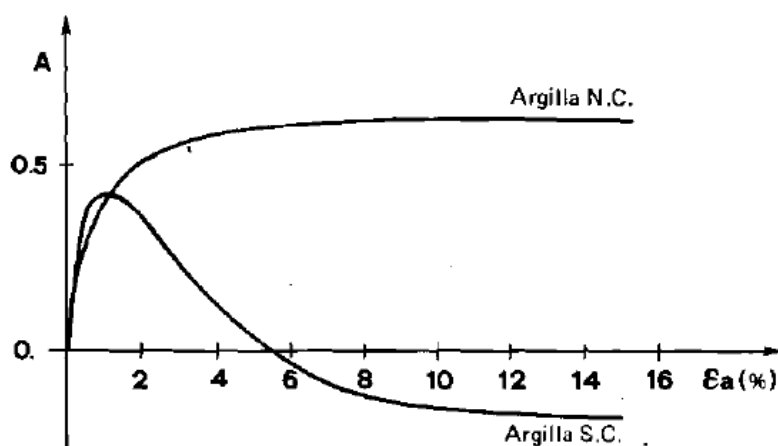


Figura 14. Variazione del coefficiente "A" di Skempton per un materiale NC e OC (Burghignoli, 1985).

Nelle presenti prove triassiali nessun provino ha mostrato un comportamento fortemente dilatante. La limitata dilatanza a cui sono soggetti i provini non concorda, tuttavia, con il grado di sovraconsolidazione applicato. Si ritiene che la netta differenza fra il comportamento teorico e quello mostrato dai provini sia connessa al basso valore dell'angolo di resistenza al taglio che potrebbe aver ridotto la dilatanza. Tale considerazione consente dunque di affermare che i campioni sono realmente sovraconsolidati.

Ciononostante, come era lecito aspettarsi, l'effetto dilatante nei provini è proporzionale al grado di sovraconsolidazione. Si ha difatti che i provini soggetti a confinamenti di 50 e 100 kPa mostrano una dilatanza rispettivamente maggiore e minore superata la deformazione assiale del 4% mentre il provino con confinamento 200 kPa mostra un comportamento contraente caratterizzato da un andamento delle sovrappressioni interstiziali asintotico.

In Figura 15 sono riportati i percorsi di carico (stress path) delle 3 prove relative al materiale omogeneo. I *TSP* sono caratterizzati da un andamento lineare con inclinazione di 3:1 tipica delle prove di compressione triassiale mentre i percorsi di carico *TSP* - u_0 presentano la stessa inclinazione del percorso di carico totale ma sono traslati del valore di pressione interstiziale u_0 presente nel campione all'inizio della fase di rottura. Gli *ESP* sono caratterizzati da un andamento non lineare correlato all'andamento delle sovrappressioni interstiziali. Per le prove caratterizzate da minor confinamento si osserva che il ramo post-rottura tende ad avvicinarsi al *TSP*, tale effetto è causato dal comportamento dilatante del materiale. Differentemente per la prova con alto confinamento si osserva un ramo post-rottura che segue il ramo pre-rottura. Come in Figura 9, anche nel grafico degli stress path è possibile osservare una diminuzione dello sforzo deviatorico post-rottura.

I punti di massimo dello sforzo deviatorico, rappresentati nel grafico sottoforma di punti evidenziati, tendono ad allinearsi su una retta. Tale retta, caratterizzata da un andamento lineare, è l'involuppo di rottura del materiale.

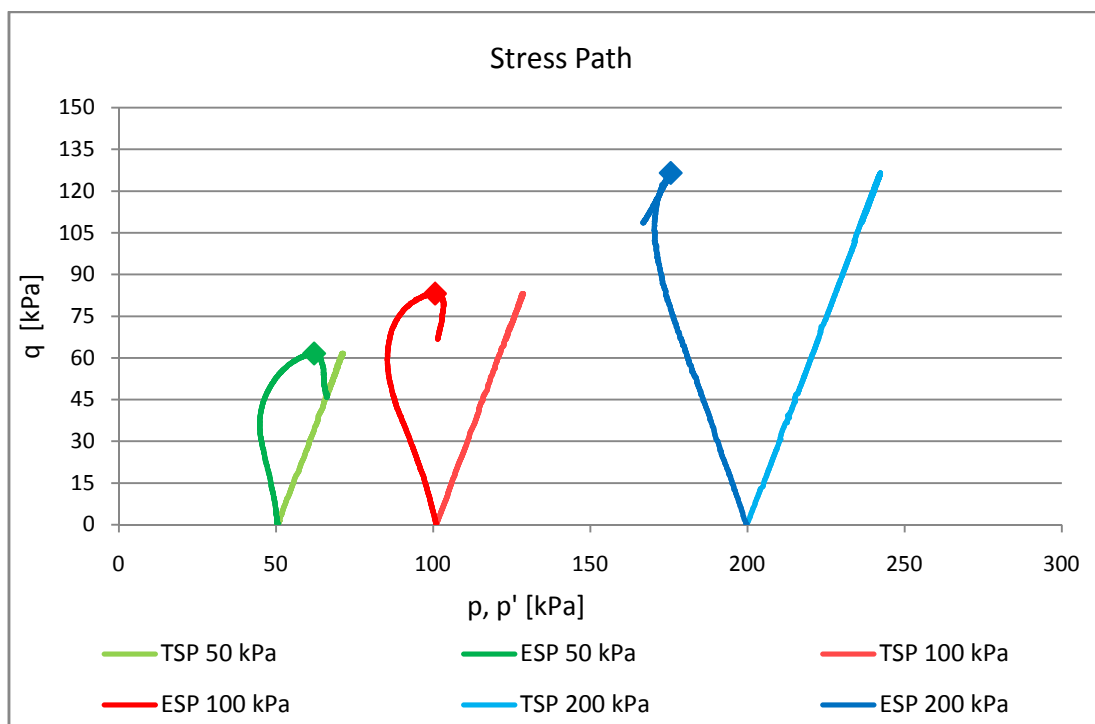


Figura 15. Andamento dei percorsi di carico (stress path).

I valori di picco ai quali si associa la rottura del materiale sono riportati, per le 3 prove eseguite sui materiali omogenei, in Tabella 1.

Tabella 1. Valori di picco relativi alle prove Tx CIU sul materiale omogeneo.

| Tx_304_ML | | | Tx_302_ML | | | Tx_303_ML | | |
|-------------------------------------|--------|-------|-------------------------------------|--------|-------|-------------------------------------|--------|-------|
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 61.62 | [kPa] | MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 83.14 | [kPa] | MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 126.51 | [kPa] |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 8.4344 | [%] | CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 9.8535 | [%] | CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 9.1217 | [%] |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 62.15 | [kPa] | CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 100.59 | [kPa] | CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 175.58 | [kPa] |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 200.59 | [kPa] | CORRESPONDING MEAN STRESS | 247.55 | [kPa] | CORRESPONDING MEAN STRESS | 362.23 | [kPa] |
| CORRESPONDING EXCESS PORE PRESSURE | 9.07 | [kPa] | CORRESPONDING EXCESS PORE PRESSURE | 27.76 | [kPa] | CORRESPONDING EXCESS PORE PRESSURE | 66.71 | [kPa] |

Materiale Eterogeneo

Al fine di poter analizzare in modo corretto i risultati delle prove eseguite sul materiale eterogeneo, è stata valutata la reale percentuale volumetrica dei blocchi relativa ai due provini.

Disciogliendo i campioni in acqua e setacciando i clasti lapidei si è potuto ottenere la

quantità reale dei blocchi presenti all'interno di ogni campione. La VBP per definizione è valutata come rapporto fra volumi, per questo motivo è necessario valutare il volume reale dei blocchi. La valutazione del volume reale viene effettuata in laboratorio correlando il volume dei clasti con il corrispondente volume d'acqua distillata avente densità nota. In seguito, note le dimensioni del provino iniziale e il volume dei clasti è possibile valutare il reale valore della VBP. In Tabella 2 si riportano i valori ottenuti.

Tabella 2. Reale valore della VBP per i due provini eterogenei.

| Valutazione VBP Tx_306_ML | | Valutazione VBP Tx_310_ML | |
|------------------------------|-------------------------|------------------------------|-------------------------|
| Campione | Eterogeneo VBP = 30% | Campione | Eterogeneo VBP = 50% |
| VBP | 24.5% | VBP | 47.2% |

Da questo momento i risultati delle prove triassiali eseguite sui campioni eterogenei saranno associati alle reali percentuali volumetriche. Per semplicità i risultati verranno comunque rinominati con le percentuali originali.

Le prove triassiali presentano sostanziali differenze negli andamenti del grafico sforzo deviatorico - deformazione assiale in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi. Confrontando i risultati dei campioni eterogenei con quelli relativi al materiale omogeneo, a parità di confinamento di 50 kPa, è possibile valutare l'influenza dei blocchi sul comportamento meccanico dei materiali complessi con struttura a blocco-in-matrice. Tale effetto, come detto in precedenza, influenza la risposta tenso-deformativa del materiale sia in fase elastica che in fase post-rottura. Assumendo il materiale eterogeneo come un continuo equivalente è possibile definire tramite confronto l'incremento della proprietà meccaniche. In Figura 16 si riporta l'andamento del grafico sforzo deviatorico – deformazione assiale.

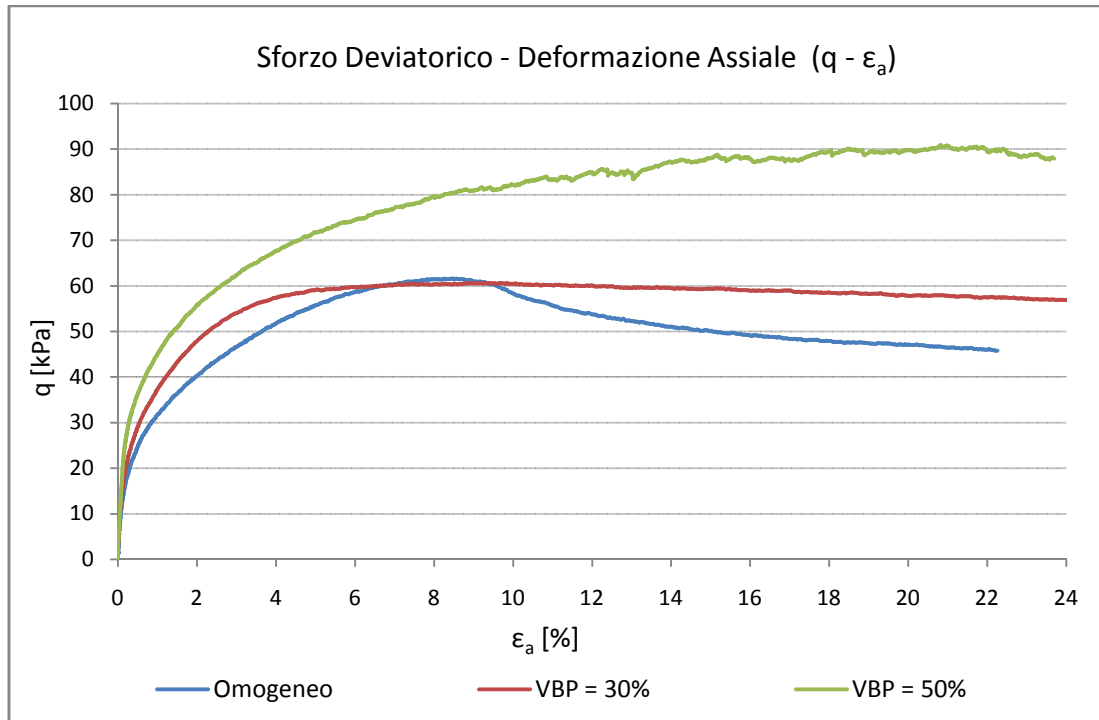


Figura 16. Grafico dello sforzo deviatorico relativo alle prove triassiali consolidate a 50 kPa in funzione della VBP.

Tale grafico evidenzia 3 principali differenze relative alla presenza dei blocchi. In particolare si osserva una variazione della rigidezza del campione, un differente valore dello sforzo deviatorico a rottura e un differente comportamento del materiale post-rottura.

La variazione della rigidezza del campione è osservabile direttamente sul grafico in Figura 16. La presenza dei blocchi lapidei determina, infatti, un aumento sostanziale del modulo di deformazione longitudinale E che corrisponde a una più alta pendenza del grafico $q - \varepsilon_a$. Tale effetto è maggiormente visibile per piccole deformazioni in corrispondenza del comportamento elastico del materiale. Aumentando il livello deformativo del campione si osserva invece un differente valore della rigidezza probabilmente causato dalla rottura delle interfacce matrice-blocco che comporta la diminuzione della rigidezza globale del provino. Confrontando i moduli di Young in corrispondenza della rottura globale del provino si ha difatti un valore minore rispetto a quello relativo al materiale omogeneo.

Per quanto riguarda lo sforzo deviatorico a rottura, ossia la resistenza globale del materiale, si osservano due differenti variazioni in funzione della VBP.

Il provino con VBP pari al 30% presenta rottura in corrispondenza di una

deformazione assiale di circa 9% con un valore dello sforzo deviatorico di 60 kPa. Tale valore è del tutto confrontabile con il risultato relativo alla prova omogenea. La principale differenza nella risposta meccanica si osserva sul comportamento post-rottura che è caratterizzato da una diminuzione sostanziale del comportamento rammollente. Il grafico mostra infatti un andamento equiparabile al comportamento elastico - perfettamente plastico. La presenza dei blocchi incide, infatti, sulla superficie di rottura che non è più piana ma è caratterizzata da un andamento frastagliato che segue le interfacce deboli blocco-matrice. La rottura localizzata sulle interfacce consente al materiale di conservare una resistenza praticamente uguale a quella di picco. In Figura 17 è possibile osservare la deformazione complessiva del provino a fine prova caratterizzata dalla mancanza di una netta superficie di rottura e da un moto rigido fra la parte superiore e inferiore del provino. Il comportamento dilatante e rammollente del materiale presenta dunque un marcato decremento. Questa condizione è coerente con le osservazioni riguardanti l'influenza dei blocchi.



Figura 17. Deformazione globale a fine prova del provino eterogeneo con VBP=30%.

Il provino con VBP pari al 50% presenta rottura ad un significativo livello tensionale e deformativo. La rottura si presenta difatti a una deformazione assiale di circa 21% con un valore dello sforzo deviatorico di 91 kPa.

L'andamento della resistenza è costantemente crescente per quasi tutta la durata della prova ed è assimilabile a un materiale incrudente. Tale comportamento è coerente con la rottura del campione che non avviene su una netta superficie di taglio ma è diffusa all'interno del campione, come riportato in Figura 18. L'influenza dei blocchi porta dunque a uno sviluppo maggiore della resistenza e della duttilità del materiale.



Figura 18. Deformazione globale a fine prova del provino eterogeneo con VBP=50%.

Le stesse considerazioni riguardanti la resistenza dei provini eterogenei sono osservabili nei grafici dei percorsi di carico riportati in Figura 19. L'influenza dei blocchi relativa alla percentuale volumetrica del 30% non ha infatti mostrato incrementi sulla resistenza massima del materiale ma ha prodotto significative differenze nello sviluppo delle sovrappressioni interstiziali. Si può osservare infatti un notevole aumento delle Δu rispetto al provino omogeneo ma una ridotta diminuzione delle stesse dopo lo snervamento. Tali valori sono osservabili sul grafico in Figura 20.

Differentemente accade per il provino con percentuale volumetrica del 50%. I valori di sovrappressione interstiziale sono difatti simili a quelli registrati sul provino omogeneo ma caratterizzati anch'essi da un ridotta diminuzione del valore.

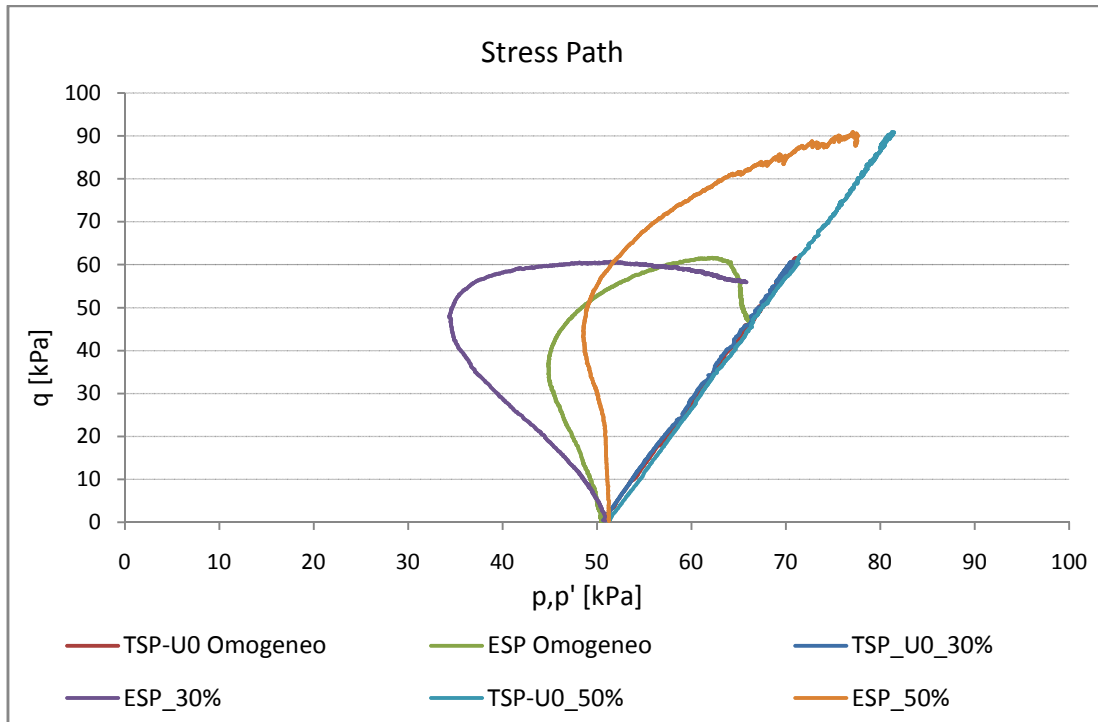


Figura 19. Grafico dei percorsi di carico relativi alle prove triassiali consolidate a 50 kPa in funzione della VBP.

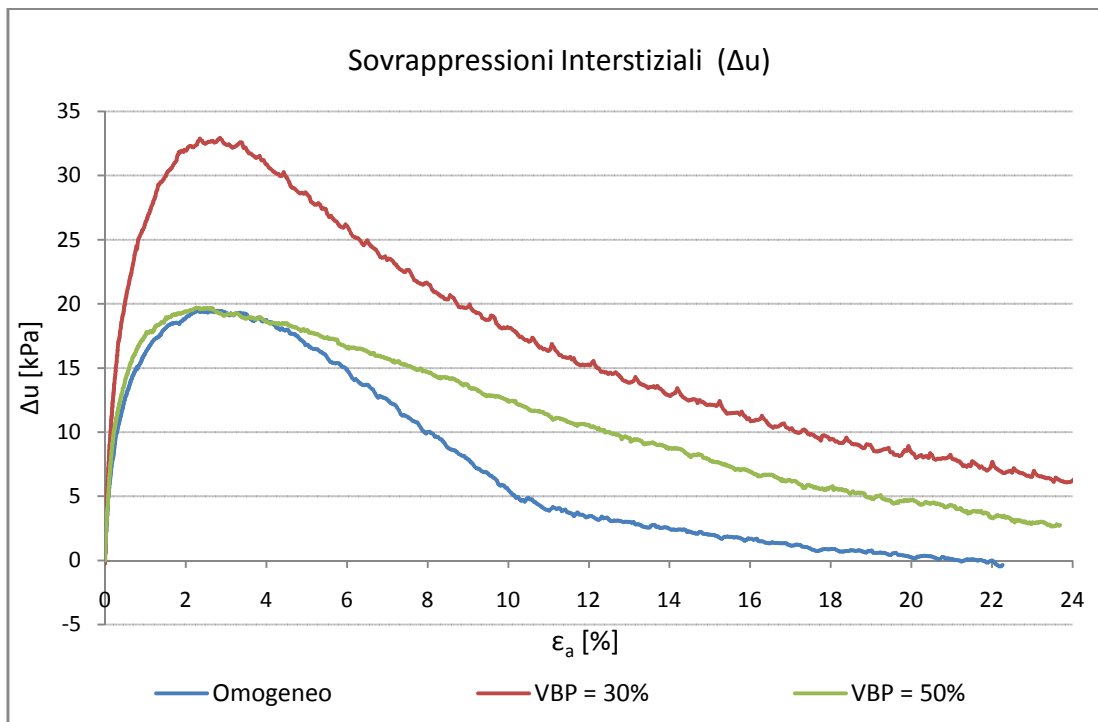


Figura 20. Grafico delle sovrappressioni interstiziali relative alle prove triassiali consolidate a 50 kPa in funzione della VBP.

Il differente comportamento delle sovrappressioni interstiziali può essere giustificato da un differente grado di sovraconsolidazione applicato al materiale eterogeneo

durante la fase di consolidazione all'interno del consolidometro. Nonostante la tensione di consolidazione applicata sia stata uguale a quella applicata al materiale omogeneo, è possibile che la divisione del consolidometro in due porzioni con differente percentuale volumetrica abbia causato una differente rigidità del materiale sottoposto a consolidazione. In particolare, tale asimmetria, potrebbe aver portato una maggior consolidazione nel semi-cilindro più rigido avente VBP pari al 50% rispetto a quella nel semi-cilindro avente VBP pari al 30%.

L'ipotesi riportata è però difficile da verificare ma risulta coerente con il comportamento meccanico dei provini. Il provino con VBP=30%, infatti, mostra un comportamento simile ai terreni a basso grado di sovraconsolidazione caratterizzati da bassa dilatanza e quindi da più elevate sovrappressioni interstiziali.

Un'ulteriore osservazione riguardante la presenza dei blocchi è legata all'anisotropia del materiale. Un provino omogeneo ideale caratterizzato da un comportamento elastico isotropo sottoposto a prova Tx CIU mostrerebbe un percorso dei carichi efficace perfettamente verticale sul piano degli invarianti. Nella realtà i materiali argillosi non sono perfettamente isotropi ma sono caratterizzati da una anisotropia trasversale frutto della forma lamellare delle particelle che tendono a riorganizzarsi sistematicamente durante la consolidazione. Maggiore è il grado di anisotropia del materiale e maggiore sarà l'inclinazione dell'*ESP*. I risultati riscontrati sui provini risultano coerenti con questa considerazione.

In virtù di questa considerazione, è possibile affermare che la presenza dei blocchi abbia aumentato l'anisotropia dei provini con VBP=30%. Sui provini con VBP=50% tale effetto non è invece evidente data la quasi verticalità del percorso dei carichi efficace. Si potrebbe dunque affermare che l'effetto di anisotropia in un materiale caratterizzato da elevate percentuali volumetriche è pressoché nullo. Tale affermazione deve essere verificata da uno studio più accurato ed è dunque è priva di fondamento teorico.

4. Software di modellazione: FLAC3D

Il software FLAC3D 6.0 (*Fast Lagrangian Analysis of Continua, Version 6, Itasca*) è l'estensione tridimensionale del software FLAC, che permette di modellare problemi geotecnici tridimensionali costituiti da strutture geotecniche e vari materiali, quali terre, rocce, acqua o altri. Il software è basato sul metodo alle differenze finite (FDM o Finite Difference Method), che consiste in una tecnica numerica indirizzata a trovare soluzioni di equazioni differenziali, che descrivono il problema, trasformandole in un problema geometrico approssimato. Rispetto ad altri codici alle differenze finite, FLAC3D si distingue essenzialmente per i seguenti motivi:

1. utilizza la versione completa delle equazioni della dinamica, equazioni del moto, anche con modelli essenzialmente statici. Ciò permette di monitorare processi fisicamente instabili senza problemi a livello numerico;
2. utilizza uno schema di soluzione esplicito, a differenza del tradizionale schema implicito. La soluzione effettiva del problema è diversa per un programma esplicito come FLAC3D rispetto a quella dei programmi convenzionali con soluzione implicita. FLAC3D utilizza un metodo di risoluzione basato sul *timestep* per risolvere le equazioni discretizzate. La soluzione viene raggiunta dopo una serie di passaggi computazionali detti cicli. Nel software, il numero di passaggi necessari per raggiungere una soluzione può essere controllato automaticamente dal codice o manualmente dall'utente. Lo schema di soluzione esplicito può gestire arbitrariamente i legami costitutivi non lineari e risulta essere molto efficiente per problemi caratterizzati da grosse deformazioni e da instabilità dinamica;
3. utilizza lo schema di discretizzazione mista (mixed discretization) che consente di modellare efficacemente deformazioni volumetriche, rotture e flussi plastici, a differenza della maggior parte dei codici che utilizzano lo schema di integrazione ridotta. L'integrazione ridotta è caratterizzata da un solo punto di integrazione posizionato nel baricentro. Tale metodo implica un problema nel calcolo delle deformazioni degli elementi del modello. Tali elementi sono soggetti a un particolare fenomeno detto "hourglass" per cui, a elevati carichi imposti, si deformano in modo anomalo (modi di deformazione

di hourglass). In situazioni particolari, ad esempio, non possono deformarsi individualmente senza cambiamento di volume, come richiesto da alcune importanti leggi costitutive. In molti casi, si osserva quindi una risposta eccessivamente rigida rispetto a quanto ci si aspetta dalla teoria. Per ovviare a questo problema, in FLAC3D viene applicato un processo di discretizzazione mista. Il principio della tecnica è di dare all'elemento una maggiore flessibilità volumetrica mediante una corretta regolazione del primo invariante del tensore di deformazione dell'elemento. L'applicazione della tecnica differisce a seconda che la discretizzazione primaria del corpo sia effettuata in zone esaedriche o in tetraedri.

Prima di spiegare il metodo di risoluzione utilizzato dal software FLAC3D è bene descrivere come funziona la costruzione di un progetto all'interno del software.

FLAC3D è un programma guidato dai comandi. Tali comandi possono essere emessi dal prompt dei comandi o, in alcuni casi, generati in modo interattivo dall'interfaccia utente.

I comandi possono essere salvati e registrati in un file di dati. Tale tipologia di file è essenzialmente un file di testo, ossia un elenco di comandi che possono essere emessi ed elaborati in sequenza non interrotta. L'utilizzo dei file di dati è sia più efficiente del prompt dei comandi sia dei comandi del mouse/tastiera, poiché limitati all'emissione di un comando alla volta, e ha il vantaggio aggiuntivo di fornire una rappresentazione dei problemi leggibile dall'inizio alla fine.

La costruzione del modello in FLAC3D avviene quindi costruendo un file di dati. L'insieme del file di dati, del prompt dei comandi e di eventuali script o software esterni consente la completa definizione del modello e la sua corretta risoluzione.

Il metodo di risoluzione in FLAC3D è caratterizzato dai seguenti tre approcci:

1. approccio alle differenze finite, derivate del primo ordine nel tempo e nello spazio delle variabili. La soluzione viene valutata in modo approssimato da variazioni lineari su intervalli finiti di spazio e tempo;
2. approccio discreto di modellazione, il mezzo continuo viene sostituito da un mezzo discreto equivalente nel quale tutte le forze coinvolte (applicate e di interazione) vengono concentrate ai nodi di una griglia tridimensionale

utilizzata per rappresentare il mezzo. La griglia, detta anche mesh, è costituita da nodi (gridpoints) che definiscono un volume chiuso detto elemento o zona. I volumi racchiusi internamente ai gridpoints possono essere di forma tetraedrica o esaedrica;

3. approccio di soluzione dinamica, i termini inerziali nell'equazione del moto vengono utilizzati come strumenti numerici per raggiungere lo stato di equilibrio del sistema.

Le leggi continue del moto, grazie a questi approcci, vengono trasformate in equazioni discrete in corrispondenza dei nodi. Il sistema risultante viene risolto numericamente utilizzando un approccio esplicito alle differenze finite. Allo scopo di definire variazioni di spostamenti e di velocità nei corrispondenti intervalli spaziali, il mezzo viene discretizzato in elementi poliedrici a tasso di deformazione costante con i vertici rappresentati dai nodi della griglia.

L'unità di calcolo fondamentale del codice viene definita *step*. Fra uno *step* e il successivo vengono risolte le equazioni del moto assumendo costanti le tensioni e le forze in tutti i punti ed ottenendo i corrispondenti valori delle velocità e degli spostamenti. Tali valori vengono successivamente inseriti nelle equazioni dei legami costitutivi, per ogni materiale presente nel modello, ottenendo i valori aggiornati delle forze e delle tensioni. Il ciclo si ripete finché non si giunge alla convergenza.

Sebbene le soluzioni di numerosi problemi geotecnici è di tipo statico, la ricerca della soluzione avviene in termini incrementali come successione di fasi temporali di durata finita (*step*) per mezzo della risoluzione delle equazioni della dinamica. Tale metodo di risoluzione è utilizzato per assicurare che lo schema sia stabile anche quando il sistema fisico modellato è instabile. Nel caso di modelli instabili o in condizioni di flusso plastico, una parte dell'energia di deformazione viene convertita in energia cinetica. Quando l'energia cinetica raggiunge un valore costante si è giunti all'equilibrio dinamico.

In FLAC3D è possibile controllare continuamente il valore della forza non bilanciata (unbalanced force). Nella risoluzione di un equilibrio statico si può considerare raggiunta la convergenza quando il valore di tale forza si riduce a una percentuale trascurabile del valore iniziale mentre nella risoluzione di un equilibrio dinamico tale

forza coincide con la forza di reazione del materiale soggetto a spostamenti o velocità.

Nell'ambito della geotecnica, per la risoluzione dei più comuni casi studio, si opera osservando i seguenti step: creazione di un progetto FLAC3D, creazione del file di dati, definizione della geometria e della mesh, assegnazione delle proprietà del modello, delle condizioni iniziali e di quelle a contorno, valutazione dell'equilibrio iniziale, perturbazione del modello, modifica del datafile, risoluzione del problema, controllo della soluzione ed eventuale analisi parametrica.

4.1. Cenni sul metodo alle differenze finite

Generalmente i problemi fisici reali presentano complesse proprietà dei materiali, condizioni di carico e condizioni al contorno. Le equazioni in gioco che descrivono tali problemi sono complesse equazioni differenziali (alle derivate parziali, generalmente non lineari) estremamente difficili da risolvere in maniera analitica. Per questo motivo si tenta di rendere il problema matematicamente più facile introducendo delle ipotesi. Il modello matematico del sistema idealizzato, che fornisce il legame tra il reale sistema fisico e la soluzione matematica, include tutte le ipotesi semplificative del sistema reale al fine di rendere il problema dato ad uno possibile da trattare.

Il metodo alle differenze finite (FDM) è forse il più antico metodo numerico per la risoluzione di problemi governati da equazioni differenziali. L'FDM lascia inalterato il modello fisico discretizzando le equazioni differenziali del problema. Viene quindi definito un opportuno reticolo di discretizzazione rappresentato dalle variabili della funzione incognita, che si sovrappone al dominio di definizione della funzione incognita. Ad ogni derivata dell'insieme delle equazioni differenziali si sostituisce direttamente un'espressione algebrica scritta in termini di variabili, ad esempio sollecitazione - deformazione - spostamento, in punti discreti dello spazio. Semplificando il problema ad una funzione incognita, tale funzione viene rappresentata con l'insieme dei valori della variabile interni al dominio $[A,B]$ (Figura 21). Tali valori rappresentano le incognite del problema algebrico approssimante.

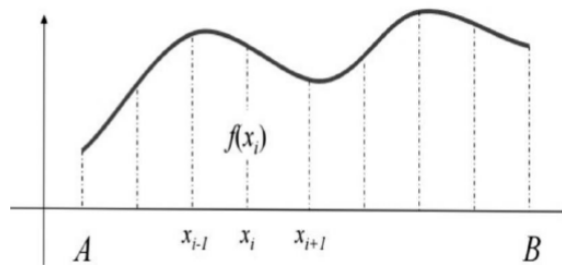


Figura 21. Andamento della funzione $f(x)$ nei punti x_i (FLAC3D, 2016).

E' importante osservare che la soluzione del problema e quindi tutte le sue variabili non sono definite all'interno degli elementi. Al contrario nei modelli agli elementi finiti (FEM) la soluzione varia all'interno di ogni elemento in modo ben definito, usando specifiche funzioni di forma. Tale caratteristica è la principale differenza fra i due metodi.

Un'altra differenza tra i due metodi risiede nella ricerca della soluzione. Il metodo agli elementi finiti utilizza una risoluzione implicita che consiste nel combinare le matrici di ogni elemento in una matrice globale di rigidità, che in seguito viene invertita, mentre il metodo alle differenze finite utilizza un metodo esplicito basato sulle equazioni del moto. Tali equazioni vengono risolte sottoforma di *timestep* ossia ricercando la soluzione per step temporali. Utilizzando le equazioni del moto è possibile ottenere, per ogni step temporale, nuovi spostamenti, velocità, accelerazioni e quindi nuove deformazioni e sollecitazioni con cui aggiornare le equazioni. Ad ogni step temporale corrisponde quindi un ciclo di calcolo. Eseguendo un numero adeguato di cicli di risoluzione è possibile raggiungere l'equilibrio all'interno del modello e quindi la soluzione del problema. Utilizzando la variabile tempo è possibile tenere in considerazione le velocità e le accelerazioni e quindi gli effetti viscosi e inerziali. Tale metodo si presta bene alla risoluzione di problema dinamici.

Come detto in precedenza, il metodo alle differenze finite consiste nel sostituire ad ogni derivata dell'insieme delle equazioni differenziali direttamente un'espressione algebrica scritta in termini di variabili. Tale sostituzione viene effettuata utilizzando al posto della derivata, definita come limite di un rapporto incrementale, direttamente il rapporto incrementale stesso. Facendo ciò è possibile semplificare l'equazione differenziale alle derivate parziali inserendo i rapporti incrementali calcolati tramite i

valori della funzione incognita in alcuni punti del dominio. In Figura 22 si riporta la rappresentazione della derivata in termini di rapporto incrementale. E' bene osservare che aumentando il numero di punti della griglia di discretizzazione l'algoritmo delle equazioni alle differenze finite aumenta di efficacia.

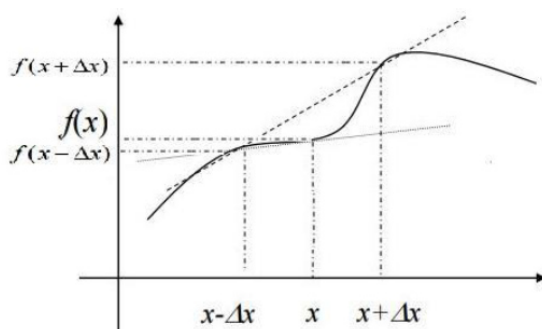


Figura 22. Rappresentazione dell'approssimazione della derivata con il rapporto incrementale (FLAC3D, 2016).

Per definire l'approssimazione della derivata della funzione nel punto del dominio x_i , si determina il valore approssimato $f(x_{i+1})$ sviluppando la funzione $f(x)$ in serie di Taylor a partire dal punto x_i , ed arrendandosi al termine lineare. Così facendo è possibile ricavare la formula approssimata della derivata che fornisce la cosiddetta formula delle differenze finite "in avanti" (forward difference).

$$f(x_{i+1}) = f(x_i) + \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} \Delta x \rightarrow \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} = \frac{f(x_{i+1}) - f(x_i)}{\Delta x}$$

Analogamente, è possibile definire l'approssimazione della derivata della funzione nel punto del dominio x_i , determinando il valore approssimato $f(x_{i-1})$ sviluppando la funzione $f(x)$ in serie di Taylor a partire dal punto x_i , ed arrendandosi al termine lineare. Così facendo è possibile ricavare la formula approssimata della derivata che fornisce la cosiddetta formula delle differenze finite "all'indietro" (backward difference).

$$f(x_{i-1}) = f(x_i) + \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} (-\Delta x) \rightarrow \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} = \frac{f(x_i) - f(x_{i-1})}{\Delta x}$$

Alcune volte, l'utilizzo di queste formule nelle applicazioni pratiche può risultare non completamente soddisfacente. Il reale valore della derivata difatti risulta essere:

$$f'(x) = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{f(x + \Delta x) - f(x)}{\Delta x} \quad \text{Forward difference}$$

$$f'(x) = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{f(x) - f(x - \Delta x)}{\Delta x} \quad \text{Backward difference}$$

Utilizzando l'approssimazione della derivata con il metodo alle differenze finite in avanti e all'indietro, Δx assume un valore finito che non tende ad annullarsi. Si osserva quindi che l'errore relativo che si commette nell'approssimazione della derivata della funzione nel punto del dominio x_i con $h \rightarrow 0$ è pari a:

$$\frac{f(x + \Delta x) - f(x)}{\Delta x} - f'(x) = O(h) \quad \text{Forward difference}$$

$$\frac{f(x) - f(x - \Delta x)}{\Delta x} - f'(x) = O(h) \quad \text{Backward difference}$$

Per migliorare l'approssimazione del metodo, ottenendo dunque un errore relativo più contenuto, si utilizza una differente approssimazione della derivata della funzione nel punto del dominio x_i . Si determinano entrambi i valori approssimati $f(x_{i+1})$ ed $f(x_{i-1})$ sviluppando la funzione $f(x)$ in serie di Taylor a partire dal punto x_i ed arrestandosi al termine quadratico ossia:

$$f(x_{i+1}) = f(x_i) + \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} \Delta x + \frac{1}{2} \left. \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \right|_{x=x_i} \Delta x^2$$

$$f(x_{i-1}) = f(x_i) + \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} (-\Delta x) + \frac{1}{2} \left. \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \right|_{x=x_i} (-\Delta x)^2$$

Sottraendo e sommando le due equazioni ottenute dallo sviluppo in serie di Taylor è possibile ottenere le seguenti equazioni:

$$f(x_{i+1}) - f(x_{i-1}) = 2 \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} \Delta x$$

$$f(x_{i+1}) + f(x_{i-1}) = 2f(x_i) + 2 \left. \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \right|_{x=x_i} \Delta x^2$$

Da cui si ricavano le formule delle differenze finite "centrate" (central difference) relative alla derivata prima e seconda della funzione $f(x)$ nel punto x_i :

$$\left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{x=x_i} = \frac{f(x_{i+1}) - f(x_{i-1})}{2\Delta x}$$

$$\left. \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \right|_{x=x_i} = \frac{f(x_{i+1}) + f(x_{i-1}) - 2f(x_i)}{\Delta x^2}$$

La differenza finita centrata presenta un'approssimazione più accurata. Difatti l'errore relativo che si commette nell'approssimazione della derivata della funzione nel punto del dominio x_i con $h \rightarrow 0$ è pari a:

$$\frac{f(x + \Delta x) + f(x - \Delta x) - 2f(x)}{\Delta x^2} - f''(x) = O(h^2) \quad \text{Central difference}$$

Il metodo alle differenze finite centrali, dato il basso errore relativo, viene preferito agli altri metodi numerici e viene quindi utilizzato nell'analisi numerica per l'approssimazione delle derivate e nella risoluzione delle equazioni differenziali.

Il metodo alle differenze finite, per essere un metodo numerico efficace, deve possedere tre caratteristiche fondamentali: consistenza, convergenza e stabilità.

La *consistenza* definisce una relazione fra la struttura dell'equazione differenziale e la struttura della corrispondente equazione discreta. La relazione è rappresentata dall'errore di troncamento (della serie di Taylor) definito nel generico nodo del reticolo. Se tale errore tende a zero all'aumentare del grado di infittimento della mesh il metodo numerico è consistente.

$$ERR = |F(x_i)_{DISCRETA} - F(x_i)_{DIFFERENZIALE}| \rightarrow \lim_{\Delta x \rightarrow 0} ERR = 0$$

Il concetto di consistenza è fondamentale nei metodi numerici, in quanto è una condizione necessaria affinché un metodo numerico possa fornire soluzioni che approssimino bene la soluzione reale di un'equazione differenziale.

La *convergenza* è una relazione fra la soluzione esatta dell'equazione differenziale e la soluzione esatta dell'equazione discretizzata. Un metodo numerico è convergente se la soluzione esatta dell'equazione discretizzata approssima sempre meglio la soluzione esatta dell'equazione differenziale al tendere a zero delle dimensioni del reticolo.

La *stabilità* è una relazione tra la soluzione numerica computata e la soluzione esatta dell'equazione discretizzata. Un metodo numerico si dice stabile se un piccolo errore in entrata, a causa delle manipolazioni eseguite dall'algoritmo, non degenera

nell'output. Tale caratteristica è fondamentale per la convergenza del metodo numerico.

4.2. Validazione del software

Prima di utilizzare un nuovo software di modellazione numerica è buona pratica verificare la sua affidabilità. L'affidabilità di un software consiste nel verificare la soluzione numerica prodotta. La verifica della soluzione numerica prevede la risoluzione analitica e numerica di un semplice problema geotecnico, simile al problema che si vuole modellare, e in seguito il confronto fra le due soluzioni.

Definite le caratteristiche principali della soluzione, si può assumere corretta la soluzione numerica se la differenza fra le due soluzioni non presenta valori ingegneristicamente rilevanti.

Per validare il software FLAC3D si è scelto di modellare una prova ideale di compressione monoassiale su un campione roccioso di micascisto. La prova monoassiale viene effettuata su un campione cilindrico avente diametro 47.5 mm e altezza 92.6 mm. Il materiale roccioso è caratterizzato da un modello costitutivo di tipo elastico perfettamente plastico (ELPLA) e dal criterio di rottura di Hoek&Brown. L'elasticità del materiale è caratterizzata da un legame costitutivo lineare isotropo. I parametri elastici e di Hoek&Brown per il materiale roccioso intatto sono riportati in Tabella 3.

Tabella 3. Principali parametri del materiale roccioso.

| Prova di compressione monoassiale - Campione di Micascisto | | | | | | | | |
|--|-------------|-----------------------------------|-------|--------------|------------------|------------------|-----------------|-------------------------|
| Dimensioni | | Criterio di Rottura di Hoek&Brown | | | | | Modulo di Young | Coefficiente di Poisson |
| H [mm] | ϕ [mm] | m [-] | s [-] | α [-] | σ_c [MPa] | σ_t [MPa] | E_{ds} [GPa] | ν_s [-] |
| 92.6 | 47.5 | 4.31 | 1 | 0.5 | 120.0 | -26.7 | 42.42 | 0.14 |

La soluzione analitica si basa sulle equazioni del legame costitutivo elastico di Hooke (1678). Nota la σ_c ossia la UCS (Unconfined Compressive Strength) è possibile ricavare la deformazione assiale e radiale a rottura. L'andamento tenso-deformativo

della prova è di tipo bilineare e può quindi essere tracciato in modo semplice. In Figura 23 è riportato l'andamento della tensione assiale in funzione della deformazione assiale e radiale.

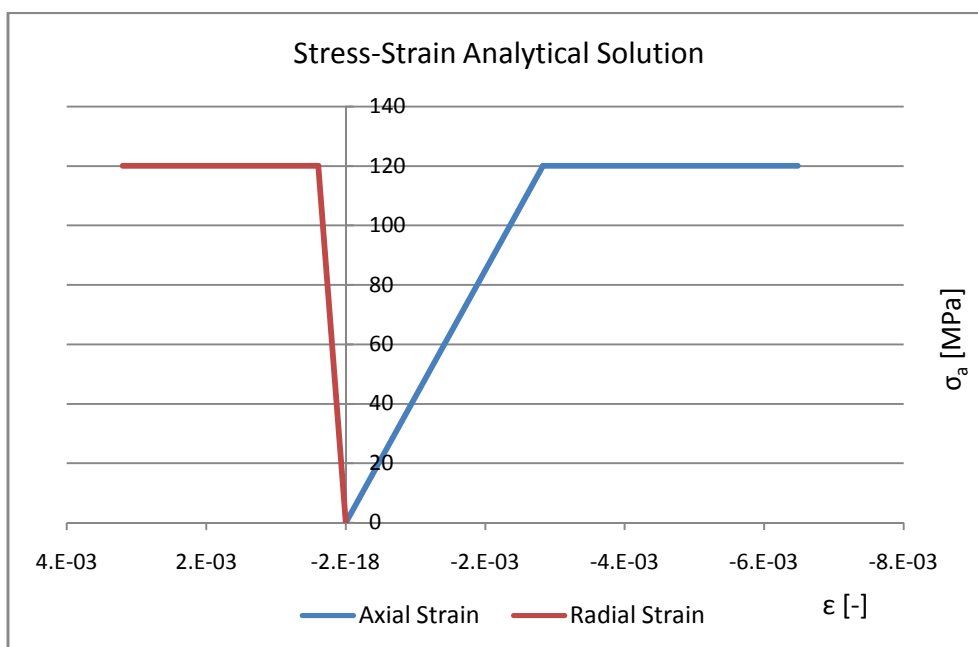


Figura 23. Grafico tensione assiale - deformazione analitico.

Per ottenere la soluzione numerica dal software FLAC3D è necessario definire i seguenti elementi: geometria reale del modello, mesh volumetrica, legame costitutivo, criterio di rottura e i relativi parametri. In Figura 24 è riportata la geometria del modello con la relativa mesh. Data la semplicità del problema si utilizza una mesh poco fitta costituita da 4 gridpoints sul raggio, 24 sulla circonferenza e 10 sull'altezza.

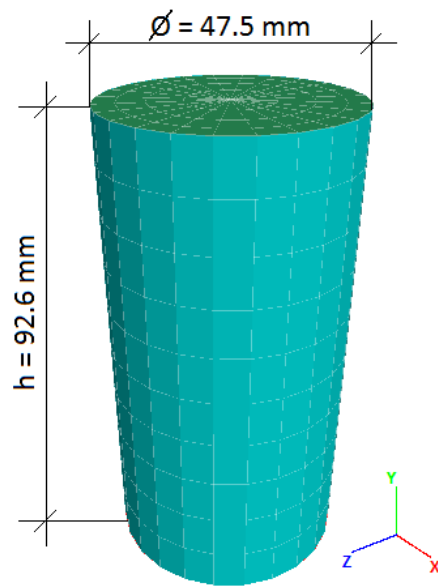


Figura 24. Geometria del modello.

La prova viene condotta in controllo di deformazione imponendo una velocità di deformazione assiale alla base superiore del provino e interrompendola a una deformazione del -0.65% . Le condizioni al contorno da applicare sono: bordo libero sulla superficie laterale del provino e bordo vincolato sulle basi.

La modellazione numerica può essere condotta utilizzando due differenti ipotesi per i vincoli alle basi:

1. basi libere di traslare orizzontalmente: tale ipotesi consiste nel posizionare carrelli orizzontali sulla base inferiore e bordo libero sulla base superiore;
2. basi vincolate allo spostamento orizzontale: tale ipotesi consiste nel posizionare cerniere sulla base inferiore e carrelli a scorrimento verticale sulla base superiore.

Il provino di materiale roccioso poggia su due piastre d'acciaio caratterizzate da una interfaccia attritiva. Le due ipotesi appena citate sono dunque i due estremi di comportamento dell'interfaccia, di conseguenza il comportamento reale della prova di laboratorio starà nel mezzo. Per semplificare la validazione e per ottenere una soluzione valutabile anche per via analitica si sceglie di modellare la prova ideale di laboratorio in cui non è presente alcun ostacolo allo scorrimento orizzontale sulle basi del provino.

Definite le ipotesi di modellazione numerica è dunque possibile scrivere il data file

utilizzabile nel software FLAC3D. In Figura 25 è riportato un estratto dello script.

```

zone cmodel assign hoek-brown
zone property young 42.42e06 poisson 0.14 ;valori in kPa
zone property constant-a 0.5 constant-mb 4.31 constant-s 1.0 constant-sci 120e03 ;valori in kPa
; Assign boundary conditions
zone face apply velocity-normal 0 range group 'South'
zone face apply velocity-normal -5e-7 servo ratio local minimum 1e-4 range group 'North'
; Evaluate results
fish history @sigmav ; Hystory 1
fish history @disp_axial ; Hystory 2
fish history @disp_radial ; Hystory 3
; Cycle till the target strain is reached
model solve fish-halt @halt -> -6e-04

```

Figura 25. Script della prova di compressione monoassiale (FLAC3D).

FLAC3D fornisce la soluzione numerica del problema sottoforma di tabelle numeriche, in cui per ogni step di calcolo sono riportati i valori di deformazione assiale e radiale e la corrispondente tensione assiale. Queste tabelle sono state plottate in Excel ottenendo l'andamento raffigurato in Figura 26.

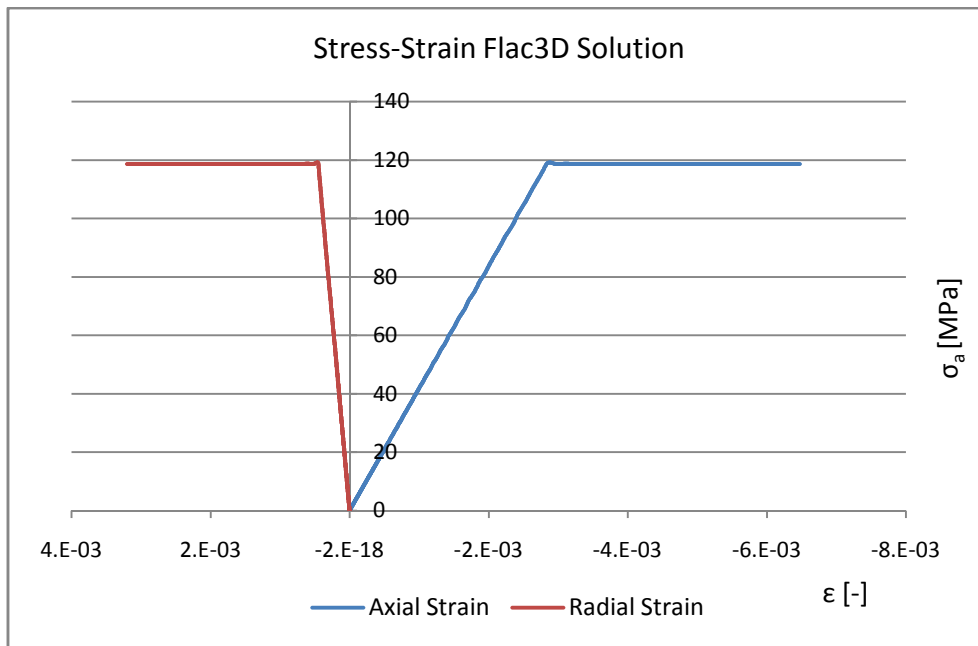


Figura 26. Grafico tensione assiale - deformazione numerico.

Il confronto e la verifica della soluzione numerica viene condotta sulla base del comportamento tenso-deformativo del provino. Le caratteristiche principali della soluzione sono quindi: tensione assiale a rottura, deformazione radiale e assiale a rottura, comportamento EPLA e andamento del grafico tensione - deformazione.

E' possibile osservare che tutte le caratteristiche principali della soluzione vengono rappresentate in modo corretto dalla soluzione numerica. Si può quindi affermare che il software FLAC3D è valido per la risoluzione di tali problemi geotecnici. In Figura 27 è riportato il confronto fra i grafici relativi alla soluzione numerica e analitica.

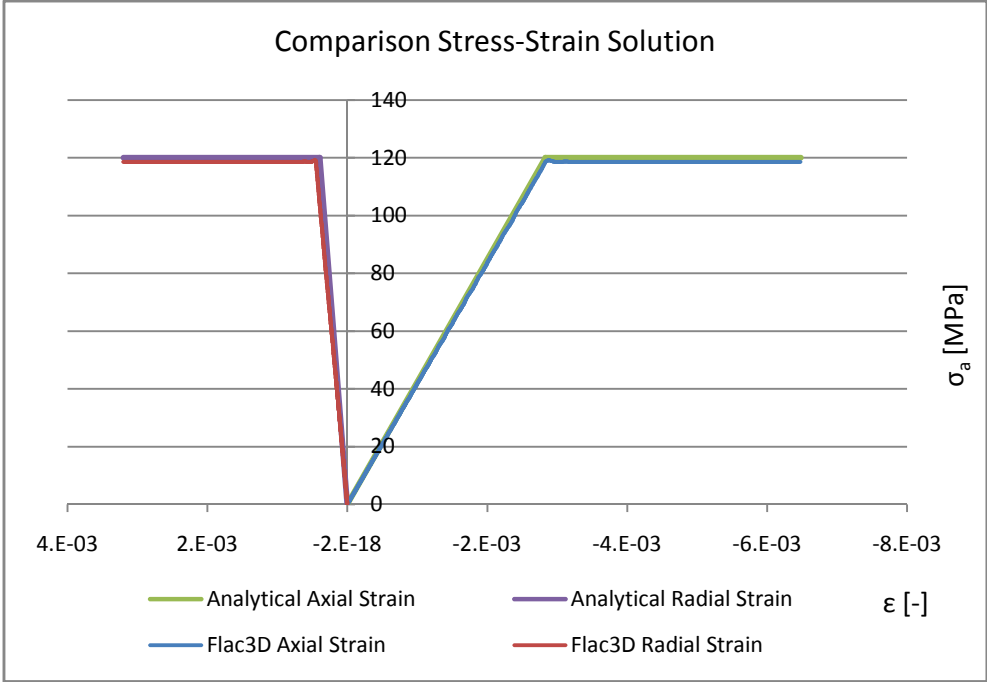


Figura 27. Confronto fra gli andamenti tensione - deformazione relativi alla soluzione analitica e numerica.

5. Modellazione numerica delle prove triassiali

Al fine di valutare l'influenza della presenza dei blocchi sulle caratteristiche meccaniche dei materiali complessi con struttura a blocco-in-matrice, sono state modellate numericamente delle prove triassiali del tipo CIU sul materiale omogeneo ed eterogeneo, costituito da una matrice argillosa-limosa sovraconsolidata e da clasti lapidei (ghiaia), avente differente percentuale volumetrica dei blocchi (VBP).

Nel presente capitolo si descrivono i procedimenti adottati nella realizzazione dei modelli numerici. L'analisi è stata condotta mediante l'utilizzo di un metodo alle differenze finite esplicito implementato nel software FLAC3D 6.0 (Itasca).

La validità del modello numerico eterogeneo è stata verificata attraverso il confronto fra i risultati numerici ottenuti dal software e le prove triassiali di laboratorio.

La costruzione del modello numerico necessita la conoscenza delle caratteristiche meccaniche dei materiali facenti parte del materiale complesso. All'interno di un materiale con struttura a blocco-in-matrice gli elementi di maggior interesse sono: la posizione, l'orientamento, la quantità e la forma dei blocchi e le caratteristiche meccaniche della matrice.

Data la significativa differenza in termini di resistenza e deformabilità dei materiali costituenti il Bimsoil, le caratteristiche meccaniche dei blocchi e la loro variabilità risultano essere poco influenti sul risultato globale della modellazione.

Per questo motivo la caratterizzazione meccanica delle fasi è stata effettuata unicamente sul materiale argilloso-limoso della matrice. La caratterizzazione meccanica viene fatta in laboratorio mediante prove triassiali CIU sul materiale omogeneo. In seguito, modellando numericamente le prove, è stato possibile settare i parametri generali del modello numerico da utilizzare successivamente sul materiale eterogeneo. L'elevato numero di parametri e dati necessari a tarare il modello numerico relativo al campione omogeneo sono stati valutati partendo dai risultati delle prove di laboratorio sul materiale omogeneo.

Per quanto riguarda la posizione, l'orientamento e la percentuale volumetrica dei blocchi ci si è affidati a una tomografia assiale computerizzata (TAC) eseguita sui campioni eterogenei di laboratorio prima dell'esecuzione delle prove. Per quanto riguarda le analisi previsionali su campioni eterogenei aventi differente valore della

VBP si è utilizzato un codice MATLAB con estrazione casuale.

La modellazione numerica ha seguito quindi due differenti filoni: la modellazione delle prove triassiali CIU sul materiale omogeneo e la modellazione delle prove triassiali CIU sul materiale eterogeneo.

La creazione del modello numerico deve seguire dei passaggi ben definiti ossia:

1. Definizione delle generalità del modello:

La modellazione numerica delle prove triassiali di laboratorio viene effettuata sviluppando il problema tridimensionale. Si utilizza quindi la geometria reale del provino nello spazio rappresentando la prova nella sua interezza.

La modellazione, per rappresentare in modo corretto i fenomeni fisici che avvengono nel materiale, deve riprodurre tutte le fasi della prova.

E' bene ricordare che la prova triassiale presenta principalmente tre differenti fasi: la fase di saturazione del provino con il relativo controllo del parametro "B" di Skempton, la fase di consolidazione isotropa drenata e la fase di rottura non drenata.

La fase di saturazione è una fase preliminare che non fa propriamente parte della prova triassiale. Difatti, lo scopo è unicamente quello di controllare la corretta saturazione del campione per garantire la corretta esecuzione della prova. Per questo motivo la fase di saturazione non viene modellata, considerando il campione già saturo.

Tale fase comporta una variazione delle dimensioni iniziali del campione, di conseguenza nel modello si sono utilizzate le misure ottenute in laboratorio al termine della fase di saturazione. In definitiva, le fasi che vengono modellate sono le restanti due ossia la fase di consolidazione e quella di rottura.

La simulazione della fase di consolidazione viene effettuata in modo semplificato evitando di rappresentare il comportamento del campione nel tempo (che consisterebbe nel simulare il drenaggio dell'acqua al di fuori del campione) e rappresentando direttamente la fase finale di equilibrio fra tensioni totali e pressione interna dell'acqua. La fase finale di equilibrio simula l'avvenuta consolidazione ricercando l'equilibrio all'interno del campione

soggetto alla pressione di cella, alla pressione assiale e alla pressione interna dell'acqua (back pressure), assunte costanti.

La simulazione della fase di rottura, invece, viene modellata nella sua interezza simulando il controllo di deformazione, la misura delle pressioni interstiziali, delle tensioni assiali e delle pressioni di cella. Tale fase risulta essere quella più delicata, poiché entrano in gioco i legami sforzo-deformazione e il criterio di rottura.

Per far sì che le misure effettuate in laboratorio e quelle del modello siano confrontabili, si utilizza un secondo data file composto da funzioni FISH che misurano ed eseguono i calcoli fornendo in output le variabili desiderate.

Le funzioni FISH sono algoritmi informatici scritti dall'utente in linguaggio FISH, ossia il linguaggio informatico di FLAC3D. Tale linguaggio presenta molte similitudini con il linguaggio C e C++. La possibilità di usare cicli *for*, funzioni condizionali *if*, e funzioni di lettura dei risultati nei nodi permette di elaborare il risultato numerico estrapolando direttamente i diagrammi sforzo-deformazione e gli stress path relativi alla simulazione numerica.

Dal punto di vista dei risultati numerici ottenuti dalla modellazione, la convergenza e la precisione del modello risultano essere gli elementi fondamentali. Tali elementi sono governati da: complessità geometrica, dimensione della mesh, velocità di esecuzione della prova e tolleranza imposta.

Per la fase di rottura l'elemento chiave è la velocità di deformazione. Un'elevata velocità non consente di trovare una condizione di equilibrio dinamico durante la rottura e dà origine, per ogni step di deformazione imposta, a un errore nella risoluzione con conseguente deriva dei risultati. Una velocità sufficientemente bassa, invece, consente di ottenere un insieme di successive condizioni di equilibrio che garantiscono una buona precisione nei risultati numerici. La scelta della velocità e delle condizioni di vincolo da applicare è riportata nei successivi paragrafi.

Per la fase di consolidazione, definite le condizioni iniziali in termini di pressione di cella, pressione assiale e back pressure, è necessario raggiungere l'equilibrio. La logica di risoluzione del software FLAC3D fornisce

un meccanismo che porta il modello alla convergenza continuando ad eseguire cicli fino a quando non sono soddisfatti i criteri specificati. Il risultato è spesso un modello in equilibrio con una certa tolleranza.

La prima e più semplice misura utilizzata per la convergenza, e quindi per l'equilibrio, è chiamata forza massima non bilanciata (Unbalanced Force).

All'interno di un modello FDM ogni punto della griglia nel modello riceve forze non bilanciate da zone, elementi o dalla gravità. Ognuna di queste forze viene sommata dando luogo alle forze nette che agiscono su ogni punto della griglia. La massima forza non bilanciata è il valore assoluto massimo della forza risultante. Questa è la forza che guida il punto di griglia nella direzione dell'equilibrio. Se la forza è zero, si può pensare che il punto di griglia sia convergente o in equilibrio.

Come misura della convergenza generale, il principale svantaggio della massima forza non bilanciata è che non si tratta di una misura senza unità. Il valore target appropriato dipende dalla dimensione del modello, dalla dimensione della zona, dalle proprietà del materiale e dall'entità della sollecitazione. È impossibile fornire un singolo valore da utilizzare come regola empirica. Per questo motivo, tale metodo, non è più in uso come criterio di risoluzione.

Generalmente nei modelli numerici e in FLAC3D si utilizza il rapporto di forza medio. Il rapporto di forza medio è definito come la somma di tutte le componenti di forza non bilanciate in ogni punto della griglia diviso per la somma di tutte le forze totali applicate nei punti della griglia. Questa tecnica funge da misura attendibile della convergenza generale del sistema.

Il criterio di convergenza predefinito è settato su un rapporto di forza medio di $1e-5$. Per modelli relativamente uniformi, tale metodo associato al valore di default si comporta molto bene. Tuttavia, per i modelli non uniformi, gli effetti dei problemi di convergenza localizzati possono essere persi nella media, rendendo aree del modello prive di una buona precisione. Ciò può verificarsi a causa delle disparità nella dimensione della zona o a causa di grandi differenze nella rigidità. Per i modelli complessi di grandi dimensioni, questa misura deve essere controllata attentamente prima di essere attendibile.

Per migliorare la precisione delle condizioni di consolidazione isotropa, e per ottenere una condizione di partenza per la fase di rottura con elevata omogeneità, si utilizza un rapporto di forza medio di $1e-6$.

2. Definizione della geometria: consiste nella definizione delle dimensioni del provino, della posizione e della quantità dei blocchi da utilizzare nella modellazione numerica del materiale omogeneo ed eterogeneo e nella creazione della griglia di nodi in cui risolvere il problema numerico.
3. Definizione delle tensioni e delle deformazioni della prova e relative convenzioni:

Durante le fasi di consolidazione e di rottura della prova triassiale CIU viene misurato il comportamento tenso-deformativo del provino. La misura di tale comportamento avviene monitorando le tensioni cui è soggetto il provino e le relative risposte in termini di deformazione. Le tensioni e le deformazioni misurate durante la prova di laboratorio reale devono essere riprodotte e misurate anche nel modello numerico in modo tale da poter verificare la corretta simulazione della prova.

Nelle presenti prove triassiali CIU di laboratorio, sulla base della strumentazione disponibile in laboratorio, e nella modellazione numerica sono state misurate:

- tensione assiale: viene misurata tramite cella di carico ad immersione posizionata sulla base fissa del provino. La misura nel modello numerico avviene sommando le forze non bilanciate sui nodi facenti parte della base fissa;
- pressione di cella (tensione di confinamento o tensione radiale): viene misurata da un manometro e mantenuta costante durante tutto l'arco della prova. Nel modello numerico la pressione di cella viene applicata durante la fase di consolidazione e rimane costante durante le fasi successive. Il monitoraggio della pressione di cella viene effettuato tramite funzione FISH;
- pressione interstiziale (back pressure durante la fase di consolidazione): viene misurata da manometri collegati alle basi del

provino. Tale misura avviene al di fuori del campione ma a monte della valvola di chiusura dei drenaggi consentendo la misura in tutte le condizioni di prova. Durante la fase di consolidazione prende il nome di back pressure e viene mantenuta costante in modo da applicare al campione la corretta tensione efficace di consolidazione. Nella modellazione numerica il valore della pressione interstiziale viene misurato tramite funzione FISH;

- deformazione assiale: viene misurata da un LVDT come rapporto tra lo spostamento assiale della base mobile del provino e la sua altezza. Nel modello numerico la deformazione assiale viene misurata e monitorata tramite funzione FISH. La misura non è diretta ma deriva, come in laboratorio, dalla misura degli spostamenti della base del provino;

Nella fase di consolidazione, l'applicazione della tensione efficace di consolidazione può avvenire con un numero illimitato di combinazioni di pressione interstiziale e tensione totale.

Il valore di tensione efficace di consolidazione deriva dalle tensioni usate per il controllo di "B" di Skempton nella fase di saturazione del provino. Tale fase porta la back pressure ad un valore sufficientemente alto per garantire la completa saturazione del campione in modo tale da far disciogliere le bolle d'aria all'interno dell'acqua e per riempire tutti gli interstizi del campione.

I valori utilizzati nelle prove triassiali di laboratorio per il materiale omogeneo sono riportati in Tabella 4 mentre per il materiale eterogeneo in

Tabella 5.

Tabella 4. Tensioni e pressioni dell'acqua nelle fasi di consolidazione dei campioni omogenei.

| PROVA NON DRENATA TEST 1 CONFINAMENTO 50 kPa | | | PROVA NON DRENATA TEST 2 CONFINAMENTO 100 kPa | | | PROVA NON DRENATA TEST 3 CONFINAMENTO 200 kPa | | |
|--|--------------------|-------|---|--------------------|-------|---|--------------------|-------|
| Cantiere | BIMSOIL Pavia | | Cantiere | BIMSOIL Pavia | | Cantiere | BIMSOIL Pavia | |
| Campione | Matrice Argilla | | Campione | Matrice Argilla | | Campione | Matrice Argilla | |
| Sigla | Tx_304_ML | | Sigla | Tx_302_ML | | Sigla | Tx_303_ML | |
| Tensione Assiale | 180 | [kPa] | Tensione Assiale | 220 | [kPa] | Tensione Assiale | 320 | [kPa] |

| | | |
|----------------------------|-----|-------|
| Pressione di Cella | 180 | [kPa] |
| Back Pressure | 130 | [kPa] |
| Tensione di Consolidazione | 50 | [kPa] |

| | | |
|----------------------------|-----|-------|
| Pressione di Cella | 220 | [kPa] |
| Back Pressure | 120 | [kPa] |
| Tensione di Consolidazione | 100 | [kPa] |

| | | |
|----------------------------|-----|-------|
| Pressione di Cella | 320 | [kPa] |
| Back Pressure | 120 | [kPa] |
| Tensione di Consolidazione | 200 | [kPa] |

Tabella 5. Tensioni e pressioni dell'acqua nelle fasi di consolidazione dei campioni eterogenei.

| PROVA NON DRENATA TEST 4 CONFINAMENTO 50 kPa | | |
|--|----------------------|-------|
| Cantiere | BIMSOIL Pavia | |
| Campione | Eterogeneo VBP = 30% | |
| Sigla | Tx_306_ML | |
| Tensione Assiale | 260 | [kPa] |
| Pressione di Cella | 260 | [kPa] |
| Back Pressure | 210 | [kPa] |
| Tensione di Consolidazione | 50 | [kPa] |

| PROVA NON DRENATA TEST 5 CONFINAMENTO 50 kPa | | |
|--|----------------------|-------|
| Cantiere | BIMSOIL Pavia | |
| Campione | Eterogeneo VBP = 50% | |
| Sigla | Tx_310_ML | |
| Tensione Assiale | 230 | [kPa] |
| Pressione di Cella | 230 | [kPa] |
| Back Pressure | 180 | [kPa] |
| Tensione di Consolidazione | 50 | [kPa] |

Per quanto riguarda le convenzioni utilizzate nel modello numerico e nella prova sperimentale, si possono osservare numerose differenze.

Nella prova sperimentale, in accordo con le convenzioni utilizzate nella geotecnica, si hanno tensioni di compressione definite positive e deformazioni che provocano accorciamento del campione definite positive. Si ha dunque che la pressione interstiziale dell'acqua, la pressione di cella, la tensione assiale e la deformazione assiale assumono valori positivi durante tutto l'arco della prova sperimentale. Tali valori sono considerati omogeneamente distribuiti all'interno del provino e quindi rappresentativi dello stato tenso-deformativo globale. Le unità di misura adottate sono i kPa per le tensioni mentre le deformazioni sono definite in percentuale o in valore adimensionale.

Nella modellazione numerica, le convenzioni adottate dal software FLAC3D sono diverse rispetto a quelle adottate nelle prove sperimentali.

Prima di definire le convenzioni adottate dal software è bene riportare la formulazione utilizzata da FLAC3D per la risoluzione del problema. All'interno

del modello numerico il comportamento meccanico del provino è legato da un insieme di 15 equazioni: le equazioni del moto (3), le equazioni di congruenza (6) e le equazioni costitutive (6). Le equazioni del moto vengono scritte utilizzando le componenti vettoriali della formulazione lagrangiana:

$$\begin{aligned}u_i &= \text{spostamento del nodo } i \\v_i &= \text{velocità del nodo } i \\a_i &= \frac{\partial v_i}{\partial t} = \text{accelerazione del nodo } i\end{aligned}$$

Tali componenti, definite nello spazio con i pedici $i = 1,2,3$, vengono risolte unicamente nei punti facenti parte della griglia di discretizzazione del modello. Dai valori di spostamento, velocità e accelerazione è possibile ottenere il comportamento sforzo-deformativo utilizzando le rimanenti equazioni costitutive e di compatibilità. Tali equazioni sono collegate fra loro dall'incognita principale del problema, ossia lo spostamento.

I risultati del modello numerico sono quindi riferiti alle componenti vettoriali della soluzione per ogni nodo della griglia. Per questo si ha che gli spostamenti dipendono dal sistema di riferimento in cui è disegnato il modello e il loro valore può assumere segno positivo o negativo rispettivamente se concordi o discordi agli assi di riferimento.

Per quanto riguarda deformazioni e tensioni, invece, vengono definite positive le deformazioni di allungamento e positive le tensioni di trazione. Per quanto riguarda le pressioni interstiziali si hanno valori positivi se il fluido è compresso. Tale convenzione può portare qualche problema nel calcolo delle tensioni efficaci per via della differente convenzione utilizzata. E' quindi importante trattare con attenzione gli output del software verificando sempre il segno utilizzato.

4. Definizione delle condizioni di vincolo e delle velocità:

La simulazione numerica della prova di laboratorio deve replicare efficacemente le condizioni di vincolo a cui è sottoposto il provino.

L'applicazione delle condizioni di vincolo consiste nel definire le condizioni al contorno del modello. Nel software FLAC3D le condizioni di vincolo vengono definite in termini di velocità. I vincoli statici corrispondono a velocità nulla

mentre eventuali vincoli cinematici corrispondono a velocità non nulle applicate sulle facce del modello.

E' bene ricordare che FLAC3D lavora in uno spazio tridimensionale definito dagli assi x,y,z . La valutazione del grado di vincolo deve essere fatta per ogni faccia del modello rispetto al sistema di riferimento locale (sistema di riferimento relativo). In seguito è necessario definire le condizioni di vincolo, da applicare durante la stesura dello script, considerando il sistema di riferimento assoluto x,y,z . In Figura 28 sono riportati i sistemi di riferimento usati in FLAC3D per la definizione delle condizioni di vincolo.

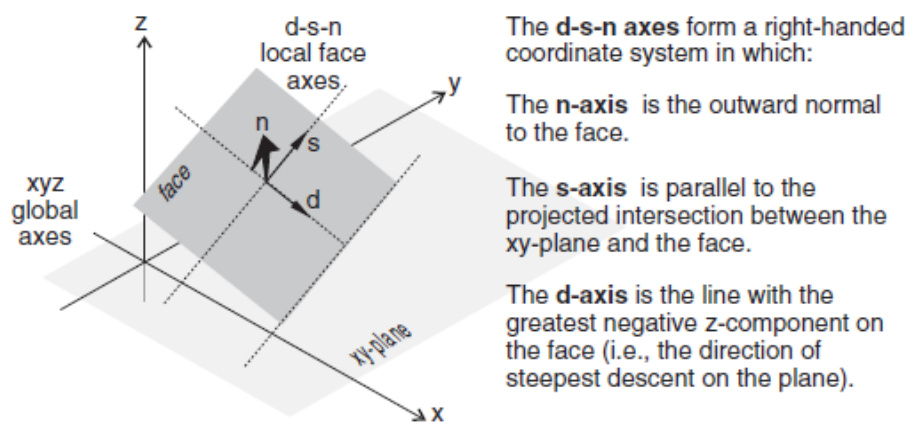


Figura 28. Sistema di riferimento relativo e assoluto della faccia (FLAC3D, 2016).

Durante le varie fasi della prova il provino viene sottoposto a differenti condizioni di vincolo. Le fasi da simulare sono due: fase di consolidazione isotropa e fase di rottura.

Durante la fase di consolidazione, il provino è soggetto a una pressione isotropa di compressione agente su tutte le facce. Sulla faccia superiore e inferiore il carico viene applicato dalle piastre mentre sulla superficie laterale il carico è applicato dalla pressione di cella. L'effetto della consolidazione drenata è una variazione volumetrica del provino caratterizzata da ugual forma. Il materiale omogeneo, e ancor di più quello eterogeneo, sono caratterizzati da un elevato valore di compressibilità volumetrica (Bulk Modulus) che comporta una limitata variazione volumetrica. L'azione attritiva delle piastre risulta essere molto limitata e quindi trascurabile. Per questo motivo durante la fase di consolidazione isotropa le condizioni al contorno

applicate al modello sono di superficie libera non vincolata. L'effetto della prima fase è quindi una diminuzione non vincolata dell'altezza e del diametro del provino con conseguente variazione di volume (Tabella 9 e Tabella 10).

Durante la fase di rottura, il provino è soggetto a una compressione triassiale non isotropa imposta tramite velocità di deformazione assiale alle basi del provino. Usualmente si utilizza una velocità di deformazione assiale costante con valore sufficientemente basso da garantire la continua redistribuzione delle sovrappressioni interstiziali nel campione. La prova viene usualmente condotta fino al raggiungimento di una deformazione assiale del provino di circa il 20%, raggiungendo la rottura del campione e percorrendo una porzione del ramo post-rottura con lo scopo di valutare la resistenza post-picco. Nelle presenti prove di laboratorio la velocità adottata e la deformazione assiale massima raggiunta dalla prova sono riassunte in Tabella 6 per il materiale omogeneo e in Tabella 7 per il materiale eterogeneo.

Tabella 6. Velocità e deformazioni massime raggiunte nelle prove di laboratorio sul materiale omogeneo.

| PROVA NON DRENATA TEST 1 CONFINAMENTO 50 kPa | | | PROVA NON DRENATA TEST 2 CONFINAMENTO 100 kPa | | | PROVA NON DRENATA TEST 3 CONFINAMENTO 200 kPa | | |
|--|------------------|----------|---|------------------|----------|---|------------------|----------|
| Cantiere | BIMSOIL Pavia | | Cantiere | BIMSOIL Pavia | | Cantiere | BIMSOIL Pavia | |
| Campione | Matrice Argilla | | Campione | Matrice Argilla | | Campione | Matrice Argilla | |
| Sigla | Tx_304_ML | | Sigla | Tx_302_ML | | Sigla | Tx_303_ML | |
| Velocità Prova | 15.9 | [µm/min] | Velocità Prova | 15.8 | [µm/min] | Velocità Prova | 16.2 | [µm/min] |
| Deformazione Assiale Max | 22.3 | [%] | Deformazione Assiale Max | 23.0 | [%] | Deformazione Assiale Max | 23.8 | [%] |

Tabella 7. Velocità e deformazioni massime raggiunte nelle prove di laboratorio sul materiale eterogeneo.

| PROVA NON DRENATA TEST 4 CONFINAMENTO 50 kPa | | | PROVA NON DRENATA TEST 5 CONFINAMENTO 50 kPa | | |
|--|-------------------------|----------|--|-------------------------|----------|
| Cantiere | BIMSOIL Pavia | | Cantiere | BIMSOIL Pavia | |
| Campione | Eterogeneo VBP = 30% | | Campione | Eterogeneo VBP = 50% | |
| Sigla | Tx_306_ML | | Sigla | Tx_310_ML | |
| Velocità Prova | 16.9 | [µm/min] | Velocità Prova | 16.6 | [µm/min] |
| Deformazione | 29.3 | [%] | Deformazione | 23.7 | [%] |

| | | | | | |
|-------------|--|--|-------------|--|--|
| Assiale Max | | | Assiale Max | | |
|-------------|--|--|-------------|--|--|

Per quanto riguarda le condizioni al contorno e di vincolo si ha:

- sulla superficie laterale, per tutta la durata della prova, la pressione di cella ma nessun vincolo allo spostamento;
- sulla faccia superiore il provino, per tutta la durata della prova, rimane fisso nella posizione di fine consolidazione e a contatto con la piastra;
- la faccia inferiore del provino, per tutta la durata della prova, è a contatto con la piastra ed è soggetto a una velocità di deformazione costante, tale da ottenere l'avvicinamento delle facce.

L'effetto della fase di rottura non drenata è una variazione di forma del provino caratterizzata da ugual volume. Tale effetto è causato dalla chiusura dei drenaggi che non consente la fuoriuscita dell'acqua dal provino.

La variazione di forma del provino, relativa alle condizioni non drenate, e la deformazione radiale risultano non essere più limitati. Ipotizzando di avere un provino cilindrico di laboratorio con diametro 30 mm e altezza 80 mm soggetto a una deformazione assiale del 2% si avrebbe una variazione del diametro di 0.3 mm che non è più trascurabile.

La variazione del diametro avviene lungo tutta l'altezza del provino. Tuttavia, soltanto in corrispondenza della parte centrale la deformazione radiale non presenta impedimenti. In prossimità delle basi del campione a contatto con le piastre, invece, si generano sforzi di taglio e nasce un impedimento allo spostamento radiale. Per questi motivi l'azione attritiva delle piastre risulta essere non più trascurabile.

Per i motivi appena descritti, e come accennato nel capitolo sulla validazione del software, la modellazione numerica può essere condotta utilizzando tre differenti ipotesi per i vincoli alle basi:

- ipotesi di basi libere di traslare orizzontalmente;
- ipotesi di basi con interfaccia attritiva;
- ipotesi di basi vincolate alla traslazione orizzontale;

Le 3 ipotesi appena citate sono le 3 differenti possibilità con cui modellare i

vincoli alla base di una prova triassiale. L'ipotesi maggiormente realistica risulta essere la seconda, poichè rappresenta realmente l'interfaccia fra il campione e le piastre d'acciaio della cella triassiale. Le rimanenti due ipotesi si riferiscono, invece, ai due estremi di comportamento dell'interfaccia.

La modellazione di un'interfaccia attritiva è molto complessa poiché necessita della valutazione di un numero importante di parametri, fra cui il coefficiente attritivo dell'interfaccia, l'eventuale coesione e la rigidità assiale e trasversale dell'interfaccia. L'elevata difficoltà di valutazione dei parametri dell'interfaccia e l'esponenziale aumento del tempo di calcolo, dovuto all'aumento dei nodi sulle interfacce, non hanno giustificato l'uso dell'interfaccia attritiva all'interno dei modelli analizzati in questo lavoro di tesi.

Per questi motivi si è scelto di rappresentare le condizioni di vincolo alle basi del provino utilizzando le rimanenti due ipotesi.

L'ipotesi di basi libere di traslare orizzontalmente corrisponde all'uso di carrelli a scorrimento orizzontale sulla base inferiore del provino ($v_z = 0$) mentre sulla base superiore corrisponde al bordo libero con velocità di traslazione verticale v_z imposta. Tale ipotesi consiste nel trascurare totalmente l'azione attritiva delle piastre.

L'ipotesi di basi vincolate allo spostamento orizzontale, invece, corrisponde all'uso di cerniere sulla base inferiore del provino ($v_z = v_x = v_y = 0$) mentre per la base superiore corrisponde all'uso di carrelli a scorrimento verticale ($v_x = v_y = 0$) con velocità di traslazione verticale v_z imposta. Tale ipotesi consiste nel considerare la condizione di perfetta aderenza fra provino e piastre, ossia azione attritiva massima con nessuno scorrimento.

Le prove triassiali in esame presentano 3 differenti pressioni di consolidazione e di conseguenza 3 differenti comportamenti. La valutazione dell'effetto dell'azione attritiva sull'interfaccia è diversa da prova a prova, e quindi molto complessa. Per questo motivo non è possibile effettuare a priori la scelta della condizione di vincolo allo spostamento orizzontale. La valutazione del corretto vincolo sarà dunque fatta nel capitolo dei risultati della modellazione numerica.

Per quanto riguarda la definizione della velocità di traslazione verticale v_z imposta alla base del provino bisogna considerare un importante aspetto. La velocità di traslazione della modellazione numerica non coincide con la velocità di esecuzione della prova di laboratorio reale. La velocità usata nella modellazione, difatti, è misurata in m/ciclo ed è una velocità di che non dipende dal tempo in secondi ma dall'unità di tempo del software ossia il timestep che corrisponde a un ciclo.

Come nelle prove CIU di laboratorio, nelle quali la velocità deve essere sufficientemente piccola in modo tale che le pressioni interstiziali siano omogenee all'interno del campione, anche per la modellazione numerica la velocità di spostamento delle basi deve essere sufficientemente piccola in modo tale da consentire al software di raggiungere le condizioni di equilibrio interne al modello per ogni istante di tempo. La velocità della modello è quindi molto importante perché determina la corretta risoluzione del problema numerico e la corretta valutazione delle tensioni e delle pressioni dell'acqua per ogni istante di tempo.

Nel caso in cui la velocità di applicazione non sia sufficientemente bassa, si osserva un andamento non regolare degli stress path, una deriva nei valori di tensione e pressione dell'acqua e una non omogenea distribuzione degli sforzi e delle pressioni dell'acqua all'interno del campione.

La scelta della velocità di applicazione da impostare nei modelli segue quindi un processo iterativo atto a garantire la stabilità e la convergenza del modello. La velocità di traslazione deve essere stoppata al raggiungimento della massima deformazione assiale registrata nella prova di laboratorio, così da poter confrontare le caratteristiche del campione a fine prova.

In Tabella 8 è riportata la velocità adottata in tutte le prove triassiali numeriche:

Tabella 8. Velocità delle prove triassiali numeriche.

| Velocità PROVA TX UNDRAINED MODELLAZIONE FLAC3D | |
|--|----------|
| 0.000002 | mm/cycle |
| 2.0E-09 | m/cycle |

Un'ultima osservazione riguarda il peso proprio e l'orientamento del provino nella modellazione numerica. Dato il ridotto volume e il ridotto peso del provino, si ha una limitata incidenza della gravità sulle tensioni assiali, radiali e sulle pressioni dell'acqua. Per semplicità si è quindi scelto di non modellare le forze di volume (forze gravitazionali) interne al modello.

La modellazione della prova triassiale, per una migliore e più chiara visualizzazione dei risultati, è stata effettuata ruotando il provino di 180° rispetto al piano orizzontale in modo tale da far muovere la faccia superiore del provino (Figura 29).

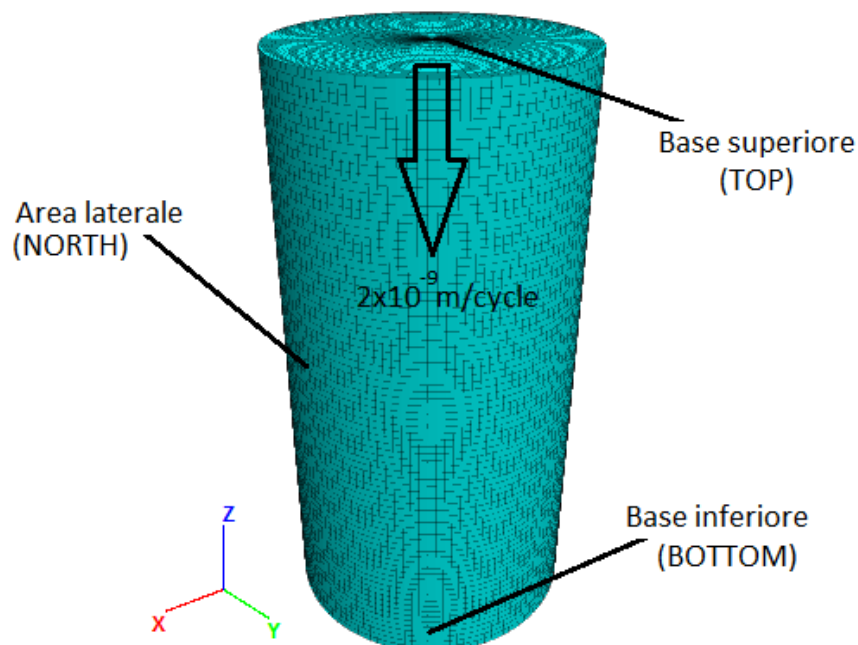


Figura 29. Superfici del modello numerico e velocità di esecuzione della prova.

In definitiva, la modellazione numerica della fase di rottura non drenata potrà presentare due differenti configurazioni:

- configurazione 1 ossia ipotesi di perfetta aderenza piastra-provino: area laterale del provino modellata come superficie libera non vincolata, base superiore del provino modellata con carrelli a scorrimento verticale e base inferiore modellata con cerniere. La velocità di applicazione è pari $2 \times 10^{-9} \text{ m/ciclo}$;
- configurazione 2 ossia ipotesi di basi libere di traslare: area laterale del provino e base superiore modellate come superficie libere non vincolate

mentre la base inferiore è modellata con carrelli a scorrimento orizzontale. La velocità di applicazione è pari $2 \times 10^{-9} \text{ m/ciclo}$.

5. Definizione del legame costitutivo elastico: consiste nella valutazione e nella scelta del legame sforzo-deformazione del materiale e nella stima dei relativi parametri;
6. Definizione del criterio di rottura: consiste nella valutazione e nella scelta della legge che definisce la resistenza del materiale alle sollecitazioni esterne ossia la valutazione della resistenza a rottura del materiale, del suo comportamento e la stima dei relativi parametri;
7. Definizione delle condizioni non drenate: consiste nella definizione del comportamento del campione nella fase di rottura nella quale vengono chiusi i drenaggi. Le condizioni non drenate devono consentire al campione di generare autonomamente le sovrappressioni interstiziali e le variazioni di forma a parità di volume;

L'importanza e la complessità nella definizione della geometria, del legame costitutivo, del criterio di rottura e delle condizioni non drenate necessitano di un capitolo specifico.

5.1. Geometria del modello

Le prove triassiali consolidate non drenate (CIU) sono state eseguite su provini omogenei (matrice) ed eterogenei (matrice + blocchi) di materiale ricostituito.

La forma definitiva dei provini cilindrici di materiale omogeneo ed eterogeneo è stata ottenuta nella fase di infissione della fustella. I provini presentano dimensioni standard compatibili con la cella triassiale, ossia diametro 38.1 mm e altezza 76.2 mm.

L'esecuzione della prova triassiale, presentando una prima fase di saturazione, comporta una variazione continua delle dimensioni del campione. In tale fase, difatti, il drenaggio dell'acqua avviene dall'esterno all'interno del campione con conseguente rigonfiamento del provino. La risposta alla fase di saturazione non è uguale per tutti i

campioni, si hanno dunque differenti dimensioni al termine della presente fase.

La modellazione numerica ha come obiettivo la simulazione della prova nell'ipotesi di provino completamente saturo. Per questo motivo i provini cilindrici sono stati modellati direttamente con le dimensioni geometriche possedute dopo la fase di saturazione.

Le dimensioni inserite all'interno del software sono state approssimate al mezzo millimetro. In Tabella 9 e Tabella 10 sono riportate le dimensioni utilizzate nella modellazione numerica.

Tabella 9. Dimensioni dei provini omogenei di laboratorio e relativi valori del modello numerico.

| PROVA TRIASSIALE CAMPIONE | | | | Dimensione Campione MODELLO FLAC3D | |
|--------------------------------------|-----------|-------|-------|------------------------------------|-------|
| Dimensione Campione_Post-Saturazione | | | | H [m] | D [m] |
| TEST | Prova | H [m] | D [m] | | |
| 1 | Tx_304_ML | 79.5 | 39.6 | 79.5 | 39.5 |
| 2 | Tx_302_ML | 80.0 | 39.9 | 80.0 | 40.0 |
| 3 | Tx_303_ML | 79.8 | 39.8 | 80.0 | 40.0 |

Tabella 10. Dimensioni dei provini eterogenei di laboratorio e relativi valori del modello numerico.

| PROVA TRIASSIALE CAMPIONE | | | | Dimensione Campione MODELLO FLAC3D | |
|--------------------------------------|-----------|-------|-------|------------------------------------|-------|
| Dimensione Campione_Post-Saturazione | | | | H [m] | D [m] |
| TEST | Prova | H [m] | D [m] | | |
| 30% | Tx_306_ML | 76.9 | 38.5 | 77.0 | 38.5 |
| 50% | Tx_310_ML | 77.0 | 38.5 | 77.0 | 38.5 |

TOMOGRAFIA

Per la definizione delle caratteristiche geometriche dei provini omogenei è stato sufficiente conoscere le dimensioni dei campioni al termine delle fase di saturazione. Per i provini eterogenei, invece, è stato necessario conoscere la quantità, la posizione e l'orientamento dei clasti lapidei che influiscono sulla risposta del materiale.

Il modello numerico è stato quindi creato utilizzando i risultati della tomografia assiale computerizzata a raggi x (TAC), che consente di conoscere esattamente la posizione, la forma e l'orientamento dei blocchi all'interno del campione. La tecnologia

tomografica consente di estrapolare un'immagine digitale tridimensionale del provino rappresentato sottoforma di pixel aventi ognuno un valore di grigio diverso in funzione della densità dei materiali che ne fanno parte.

L'esecuzione della tomografia ha necessitato l'utilizzo di macchinari all'avanguardia non presenti al Politecnico di Torino. I campioni eterogenei sono stati quindi rivestiti con cellophane e con della paraffina per proteggere ed isolare il campione al fine di evitare variazioni del contenuto d'acqua e del grado di saturazione. I campioni sono stati analizzati presso la "Microservice S.r.l." di Alpignano che ha eseguito le tomografie su tutti i campioni eterogenei, fornendo in output dei file aventi estensione *.raw*.

L'output della tomografia consiste in un'immagine tridimensionale in scala di grigi. Insieme all'immagine tridimensionale è stato fornito un grafico che individua per ogni valore di grigio fra 0 e 256 la corrispondente quantità di pixel caratterizzata da tale tonalità. Un basso valore di grigio corrisponde a un materiale con bassa densità, viceversa, un alto valore di grigio corrisponde a un materiale con alta densità.

In Figura 30 e Figura 31 sono riportati i grafici relativi ai provini eterogenei su cui sono state in seguito eseguite le prove triassiali. I due provini sono caratterizzati da una percentuale volumetrica dei blocchi (VBP) reale differente ossia 24.5% e 47.2%.

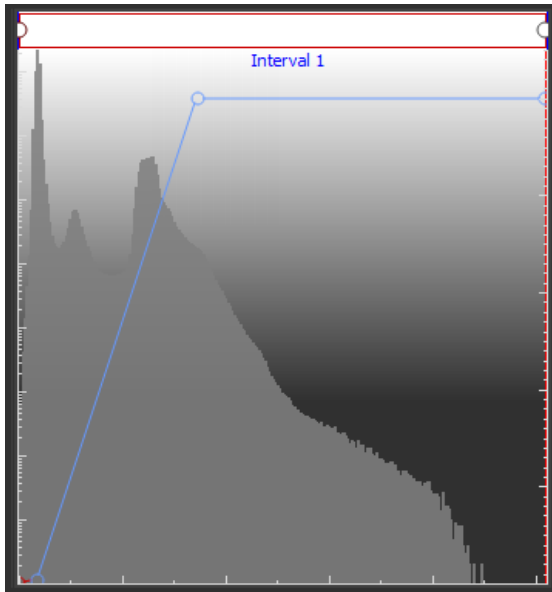


Figura 30. Grafico riguardante la scala dei grigi presente nel campione eterogeneo con VBP=24.5%.

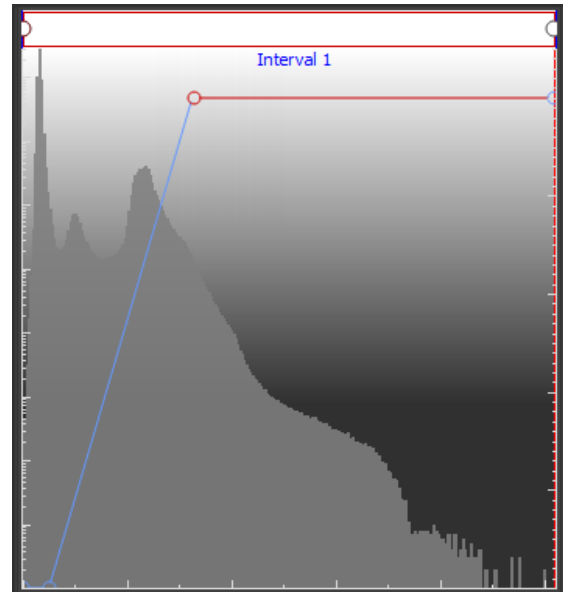


Figura 31. Grafico riguardante la scala dei grigi presente nel campione eterogeneo con VBP=47.2%.

Tramite il grafico è possibile osservare 3 differenti picchi che individuano un alto numero di pixel corrispondente a un particolare valore di grigio ossia ad una densità. Questo consente di distinguere i diversi materiali ed estrapolare il valore di grigio associato ad ognuno di essi. In ordine, da sinistra a destra, si individuano le seguenti fasi: l'aria, la paraffina e l'argilla.

Gli elementi di maggior interesse, ossia i clasti lapidei, non presentano un picco netto e sono quindi più difficili da individuare. Una causa può essere l'eterogeneità litologica dei blocchi lapidei aventi in parte una densità simile a quella della matrice sovraconsolidata. In Figura 32 e Figura 33 è possibile visualizzare due sezioni diametrali dei provini in cui si identificano le differenti fasi presenti.

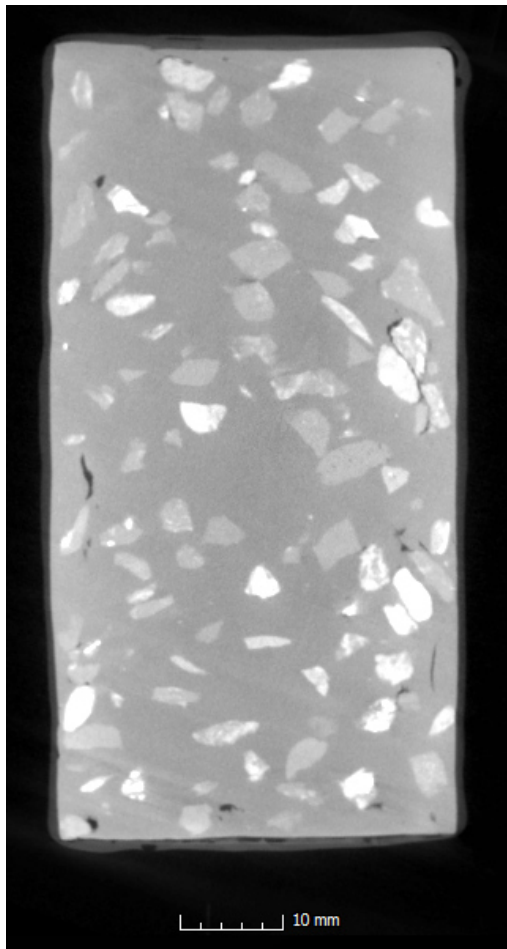


Figura 32. Sezione diametrale relativa alla tomografia del campione con VBP=24.5%.

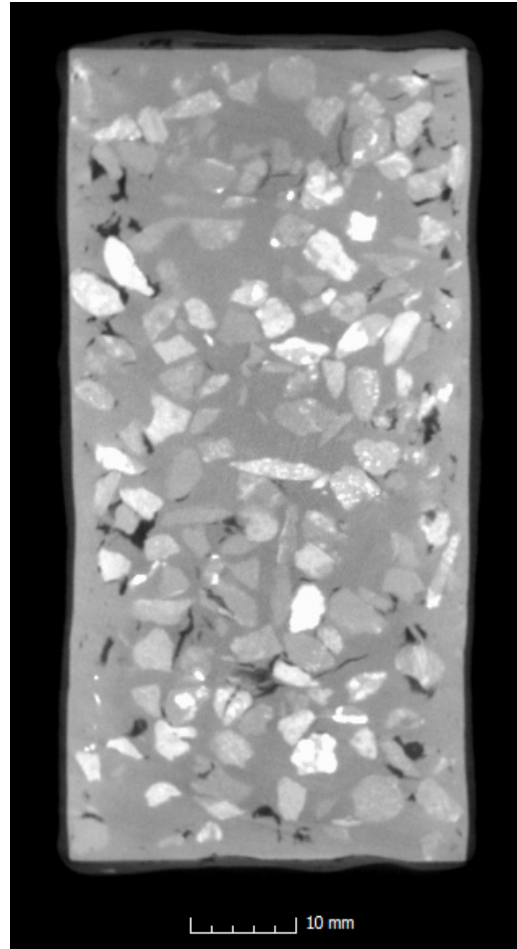


Figura 33. Sezione diametrale reativa alla tomografia del campione con VBP=47.2%.

Grazie all'utilizzo del software "myVGL" è possibile intervenire sull'output tridimensionale della tomografia filtrando i livelli di grigio in modo tale da rappresentare unicamente le densità che visivamente individuano il materiale desiderato (ad esempio i blocchi).

Tale operazione viene effettuata utilizzando il grafico di Figura 30 e Figura 31 modificando i limiti di visualizzazione. La tecnica può essere effettuata su tutti i materiali presenti nel campione. L'individuazione della paraffina e della matrice viene effettuata attraverso l'uso dei picchi del grafico. Per i clasti lapidei l'esecuzione della tecnica presenta invece elevate criticità, un alto grado di incertezza ed è caratterizzata dalla sensibilità dell'operatore. Il risultato è dunque molto soggettivo.

In Figura 34, Figura 35 e Figura 36 sono riportati i risultati ottenuti per il campione eterogeneo con VBP pari a 24.5%. In Figura 37, Figura 38 e Figura 39 sono invece riportati i risultati relativi al campione eterogeneo con VBP pari a 47.2%.

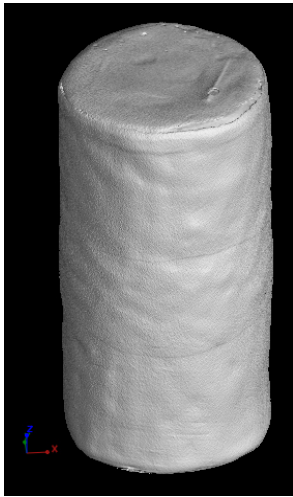


Figura 34. Paraffina relativa al campione con VBP=24.5%.

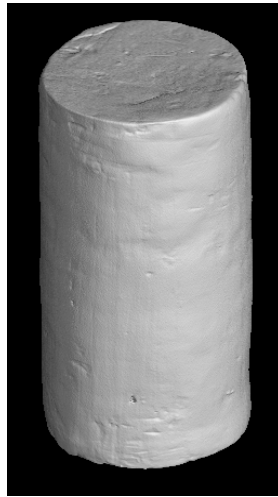


Figura 35. Matrice relativa al campione con VBP=24.5%.

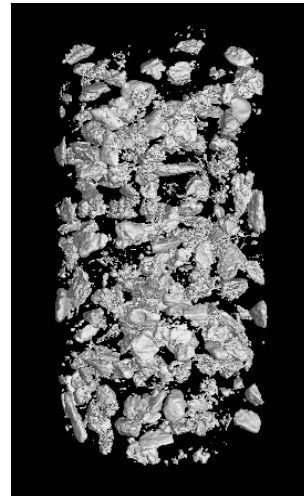


Figura 36. Clasti lapidei relativi al campione con VBP=24.5%.

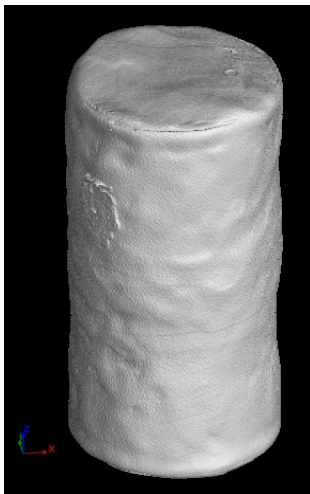


Figura 37. Paraffina relativa al campione con VBP=47.2%.

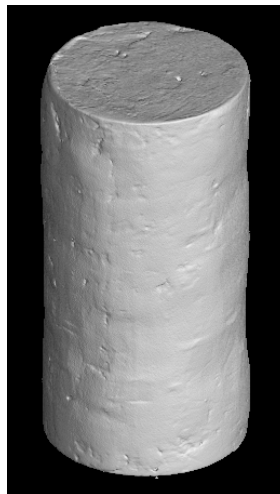


Figura 38. Matrice relativa al campione con VBP=47.2%.

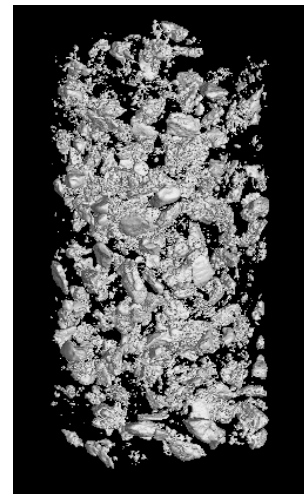


Figura 39. Clasti lapidei relativi al campione con VBP=47.2%.

Il risultato riguardante l'individuazione della paraffina e della matrice presenta un alto grado di precisione, grazie alla netta differenza di densità fra i due materiali.

Per quanto riguarda l'individuazione dei clasti lapidei, si osserva un minore grado di precisione e un'elevata quantità di particelle di piccole dimensioni, non classificabili come clasti lapidei. Tale effetto è dovuto alla limitata differenza di densità fra la matrice ed alcuni clasti, che non consente una buona individuazione dei blocchi.

Per utilizzare l'immagine tridimensionale topografica all'interno di software CAD è necessario convertire l'immagine in MESH. Utilizzando il software "myVGL" si convertono i clasti lapidei in mesh tridimensionale, costituita da nodi e triangoli, con

lo scopo di ottenere dei volumi chiusi che rappresentano i blocchi.

MESH

La risoluzione numerica con i metodi alle differenze finite necessita la creazione di una griglia di punti, detti gridpoints, in cui valutare la soluzione. Tale azione consiste nella creazione della mesh.

Per quanto riguarda il materiale omogeneo, la creazione della mesh è piuttosto semplice ed è quindi possibile crearla direttamente in FLAC3D. La mesh utilizzata è regolare e di tipo radiale rispetto all'asse di simmetria. In Figura 40 sono riportati i comandi utilizzati.

```
; Create zones for cylindrical sample
zone create cylinder point 0 (0,0,0) point 1 (0,R1,0) point 2 (0,0,H) ...
                    point 3 (R2,0,0) size 10 40 15 ratio 0.9 1 1
zone reflect normal (1,0,0)
zone reflect normal (0,1,0)
```

Figura 40. Script relativo alla costruzione del modello geometrico e della mesh dei provini omogenei.

Il comando "zone create cylinder" crea uno spicchio cilindrico le cui dimensioni sono rappresentate dai punti 0,1,2,3. Il punto 0 è il centro dello spicchio cilindrico in cui si trova l'asse di simmetria, il punto 1 è il raggio dello spicchio lungo l'asse y, il punto 2 è l'altezza dello spicchio lungo l'asse z e il punto 3 è il raggio dello spicchio lungo l'asse x. In Figura 41 è riportato l'output grafico corrispondente al comando "zone create cylinder".

Il comando "size" definisce il numero di gridpoints lungo raggio, altezza e circonferenza mentre il comando "ratio" definisce il rapporto di lunghezza fra due gridpoints successivi. Valori del rapporto maggiori di 1 definiscono un rapporto fra le lunghezze crescente mentre un rapporto minore di 1 definisce un rapporto fra le lunghezze decrescente. Nel presente caso si definisce un rapporto unitario sull'altezza e sulla circonferenza mentre un rapporto di 0.9 sul raggio in modo tale da avere zone radiali di ugual area. Infine, il comando "zone reflect" specchia la fetta cilindrica rispetto al piano avente vettore normale coincidente con l'asse y e in seguito rispetto al piano avente vettore normale coincidente con l'asse z.

Così facendo è possibile creare il cilindro completo. In Figura 42 è riportato il modello numerico definitivo utilizzato all'interno della modellazione numerica dei provini omogenei.

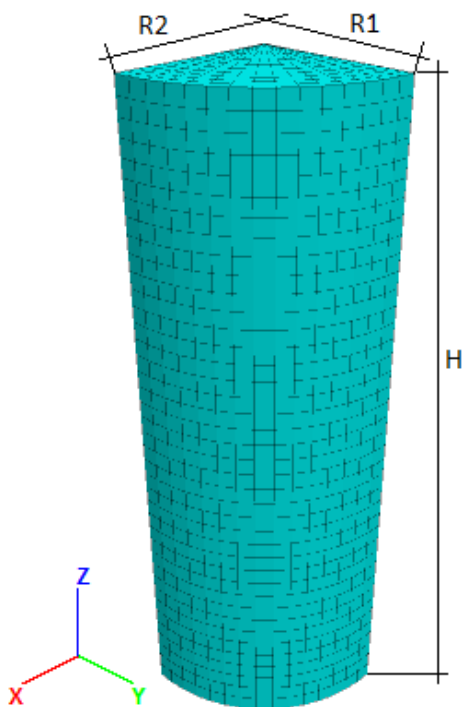


Figura 41. Zona cilindrica relativa al comando di creazione del modello in FLAC3D.

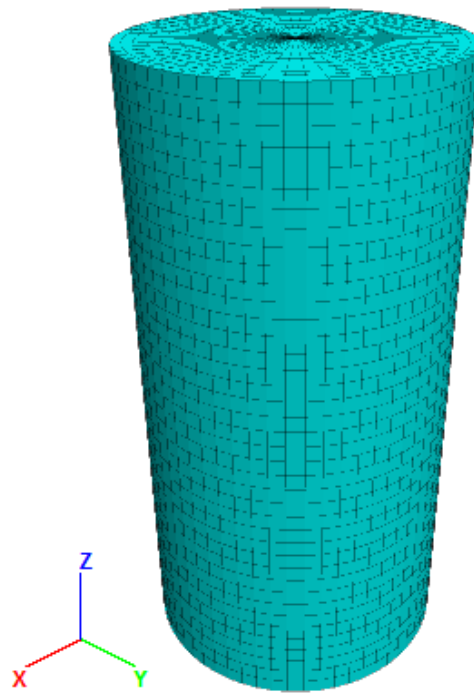


Figura 42. Modello numerico relativo ai provini cilindrici di materiale omogeneo.

Per quanto riguarda il materiale eterogeneo, ottenuta la mesh dei blocchi dalla tomografia, sarebbe possibile utilizzarla direttamente all'interno della modellazione numerica. L'output tomografico presenta, però, numerosi problemi.

La mesh ottenuta dal software è caratterizzata da un'elevata quantità di particelle di piccola dimensione, non classificabili come clasti lapidei, dalla presenza di blocchi concentrici frutto di differenti densità all'interno di un singolo blocco e un insieme di errori geometrici, come la presenza di facce compenetranti o di nodi coincidenti. Un altro importante problema relativo alla mesh è l'elevata precisione ottenuta dalla tomografia, che conduce a una mesh con precisioni del decimo o del centesimo di millimetro incompatibile con la potenza di calcolo del software e del calcolatore.

La complessità geometrica del provino, l'elevato numero di blocchi e l'impossibilità di semplificazione della mesh, non hanno consentito l'utilizzo della mesh originale. Per ovviare al problema si è dunque scelto di eseguire due differenti metodologie:

- per il provino avente VBP pari a 24.5%, caratterizzato da un minor numero di blocchi, si sono estrapolati i baricentri dei blocchi, rappresentati successivamente in modo semplificato attraverso l'uso di sfere;

- per il provino avente VBP pari a 47.2%, caratterizzato da un'elevatissima quantità di blocchi, è stata eseguita un'estrazione casuale dei baricentri dei blocchi mediante codice Matlab. La rappresentazione dei blocchi è stata effettuata anch'essa in modo semplificato attraverso l'uso di sfere.

Per la generazione delle sfere è necessario definire la dimensione caratteristica minima e massima delle sfere (ossia il diametro min. e max. dei blocchi). Dato l'elevato numero di blocchi e la presenza di una ghiaia fine ben vagliata con fuso granulometrico fra i 2 mm e i 5 mm si è scelto di eseguire un'estrazione random dei diametri dei blocchi. Noti i baricentri di ogni blocco e utilizzando un codice MATLAB con approccio Monte Carlo è stato possibile associare un diametro estratto in modo casuale in modo tale da ottenere la corretta VBP. Il codice esegue l'estrazione verificando che il blocco non intersechi il bordo del provino ed evitando la compenetrazione dei blocchi.

L'approssimazione dei blocchi attraverso l'uso di sfere non consente di ottenere il reale valore della VBP a causa del diverso ingombro che caratterizza la sfera rispetto al blocco di forma pressoché ellissoidica. Per tale motivo i risultati ottenuti dall'estrazione MATLAB non garantiscono una VBP identica al valore reale, ma comunque abbastanza simile. Si ottengono infatti VBP rispettivamente pari a 21% e 40%.

Il risultato è un insieme di sfere i cui centri e raggi vengono salvati in un file di testo. Salvando tale file in un formato "*script*" è possibile rappresentare il provino cilindrico con le sfere nel software Autocad. In Figura 43 e Figura 44 sono riportati i modelli visualizzati all'interno del software Autocad.

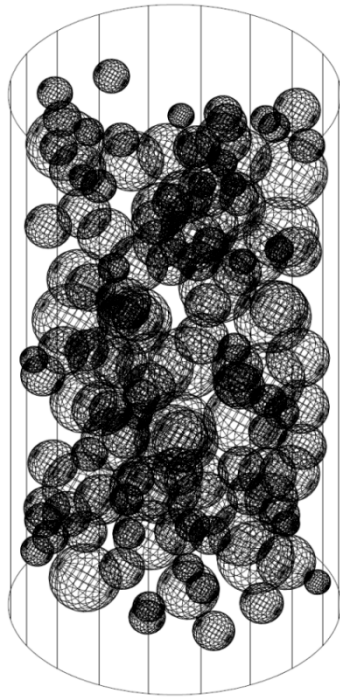


Figura 43. Modello Autocad VBP=21%.

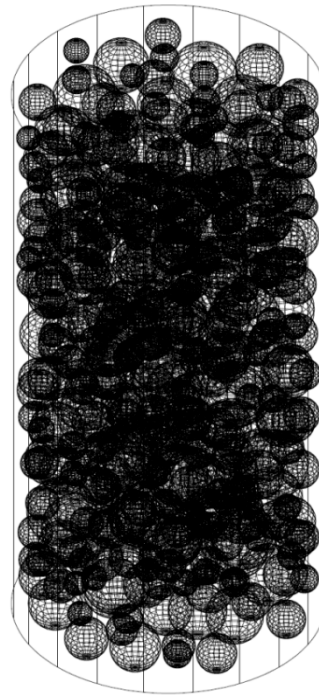


Figura 44. Modello Autocad VBP=40%.

A questo punto è necessario creare la mesh 3D. Il processo di creazione della mesh viene condotto mediante l'utilizzo del plug-in GRIDDLE (Itasca) associato al software Rhinoceros (Robert McNeel & Associates).

Rhinoceros è un software di modellazione CAD tridimensionale che permette la creazione e la modifica di superfici e solidi tridimensionali. Tutte le entità geometriche sono rappresentate tramite NURBS (Non Uniform Rational B-Splines) ossia rappresentazioni matematiche della geometria 3D. Il modello tridimensionale è stato salvato in formato *.dxf* in autocad e importato in Rhinoceros. Una volta importato il modello è stato possibile procedere con la creazione della mesh. Il primo step consiste nella creazione di una mesh preliminare con il software Rhinoceros. In seguito, utilizzando il plug-in GRIDDLE, è stato possibile creare, settando opportuni parametri, una mesh superficiale dei blocchi e del provino cilindrico e, successivamente la mesh volumetrica. In Figura 45 e Figura 46 sono riportate le mesh relative ai provini eterogenei.

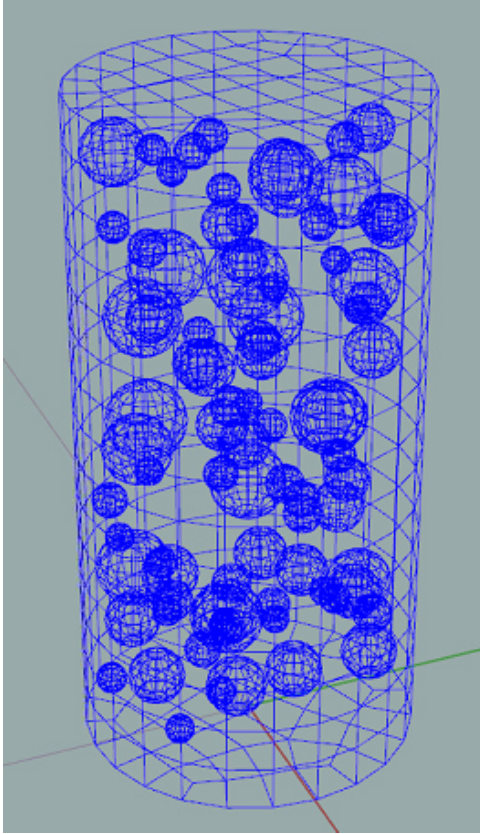


Figura 45. Mesh modello eterogeneo con VBP=21%.

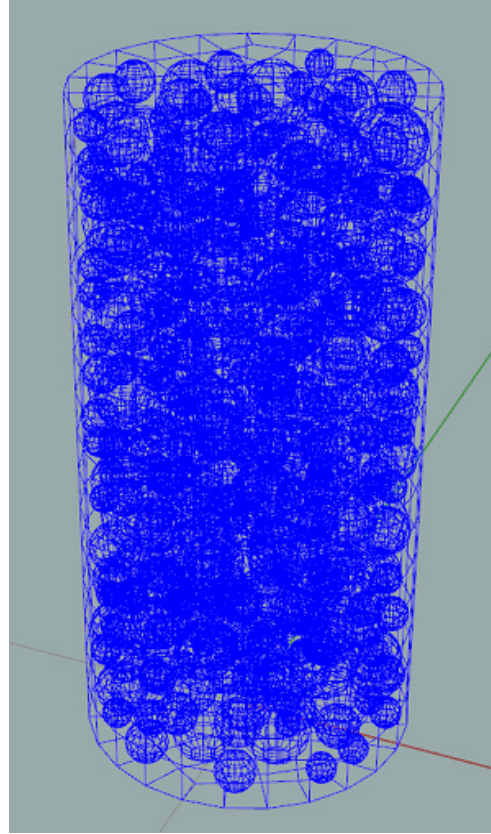


Figura 46. Mesh modello eterogeneo con VBP=40%.

La mesh volumetrica ottenuta viene quindi salvata in formato *.f3grid*, che può essere importata nel software FLAC3D per eseguire la modellazione numerica. Un importante passaggio da eseguire all'interno di FLAC3D è quello di assegnare ai blocchi e alla matrice due differenti gruppi con il comando "*group assign*", così da poter poi assegnare le differenti proprietà meccaniche.

5.2. Legame costitutivo elastico

La definizione del legame costitutivo consiste nella determinazione della legge sforzo-deformazione del materiale valevole all'interno del dominio elastico e nella stima dei relativi parametri. I legami costitutivi rappresentano un modello teorico che traduce in termini matematici il comportamento tenso-deformativo di un materiale. In pratica tali relazioni, che definiscono un materiale ideale, rappresentano un modello di comportamento per i materiali reali.

Il legame costitutivo elastico più semplice è quello lineare (ILE) che presenta notevoli vantaggi computazionali ma è basato su ipotesi semplificative molto restrittive che non sempre sono applicabili ai materiali naturali. Tale legame si basa sulla legge di Hooke del XVII secolo che è la prima legge costitutiva scoperta. Il legame si basa sulla formulazione di Hooke monodimensionale la quale afferma che un corpo elastico assoggettato a uno sforzo subisce una deformazione proporzionale allo sforzo stesso. La costante di proporzionalità dipende dalla natura del materiale stesso ed è caratteristica dello stesso.

Le equazioni del legame costitutivo elastico vengono scritte partendo dall'assunzione che la proporzionalità fra tensioni e deformazioni nel caso monodimensionale possa estendersi al caso tridimensionale. L'elasticità impone quindi una funzione diretta e biunivoca fra il campo tensionale e il campo deformativo che corrisponde alla seguente formulazione: $[\sigma] = \sigma([\varepsilon])$. Le equazioni generali del legame costitutivo elastico consentono quindi di correlare il campo deformativo con il campo tensionale tramite la seguente formula:

$$[\sigma] = [A][\varepsilon]$$

nella quale $[A]$ è il tensore del IV ordine di elasticità che nel caso globale è composto da 81 componenti. Per la simmetria del campo deformativo e tensionale il tensore è caratterizzato da 36 componenti indipendenti. In caso di iperelasticità, ossia quando il lavoro eseguito per portare un corpo deformabile a un dato stato deformativo non dipende dal processo di carico ma solo dallo stato finale, è possibile semplificare nuovamente il tensore ottenendo la matrice $[H]$ composta da 36 componenti e caratterizzata da 21 costanti elastiche indipendenti. Tale assunzione, valida per la maggior parte dei materiali, è stata considerata valida anche per la matrice sovraconsolidata oggetto di studio.

Si giunge quindi all'equazione globale del legame costitutivo elastico che presenta la seguente equazione e che è caratterizzata dall'invertibilità:

$$[\sigma] = [H][\varepsilon] \rightarrow [\varepsilon] = [H]^{-1}[\sigma]$$

Il comportamento meccanico dei materiali è usualmente caratterizzato dalla proprietà di isotropia (proprietà meccaniche identiche in tutte le direzioni uscenti dal generico punto P interno al materiale). Tale assunzione consente di ridurre il numero dei

parametri elastici associati al legame costitutivo, che passano da 21 a 2 sole costanti elastiche: il modulo di deformabilità longitudinale E , detto modulo di Young, e il coefficiente di contrazione trasversale ν , detto coefficiente di Poisson. La matrice $[H]$ è quindi una matrice quadrata, di dimensione 6×6 , e l'equazione del legame costitutivo elastico viene quindi scritta nella seguente forma:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{bmatrix} \quad \text{con} \quad G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

nella quale G è il modulo di elasticità tangenziale valutato in funzione delle altre due costanti di elasticità. Il legame costitutivo prende quindi il nome di "*Legame costitutivo elastico lineare isotropo*".

L'utilizzo di tale legame costitutivo necessita dunque della definizione delle 2 costanti elastiche. Usualmente i valori del modulo di Young e del coefficiente di Poisson sono stimabili da una prova di compressione monoassiale eseguita sul materiale. Nel caso oggetto di studio, data la presenza dell'acqua e la necessità di eseguire prove triassiali per caratterizzare meccanicamente il materiale, non è stato possibile eseguire prove di compressione monoassiale.

Il modulo di Young è comunque stimabile attraverso l'elaborazione delle prove triassiali. Sul piano $q - \varepsilon_a$ si dimostra, infatti, che il modulo di Young è pari al coefficiente angolare della retta che approssima il tratto elastico ossia il rapporto fra lo sforzo deviatorico e la corrispondente deformazione assiale.

E' bene osservare che, data l'esecuzione della fase di rottura in condizioni non drenate, il valore del modulo di Young è stato stimato in termini non drenati. Utilizzando la teoria dell'elasticità è però possibile determinare il corrispondente valore drenato.

Il condizioni non drenate il coefficiente di contrazione trasversale è massimo ed è

pari a 0.5. Il coefficiente di Poisson drenato può essere determinato in modo semplice utilizzando le deformazioni radiali registrate in una prova drenata. Tuttavia, nel caso di studio, l'impossibilità di misurarle in laboratorio e la scelta di non eseguire prove drenate di durata elevata non ha consentito di stimare il corretto valore del coefficiente di Poisson. In assenza di valori, osservando il tipo di materiale, si è ipotizzato un valore del coefficiente di Poisson pari a 0.25.

A tal punto, noto il coefficiente di Poisson drenato e non drenato e il valore del modulo di Young non drenato è possibile stimare il corrispondente modulo di Young drenato attraverso la seguente formula, che uguaglia il modulo di elasticità tangenziale drenato a quello non drenato e che è indipendente dalle condizioni di drenaggio:

$$G_u = \frac{E_u}{2(1 + \nu_u)} = G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \rightarrow E_u = \frac{2E(1 + \nu_u)}{2(1 + \nu)} = \frac{1.5E}{(1 + \nu)}$$

Per la definizione del legame costitutivo lineare elastico è quindi necessario determinare la retta che approssima meglio la curva elastica nel piano $q - \varepsilon_a$ e il corrispondente coefficiente angolare. Tale curva è caratterizzata da una non linearità molto accentuata che rende complessa la definizione del modulo non drenato.

La linearizzazione del tratto elastico può essere effettuato con diversi approcci:

- retta secante al picco: tale metodo consiste nell'approssimazione della curva sforzo-deformazione assiale elastica con una retta secante al massimo valore della resistenza del materiale corrispondente al punto di rottura. Il metodo consente di approssimare bene la parte finale della curva elastica e quindi la rottura ma è caratterizzata da una grossa approssimazione nel rimanente tratto elastico;
- retta secante nel punto 50% di q_{MAX} : tale metodo consiste nell'approssimazione della curva sforzo-deformazione assiale elastica con una retta secante nel punto avente sforzo deviatorico pari al 50% di quello massimo. Il metodo consente di ottenere un'approssimazione globale della curva sforzo-deformazione;
- retta tangente all'origine: tale metodo consiste nell'approssimazione della curva sforzo-deformazione assiale elastica con una retta tangente nell'origine. La tangenza all'origine viene ricercata nell'intervallo iniziale fra l'origine e la

deformazione assiale dello 0.1%. Il metodo consente di approssimare bene la parte iniziale della curva elastica ma è caratterizzata da una grossa approssimazione nel rimanente tratto elastico.

In Figura 47, Figura 48 e Figura 49 sono riportati i grafici del tratto elastico delle 3 prove triassiali eseguite sul materiale omogeneo mentre in Tabella 11, Tabella 12 e Tabella 13 sono riportati i corrispondenti valori del modulo di Young.

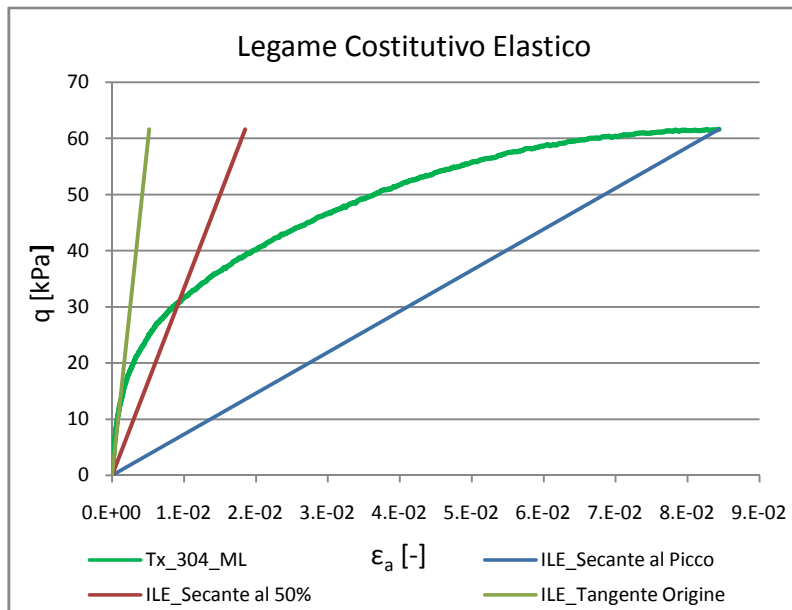


Figura 47. Legame costitutivo elastico lineare - Prova TX_304_ML - Materiale omogeneo - Pressione di consolidazione pari a 50 kPa.

Tabella 11. Moduli di Young non drenati - Prova TX_304_ML.

| ILE (Secante al Picco) | | |
|---------------------------|-------|-------|
| q | 61.62 | [kPa] |
| ϵ_a | 8.43 | [%] |
| E_u | 731 | [kPa] |

| ILE (Secante 50%) | | |
|----------------------|-------|-------|
| q | 30.81 | [kPa] |
| ϵ_a | 0.93 | [%] |
| E_u | 3326 | [kPa] |

| ILE (Tangente all'Origine) | | |
|-------------------------------|-------|-------|
| E_u | 11897 | [kPa] |

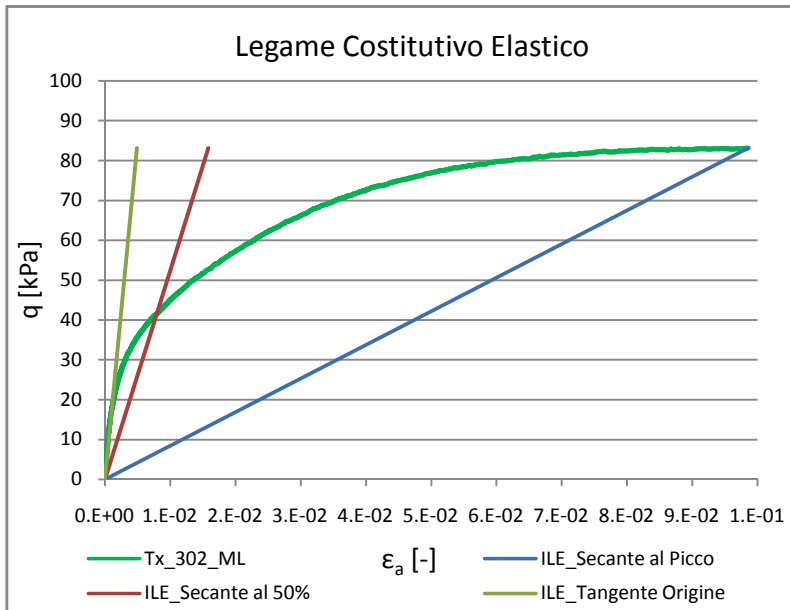


Figura 48. Legame costitutivo elastico lineare - Prova TX_302_ML - Materiale omogeneo - Pressione di consolidazione pari a 100 kPa.

Tabella 12. Moduli di Young non drenati - Prova TX_302_ML.

| ILE (Secante al Picco) | | |
|------------------------|-------|-------|
| q | 83.14 | [kPa] |
| ϵ_a | 9.85 | [%] |
| E_u | 844 | [kPa] |

| ILE (Secante 50%) | | |
|-------------------|-------|-------|
| q | 41.57 | [kPa] |
| ϵ_a | 0.79 | [%] |
| E_u | 5243 | [kPa] |

| ILE (Tangente all'Origine) | | |
|----------------------------|-------|-------|
| E_u | 17007 | [kPa] |

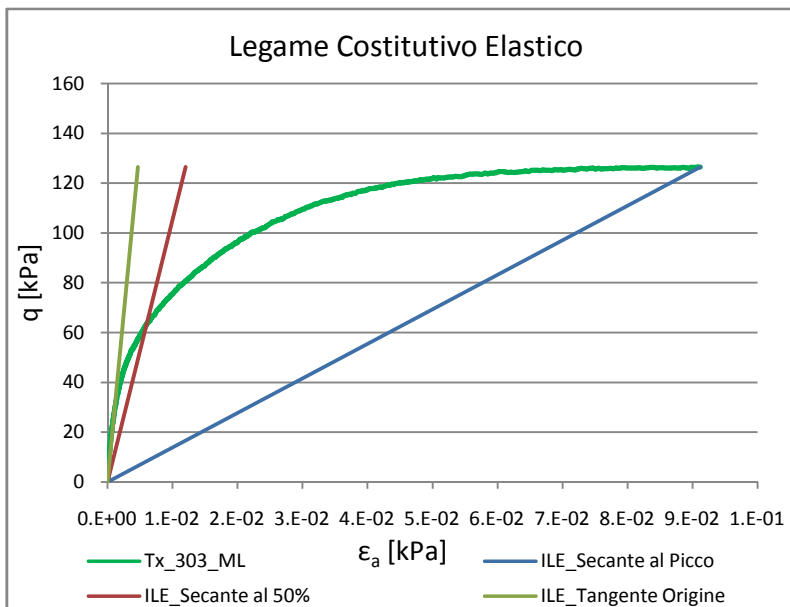


Figura 49. Legame costitutivo elastico lineare - Prova TX_303_ML - Materiale omogeneo - Pressione di consolidazione pari a 200 kPa.

Tabella 13. Moduli di Young non drenati - Prova TX_303_ML.

| ILE (Secante al Picco) | | |
|------------------------|--------|-------|
| q | 126.51 | [kPa] |
| ϵ_a | 9.12 | [%] |
| E_u | 1387 | [kPa] |

| ILE (Secante 50%) | | |
|-------------------|-------|-------|
| q | 63.25 | [kPa] |
| ϵ_a | 0.60 | [%] |
| E_u | 10546 | [kPa] |

| ILE (Tangente all'Origine) | | |
|----------------------------|-------|-------|
| E_u | 27079 | [kPa] |

Come si può osservare dai grafici appena riportati, nessun legame costitutivo elastico lineare approssima adeguatamente bene la curva sforzo-deformazione assiale elastica relativa alla matrice argillosa-limosa sovraconsolidata. La curva sperimentale, infatti, è caratterizzata da una non linearità molto marcata che non è

approssimabile in modo efficace con nessuna delle 3 rette. Questa evidenza giustifica l'uso di un modello non lineare invece del modello ILE.

Modello non lineare di Duncan&Chang (1970)

Un modello di interesse nelle applicazioni geotecniche è il modello elastico non lineare (NON ILE), in cui i parametri del materiale relativi alla matrice $[H]$ del legame costitutivo dipendono dal livello deformativo o tensionale raggiunto. In questi modelli le costanti elastiche del materiale E , ν (oppure K , G) non sono costanti ma variano in funzione del livello tenso-deformativo a cui è soggetto il materiale.

Il modello di Duncan&Chang (Duncan, J. M., Chang, C. Y., 1970, Nonlinear analysis of stress and strain in soils. Journal of Soil Mechanics & Foundation, vol 96) è uno dei modelli non lineari che rappresentano il comportamento reale di un materiale NON ILE. Esso è caratterizzato da un andamento iperbolico rappresentato in Figura 50.

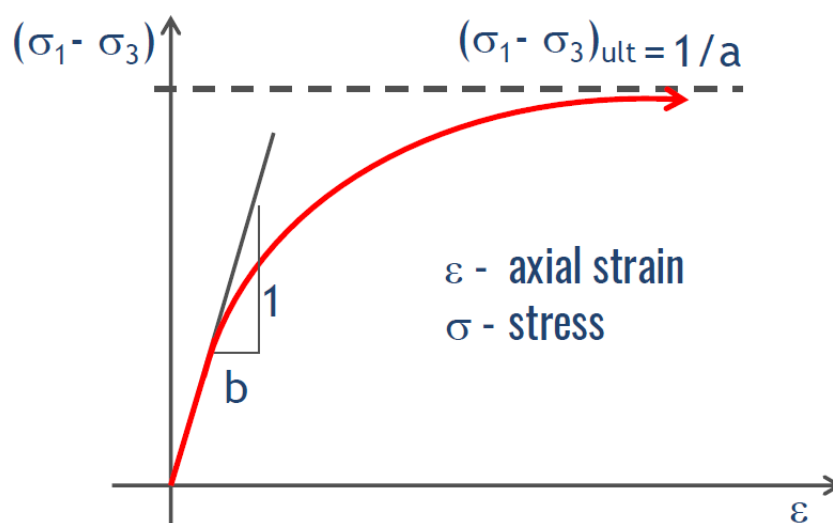


Figura 50. Andamento iperbolico del modello di Duncan&Chang (Barla, 2019).

L'equazione che rappresenta la curva viene scritta nella seguente forma:

$$\frac{\varepsilon}{\sigma_1 - \sigma_3} = b + a\varepsilon$$

in cui $\sigma_1 - \sigma_3$ è lo sforzo deviatorico q in kPa che, in corrispondenza della rottura (q_{ult}), è pari a $1/a$ mentre $1/b$ è il modulo di deformabilità longitudinale tangente all'origine.

Tale curva è caratterizzata da un modulo di Young tangente che varia in funzione del livello tensionale partendo dal valore iniziale $E_i = 1/b$ e arrivando a zero per valori di ε tendenti all'infinito. Il valore del modulo di Young tangente, E_t , è ottenibile dalla formula:

$$E_t = E_i \left[1 - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_{3ult}} \right]^2$$

Il modello di Duncan&Chang è quindi caratterizzato da un livello tensionale nell'intervallo $[0, (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}]$. Si osserva quindi che il livello tensionale a rottura non è compreso nell'intervallo, poichè raggiungibile unicamente per deformazioni assiali tendenti all'infinito.

Gli autori, per migliorare l'applicabilità del modello e consentire di arrivare a rottura con deformazioni assiali ragionevoli, hanno inserito un fattore correttivo, R_f , con lo scopo di eliminare tale problema. I valori consigliati del fattore correttivo sono compresi fra 0.7 e 0.9.

Il valore del parametro $1/a$ e di conseguenza il modulo di Young tangente sono dunque modificati e vengono quindi scritti nella seguente forma aggiornata:

$$\frac{1}{a} = \frac{\sigma_1 - \sigma_{3ult}}{R_f} \quad \rightarrow \quad E_t = E_i \left[1 - R_f \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_{3ult}} \right]^2$$

L'utilizzo del modello di Duncan&Chang necessita quindi la stima dei due parametri $1/a$ e $1/b$. Tale stima può essere fatta, come riportato dagli autori, sul grafico riportato in Figura 51 in cui si ha la linearizzazione dell'andamento non lineare.

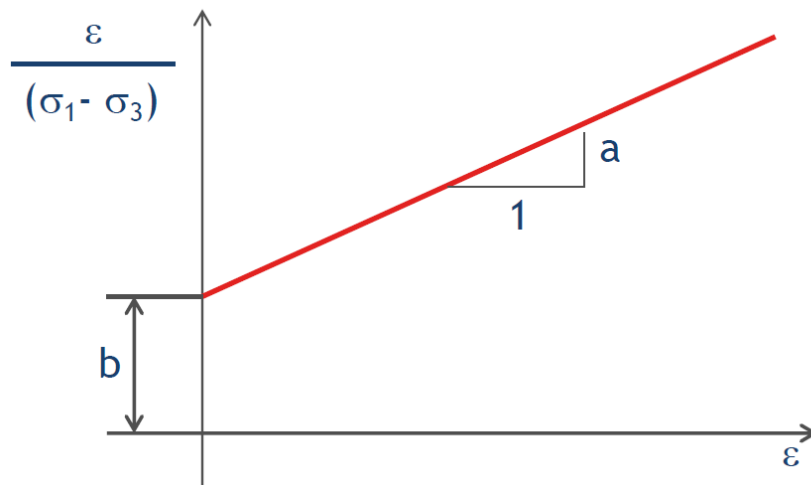


Figura 51. Stima dei parametri di Duncan&Chang (Barla, 2019).

Ottenuti i valori dei parametri di Duncan&Chang è possibile plottare la curva sforzo-deformazione ottenuta dal modello e confrontarla con quella reale.

Nelle prove triassiali oggetto di studio, la stima dei parametri attraverso il metodo sopra descritto non consente di determinare un andamento non lineare che approssimi bene la curva sperimentale reale. Tali valori vengono quindi assunti come valori di partenza e in seguito modificati in modo da massimizzare l'approssimazione della curva sforzo-deformazione elastica.

In Figura 52, Figura 53 e Figura 54 sono riportati i grafici relativi alla valutazione dei parametri del modello di Duncan&Chang come consigliato dagli autori. Il valore di R_f viene fissato, in prima approssimazione, pari a 0.9. In Tabella 14, Tabella 15 e Tabella 16 sono riportati i relativi valori.

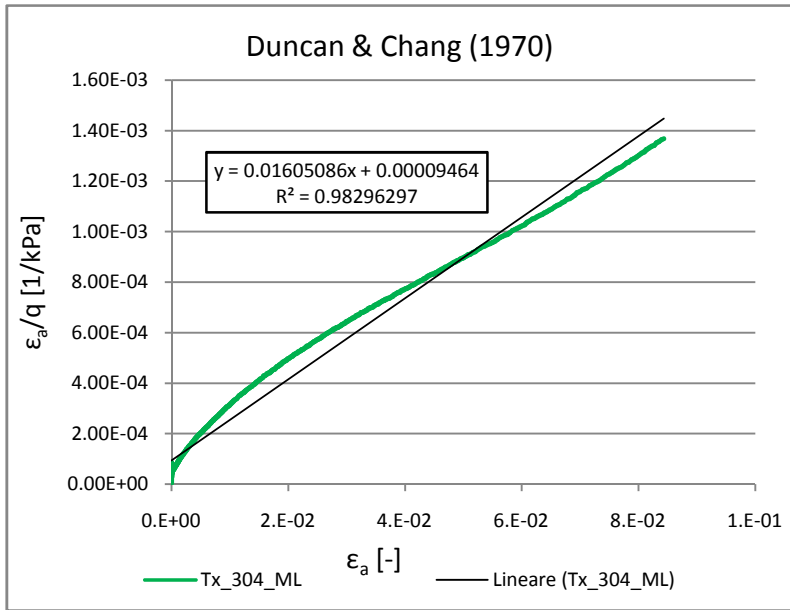


Figura 52. Stima dei parametri di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML.

Tabella 14. Parametri sperimentali di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML.

| DUNCAN & CHANG (1970) (Valori Sperimentali) | | |
|--|----------|-------|
| a | 0.016051 | [kPa] |
| b | 0.000095 | [kPa] |
| R _f | 0.900 | [-] |
| 1/a | 62.30 | [kPa] |
| 1/b | 10.57 | [MPa] |

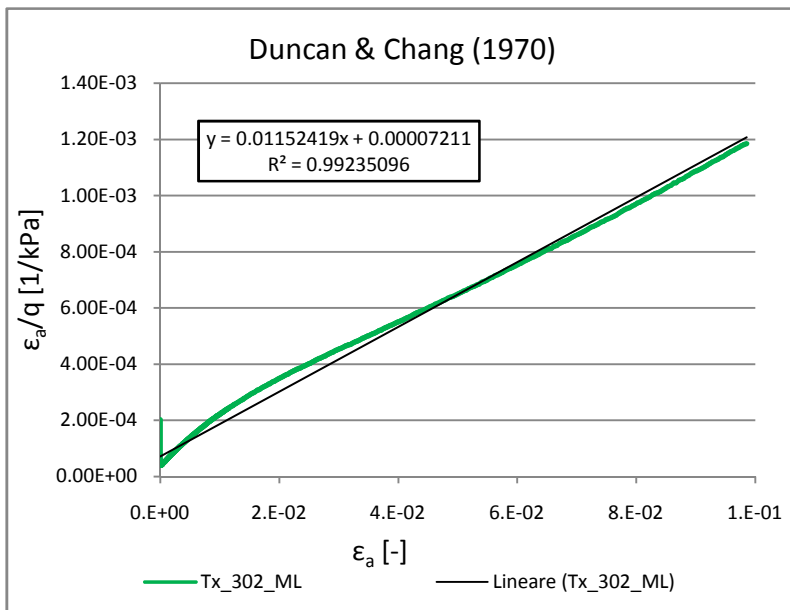


Figura 53. Stima dei parametri di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML.

Tabella 15. Parametri sperimentali di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML.

| DUNCAN & CHANG (1970) (Valori Sperimentali) | | |
|--|----------|-------|
| a | 0.011524 | [kPa] |
| b | 0.000072 | [kPa] |
| R _f | 0.900 | [-] |
| 1/a | 86.77 | [kPa] |
| 1/b | 13.87 | [MPa] |

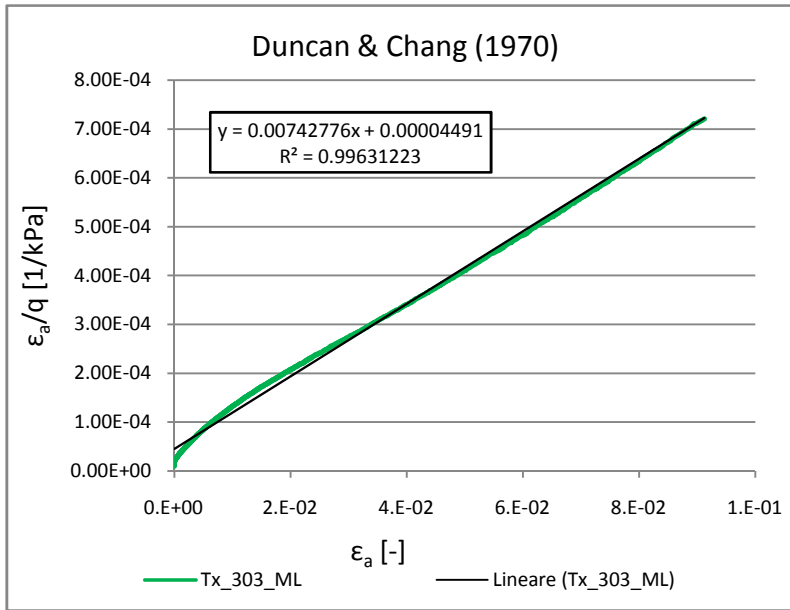


Figura 54. Stima dei parametri di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML.

Tabella 16. Parametri sperimentali di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML.

| DUNCAN & CHANG (1970) (Valori Sperimentali) | | |
|--|----------|-------|
| a | 0.007428 | [kPa] |
| b | 0.000045 | [kPa] |
| R _f | 0.900 | [-] |
| 1/a | 134.63 | [kPa] |
| 1/b | 22.27 | [MPa] |

A questo punto i valori sperimentali sono stati modificati ottenendo una buona approssimazione delle curve sperimentali. In Figura 55, Figura 56 e Figura 57 sono riportati i confronti fra le curve sperimentali e il modello di Duncan&Chang mentre in Tabella 17, Tabella 18 e Tabella 19 sono riportati i parametri definitivi utilizzati nella modellazione numerica.

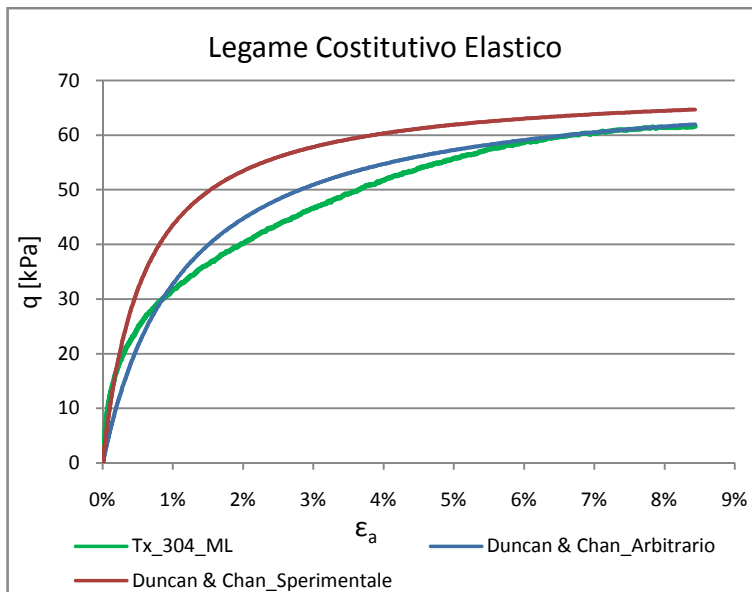


Figura 55. Curve sforzo-deformazione elastiche sperimentali e di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML.

Tabella 17. Parametri definitivi di Duncan&Chang - Prova TX_304_ML.

| DUNCAN & CHANG (1970) (Valori Definitivi) | | |
|--|----------|-------|
| a | 0.016129 | [kPa] |
| b | 0.000185 | [kPa] |
| R _f | 0.880 | [-] |
| 1/a | 62.00 | [kPa] |
| 1/b | 5.40 | [MPa] |

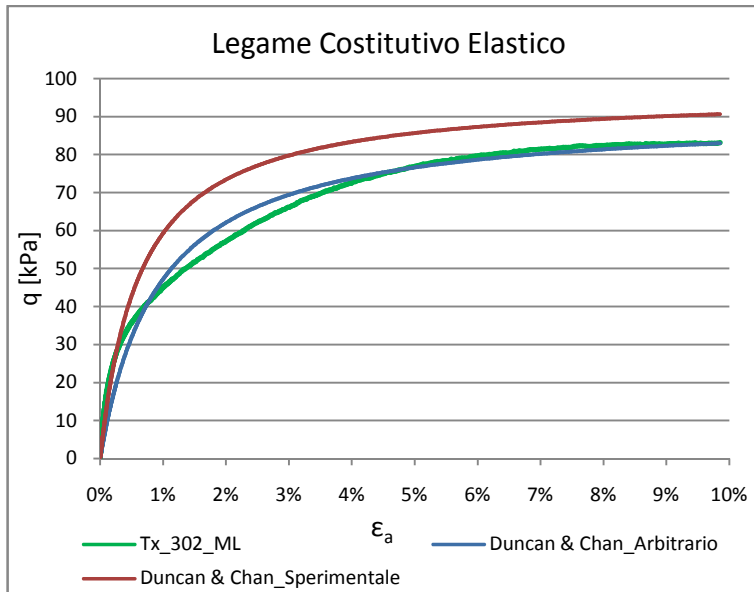


Figura 56. Curve sforzo-deformazione elastiche sperimentali e di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML.

Tabella 18. Parametri definitivi di Duncan&Chang - Prova TX_302_ML.

| DUNCAN & CHANG (1970) (Valori Definitivi) | | |
|--|----------|-------|
| a | 0.012048 | [kPa] |
| b | 0.000111 | [kPa] |
| R_f | 0.914 | [-] |
| 1/a | 83.00 | [kPa] |
| 1/b | 9.00 | [MPa] |

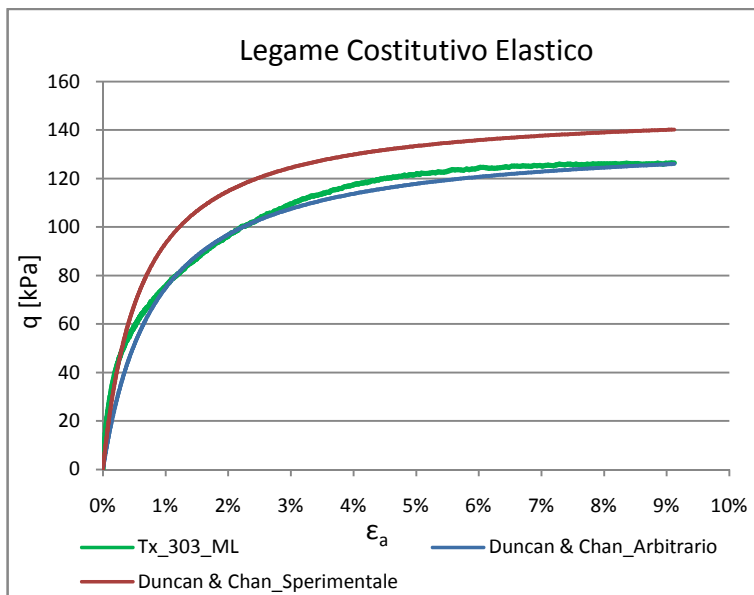


Figura 57. Curve sforzo-deformazione elastiche sperimentali e di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML.

Tabella 19. Parametri definitivi di Duncan&Chang - Prova TX_303_ML.

| DUNCAN & CHANG (1970) (Valori Definitivi) | | |
|--|----------|-------|
| a | 0.007937 | [kPa] |
| b | 0.000067 | [kPa] |
| R_f | 0.915 | [-] |
| 1/a | 126.00 | [kPa] |
| 1/b | 15.00 | [MPa] |

Il modulo di Young iniziale, ossia il parametro 1/a del modello di Duncan&Chang, deve essere ugualmente trasformato in modulo drenato con le formule dell'elasticità usate in precedenza. In Tabella 20 sono riportati i valori drenati e non drenati di tale parametro.

Tabella 20. Valori drenati e non drenati del parametro 1/a di Duncan&Chang.

| PROVA TX_304_ML | | | PROVA TX_302_ML | | | PROVA TX_303_ML | | |
|--|------|-------|--|------|-------|--|-------|-------|
| Parametro 1/a Non Drenato DUNCAN&CHANG | | | Parametro 1/a Non Drenato DUNCAN&CHANG | | | Parametro 1/a Non Drenato DUNCAN&CHANG | | |
| Eu | 5.40 | [MPa] | Eu | 9.00 | [MPa] | Eu | 15.00 | [MPa] |
| vu | 0.50 | - | vu | 0.50 | - | vu | 0.50 | - |
| E | 4.50 | [MPa] | E | 7.50 | [MPa] | E | 12.50 | [MPa] |
| v | 0.25 | - | v | 0.25 | - | v | 0.25 | - |

All'interno del software FLAC3D i legami costitutivi elastici e i criteri di rottura sono implementati assieme in un unico modello che rappresenta il comportamento tenso-deformativo globale del materiale. Per questo motivo non è possibile utilizzare il modello di Duncan&Chang liberamente con qualsiasi criterio di rottura.

Per ovviare a questo problema è necessario inserire manualmente il modello di Duncan&Chang all'interno dello script di FLAC3D con un insieme di comandi opportunamente scritti. Nel modello di Duncan&Chang, ad ogni livello tensionale associato al materiale corrisponde una differente risposta deformativa dovuta alla variazione del modulo di deformabilità longitudinale E . Il coefficiente di Poisson, invece, rimane invariato. I comandi da inserire in FLAC3D forzano sostanzialmente il modello lineare elastico isotropo, caratterizzato da costanti elastiche, inserendo un modulo di Young variabile in funzione del livello tensionale. Lo script consente di leggere lo sforzo deviatorico agente nel campione e applicare, per ogni step di calcolo, il corrispondente valore del modulo di Young tangente calcolato con l'equazione riportata in precedenza. Lo script relativo all'implementazione del modello di Duncan&Chang all'interno del software FLAC3D è riportato in Figura 58.

```

; --- Application of Duncan&Chang (1970) Constitutive Model (Non Linear Elasticity)
fish define y
  Rf = 0.7 - 0.9
  q_Rottura = 1/a ; valori in kPa (Parametro 1/a)
  Young_Modulus_0 = 1/b ; valori in kPa (Parametro 1/b)
  Young_Modulus_t = Young_Modulus_0 * ( (1 + (Rf * DS) / q_Rottura) )^2
command
  ; Constitutive model and properties
  zone property young [Young_Modulus_t] ; valore in kPa
endcommand
end

```

Figura 58. Script relativo all'implementazione del modello di Duncan&Chang in FLAC3D.

5.3. Criterio di rottura

La definizione del criterio di rottura consiste nella definizione dei limiti del dominio elastico di un materiale, cioè nell'individuazione dell'intervallo di stati tensionali che il materiale può sopportare senza che si verifichino condizioni di rottura. Il luogo dei punti facenti parte del limite del dominio elastico viene chiamato involucro di rottura, ossia l'involuppo di tutti gli stati tensionali in cui avviene la rottura del materiale. L'involuppo di rottura viene scritto sottoforma di equazione ed è usualmente caratterizzato da una serie di parametri di resistenza.

All'interno della letteratura geotecnica esistono numerosi criteri di rottura disponibili. Le caratteristiche del criterio di rottura, il materiale a cui viene associato, la tipologia di rottura prevista e il numero di parametri da stimare definisce l'applicabilità del criterio al materiale in esame. La definizione del criterio di rottura consiste dunque nella scelta del criterio e nella stima dei relativi parametri di resistenza del materiale.

La determinazione del criterio di rottura viene effettuata esclusivamente per la matrice argillosa-limosa, interpretando le prove triassiali eseguite sul materiale omogeneo. I clasti lapidei, data la loro elevata rigidità e resistenza rispetto alla matrice, sono caratterizzati da uno stato tensionale elastico che non comporta rottura per le condizioni di carico a cui è sottoposto il materiale, e per questo motivo non necessitano della determinazione di un criterio di rottura.

Tipicamente nei terreni, ossia nei materiali naturali di origine geologica, il criterio di rottura maggiormente utilizzato è il criterio di rottura di Mohr-Coulomb (1773). Il presente criterio, di tipo lineare, definisce un involucro di rottura attritivo con rottura a taglio caratterizzato dalla seguente formula nel piano di Mohr:

$$\tau = c' + \sigma' \tan \varphi'$$

dove τ è la tensione di taglio resistente, c' è la coesione efficace, σ' è la tensione normale efficace e φ' è l'angolo di resistenza al taglio.

Lo stesso criterio può essere rappresentato sul piano degli invarianti, su cui vengono comunemente rappresentati i percorsi di carico relativi alle prove triassiali. L'equazione del criterio di rottura viene quindi scritta nella seguente forma:

$$q = q_0 + mp'$$

dove q è lo sforzo deviatorico, q_0 è l'intercetta del grafico, m è il coefficiente angolare dell'involuppo di rottura lineare e p' è la tensione media efficace.

Il criterio di rottura è perciò caratterizzato da 2 differenti parametri di resistenza ossia la coesione e l'angolo di resistenza al taglio. Sul piano degli invarianti è rappresentato dai parametri q_0 ed m che dipendono dai parametri c' e φ' .

La determinazione del criterio di rottura è consistito dunque nella stima dei parametri di resistenza relativi al criterio di rottura di Mohr-Coulomb. Elaborando i risultati delle 3 prove triassiali è stato possibile determinare la rottura del materiale come il massimo sforzo deviatorico registrato durante la prova (q_{MAX}). Tale valore corrisponde a una sollecitazione di taglio nel campione e quindi ad una rottura a taglio caratteristica del presente criterio.

In Figura 59 è riportato il grafico delle 3 prove triassiali eseguite sul materiale omogeneo rappresentate sul piano degli invarianti. La rottura del campione corrisponde ai punti evidenziati mentre la linea nera rappresenta l'involuppo di rottura ottenuto tramite linea di tendenza.

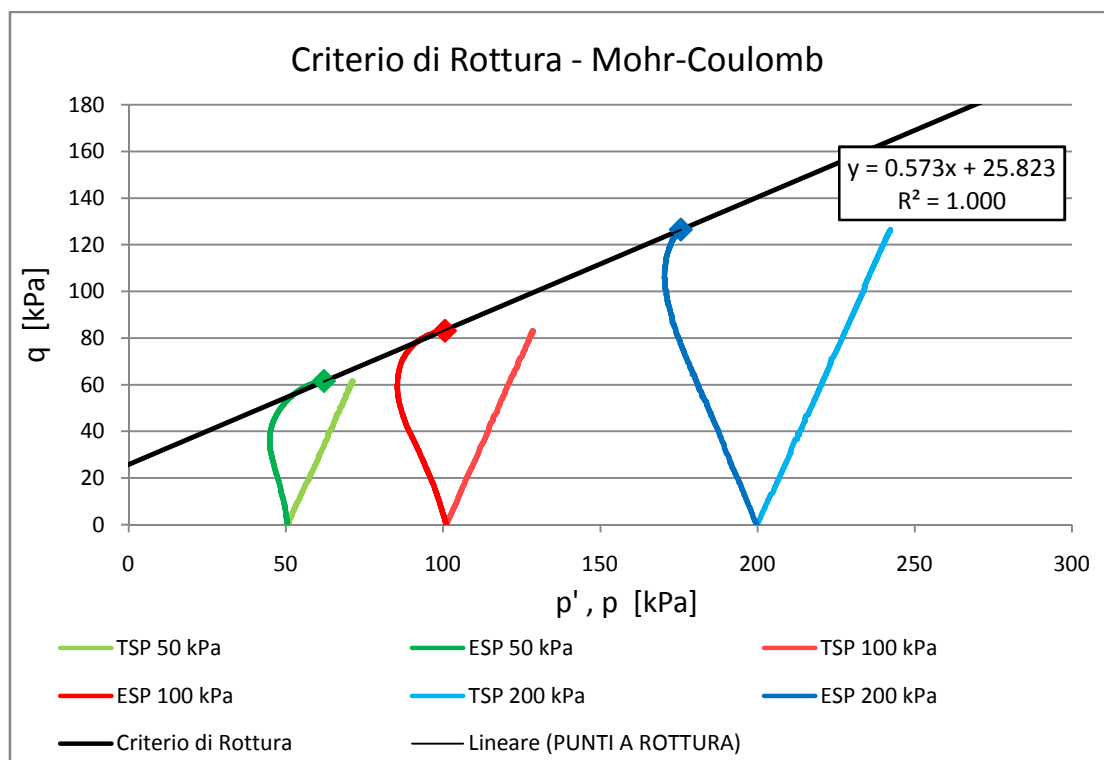


Figura 59. Inviluppo di rottura relativo alla matrice omogenea.

Dal grafico è possibile osservare un perfetto allineamento dei 3 punti a rottura. Tracciando la retta di tendenza relativa ai punti a rottura è possibile ottenere l'equazione dell'involuppo di rottura caratterizzata da un coefficiente di determinazione, R^2 , prossimo a 1. Si ottiene dunque un valore $q_0 \cong 25.8 \text{ kPa}$ e un intercetta $m = 0.573$. I parametri relativi al piano degli invarianti possono essere correlati con i parametri di resistenza c' e φ' utilizzando le seguenti formule:

$$m = \frac{6 \sin \varphi'}{3 - \sin \varphi'}$$

$$q_0 = \frac{6c' \cos \varphi'}{3 - \sin \varphi'}$$

Partendo dai valori q_0 ed m è possibile invertire le precedenti formule al fine di trovare l'angolo di resistenza al taglio φ' e la coesione efficace c' . I parametri di resistenza stimati sono riportati in Tabella 21.

Tabella 21. Parametri di resistenza di Mohr-Coulomb relativi alla matrice.

| PARAMETRI SPERIMENTALI | | | PARAMETRI di PICCO STIMATI | | |
|------------------------|--------|-------|----------------------------|------|-------|
| m | 0.573 | [-] | φ' | 15.2 | [°] |
| q_0 | 25.823 | [kPa] | c' | 12.2 | [kPa] |

Scelto il criterio di rottura e definiti i parametri di resistenza è necessario implementare all'interno del software FLAC3D il criterio di rottura.

Dalle prove triassiali con confinamento 50 kPa e 100 kPa si osserva un comportamento post-picco di tipo rammollente. All'interno del modello numerico tale comportamento viene rappresentato utilizzando un criterio di rottura particolare, chiamato "Strain-Softening Mohr-Coulomb Model", che definisce un decadimento dei parametri di resistenza del materiale in funzione della deformazione a taglio plastica. L'uso di tale criterio consente di simulare il comportamento rammollente del materiale e la creazione della superficie di rottura.

Criterio di rottura "Strain-Softening Mohr-Coulomb Model"

Questo modello si basa sul criterio di rottura "Mohr-Coulomb Model" di FLAC3D. L'involuppo di rottura corrisponde a un criterio di rottura di Mohr-Coulomb (funzione di snervamento a taglio) con possibilità di limitazione della trazione (funzione di

snervamento per trazione). La posizione di un punto di sollecitazione sull'involuppo è controllata da una regola di flusso non associata (flow rules) per la rottura a taglio e da una regola di flusso associata (associated flow rules) per la rottura a trazione (FLAC3D Version 6.00.72, 2017). Per regola di flusso si intende la relazione fra l'incremento di deformazione plastica e l'incremento di tensione. All'interno del software FLAC3D il criterio è espresso in termini di tensioni principali σ_1 , σ_2 e σ_3 che sono le tre componenti del vettore di sollecitazione generalizzato in tre dimensioni. Le componenti del corrispondente vettore di deformazione generalizzata sono i vettori di deformazione ε_1 , ε_2 e ε_3 .

Legge incrementale elastica

Come detto precedentemente, all'interno del software FLAC3D i legami costitutivi elastici e i criteri di rottura sono implementati assieme in un unico modello che rappresenta il comportamento tenso-deformativo globale del materiale. All'interno del modello Strain-Softening Mohr-Coulomb è implementato un legame costitutivo elastico lineare isotropo (ILE). Le espressioni incrementali del legame costitutivo vengono scritte in termini di tensioni e deformazioni generalizzate e presentano la seguente forma:

$$\begin{cases} \Delta\sigma_1 = \alpha_1\Delta\varepsilon_{el,1} + \alpha_2(\Delta\varepsilon_{el,2} + \Delta\varepsilon_{el,3}) \\ \Delta\sigma_2 = \alpha_1\Delta\varepsilon_{el,2} + \alpha_2(\Delta\varepsilon_{el,1} + \Delta\varepsilon_{el,3}) \\ \Delta\sigma_3 = \alpha_1\Delta\varepsilon_{el,3} + \alpha_2(\Delta\varepsilon_{el,1} + \Delta\varepsilon_{el,2}) \end{cases}$$

in cui α_1 e α_2 sono costanti elastiche associate al materiale definite in termini di parametri di deformabilità elastica, ossia il modulo di taglio G e il modulo di comprimibilità K (Bulk Modulus), correlati al modulo di deformabilità longitudinale E , detto modulo di Young, e al coefficiente di contrazione trasversale ν , detto coefficiente di Poisson.

$$\alpha_1 = K + \frac{4}{3}G \quad \alpha_2 = K - \frac{2}{3}G$$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Criterio di rottura e regole di flusso

Il criterio di rottura viene scritto in termini di tensioni principali numerate in modo che

sia rispettata la seguente condizione: $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$. Le tensioni principali vengono scritte rispettando la convenzione di FLAC3D, che definisce negativa una tensione di compressione e positiva una tensione di trazione. La numerazione delle tensioni principali consente di rappresentare il criterio nel piano σ_1, σ_3 come mostrato in Figura 60:

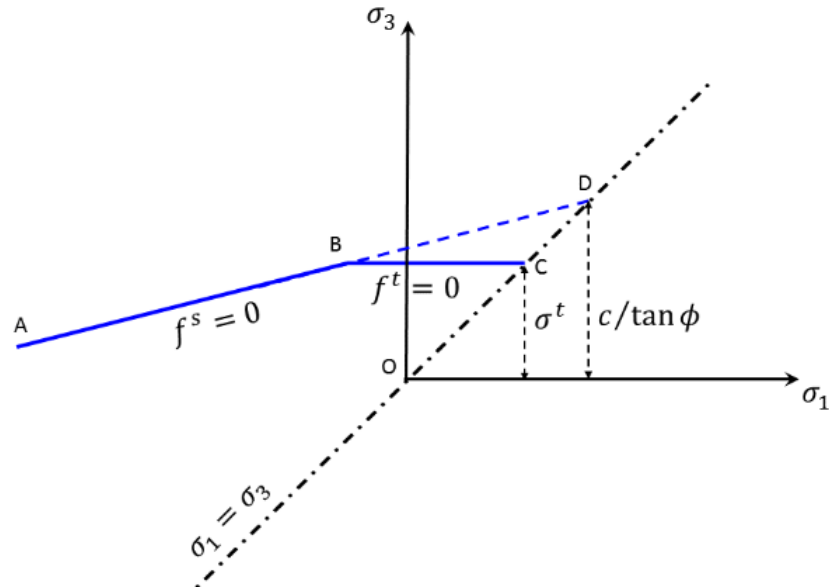


Figura 60. Criterio di rottura Mohr-Coulomb (FLAC3D, 2016).

L'involuppo di rottura, espresso nella forma $f(\sigma_1, \sigma_3) = 0$, è definito in due differenti forme: dal punto A al punto B è definito dal criterio di rottura di Mohr-Coulomb ($f^s = 0$) e dal punto B al punto C è definito dal criterio di rottura a trazione ($f^t = 0$) scritti con la seguente forma:

$$f^s = -\sigma_1 + \sigma_3 N_\varphi - 2c \sqrt{N_\varphi} \quad \text{con} \quad N_\varphi = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}$$

$$f^t = \sigma_3 - \sigma^t$$

nelle quali φ è l'angolo di resistenza al taglio, c è la coesione mentre σ^t è la resistenza a trazione. Il valore della resistenza a trazione non può superare il valore corrispondente al punto di intersezione D calcolato come:

$$\sigma^t = \frac{c}{\tan \varphi}$$

Per quanto riguarda la legge di flusso non associata, relativa alla rottura a taglio, FLAC3D definisce la funzione g^s con la seguente forma:

$$g^s = -\sigma_1 + \sigma_3 N_\psi \quad \text{con} \quad N_\psi = \frac{1 + \sin \Psi}{1 - \sin \Psi}$$

nella quale Ψ è l'angolo di dilatanza. La legge di flusso associata, relativa alla rottura a trazione, viene definita dalla funzione g^s e presenta la seguente forma:

$$g^t = f^t = \sigma_3 - \sigma^t$$

L'utilizzo di una regola di flusso rispetto all'altra viene regolamentato da una definizione univoca mediante l'applicazione della seguente tecnica. Una linea rappresentata dalla diagonale fra la rappresentazione di $f^s = 0$ e $f^t = 0$ nel piano σ_1, σ_3 divide il dominio in cui viene violata l'ipotesi elastica in due parti. Se il punto di sollecitazione rientra nel dominio 1 si ha una rottura a taglio e il nuovo punto viene posizionato sulla curva $f^s = 0$ usando una legge di flusso derivata dall'equazione g^s . Viceversa, se il punto rientra nel dominio 2 si ha una rottura a trazione e il nuovo punto viene posizionato sulla curva $f^t = 0$ usando una legge di flusso derivata dall'equazione g^t . In Figura 61 è riportata la diagonale nel piano σ_1, σ_3 e la divisione dei due domini.

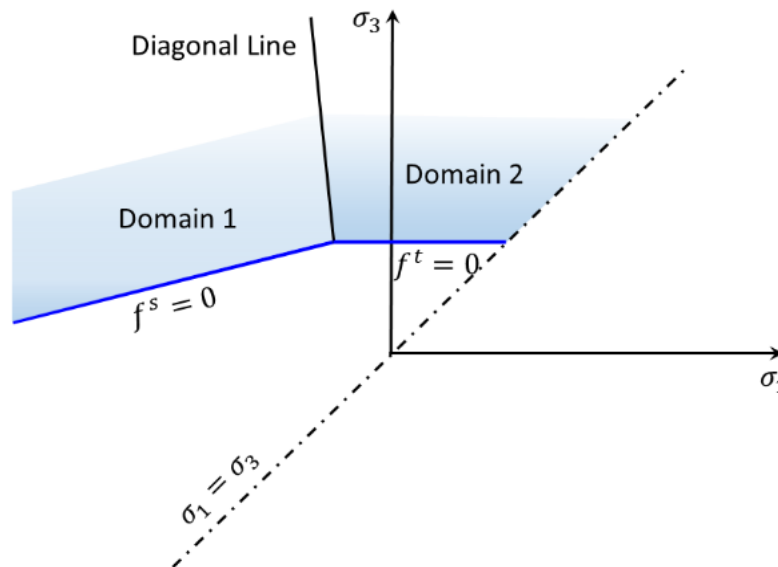


Figura 61. Domini del criterio di Mohr-Coulomb (FLAC3D, 2016).

Si può notare che ordinando le tensioni principali come detto in precedenza, il caso di bordo di taglio-trazione viene gestito automaticamente da una variazione della tecnica.

La tecnica, applicabile per incrementi di piccole sollecitazioni, è semplice da implementare: ad ogni passo è coinvolta una sola regola di flusso e la corrispondente correzione dello stress in caso di flusso plastico. In particolare, quando un punto di sollecitazione segue un limite, riceve correzioni di sollecitazione relative a uno dei due criteri. In questo processo, i due criteri di snervamento sono soddisfatti con una precisione che dipende dall'entità dell'incremento di deformazione.

Legge di softening

La differenza con il modello Mohr-Coulomb di FLAC3D sta nella possibilità che la coesione, l'attrito, la dilatanza e la resistenza alla trazione possano decadere dopo l'inizio della deformazione plastica. Nel modello Mohr-Coulomb, si presume che tali proprietà rimangano costanti. All'interno del presente modello è possibile definire la coesione, l'attrito e la dilatanza come leggi in funzione della deformazione di taglio plastica. La legge di softening per la resistenza alla trazione può anche essere prescritta in termini di deformazione plastica di trazione. Il codice misura la deformazione a taglio plastica e le deformazioni plastiche di trazione facendo variare i parametri di resistenza ad ogni intervallo di tempo sulla base delle funzioni a tratti definite nel modello.

Come riportato nel manuale di FLAC3D, le funzioni di softening possono essere determinate mediante back-analysis partendo dal comportamento post-rottura misurato sul campione di laboratorio.

Considerando una curva sforzo-deformazione monodimensionale con comportamento rammollente post-rottura è possibile osservare un andamento decrescente della sollecitazione assiale fino al raggiungimento di una certa resistenza residua. In

Figura 62 è riportato un esempio.

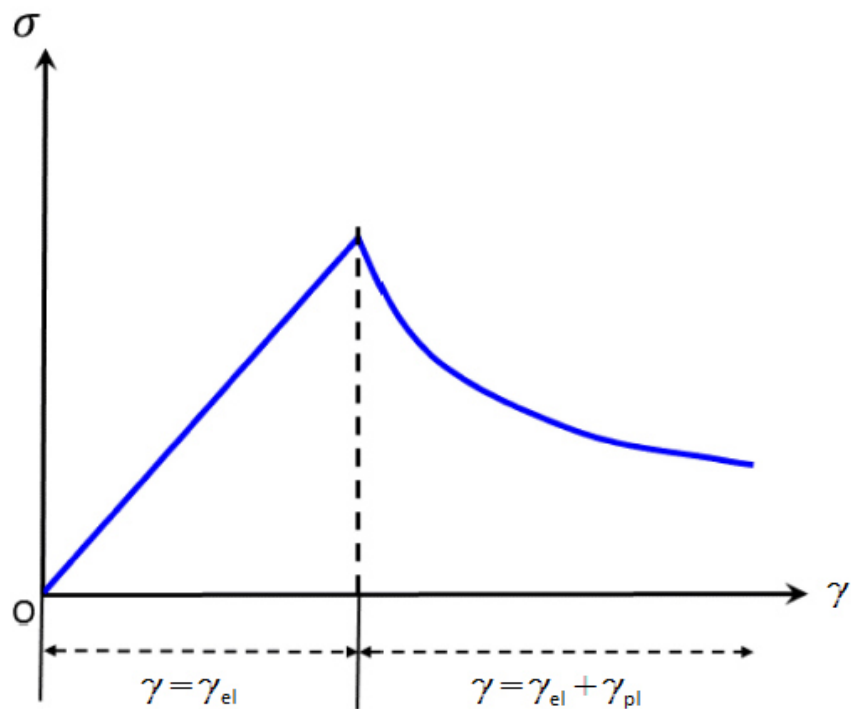


Figura 62. Esempio di curva sforzo-deformazione in cui sono evidenziate le deformazioni a taglio plastiche (FLAC3D, 2016).

La curva è lineare fino al punto di snervamento. In tale intervallo la deformazione è unicamente elastica fino al limite del dominio elastico, corrispondente a $\gamma = \gamma_{el}$. Dopo lo snervamento, la deformazione totale è composta da una parte elastica e da una plastica, ossia $\gamma = \gamma_{el} + \gamma_{pl}$.

Nel modello strain-softening, le funzioni a tratti vengono definite in funzione della porzione plastica delle deformazione a taglio. Queste funzioni, che potrebbero in realtà essere delineate come mostrato in Figura 63, sono rappresentate in FLAC3D come funzioni lineari a tratti.

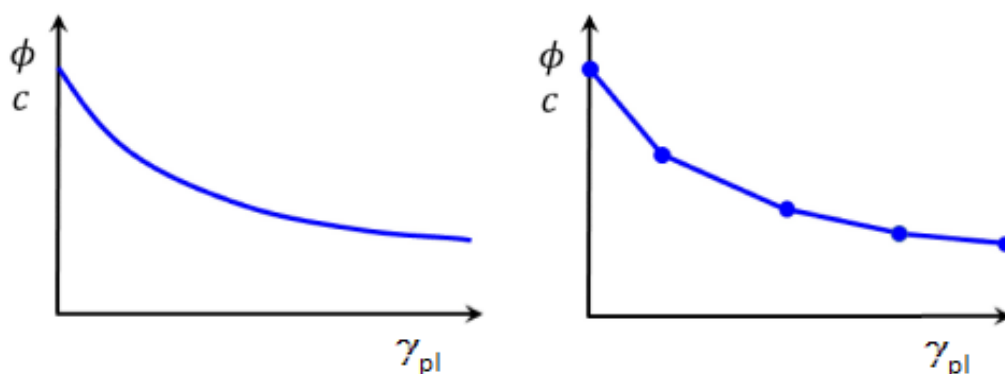


Figura 63. Variazione reale ed approssimata di ϕ e c in funzione della deformazione plastica a taglio (FLAC3D, 2016).

Le funzioni lineari a tratti vengono definite sottoforma di tabelle. Ogni tabella contiene coppie di valori costituite dal valore di deformazione a taglio plastica e il corrispondente valore del parametro di resistenza. Si presume che la proprietà vari linearmente tra due coppie consecutive.

L'implementazione del modello strain-softening avviene come nel modello di Mohr-Coulomb con la differenza che ad ogni step i parametri di resistenza vengono aggiornati per ogni zona in funzione della deformazione a taglio plastica a cui è soggetto il campione.

All'interno del modello devono quindi essere definiti: i valori di resistenza di picco, ossia l'angolo di resistenza al taglio ϕ , la coesione c , l'angolo di dilatanza ψ , la resistenza a trazione σ^t , e la funzione di softening definita come funzione lineare a tratti.

Applicazione alla matrice argillosa-limosa

Il criterio di rottura Mohr-Coulomb strain-softening viene utilizzato per la rappresentazione del comportamento rammollente della matrice argillosa-limosa sovraconsolidata. L'uso di tale criterio consente di simulare il comportamento rammollente del materiale e la nascita della superficie di rottura.

Durante l'esecuzione delle prove triassiali non è stato possibile misurare le deformazioni a taglio plastiche associate al materiale. La valutazione delle deformazioni a taglio plastiche risulta essere di difficile esecuzione sia da un punto di vista pratico, poichè concentrate principalmente su una superficie di rottura, sia da

un punto di vista dei calcoli poichè incorrelabili con le misure eseguite durante la prova. Per questi motivi, come consigliato dal manuale utente del software FLAC3D, le deformazioni a taglio plastiche e i relativi parametri di resistenza meccanici sono stati stimati tramite back-analysis. Tale tecnica consiste nell'utilizzare, all'interno del modello, valori arbitrari ma ragionevoli delle coppie parametro-deformazione a taglio plastica e di verificare che il risultato numerico simuli correttamente quello che avviene nella prova di laboratorio.

La valutazione della correttezza della simulazione può avvenire confrontando il risultato numerico con quello di laboratorio. Il confronto può basarsi sulla curva di sforzo deviatorico, sui percorsi di carico (stress path) oppure sul comportamento tenso-deformativo globale con particolare focus sulla superficie di rottura. Tale superficie, infatti, si sviluppa per la concentrazione delle deformazioni taglio plastiche e possiede un'inclinazione caratteristica del materiale.

La presenza dei blocchi influenza il comportamento meccanico dei materiali complessi con struttura a blocco-in-matrice principalmente su due fattori: il massimo sforzo deviatorico e la deformabilità, che aumentano all'aumentare della VBP. Un'altra caratteristica che varia considerevolmente è la superficie di taglio che non è più regolare ma presenta una tortuosità causata dai blocchi. Per questi motivi la back-analysis viene condotta ponendo particolare attenzione sull'andamento $q - \varepsilon_a$ e sulla deformabilità globale del campione.

Il differente comportamento meccanico delle 3 prove, dovuto al differente OCR applicato durante la consolidazione, non consente una unificazione dei parametri di resistenza post-picco e le relative deformazioni a taglio plastiche. Sulle prove TX_304_ML, con confinamento a 50 kPa, e TX_302_ML, con confinamento a 100 kPa, caratterizzate da un comportamento sovraconsolidato, si è dunque eseguita la back-analysis e si è applicato il modello Mohr-Coulomb Strain-Softening. Per la prova TX_303_ML, con confinamento a 200 kPa, caratterizzata da un comportamento normalconsolidato, si è invece utilizzato un modello Mohr-Coulomb perfettamente plastico.

La back-analysis eseguita per le prove con comportamento sovraconsolidato mira a trovare i parametri di resistenza in funzione della deformazione a taglio plastica. Per determinare le coppie di valori da inserire all'interno del software FLAC3D è

necessario fissare uno dei due valori. La deformazione a taglio plastica non è valutabile a priori mentre la resistenza del materiale, e i relativi parametri, è valutabile per ogni livello deformativo post-rottura. Si sceglie quindi di fissare i parametri di resistenza e di valutare unicamente la deformazione a taglio tramite back-analysis utilizzando il seguente metodo:

- scelta di 3 livelli deformativi assiali: per semplicità si prendono il picco a cui corrisponde una deformazione assiale plastica $\varepsilon_{a,p} = 0$, un secondo punto con $\varepsilon_{a,p} = 6\%$ e l'ultimo punto registrato dalla prova che per tutte e 3 le prove corrisponde a una deformazione assiale totale di circa $\varepsilon_a = 22 - 23\%$. Il picco di resistenza è registrato per entrambe le prove a una deformazione assiale di circa il 9%, l'ultimo livello deformativo assiale è quindi scelto uguale per entrambi le prove e corrisponde a una deformazione assiale plastica $\varepsilon_{a,p} = 13\%$;
- valutazione dei parametri di resistenza relativi al livello deformativo scelto: per ogni livello deformativo scelto si valuta lo sforzo deviatorico, la tensione efficace media e la tensione media totale. Utilizzando il criterio di Mohr-Coulomb sul piano degli invarianti è possibile valutare i parametri di resistenza φ' e c' . L'effetto di rammollimento registrato sul materiale è imputabile alla rottura dei legami di tipo coesivo fra le particelle di argilla. La resistenza al taglio fra le particelle, invece, è caratterizzata da una variazione modesta quindi trascurabile. La modellazione numerica viene quindi condotta fissando l'angolo di resistenza al taglio al valore di picco e variando la coesione efficace per i differenti livelli deformativi;
- stima ragionevole dei corrispondenti valori di deformazione a taglio plastica relativi al livello deformativo scelto e ai parametri di resistenza stimati;
- simulazione della prova triassiale e verifica: la verifica viene condotta confrontando il grafico $q - \varepsilon_a$ sperimentale e il grafico numerico e controllando il corretto fitting lungo tutto l'arco della prova. Un'ulteriore verifica viene effettuata visualizzando la superficie di rottura numerica e confrontandola con quella del provino reale.

La valutazione dei parametri di resistenza relativi ai livelli deformativi assiali scelti è riportata in Tabella 22, Tabella 23 e Tabella 24. Per la prova triassiale TX_303_ML, caratterizzata da un comportamento normalconsolidato sono stati definiti unicamente i parametri di resistenza di picco e non è stato definito un softening.

Tabella 22. Parametri di resistenza di picco.

| Parametri di Picco - $\varepsilon_{a,p} = 0\%$ | | | | |
|--|--------|-------|------------|------|
| TEST | q_0 | m | φ' | c' |
| Tx_304_ML | 25.823 | 0.573 | 15.2 | 12.2 |
| Tx_302_ML | | | | |
| Tx_303_ML | | | | |

Tabella 23. Parametri di resistenza relativi a una deformazione plastica assiale del 6%.

| Parametri di Resistenza - $\varepsilon_{a,p} = 6\%$ | | | | | | |
|---|------------|-----------|-------|------------|------|------|
| TEST | $p'_{6\%}$ | $q_{6\%}$ | q_0 | φ' | m | c' |
| Tx_304_ML | 65.34 | 50.62 | 13.61 | 15.0 | 0.57 | 6.4 |
| Tx_302_ML | 103.31 | 79.08 | 20.56 | | | 9.7 |

Tabella 24. Parametri di resistenza relativi a una deformazione plastica assiale del 13%.

| Parametri di Resistenza - $\varepsilon_{a,p} = 13\%$ | | | | | | |
|--|-------------|------------|-------|------------|------|------|
| TEST | $p'_{13\%}$ | $q_{13\%}$ | q_0 | φ' | m | c' |
| Tx_304_ML | 66.18 | 46.34 | 8.85 | 15.0 | 0.57 | 4.2 |
| Tx_302_ML | 101.53 | 66.95 | 9.43 | | | 4.5 |

I parametri di resistenza ottenuti presentano una precisione di molte cifre decimali che non ha senso fisico, essi vengono dunque approssimati con valori ingegneristici con una precisione di ± 0.5 kPa. Dopo svariati tentativi sono state trovate le corrispondenti deformazioni a taglio plastiche relative ai parametri di resistenza stimati.

Per la prova triassiale TX_304_ML non è stato possibile individuare in modo univoco una condizione di vincolo alla base, per tale motivo sono riportati i risultati relativi alle due configurazioni considerate, ossia cerniere (hinge) e carrelli (roller). Per la prova

triassiale TX_302_ML, invece, si è osservata un'ottima risposta del modello numerico con i carrelli (roller) e per questo motivo si è considerata rappresentativa delle condizioni di vincolo reali relative alla prova di laboratorio.

I parametri di resistenza ottenuti sono mostrati in Tabella 25 e Tabella 26 mentre in Figura 64, Figura 65 e Figura 66 è riportato l'andamento dei parametri in funzione della deformazione a taglio plastica.

Tabella 25. Parametri di resistenza e relative deformazioni di taglio plastiche relative alla prova TX_304_ML.

| Tx_304_ML | | | | | | | | |
|----------------------------|------|-------|--|------|-------|---|------|-------|
| PARAMETRI di PICCO STIMATI | | | PARAMETRI RESIDUI AL 6% di DEFORMAZIONE PLASTICA ASSIALE | | | PARAMETRI RESIDUI AL 13% di DEFORMAZIONE PLASTICA ASSIALE | | |
| φ' | 15.2 | [°] | φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] |
| c' | 12.2 | [kPa] | c' | 6.4 | [kPa] | c' | 4.2 | [kPa] |
| □ | | | | | | | | |
| ROLLER | | | | | | | | |
| PICCO | | | RESIDUO $\gamma = 160\%$ | | | RESIDUO $\gamma = 250\%$ | | |
| φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] |
| c' | 12.0 | [kPa] | c' | 6.0 | [kPa] | c' | 4.0 | [kPa] |
| $\gamma_{s,p}$ | 0.00 | [-] | $\gamma_{s,p}$ | 1.60 | [-] | $\gamma_{s,p}$ | 2.50 | [-] |
| HINGE | | | | | | | | |
| PICCO | | | RESIDUO $\gamma = 60\%$ | | | RESIDUO $\gamma = 130\%$ | | |
| φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] |
| c' | 12.0 | [kPa] | c' | 6.0 | [kPa] | c' | 4.0 | [kPa] |
| $\gamma_{s,p}$ | 0.00 | [-] | $\gamma_{s,p}$ | 0.60 | [-] | $\gamma_{s,p}$ | 1.30 | [-] |

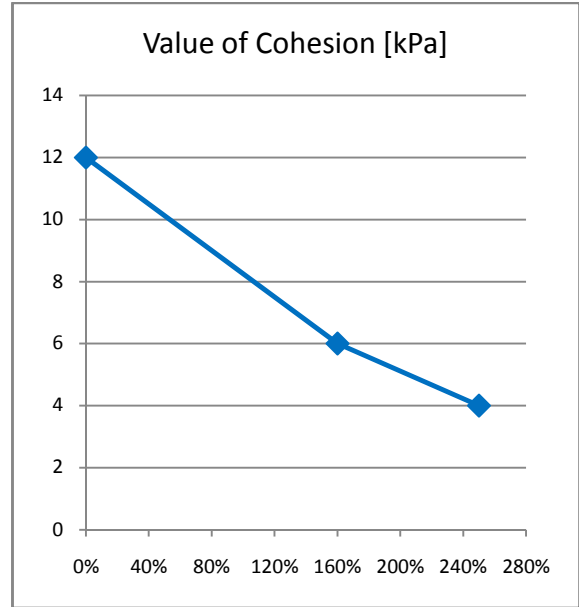
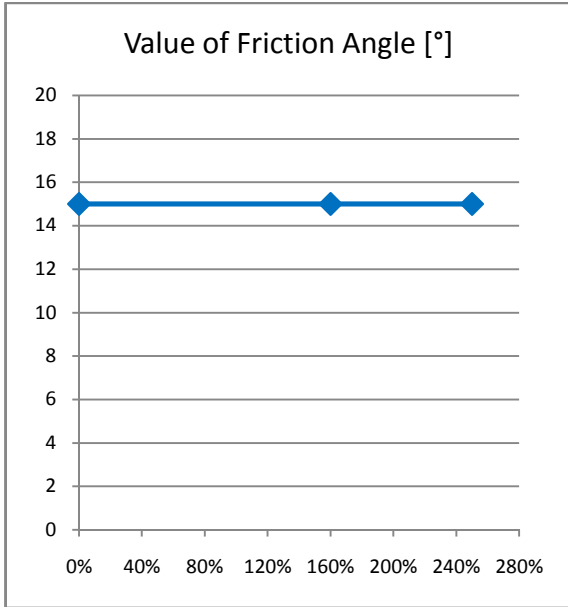


Figura 64. Variazione di c' e ϕ' in funzione delle deformazione a taglio plastica - Prova TX_304_ML Roller.

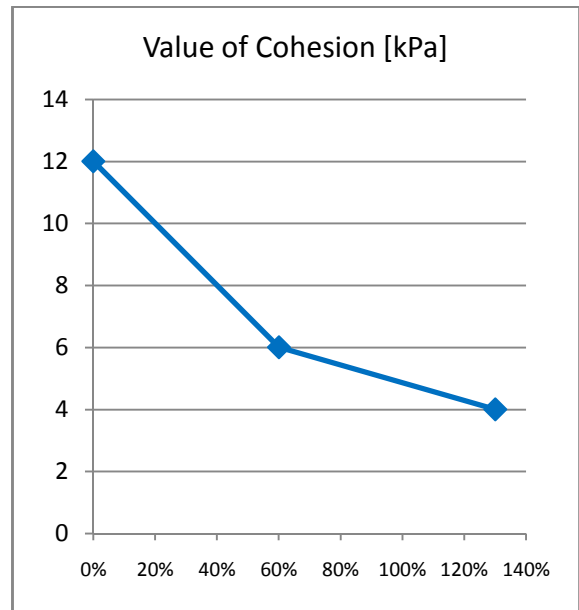
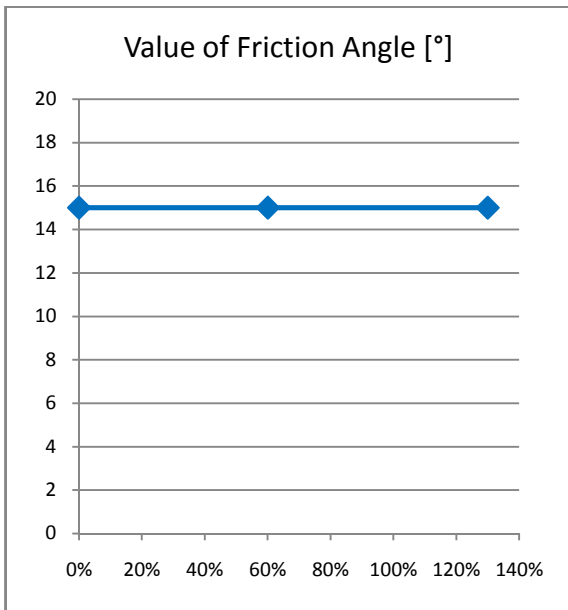


Figura 65. Variazione di c' e ϕ' in funzione delle deformazione a taglio plastica - Prova TX_304_ML Hinge.

Tabella 26. Parametri di resistenza e relative deformazioni di taglio plastiche relative alla prova TX_302_ML.

| Tx_302_ML | | | | | | | | |
|----------------------------|------|-------|--|------|-------|---|------|-------|
| PARAMETRI di PICCO STIMATI | | | PARAMETRI RESIDUI AL 6% di DEFORMAZIONE PLASTICA ASSIALE | | | PARAMETRI RESIDUI AL 13% di DEFORMAZIONE PLASTICA ASSIALE | | |
| φ' | 15.2 | [°] | φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] |
| c' | 12.2 | [kPa] | c' | 9.7 | [kPa] | c' | 4.5 | [kPa] |
| □ | | | | | | | | |
| ROLLER | | | | | | | | |
| PICCO | | | RESIDUO $\gamma = 60\%$ | | | RESIDUO $\gamma = 130\%$ | | |
| φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] | φ' | 15.0 | [°] |
| c' | 12.0 | [kPa] | c' | 9.5 | [kPa] | c' | 4.5 | [kPa] |
| $\gamma_{s,p}$ | 0.00 | [-] | $\gamma_{s,p}$ | 0.60 | [-] | $\gamma_{s,p}$ | 1.30 | [-] |

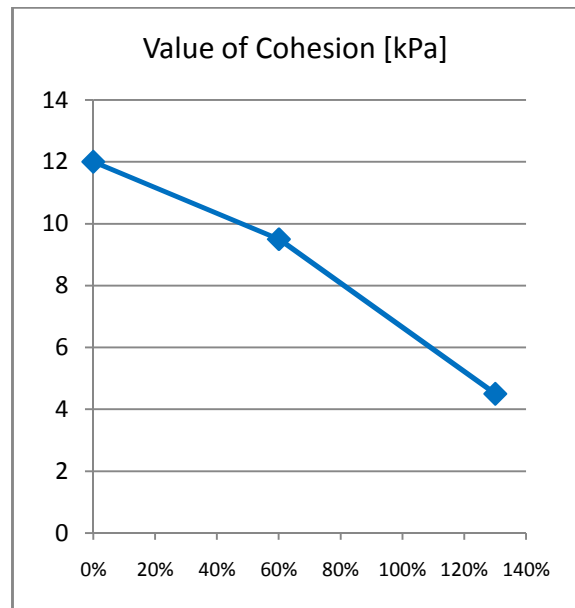
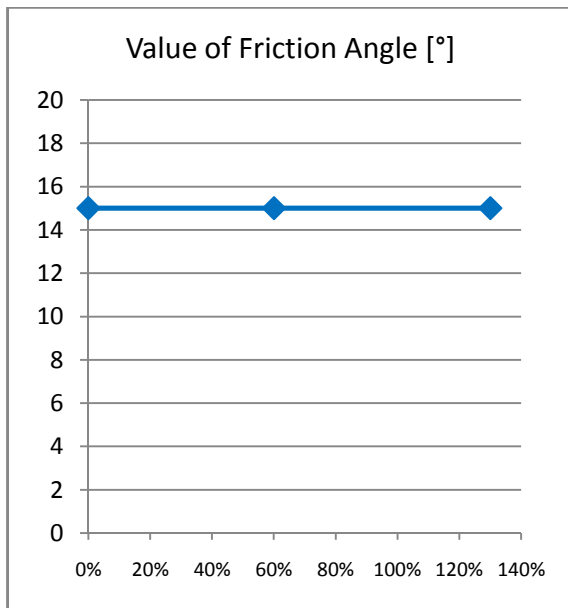


Figura 66. Variazione di c' e φ' in funzione delle deformazione a taglio plastica - Prova TX_302_ML Roller.

5.4. Condizioni non drenate: Teoria di Biot (1941)

Tutte le prove triassiali eseguite sul materiale omogeneo e su quello eterogeneo sono caratterizzate da una fase di consolidazione isotropa drenata e da una fase di rottura non drenata. All'interno del software FLAC3D è possibile simulare la risposta non drenata, ossia a breve termine, utilizzando due differenti approcci:

- Simulazione asciutta (Dry Simulation): in questo caso la generazione della sovrappressione interstiziale sotto sforzo volumetrico non viene simulata direttamente ma si tiene conto del suo effetto sulla deformazione meccanica assegnando, nella modellazione FLAC3D, il valore del modulo di comprimibilità non drenato (Undrained Bulk Modulus) al posto di quello drenato. Il valore del modulo di comprimibilità non drenato può essere calcolato con la formula: $K_u = K + \alpha^2 M$ in cui K è il modulo di comprimibilità drenato (Drained Bulk Modulus), α è un coefficiente che definisce la deformabilità dei grani mentre M è il modulo di Biot che è proporzionale al modulo di comprimibilità del fluido interstiziale. La presenza di una pressione iniziale dell'acqua può essere simulata inserendola con le opportune caratteristiche e risolvendo il problema come problema non accoppiato. Le caratteristiche meccaniche del materiale sono dunque quelle relative all'analisi in tensioni totali con il criterio di rottura di Tresca caratterizzato dai seguenti parametri: angolo di resistenza al taglio pari a zero e coesione pari alla resistenza al taglio non drenata;
- Simulazione bagnata (Wet Simulation): in questo caso la risposta a breve termine viene analizzata da FLAC3D utilizzando un sistema accoppiato basato sulla teoria di Biot (1941). Utilizzando il comando "zone fluid active off", assegnando un valore realistico del modulo di Biot M e dell'indice dei vuoti e_0 è possibile generare la sovrappressione interstiziale a seguito di deformazioni volumetriche. Le pressioni nei pori, data la maggiore comprimibilità del fluido rispetto alla matrice, saranno prodotte istantaneamente all'applicazione dello sforzo. All'interno del modello vengono quindi usati i valori drenati dell'angolo di resistenza al taglio, della coesione e del modulo di comprimibilità. La permeabilità, come altri valori caratteristici delle analisi di flusso, non sono

necessari poiché il calcolo del flusso viene soppresso.

La prima tecnica si applica ai problemi in cui il cambiamento della pressione dei pori è piccolo rispetto ai valori iniziali. E' possibile eseguire una simulazione asciutta indipendentemente dal fatto che sia stato inserito o meno il comando di configurazione del fluido. Tuttavia, nel caso in cui sia presente una condizioni iniziale di fluido in pressione, è necessario impedire la generazione ulteriore della sovrappressione interstiziale.

La seconda tecnica si applica invece quando le sovrappressioni interstiziali sono di elevata importanza all'interno del modello. Nella modellazione della fase di rottura non drenata, la valutazione delle sovrappressioni interstiziali causate dalla chiusura dei drenaggi è di elevata importanza per definire le reali tensioni efficaci a cui è sottoposto il materiale. Un'elevata importanza è data allo stato tensionale di rottura che non è in termini di tensioni totali ma efficaci ed è caratterizzato da un percorso efficace (ESP) differente. Tale tecnica viene quindi utilizzata nella simulazione numerica delle prove triassiali CIU.

Teoria di BIOT

All'interno di FLAC3D, la generazione delle sovrappressioni interstiziali avviene dunque utilizzando la Teoria di Biot (1941) che definisce il problema accoppiato relativo al comportamento idro-meccanico di una materiale poroso saturo soggetto a sollecitazioni meccaniche. La teoria di Biot assume che le quantità e i relativi gradienti che compaiono all'interno delle equazioni siano del primo ordine trascurando dunque le componenti di grado superiore o uguale a 2. La teoria che ne risulta è perciò linearizzata. La teoria di Biot utilizza un set di equazioni della meccanica dei solidi con l'aggiunta dell'equazione di conservazione della massa per ciascuna delle fasi, dell'equazione di stato del fluido e la legge di Darcy.

Equazione di stato

Indicando con β la compressibilità del fluido (con dimensioni L^2/F), ossia il reciproco del modulo di comprimibilità del fluido K_f (con dimensioni F/L^2), l'equazione di stato che lega la variazione di densità alla variazione di pressione viene scritta con la seguente formula:

$$\rho_w = \rho_{w0} \exp[\beta(u - u_0)]$$

nella quale ρ_{w0} e u_0 sono rispettivamente i valori di riferimento della densità e della pressione dell'acqua.

E' bene osservare che nell'ambito dei problemi di interesse delle meccanica delle terre, la compressibilità delle particelle solide, definita dall'equazione di stato della fase solida, è considerata costante ossia $\rho_s = cost$.

Equazioni di conservazione della massa

Le equazioni di conservazione della massa della fase solida e della fase fluida presentano le seguenti espressioni:

$$\frac{\partial(n\rho_w)}{\partial t} + \nabla \cdot (n\rho_w v_w) = 0$$

$$\frac{\partial[(1-n)\rho_s]}{\partial t} + \nabla \cdot [(1-n)\rho_s v_s] = 0$$

nelle quali n è la porosità ossia il rapporto fra il volume dei vuoti e il volume totale, v_s è la velocità di spostamento della fase solida mentre v_w è la velocità di spostamento della fase fluida. Sostituendo in queste espressioni le equazioni di stato, tenendo conto della velocità di filtrazione $v = n(v_w - v_s)$ e osservando che $\nabla \cdot v_s = -\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t}$ si ricava l'equazione dei continuità del mezzo poroso:

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = n\beta \frac{\partial u}{\partial t} + \nabla \cdot v$$

che presenta il seguente significato: *"la variazione di volume di un elemento poroso in un intervallo di tempo è uguale alla variazione di volume del fluido (per effetto della sua compressibilità) sommata alla quantità d'acqua espulsa dall'elemento nello stesso intervallo di tempo (corrispondente quest'ultima alla divergenza del campo di velocità)"* (Lancellotta, 2016).

La velocità dell'acqua viene valutata attraverso la legge di Darcy che governa la fase fluida ossia:

$$v = -\frac{K}{\gamma_w} \nabla h \quad \text{con} \quad h = z + \frac{u_{staz}}{\gamma_w} + \frac{u}{\gamma_w}$$

nelle quali K è la conducibilità idraulica del materiale in m/s , h è la quota

piezometrica, z è la quota geometrica, u_{staz} è la pressione dell'acqua stazionaria, u è la sovrappressione interstiziale mentre γ_w è la densità del fluido.

Nel caso di condizioni non drenate, si ha l'annullamento del secondo termine dovuto alla velocità dell'acqua che risulta pari a zero. L'equazione di Darcy e i relativi parametri sono quindi superflui per il presente problema.

Equazioni di equilibrio

Trascurando i termini inerziali, perché di grado superiore, si ha la riduzione delle equazioni di bilancio della quantità di moto del mezzo poroso in equazioni indefinite di equilibrio che scritte in forma compatta sono uguali a:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial t} - b_i = 0$$

nelle quali entrano in gioco le forze di volume b_i ottenibili come prodotto fra la densità del solido ρ_s e l'accelerazione di gravità g .

Legame costitutivo della fase solida

Nell'ipotesi di comportamento elastico lineare isotropo (ILE), il legame costitutivo è rappresentato dalle equazioni scritte in forma compatta:

$$\sigma'_{ij} = (\sigma_{ij} - u\delta_{ij}) = \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2G \varepsilon_{ij}$$

nelle quali σ'_{ij} è la tensione efficace, σ_{ij} è la tensione totale, u è la pressione dell'acqua, δ_{ij} è la delta di Kronecker, λ e G sono le costanti di elasticità di Lamé mentre ε_{ij} è il tensore delle piccole deformazioni espresso in termini di gradiente di spostamento con la formulazione compatta:

$$\varepsilon_{ij} = -\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$

Si giunge dunque a un sistema di equazioni di campo composto da 16 equazioni in 16 incognite rappresentate dallo stato tensionale (6), dallo stato deformativo (6), dal campo degli spostamenti (3) e dalla pressione interstiziale u (1) che deve essere risolto.

Applicazione in FLAC3D

All'interno del software FLAC3D il modello accoppiato di Biot viene risolto numericamente trovando soluzione al problema di 16 equazioni in 16 incognite.

L'inizializzazione del problema accoppiato viene effettuata con opportuni comandi:

- *model configure fluid*: tale comando consente di imporre la presenza del fluido all'interno del modello numerico e ne attiva il calcolo;
- *zone fluid biot on*: tale comando, se settato su "on", impone al software di risolvere il problema utilizzando il modello di Biot basato su due parametri: il coefficiente di Biot α e il modulo di Biot M ;
- *model fluid active off*: tale comando, se settato su "off", sopprime il calcolo del flusso del fluido, imponendo le condizioni non drenate nelle quali non vi è movimento del fluido all'esterno e all'interno del campione.

La risoluzione del problema accoppiato tramite la teoria di Biot necessita della definizione dei relativi parametri e delle caratteristiche del fluido:

- modello di fluido: utilizzando il comando "*zone fluid*" è possibile settare le caratteristiche del fluido interstiziale. Tali caratteristiche possono essere definite unicamente se è stato immesso il comando di configurazione del fluido. Al fluido viene assegnato un modello isotropico caratterizzato da uguali caratteristiche meccaniche indipendenti dalla direzione che si considera;
- Modulo di comprimibilità del fluido: tale modulo può essere calcolato con la seguente formula:

$$K_f = \frac{\Delta P}{\Delta V_f / V_f}$$

dove ΔP è la variazione di pressione corrispondente a una variazione volumetrica pari a $\Delta V_f / V_f$. Il valore di K_f è una variabile dei punti della griglia che deve essere specificata usando il relativo comando. La definizione di tale parametro è di elevata importanza per la generazione delle sovrappressioni interstiziali, per tale motivo è importante non confonderlo con il suo reciproco ossia il modulo di compressibilità β . Per l'acqua pura a temperatura ambiente il valore di K_f è circa pari $2 \times 10^9 \text{ Pa}$;

- Saturazione: all'interno del modello è necessario definire il grado di saturazione del materiale. Nella presente simulazione numerica, data la presenza di una fase di saturazione precedente alla prova, si utilizza un grado di saturazione unitario;
- Porosità: la matrice sovraconsolidata è caratterizzata da un certo valore della porosità, diverso da zero. Tale valore deve essere stimato e applicato alla modellazione numerica per la definizione di ulteriori parametri. La stima della porosità può essere fatta per via diretta oppure per via indiretta partendo da altri valori stimati come l'indice dei vuoti o il volume specifico.

E' importante osservare come durante la fase di preparazione dei provini e durante la fase di montaggio in cella triassiale la porosità rimanga invariata ed uguale per tutti i provini. Successivamente, durante la fase di saturazione e di consolidazione drenata, essa viene modificata e non presenta più valori uguali fra i vari provini data la differente pressione di consolidazione.

Per tale motivo la misura della porosità presenta un'elevata difficoltà esecutiva. Il valore della porosità viene dunque stimato attraverso una metodologia di comprovata validità. Attraverso la metodologia proposta da Atkinson, riportata nel libro "The mechanics of soils and foundations, II Edition, 2007", è possibile stimare l'indice dei vuoti e_0 del materiale partendo dal peso saturo e secco del provino e dalle sue dimensioni. Successivamente utilizzando le formule della geotecnica è possibile stimare la porosità. I valori stimati per il materiale omogeneo sono riportati in Tabella 27.

Per quanto riguarda il materiale eterogeneo, data l'impossibilità di valutare una porosità reale associata unicamente alla matrice per via della presenza dei clasti lapidei, si sceglie di adottare gli stessi valori di porosità dei campioni omogenei. In Tabella 28 sono riportati i valori di porosità per i provini eterogenei;

- Coefficiente di Biot: tale coefficiente, denominato α , è definito come il rapporto tra il volume del fluido acquisito o perso in un elemento di materiale e la variazione di volume di quell'elemento quando viene modificata la pressione del fluido nei pori. Tale valore, compreso nell'intervallo di variazione $3n/(2 + n)$ ed 1, dove n è la porosità, può essere determinato facilmente in

una prova drenata.

Per un materiale poroso ideale, il coefficiente di Biot è correlato alla compressibilità dei grani. Come detto in precedenza, nell'ambito dei problemi di interesse della meccanica delle terre, la compressibilità delle particelle solide ρ_s è considerata costante. Nel caso di componente solida incompressibile α può essere assunto pari a 1;

- Modulo di Biot: tale modulo, denominato M , è definito come il rapporto fra la differenza del modulo non drenato e drenato del materiale e il valore al quadrato del coefficiente di Biot. La valutazione del modulo di Biot può essere effettuata in modo semplice eseguendo prove drenate e non drenate sul materiale ed è caratterizzato da valori molto alti.

Per un materiale poroso ideale, il modulo di Biot è correlato al modulo di comprimibilità della fase fluida K_f attraverso la seguente formula:

$$M = \frac{K_f}{[n + (\alpha - n)(1 - \alpha) K_f / K]}$$

dove n è la porosità e K è il modulo di comprimibilità drenato del materiale.

Considerando una componente solida incompressibile, ossia $\alpha = 1$, il valore del modulo di Biot può essere stimato semplicemente con la seguente formula:

$$M = \frac{K_f}{n}$$

Data l'ipotesi semplificativa di grano incompressibile, il modulo di Biot può non essere inizializzato nel modello a patto che sia stato definito e inizializzato il modulo di comprimibilità del fluido e la porosità della fase solida.

I valori stimati del modulo di Biot per i campioni omogenei ed eterogenei sono riportati in Tabella 27 e Tabella 28.

Tabella 27. Valori di porosità e del modulo di Biot dei provini omogenei.

| Valori del Modulo di BIOT - OMOGENEO | | | | | |
|--------------------------------------|-------|-------|-------|----------|----------|
| PROVA | e_0 | v_0 | n_0 | K_f | M |
| | [-] | [-] | [-] | [kPa] | [kPa] |
| TX_304_ML | 0.948 | 1.948 | 0.487 | 2.00E+06 | 4.11E+06 |
| TX_302_ML | 0.908 | 1.908 | 0.476 | 2.00E+06 | 4.20E+06 |
| TX_303_ML | 0.842 | 1.842 | 0.457 | 2.00E+06 | 4.38E+06 |

Tabella 28. Valori di porosità e del modulo di Biot dei provini eterogenei.

| Valori del Modulo di BIOT - ETEROGENEO | | | | | |
|--|-------|-------|-------|----------|----------|
| PROVA | e_0 | v_0 | n_0 | K_f | M |
| | [-] | [-] | [-] | [kPa] | [kPa] |
| TX_306_ML | 0.948 | 1.948 | 0.487 | 2.00E+06 | 4.11E+06 |
| TX_310_ML | 0.948 | 1.948 | 0.487 | 2.00E+06 | 4.11E+06 |

Definite le caratteristiche del modello è necessario iniziarle nel modello numerico associandole alla fasi presenti. La matrice sovraconsolidata è caratterizzata dai parametri di Biot ed è soggetta alla pressione interstiziale dell'acqua. I clasti lapidei, invece, non sono soggetti ad alcuna pressione interna dell'acqua e su di essi non verrà dunque applicata la teoria di Biot.

L'ipotesi di materiale elastico lineare isotropo (ILE) è molto riduttiva rispetto al reale comportamento del materiale nelle prove di laboratorio. Da questa ipotesi si ottiene che la variazione di pressione interstiziale in condizioni non drenate per un terreno saturo dipende direttamente dalla variazione delle tensioni totali medie secondo l'espressione seguente:

$$\Delta u = \Delta p = \frac{1}{3}(\Delta\sigma_1 + 2\Delta\sigma_3) = \Delta\sigma_3 + \frac{1}{3}(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3)$$

L'esperienza conferma in parte i risultati ottenuti dalla teoria dell'elasticità lineare. I terreni reali mostrano, difatti, variazioni di pressione interstiziale che dipendono anche dalle variazioni del deviatore delle tensioni totali. Tale comportamento viene descritto dalla relazione semiempirica di Skempton (1957):

$$\Delta u = B[\Delta\sigma_3 + A(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3)]$$

nella quale A e B sono i parametri di Skempton descritti nel capitolo delle prove triassiali di laboratorio. I parametri di Skempton presentano il vantaggio di separare gli effetti della variazione della pressione di cella $\Delta\sigma_3$, e del deviatore $\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3$ sulla variazione della sovrappressione interstiziale Δu .

Confrontando l'equazione semiempirica di Skempton e l'espressione di Δu scritta con le ipotesi di materiale elastico si ricava per un materiale poroso elastico saturo che:

$$B = 1 \quad e \quad A = \frac{1}{3}$$

Nella modellazione numerica della fase di rottura, in cui $\Delta\sigma_3 = 0$ mentre $\Delta\sigma_1 \neq 0$, si ha dunque una generazione delle sovrappressioni interstiziali particolare caratterizzata dalla seguente formulazione:

$$\Delta u = \frac{1}{3}\sigma_1$$

Sul piano degli invarianti il percorso dei carichi totali di una prova di compressione triassiale è caratterizzato da una inclinazione di 3:1. L'effetto di tali sovrappressioni interstiziali comporta, dunque, la nascita di un percorso dei carichi efficaci verticale. Tale ipotesi, associata alla modellazione numerica, è molto vincolante per il modello poiché non consentirà la corretta simulazione dell'ESP.

6. Risultati delle analisi numeriche e confronto

Nel presente capitolo si riportano i risultati della modellazione numerica relativa alle prove triassiali CIU eseguite sui provini omogenei e sui provini eterogenei.

Per i campioni omogenei, al fine di verificare la corretta caratterizzazione della matrice argillosa-limosa, si riportano i confronti delle prove sia in termini di grafici cartesiani sia in termini di superficie di rottura e deformata globale del provino.

Per i campioni eterogenei, invece, si riportano i principali risultati in termini di curva sforzo deviatorico - deformazione assiale sui quali è possibile osservare l'influenza della presenza dei blocchi sulle caratteristiche meccaniche dei materiali eterogenei con struttura a blocco-in-matrice. Per verificare l'influenza dei blocchi si analizzano altresì la superficie di rottura caratterizzata da rottura per taglio e la deformata globale del provino.

6.1. Materiale omogeneo

Per quanto riguarda i modelli numerici relativi alle prove triassiali CIU eseguite sul materiale omogeneo si è osservata una buona approssimazione del comportamento meccanico del materiale utilizzando differenti condizioni di vincolo.

Il modello numerico relativo alla prova Tx_304_ML con confinamento a 50 kPa approssima bene i risultati sperimentali utilizzando entrambe le configurazioni di vincolo. I modelli numerici relativi alla prova Tx_302_ML, con confinamento a 100 kPa, e alla prova Tx_303_ML, con confinamento a 200 kPa, approssimano bene i risultati numerici utilizzando rispettivamente la configurazione 2 con i carrelli e la configurazione 1 con le cerniere.

La simulazione numerica delle prove triassiali è caratterizzata da una mesh omogenea di medio infittimento. Tale mesh consente l'ottenimento di risultati caratterizzati da una buona precisione. Il numero di nodi, di zone e il relativo tempo di analisi è riportato in Tabella 29.

Tabella 29. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per i provini omogenei.

| Analisi | Prova di Laboratorio | Pressione di Confinamento | Numero di Nodi | Numero di Zone | Deformazione Assiale Ultima | Tempo di Analisi | |
|---------|----------------------|---------------------------|----------------|----------------|-----------------------------|------------------|---|
| 1 | Tx_304_ML | 50 kPa | 24641 | 24000 | 22.3% | 74 | h |
| 2 | Tx_302_ML | 100 kPa | 24641 | 24000 | 23.0% | 76 | h |
| 3 | Tx_303_ML | 200 kPa | 24641 | 24000 | 23.8% | 79 | h |

Modello numerico Prova Tx 304 ML - Confinamento 50 kPa - Configurazione 1

La configurazione 1 adottata nel presente modello numerico consiste nell'ipotesi di perfetta aderenza piastra - provino rappresentata sotto forma di cerniere.

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale, riportato in Figura 67, è caratterizzato da una buona approssimazione del comportamento globale del provino ma è diversificato rispetto a quello di laboratorio per la presenza di un serie di aspetti:

- la parte iniziale della curva, caratterizzata da una risposta elastica, presenta un andamento iperbolico tipico del legame non lineare di Duncan&Chang che non approssima pienamente l'andamento sforzo - deformazione non lineare della curva reale;
- non si è raggiunto un valore di resistenza massima uguale a quella registrata in laboratorio: questo è dovuto alla verticalità dell'*ESP* come riportato in Figura 70. Il confronto dei valori massimi relativi alla prova è riportato in Tabella 30;
- non è presente un picco di resistenza ben definito: questo è dovuto al graduale decadimento dei parametri che non può essere troppo rapido al fine di evitare l'insorgere di un'errata superficie di rottura e di un errato comportamento rammollente che risulta invece ben approssimato.

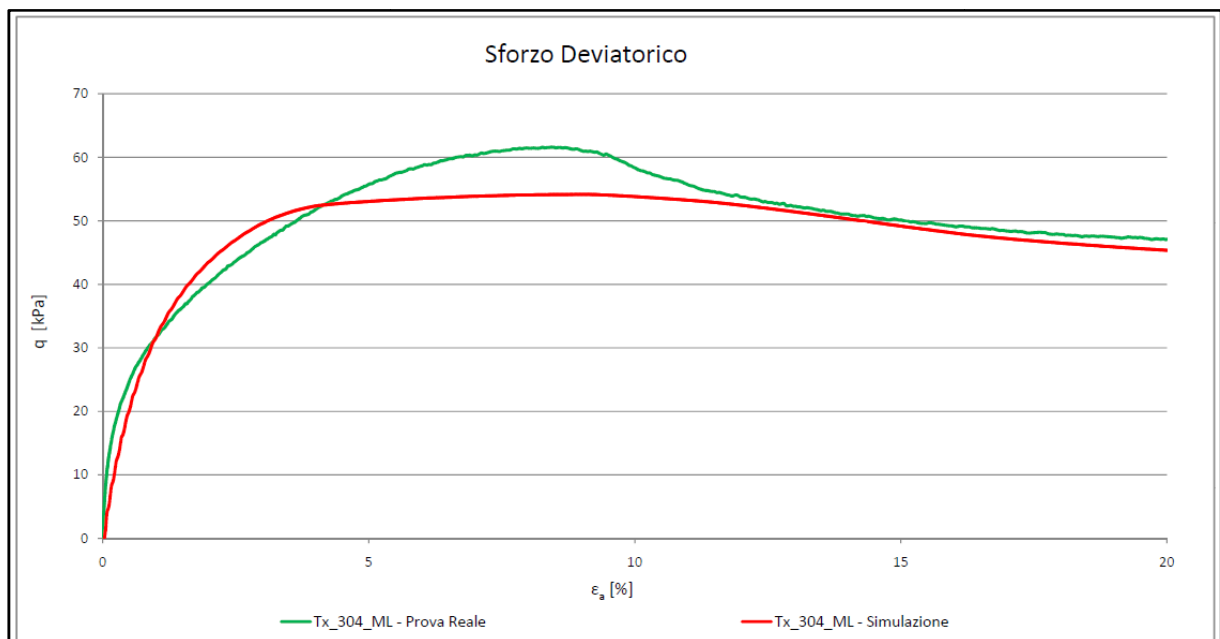


Figura 67. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

Tabella 30. Valori massimi relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 50 kPa | | | |
|--|-----------------|-------|--|
| Campione | Matrice Argilla | | |
| Sigla | Tx_304_ML | | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 61.62 | [kPa] | |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 8.4344 | [%] | |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 62.15 | [kPa] | |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 200.59 | [kPa] | |

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 50 kPa | | | |
|--|-----------------|-------|--|
| Campione | Matrice Argilla | | |
| Sigla | FLAC3D_50 kPa | | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 54.16 | [kPa] | |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 8.9701 | [%] | |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 53.62 | [kPa] | |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 198.05 | [kPa] | |

Il percorso di carico totale, riportato in Figura 70, connesso con lo sforzo deviatorico, presenta la stessa criticità in termini di valore di picco ma è caratterizzato da un'inclinazione reale di 3:1.

Sul grafico degli stress path si osserva un ulteriore problema ossia la mancata sovrapposizione tra il punto di rottura relativo alla simulazione numerica e l'involuppo di rottura. Tale fenomeno è causato dalla presenza di un'interfaccia blocco - matrice caratterizzata da perfetta aderenza. L'interfaccia implica la nascita di un'ulteriore stato tensionale assimilabile a un confinamento nell'intorno delle basi causato dagli

sforzi di taglio. Lo sforzo aggiuntivo, aumentando il confinamento, comporta un aumento della resistenza del materiale ma allo stesso tempo provoca la nascita di una sollecitazione a taglio maggiore che provoca la plasticizzazione per taglio delle zone immediatamente vicine alle basi. L'effetto dell'interfaccia è quindi una diminuzione della resistenza di picco del materiale. In Figura 68 è riportata una raffigurazione dello stato tensionale aggiuntivo sulle basi.

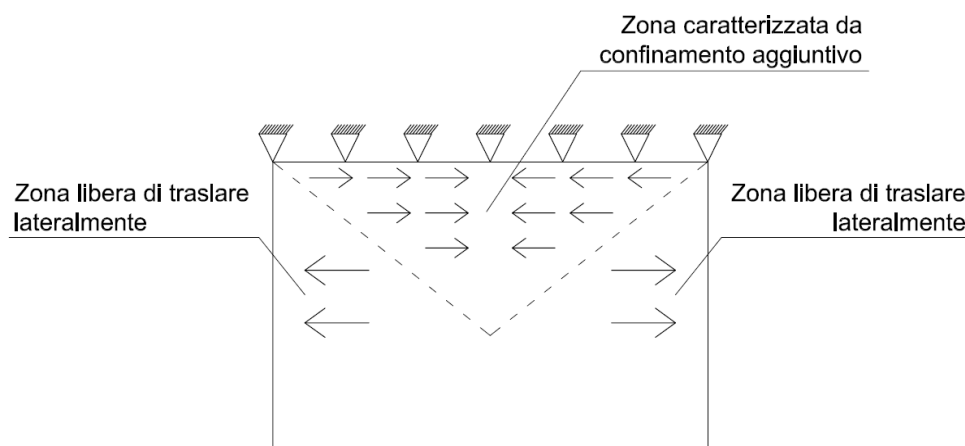


Figura 68. Effetto tensionale dell'interfaccia con perfetta aderenza.

Per quanto riguarda le sovrappressioni interstiziali, riportate in Figura 69, e il percorso di carico efficace, riportato in Figura 70, è possibile osservare un insieme di criticità causate dall'ipotesi elastica lineare isotropa del modello numerico.

Come riportato nel capitolo riguardante le condizioni non drenate, le sovrappressioni interstiziali in campo elastico sono caratterizzate da un andamento che segue l'equazione:

$$\Delta u = \frac{1}{3} \Delta \sigma_a$$

in cui $\Delta \sigma_a$ è l'incremento di tensione assiale, a parità di tensione radiale, associato alla prova triassiale CIU. Tale considerazione, se correlata con l'equazione semiempirica di Skempton, corrisponde ad un parametro "A" costante durante tutta la simulazione ed uguale a 1/3. Tale valore non è rappresentativo del reale valore di "A" durante la prova.

Il modello non può quindi rappresentare pienamente il fenomeno fisico che avviene nel provino reale in cui l'anisotropia e la non perfetta elasticità modificano l'andamento teorico delle pressioni dell'acqua.

In parte tale problema può essere ridotto inserendo la dilatanza all'interno del modello numerico. Tale fenomeno, che realmente avviene nel provino di laboratorio, determina la diminuzione delle sovrappressioni interstiziali e quindi l'insorgere di un incremento delle tensioni efficaci che aumenta la resistenza del materiale. Tale fenomeno dimostra dunque l'aumento della resistenza di picco registrata in laboratorio.

All'interno della modellazione numerica, la presenza di un ridotto angolo di resistenza al taglio, φ' , non consente l'utilizzo di un opportuno angolo di dilatanza ψ .

Tale angolo, infatti, può essere fissato al massimo uguale a φ' . L'utilizzo di un ridotto angolo di dilatanza non garantisce la corretta rappresentazione delle sovrappressioni interstiziali che diminuiscono in modo insufficiente. Il risultato numerico, seppur in modo ridotto, presenta comunque un miglioramento apprezzabile.

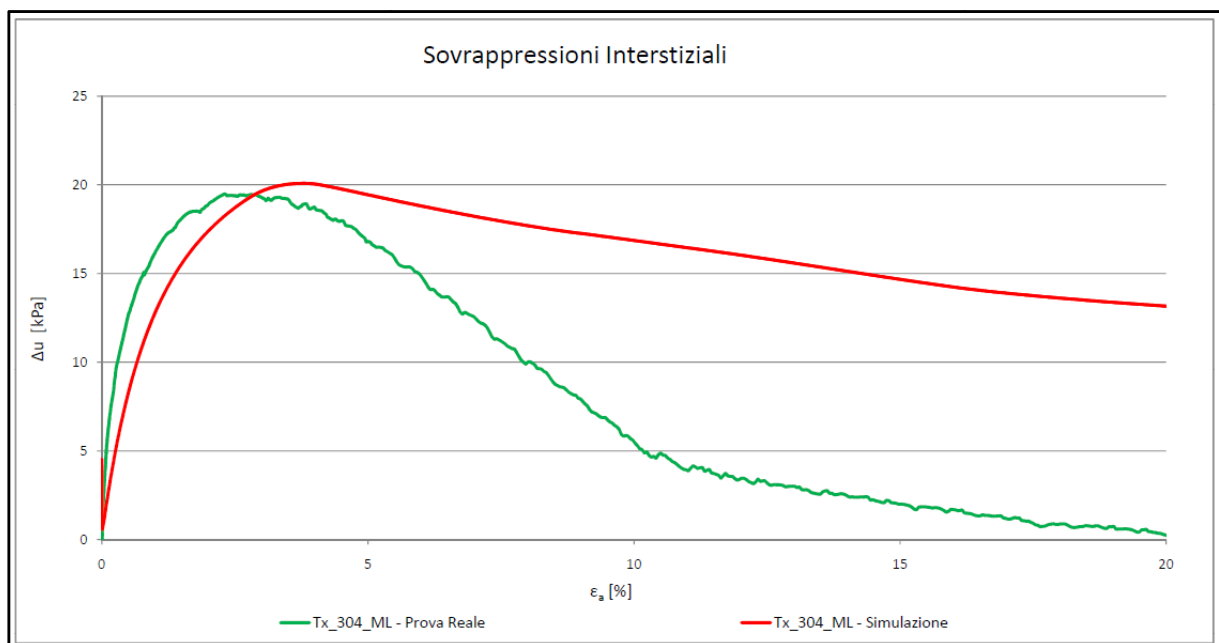


Figura 69. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

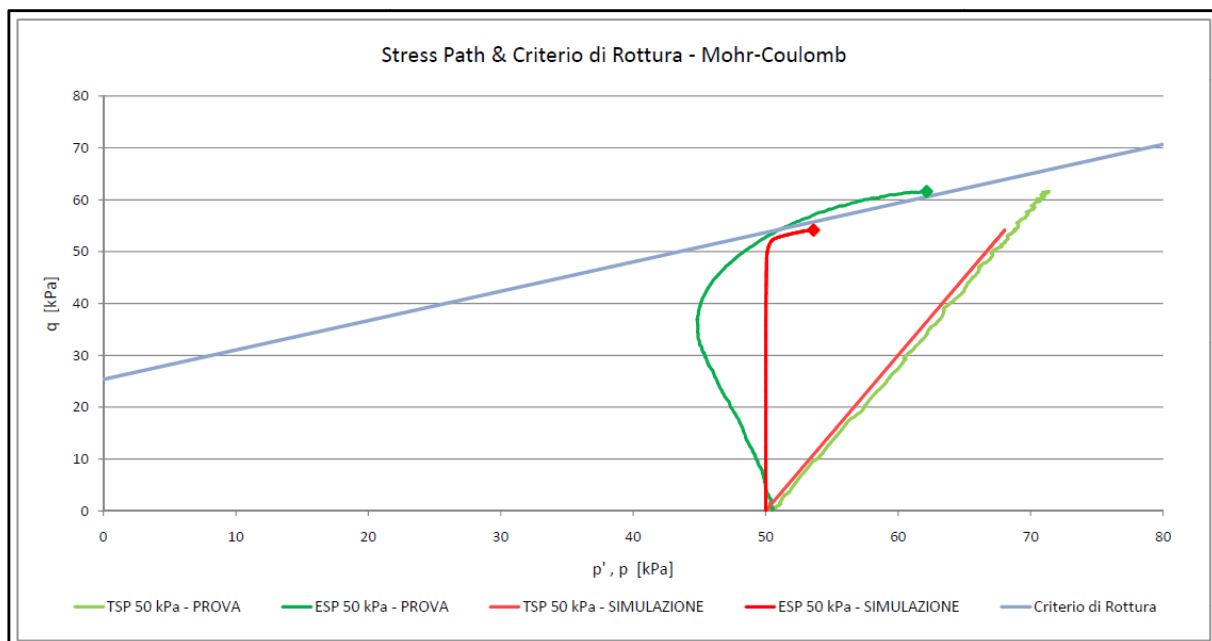


Figura 70. Stress path relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

Per quanto riguarda la superficie di rottura è necessario confrontare la superficie reale con quella numerica solo in termini di inclinazione.

L'esatta posizione della superficie di rottura in un campione reale è frutto di piccoli difetti all'interno del materiale che causano un'alterazione dello stato tensionale nel suo intorno provocando lo sviluppo della superficie.

In un modello numerico perfettamente omogeneo la posizione della superficie di rottura è frutto, invece, dei differenti valori numerici a cui converge la soluzione. La nascita della superficie avverrà dunque nelle zone caratterizzate dai valori massimi che potranno essere diversi rispetto a quelli reali. Lo sviluppo della superficie, invece, avverrà lungo piani con inclinazione caratteristica del materiale e quindi indipendenti dalla convergenza della soluzione.

La rappresentazione della superficie di rottura può essere fatta visualizzando le deformazioni massime di taglio globali del campione, associate al decadimento dei parametri di resistenza, o plottando direttamente le zone caratterizzate da rottura per taglio. In Figura 71 e Figura 72 è possibile visualizzare i risultati numerici relativi alla superficie di rottura. La simmetria cilindrica del provino comporta la nascita della superficie di rottura nelle due direzioni di massima ubiquità dello sforzo.

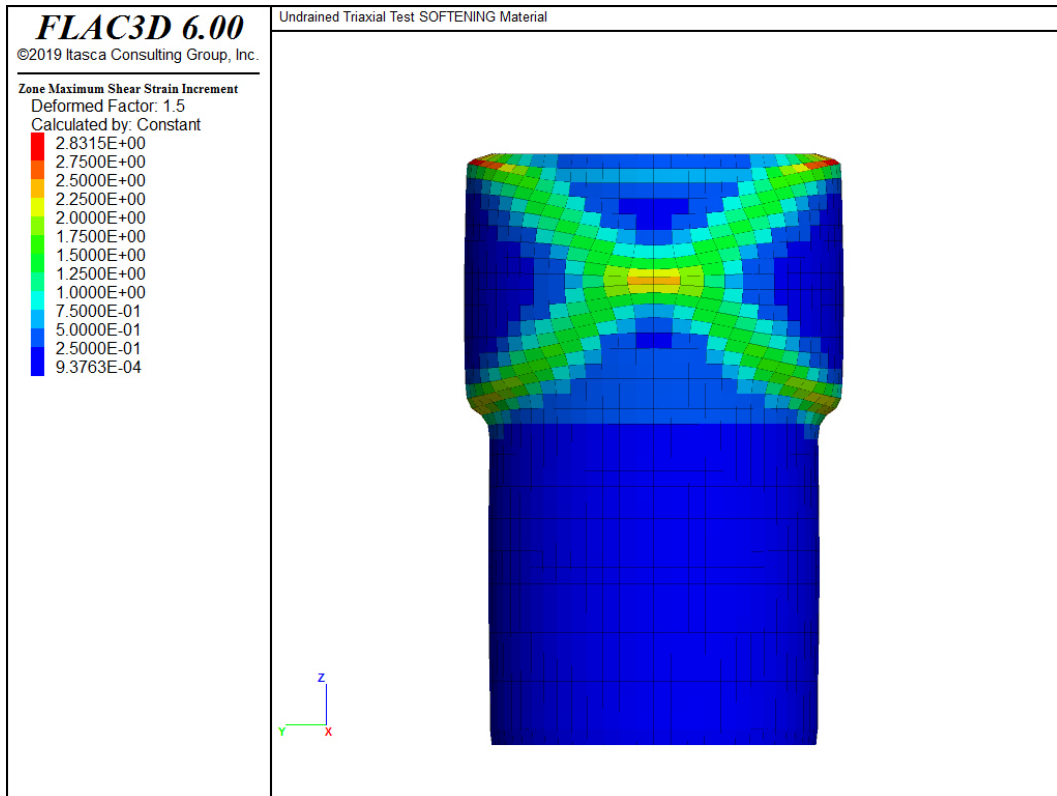


Figura 71. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

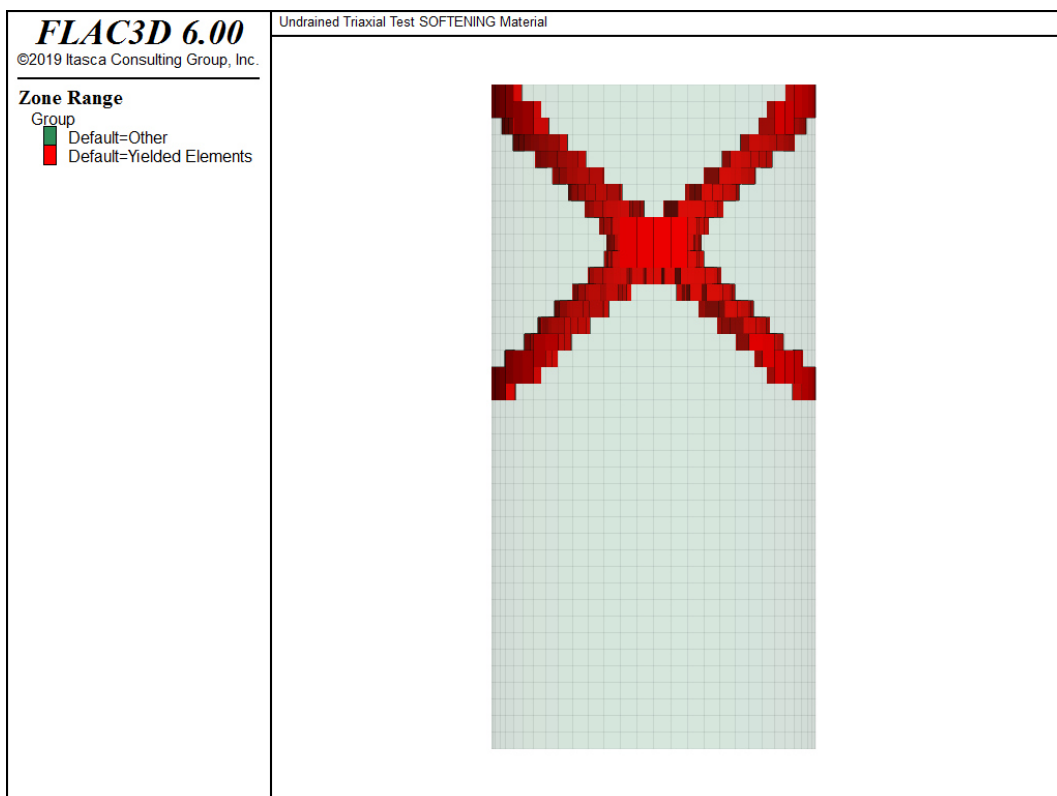


Figura 72. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

Il confronto delle superfici e le relative inclinazioni quotate sono riportate in Figura 73. In figura è possibile osservare una minore inclinazione della superficie numerica rispetto a quella reale. Tale differenza, dell'ordine dei 10° , è dovuta alle condizioni reali di vincolo che non sono caratterizzate da una perfetta aderenza provino - piastra ma da un'interfaccia attritiva.

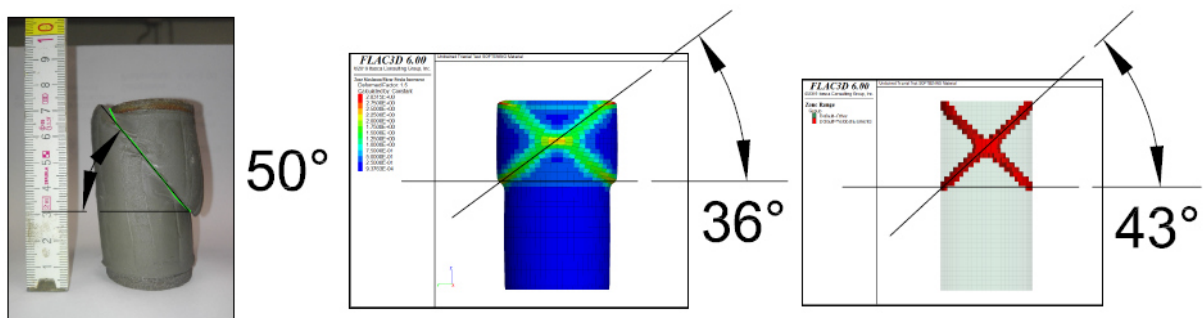


Figura 73. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 1.

Modello numerico Prova Tx_304_ML - Confinamento 50 kPa - Configurazione 2

La configurazione 2 adottata nel presente modello numerico consiste nell'ipotesi di interfaccia piastra - provino senza attrito ossia provino completamente libero di traslare.

Tale configurazione è rappresentata sottoforma di carrelli e garantisce una deformazione di forma cilindrica.

L'ipotesi di basi libere di traslare è alla base dell'interpretazione delle prove triassiali in cui si considera omogeneo lo stato tensionale interno al provino. Tale condizione comporta dunque la rottura del provino al corretto sforzo deviatorico. L'effetto dell'interfaccia sullo stato tensionale e deformativo è quindi nullo. In Figura 74 è riportata la raffigurazione della base del provino.

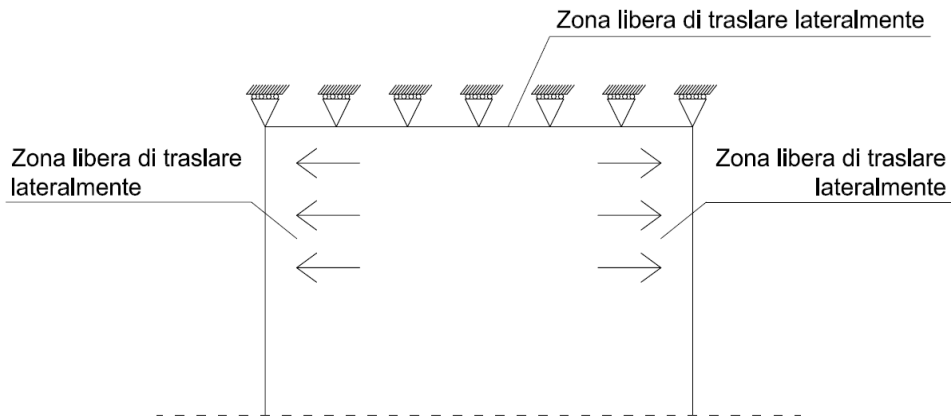


Figura 74. Effetto tensionale nullo sull'interfaccia libera.

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale, riportato in Figura 75, è caratterizzato da una buona approssimazione del comportamento globale del provino. Rispetto alla configurazione 1 si ottiene un andamento del tratto elastico migliore ma permangono una serie di problematiche:

- non si è raggiunto un valore di resistenza massima uguale a quella registrata in laboratorio: questo è dovuto alla verticalità dell'*ESP*. Il confronto dei valori massimi relativi alla prova è riportato in Tabella 31. Si osserva un valore massimo minore rispetto alla configurazione 1 e quindi un maggior errore nella simulazione della rottura;
- non è presente un picco di resistenza ben definito: questo è dovuto al graduale decadimento dei parametri che non può essere troppo rapido al fine di evitare l'insorgere di un'errata superficie di rottura e di un errato comportamento rammollente che risulta anche in questo caso ben approssimato.

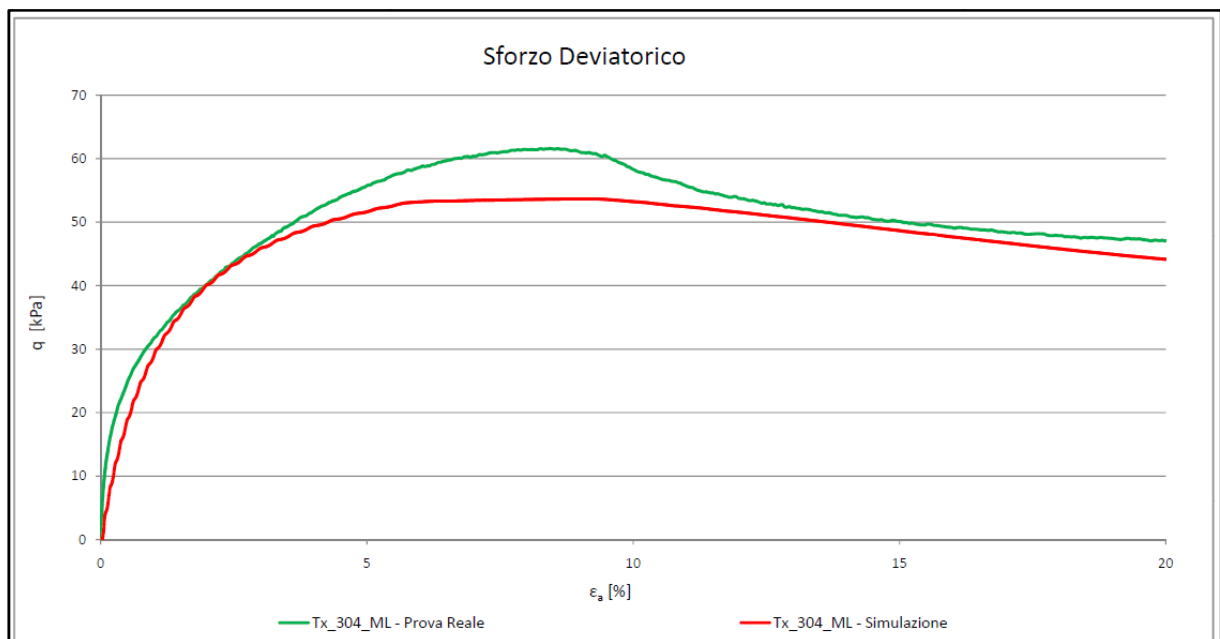


Figura 75. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

Tabella 31. Valori massimi relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 50 kPa | | | |
|--|-----------------|-------|--|
| Campione | Matrice Argilla | | |
| Sigla | Tx_304_ML | | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 61.62 | [kPa] | |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 8.4344 | [%] | |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 62.15 | [kPa] | |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 200.59 | [kPa] | |

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 50 kPa | | | |
|--|-----------------|-------|--|
| Campione | Matrice Argilla | | |
| Sigla | FLAC3D_50 kPa | | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 53.67 | [kPa] | |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 9.1202 | [%] | |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 51.03 | [kPa] | |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 197.89 | [kPa] | |

Il percorso di carico totale, riportato in Figura 77, connesso con lo sforzo deviatorico, presenta la stessa criticità in termini di valore di picco ma è caratterizzato da un'inclinazione reale di 3:1.

Per quanto riguarda le sovrappressioni interstiziali, riportate in Figura 76, e il percorso di carico efficace, riportato in Figura 77, è possibile osservare un insieme di criticità causate dall'ipotesi elastica lineare isotropa del modello numerico come riportate nei risultati relativi alla configurazione 1.

In parte tale problema viene ridotto inserendo la dilatanza all'interno del modello

numerico. Il risultato presenta comunque una limitata diminuzione delle sovrappressioni interstiziali rispetto alla configurazione 1.

Oltre alla ridotta diminuzione delle sovrappressioni interstiziali, il presente modello è caratterizzato da una non corretta simulazione dell'aumento delle sovrappressioni interstiziali nel tratto iniziale. Tale problema è dovuto all'assenza dell'interfaccia attritiva che aumenta lo stato tensionale nell'intorno della basi, aumentando, di conseguenza, le pressioni dell'acqua. Tale affermazione si basa sul legame elastico lineare isotropo per il quale $\Delta u = \Delta p$.

Tale comportamento non garantisce quindi un'approssimazione considerevole delle sovrappressioni interstiziali ripercuotendo l'errore sul percorso dei carichi efficace.

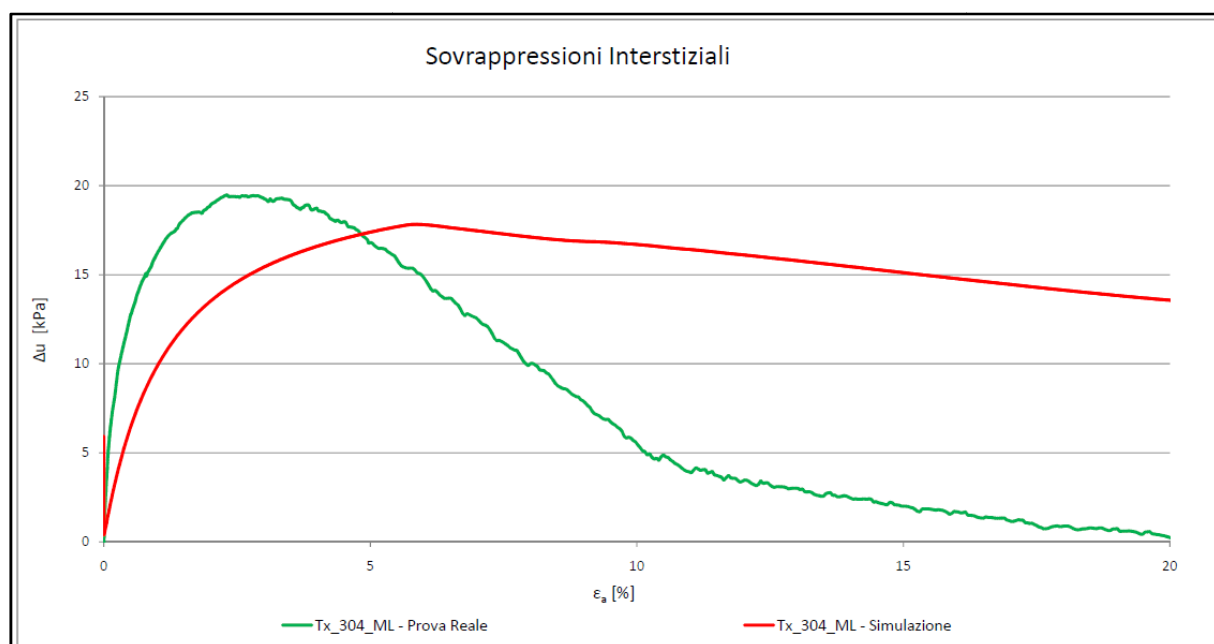


Figura 76. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

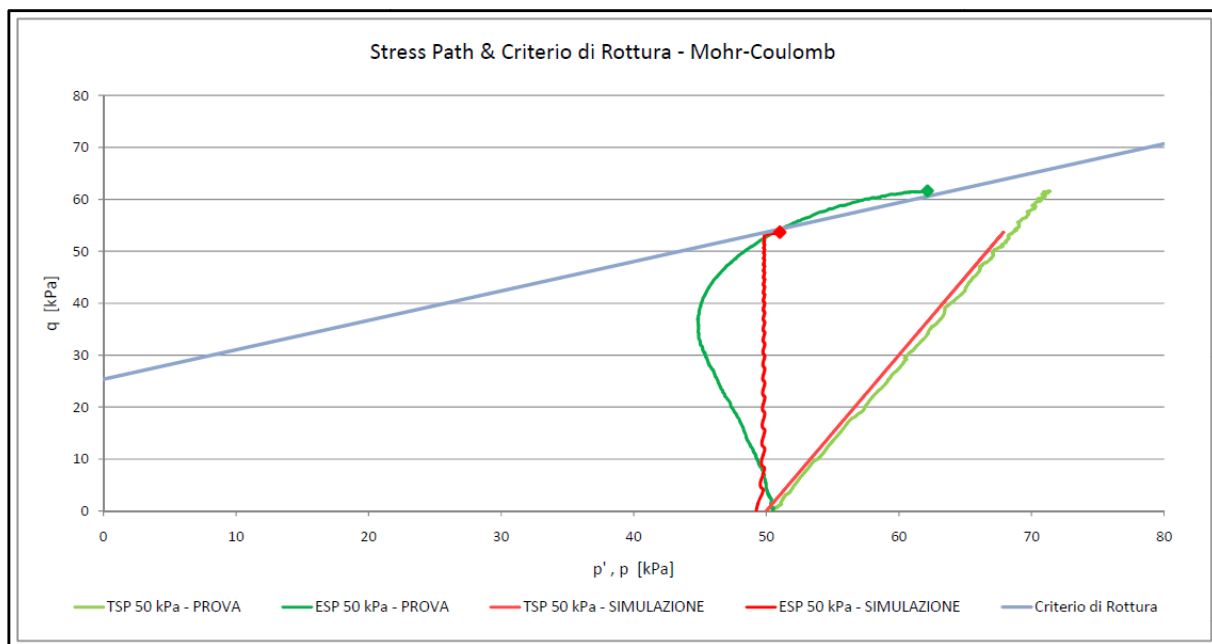


Figura 77. Stress path relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

Per quanto riguarda la superficie di rottura è necessario confrontare, come in precedenza, unicamente la superficie reale con quella numerica in termini di inclinazione. La rappresentazione della superficie di rottura viene effettuata visualizzando le deformazioni massime di taglio globali del campione e plottando le zone caratterizzate da rottura per taglio. In Figura 78 e Figura 79 è possibile visualizzare i risultati numerici relativi alla superficie di rottura.

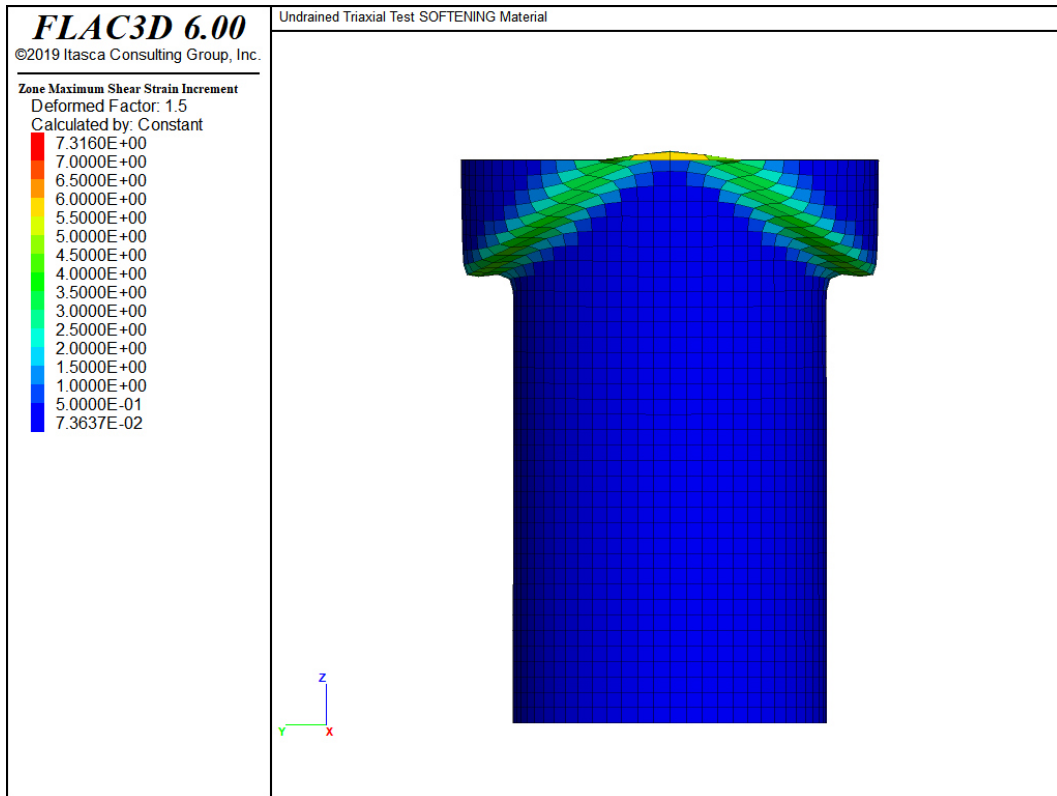


Figura 78. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

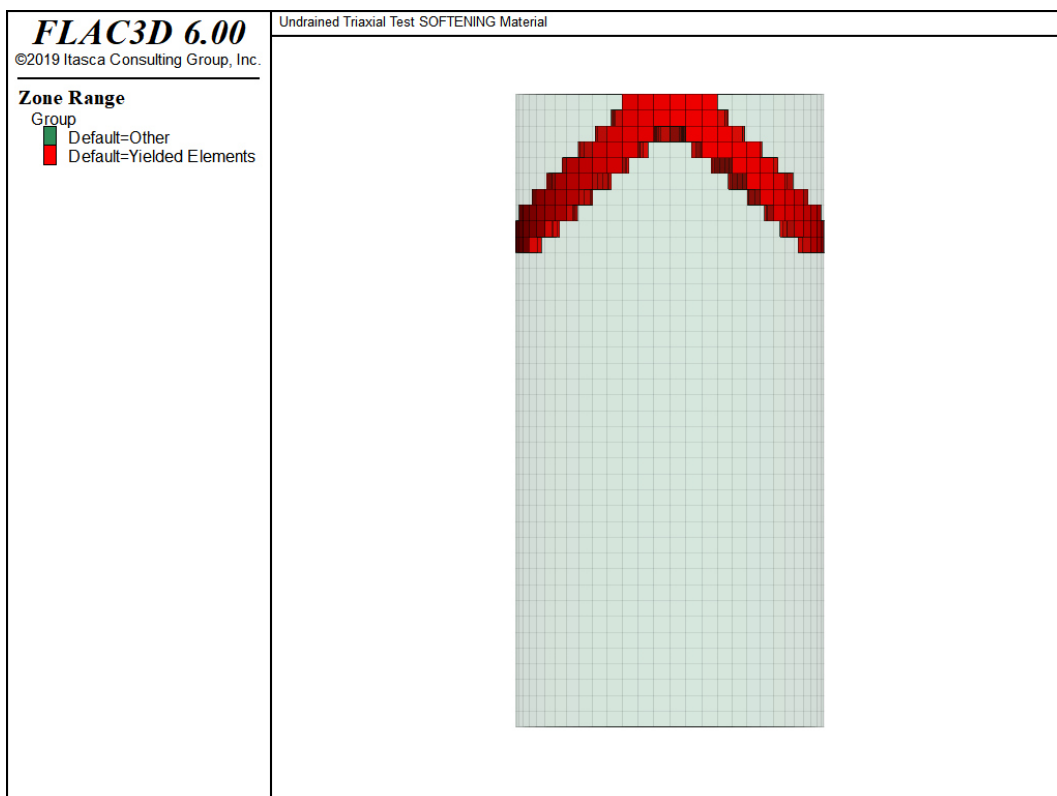


Figura 79. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

Il confronto delle superfici e le relative inclinazioni quotate sono riportate in Figura 80. In figura è possibile osservare una minore inclinazione della superficie numerica rispetto a quella reale. A differenza della configurazione 1, tale superficie interseca la base del provino ed è dunque differente rispetto al caso reale. La superficie di rottura nei campioni reali, difatti, non interseca mai la base del provino. La differenza fra la superficie numerica e quella reale è dell'ordine dei 10° ed è dovuta alle condizioni reali di vincolo che non sono caratterizzate da traslazione libera ma da un'interfaccia attritiva.

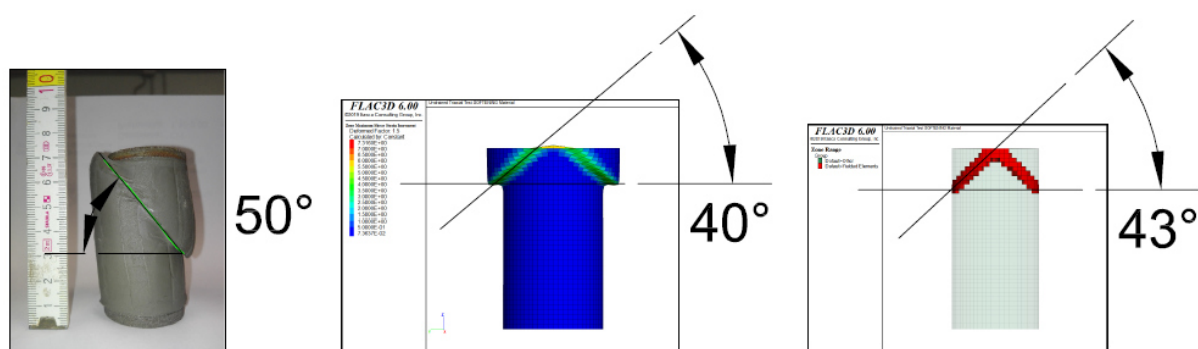


Figura 80. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_304_ML con confinamento 50 kPa - Configurazione 2.

Modello numerico Prova Tx_302_ML - Confinamento 100 kPa

La configurazione adottata nel presente modello numerico consiste nell'ipotesi di interfaccia piastra - provino senza attrito ossia provino completamente libero di traslare.

Tale configurazione è rappresentata sottoforma di carrelli e garantisce una deformazione di forma cilindrica.

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale, riportato in Figura 81, è caratterizzato da una buona approssimazione del comportamento globale del provino per tutta la durata della prova. La parte elastica delle curva e il comportamento rammollente vengono simulati con un'apprezzabile precisione. In tale prova, l'assenza di un picco di resistenza ben definito consente di definire in modo corretto il decadimento graduale dei parametri e di ottenere una superficie di rottura ben definita.

Come riportato in Tabella 32 anche i valori massimi registrati nella prova di laboratorio e nella simulazione numerica corrispondono a meno di un certa tolleranza accettabile.

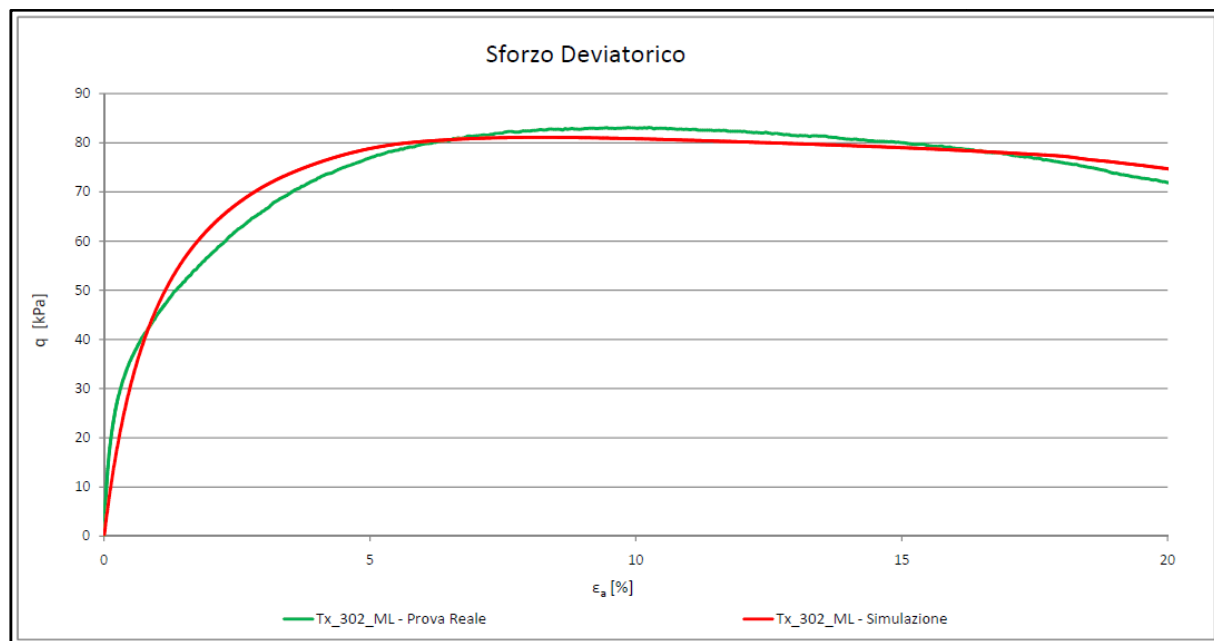


Figura 81. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

Tabella 32. Valori massimi relativi alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 100 kPa | | | |
|---|-----------------|-------|--|
| Campione | Matrice Argilla | | |
| Sigla | Tx_302_ML | | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 83.14 | [kPa] | |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 9.8535 | [%] | |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 100.59 | [kPa] | |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 247.55 | [kPa] | |

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 100 kPa | | | |
|---|-----------------|-------|--|
| Campione | Matrice Argilla | | |
| Sigla | FLAC3D_100 kPa | | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 81.12 | [kPa] | |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 8.2498 | [%] | |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 99.87 | [kPa] | |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 247.05 | [kPa] | |

Il percorso di carico totale, riportato in Figura 83, connesso con lo sforzo deviatorico, presenta una perfetta somiglianza con il risultato della prova di laboratorio sia in termini di valore di picco sia nell'inclinazione reale di 3:1.

Per quanto riguarda il percorso di carico efficace, riportato anch'esso in Figura 83, è possibile osservare il medesimo problema dovuto alla verticalità dell'ESP. L'andamento risulta quindi simulato in modo errato ma consente di ottenere correttamente il valore di resistenza di picco.

Per quanto riguarda le sovrappressioni interstiziali, riportate in Figura 82 è possibile osservare un insieme di criticità causate dall'ipotesi elastica lineare isotropa del modello numerico. Come riportato nel capitolo riguardante le condizioni non drenate, le sovrappressioni interstiziali in campo elastico sono caratterizzate da un parametro "A" di Skempton costante durante tutta la simulazione ed uguale a 1/3. Tale valore non è rappresentativo del reale valore di "A" durante la prova. Tale valore è corretto unicamente dopo la rottura ossia per deformazioni assiali maggiori di circa 10% in cui si ha un andamento abbastanza prossimo a quello elastico lineare isotropo. Tale problema, in questo caso non può essere ridotto inserendo la dilatanza poichè diminuirebbe ulteriormente le sovrappressioni interstiziali.

Un ulteriore problema nel grafico delle sovrappressioni interstiziali è legato al tratto iniziale della curva in cui si ha l'aumento delle pressioni dell'acqua. Tale problema è dovuto all'assenza dell'interfaccia attritiva che aumenta lo stato tensionale nell'intorno della basi, aumentando, di conseguenza, le pressioni dell'acqua. Tale affermazione si basa sul legame elastico lineare isotropo per il quale $\Delta u = \Delta p$.

Il risultato numerico, seppur non corretto nella simulazione delle sovrappressioni interstiziali, presenta comunque una caratterizzazione apprezzabile del comportamento meccanico del provino.

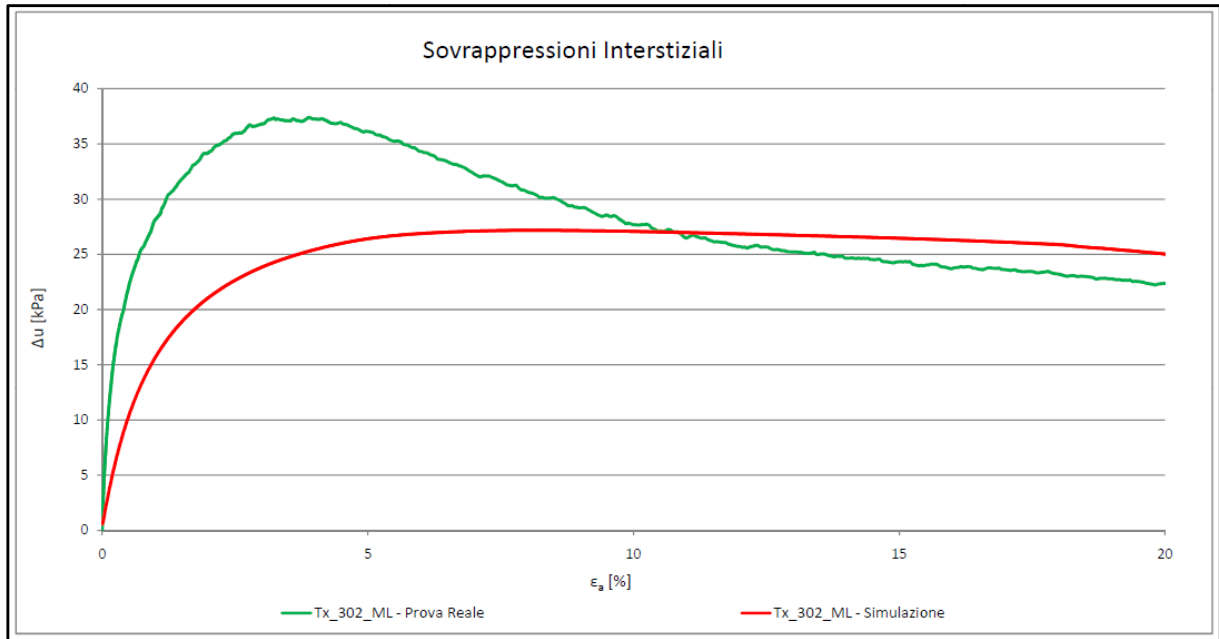


Figura 82. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

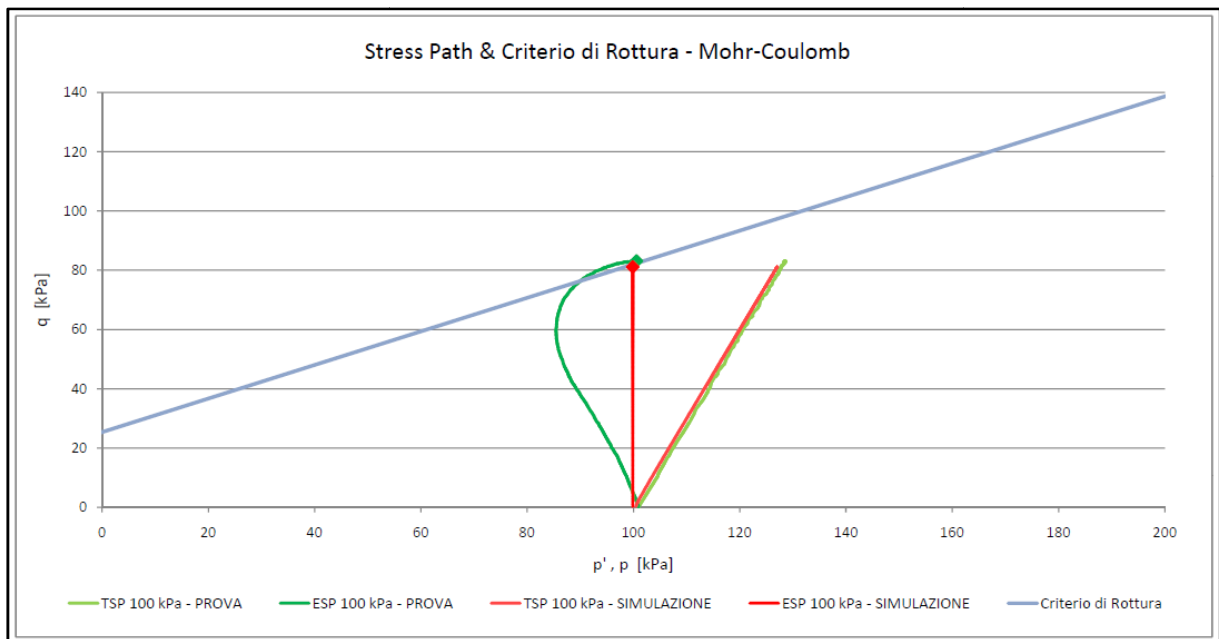


Figura 83. Stress path relativi alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

Per quanto riguarda la superficie di rottura è necessario confrontare la superficie reale con quella numerica solo in termini di inclinazione.

La rappresentazione della superficie di rottura viene effettuata visualizzando le deformazioni massime di taglio globali del campione e plottando le zone caratterizzate da rottura per taglio. In Figura 85 e Figura 86 è possibile visualizzare i risultati numerici relativi alla superficie di rottura.

Nel presente caso si ha la nascita di un'unica superficie di rottura nella direzione di massima ubiquità dello sforzo. La simmetria cilindrica del provino non è dunque determinante nella localizzazione della rottura del campione. Nonostante tale considerazione è possibile osservare una ridotta concentrazione di deformazione a taglio anche nell'altra direzione di massima ubiquità.

Il confronto delle superfici e le relative inclinazioni quotate sono riportate in Figura 86. In figura è possibile osservare una minore inclinazione della superficie numerica rispetto a quella reale. Tale differenza, nell'ordine dei 10°, è dovuta alle condizioni reali di vincolo che non sono caratterizzate da traslazione libera ma da un'interfaccia attritiva.

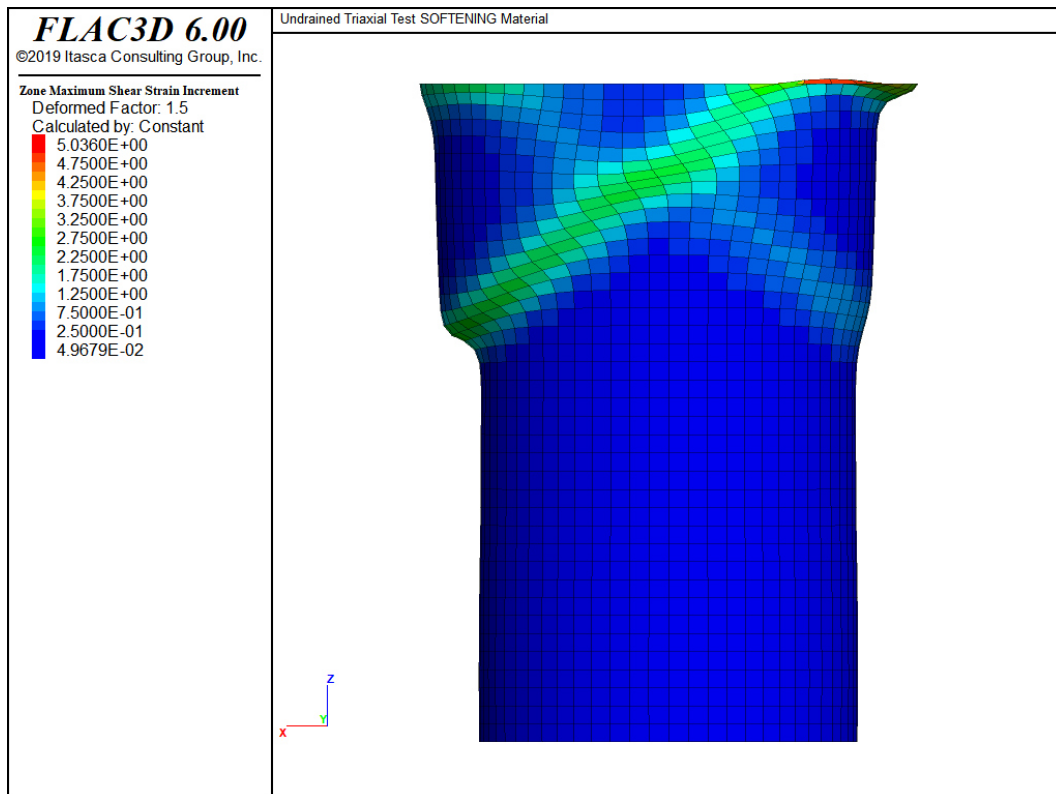


Figura 84. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

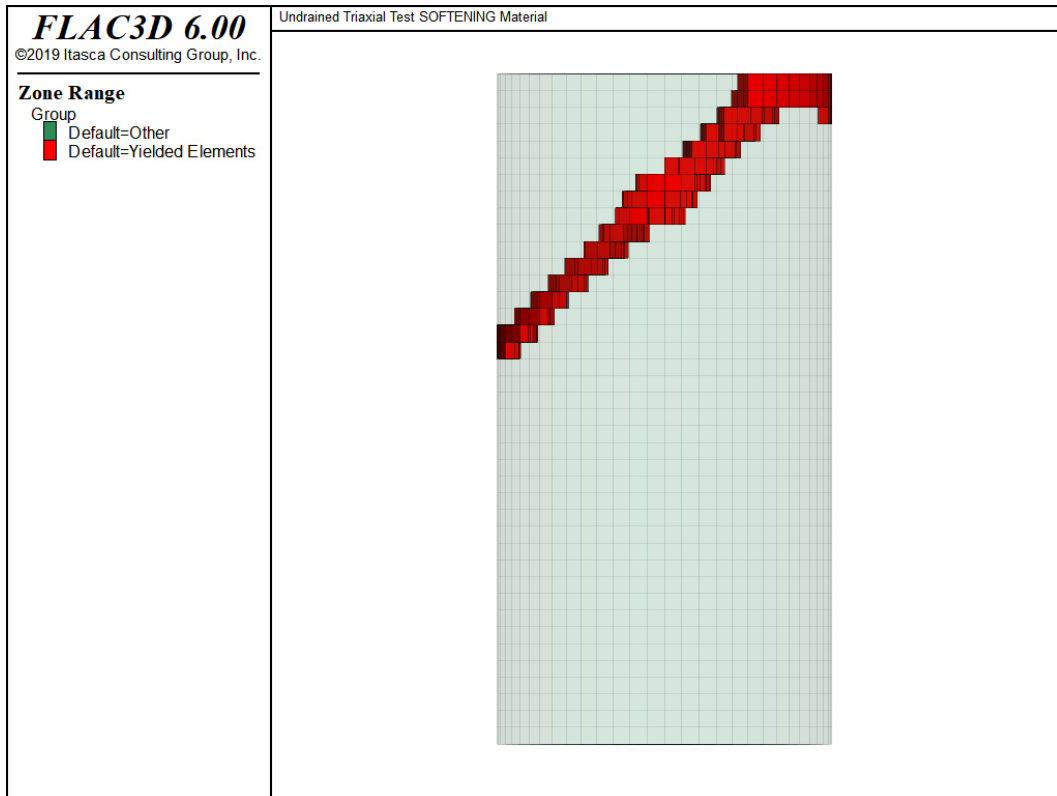


Figura 85. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

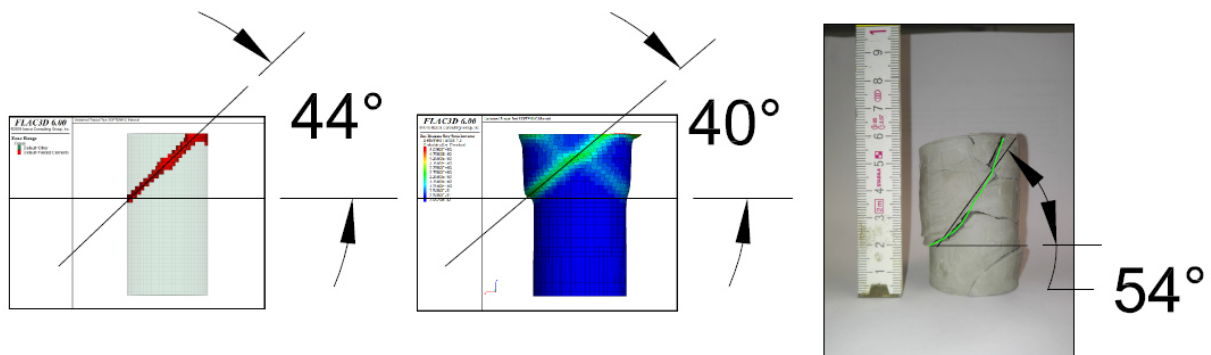


Figura 86. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_302_ML con confinamento 100 kPa.

Modello numerico Prova Tx 304 ML - Confinamento 200 kPa

La configurazione adottata nel presente modello numerico consiste nell'ipotesi di perfetta aderenza piastra - provino rappresentata mediante cerniere.

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale, riportato in Figura 87, è caratterizzato da un comportamento elastico perfettamente plastico (ELPLA) che presenta una buona approssimazione del comportamento elastico del provino ma è diversificato rispetto a quello di laboratorio per la presenza di un serie di difetti:

- la parte iniziale della curva, caratterizzata da una risposta elastica, presenta un andamento iperbolico tipico del legame non lineare di Duncan&Chang che non approssima pienamente l'andamento sforzo - deformazione non lineare della curva reale specialmente nel tratto prossimo alla rottura;
- non si è raggiunto un valore di resistenza massima uguale a quella registrata in laboratorio: questo è dovuto alla verticalità dell'*ESP* come riportato in Figura 89. Il confronto dei valori massimi relativi alla prova è riportato in Tabella 33;
- non è presente un comportamento rammollente: tale differenza è dovuta all'errore di misura relativo alla deformazione globale del provino che si ipotizza cilindrica e non "a botte". Il comportamento reale, come analizzato nei grafici relativi alla forza deviatorica, è perfettamente plastico e quindi tale differenza non è considerata un difetto. Tale assunzione trova conferma nei risultati numerici riguardanti la deformata globale del provino che non presenta la superficie di rottura come riscontrato nel provino reale.

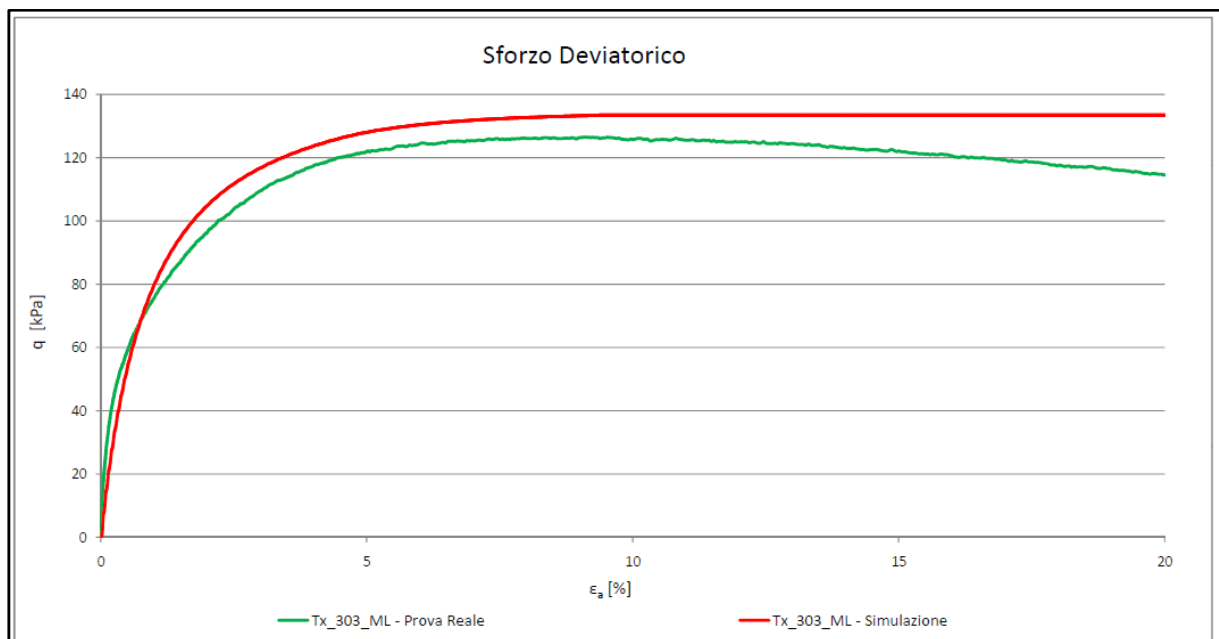


Figura 87. Sforzo deviatorico relativo alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

Tabella 33. Valori massimi relativi alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 200 kPa | | |
|---|-----------------|-------|
| Campione | Matrice Argilla | |
| Sigla | Tx_303_ML | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 126.51 | [kPa] |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 9.1217 | [%] |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 175.58 | [kPa] |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 362.23 | [kPa] |

| PROVA NON DRENATA CONFINAMENTO 200 kPa | | |
|---|-----------------|-------|
| Campione | Matrice Argilla | |
| Sigla | FLAC3D_200 kPa | |
| MAX VALUE OF DEVIATORIC STRESS | 133.45 | [kPa] |
| CORRESPONDING DEVIATORIC STRAIN | 9.3876 | [%] |
| CORRESPONDING MEAN EFFECTIVE STRESS | 199.12 | [kPa] |
| CORRESPONDING MEAN STRESS | 364.48 | [kPa] |

Il percorso di carico totale, riportato in Figura 89, connesso con lo sforzo deviatorico, presenta la stessa criticità in termini di valore di picco ma è caratterizzato da un'inclinazione reale di 3:1.

Sul grafico degli stress path si osserva un ulteriore problema ossia la mancata sovrapposizione tra il punto di rottura relativo alla simulazione numerica e l'involuppo di rottura. Tale fenomeno è causato dalla presenza di un'interfaccia caratterizzata da perfetta aderenza. L'interfaccia implica la nascita di un'ulteriore stato tensionale assimilabile a un confinamento nell'intorno delle basi causato dagli sforzi di taglio. Lo sforzo aggiuntivo, aumentando il confinamento, comporta un aumento della resistenza del materiale ma allo stesso tempo provoca la nascita di una sollecitazione a taglio maggiore che provoca la plasticizzazione per taglio delle zone immediatamente vicine alle basi. L'effetto dell'interfaccia è quindi una diminuzione della resistenza di picco del materiale.

Per quanto riguarda le sovrappressioni interstiziali, riportate in Figura 88, e il percorso di carico efficace, riportato in Figura 89, è possibile osservare un insieme di criticità causate dall'ipotesi elastica lineare isotropa del modello numerico.

Come riportato nel capitolo riguardante le condizioni non drenate, le sovrappressioni interstiziali in campo elastico sono caratterizzate da un parametro "A" di Skempton costante durante tutta la simulazione ed uguale a 1/3. Tale valore non è rappresentativo del reale valore di "A" che durante la prova presenta valori fra 0.5 e 0.6.

Tale problema in questo caso non può essere ridotto in alcun modo. Il comportamento associato al confinamento di 200 kPa è quindi molto complesso da simulare in termini di pressioni interstiziali.

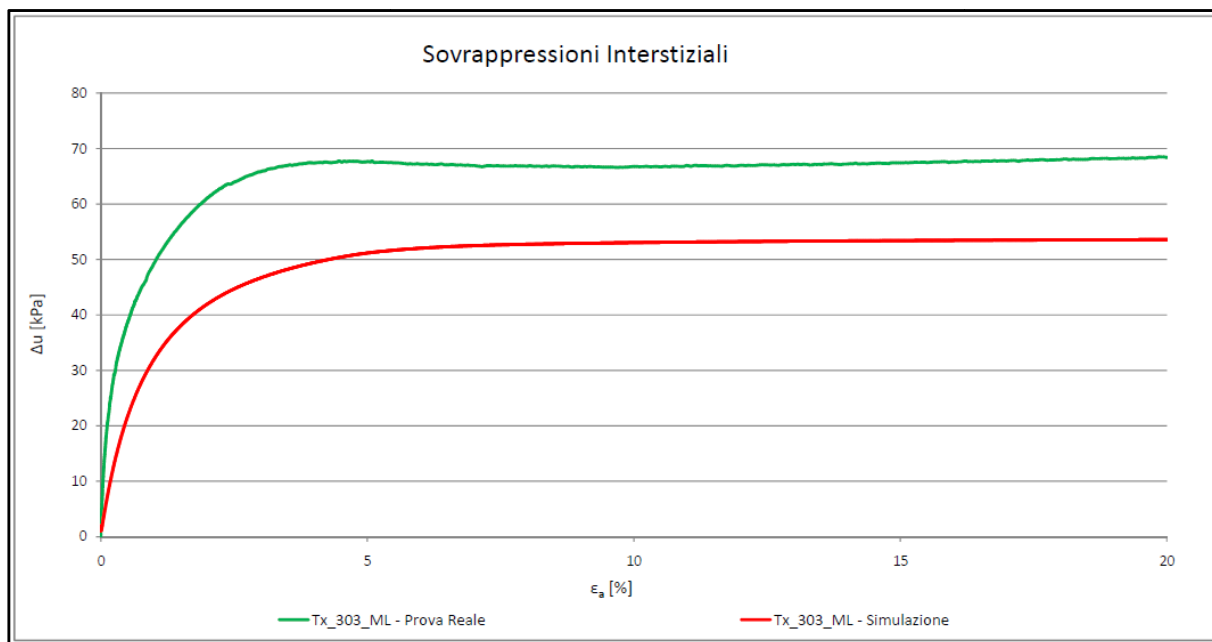


Figura 88. Sovrappressioni interstiziali relative alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

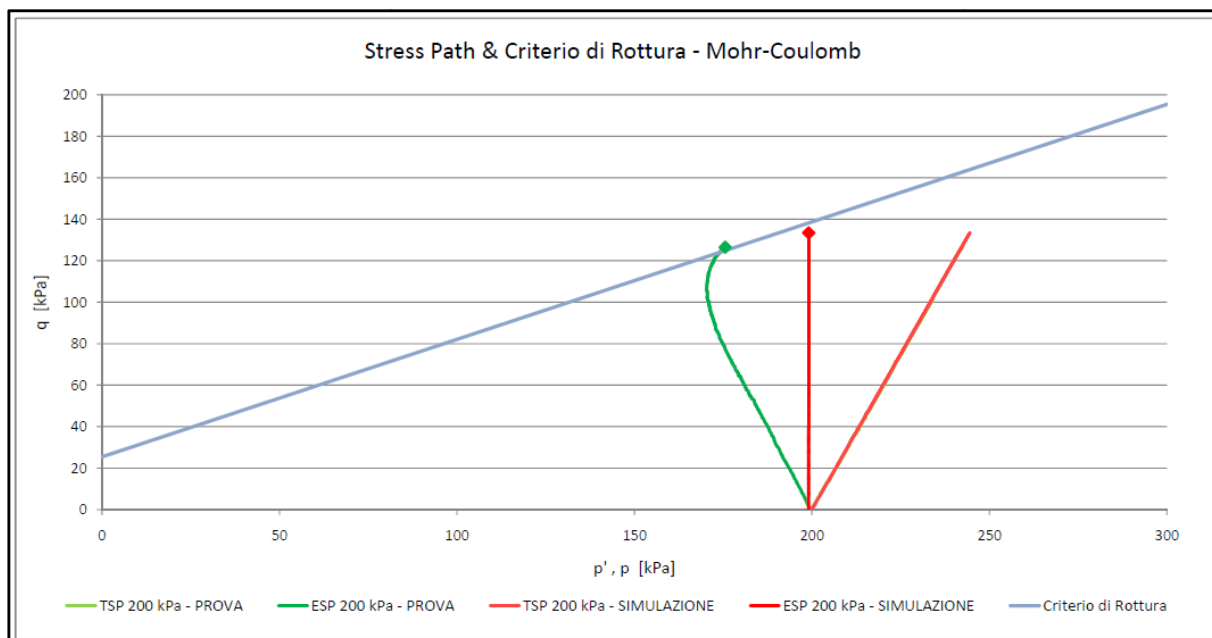


Figura 89. Stress path relativi alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

Il provino confinato a 200 kPa è caratterizzato da una rottura diffusa e dall'assenza di una netta superficie di rottura. Per tale motivo non è possibile considerare la rottura

come elemento di confronto del comportamento deformativo globale del provino.

La deformata globale "a botte" e la rottura diffusa del materiale sono invece elementi importanti da verificare al termine della simulazione numerica.

La rappresentazione della deformata globale del campione viene generata plottando le deformazioni massime di taglio del campione associate alla plasticizzazione per taglio.

La rottura diffusa del provino, invece, viene visualizzata plottando direttamente le zone plastiche caratterizzate da rottura per taglio.

In Figura 90 e Figura 91 è possibile visualizzare i risultati numerici relativi alla deformata e alla rottura diffusa. Il confronto della deformata reale del provino con quella relativa al modello numerico è riportata in Figura 92.

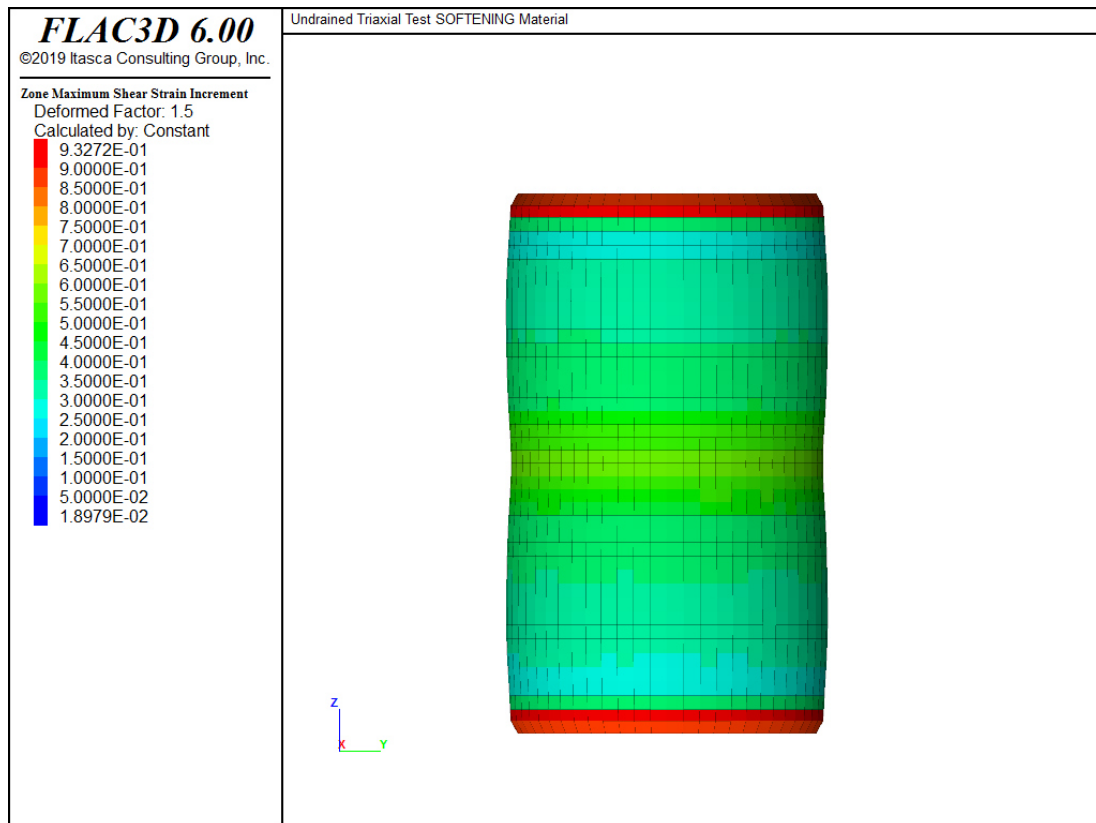


Figura 90. Deformazioni di taglio massime relative alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

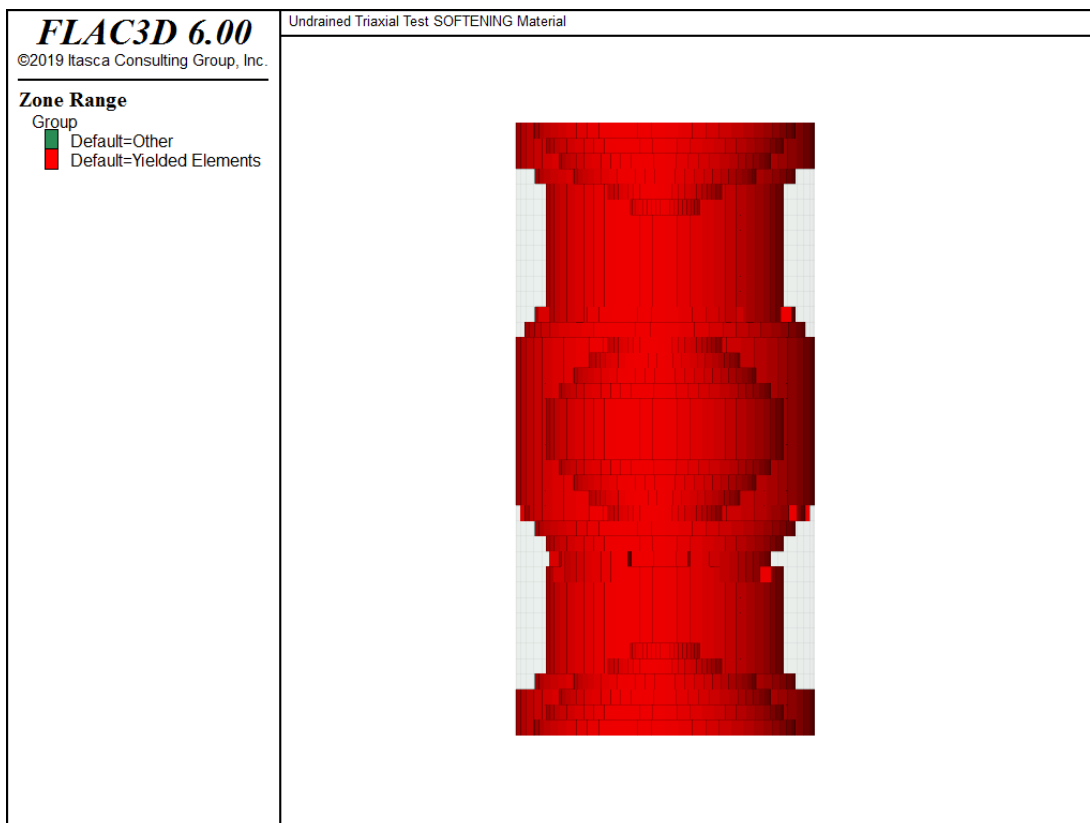


Figura 91. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

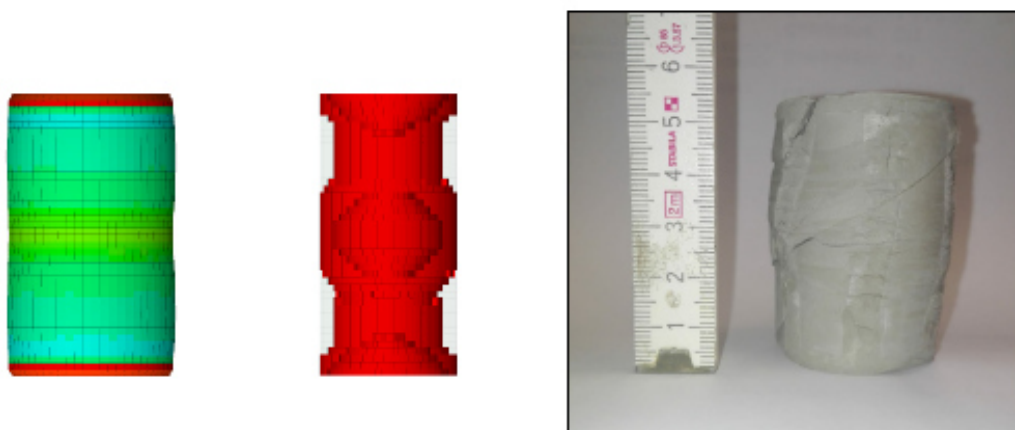


Figura 92. Confronto fra le superfici di rottura relative alla prova Tx_303_ML con confinamento 200 kPa.

Confronto complessivo dei modelli numerici

Dai risultati numerici si evince una buona simulazione del comportamento reale del materiale omogeneo per tutti i modelli numerici riportati. Tale considerazione consente dunque di affermare che la caratterizzazione meccanica della matrice argillosa-limosa è corretta.

Per quanto riguarda i modelli numerici relativi alla prova Tx_302_ML, con confinamento a 100 kPa, e alla prova Tx_303_ML, con confinamento a 200 kPa, si assume corretta la definizione delle condizioni di vincolo che permettono di simulare in modo efficace la risposta meccanica ottenuta nei risultati sperimentali.

Il modello numerico relativo alla prova Tx_304_ML con confinamento a 50 kPa, invece, simula bene i risultati con entrambe le configurazioni. Per una definizione univoca delle condizioni di vincolo da applicare ai modelli eterogenei è necessario scegliere la configurazione migliore. I criteri di scelta si basano sulla capacità del modello numerico di simulare la superficie di rottura, la resistenza di picco, il comportamento rammollente e i percorsi di carico.

Assunta la verticalità dell'ESP, si può osservare una migliore simulazione in termini di resistenza di picco e di superficie di rottura relativa al modello avente configurazione 1, ossia con l'ipotesi di perfetta aderenza piastra - provino (cerniere).

Per tale motivo, il presente modello è considerato rappresentativo del comportamento meccanico reale del materiale soggetto a confinamento di 50 kPa.

In Figura 93 e Figura 94 sono riportati i risultati numerici relativi ai modelli scelti e il relativo confronto con quelli sperimentali rispettivamente sul piano degli invarianti e sulla curva sforzo deviatorico - deformazione assiale.

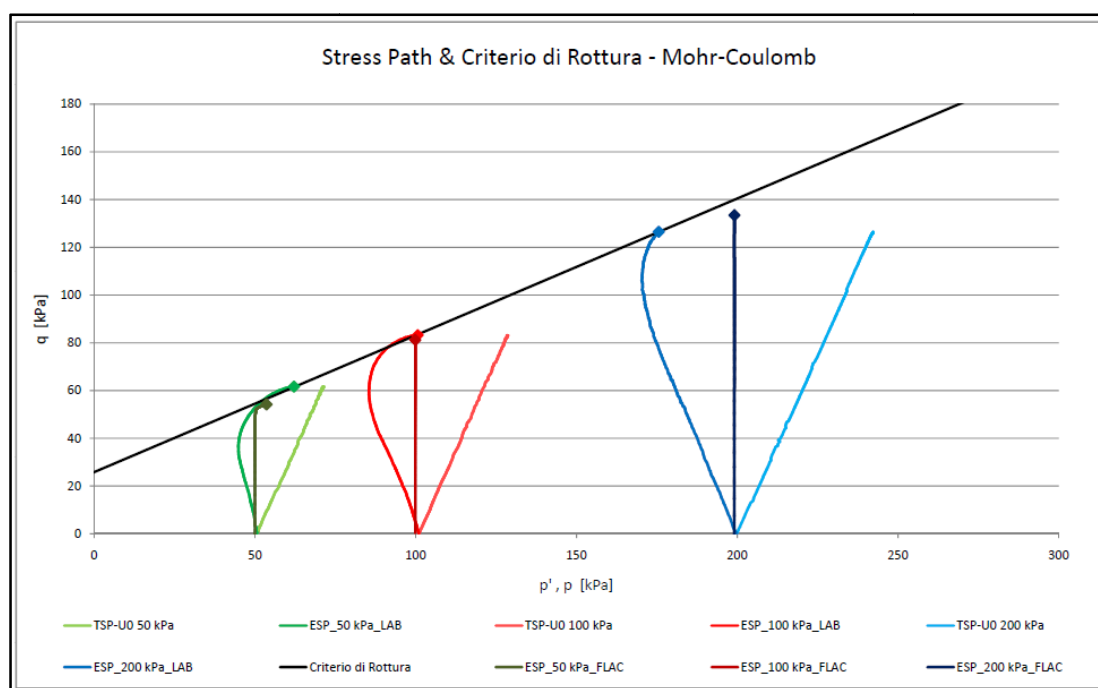


Figura 93. Stress path relativi ai modelli numerici e alle prove di laboratorio sul materiale omogeneo.

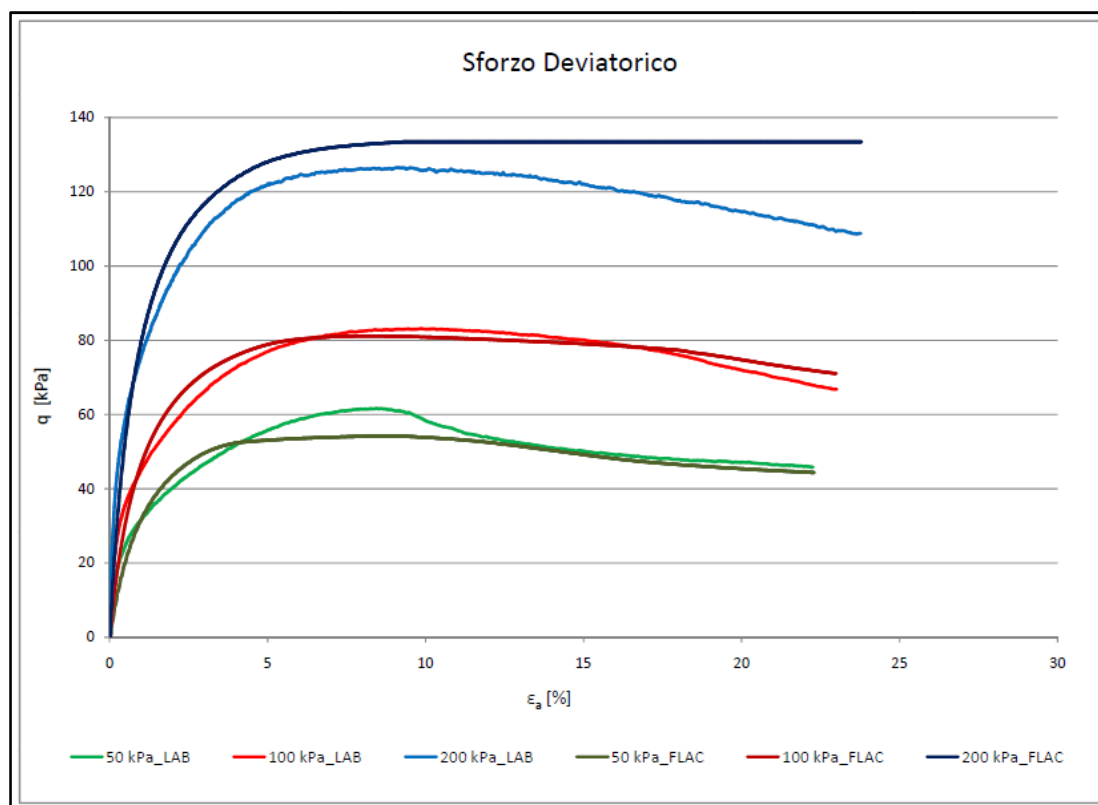


Figura 94. Sforzi deviatorici relativi ai modelli numerici e alle prove di laboratorio sul materiale omogeneo.

6.2. Materiale eterogeneo

I modelli numerici relativi alle prove triassiali CIU eseguite sul materiale eterogeneo vengono realizzati su due provini con percentuale volumetrica reale pari a 24.5% e 47.2%.

La tensione di consolidazione applicata nella fase drenata della prova è uguale per entrambe le prove ed è pari a 50 kPa. Data la medesima pressione di consolidazione applicata al campione eterogeneo ricostituito, le caratteristiche meccaniche della matrice saranno assunte uguali a quelle stimate per il corrispondente modello omogeneo.

Il modello eterogeneo a cui si fa riferimento è quello relativo alla configurazione 1, ossia vincolato con le cerniere, riportato nel precedente capitolo. In Tabella 34 si riporta un riassunto delle principali caratteristiche meccaniche relative alla matrice argillosa-limosa.

Tabella 34. Caratteristiche meccaniche relative alla matrice argillosa-limosa.

| PROVE T _x CIU | | | |
|--|------------------------|--------------------------|-------|
| Materiale | | Matrice argillosa-limosa | |
| Confinamento | | 50 kPa | |
| Condizione di vincolo | | Cerniere | |
| Duncan & Chang Undrained Parameters (Valori sperimentali stimati) | a | 1.61E-02 | [-] |
| | b | 1.85E-01 | [-] |
| | R _f | 0.880 | [-] |
| | q = 1/a | 62.00 | [kPa] |
| | E _{i,u} = 1/b | 5.40 | [MPa] |
| | v _u | 0.50 | [MPa] |
| Duncan & Chang Drained Parameters (valori calcolati con la teoria dell'elasticità) | a | 1.61E-02 | [-] |
| | b | 2.22E-01 | [-] |
| | R _f | 0.880 | [-] |
| | q = 1/a | 62.00 | [kPa] |
| | E _i = 1/b | 4.50 | [MPa] |
| | v | 0.25 | [MPa] |
| Criterio di Rottura | c' | 12 | [kPa] |
| | φ' | 15 | [°] |
| Legge di Softening | Y _{p,60%} | 60 | [%] |
| | c' _{60%} | 6 | [kPa] |
| | φ' _{60%} | 15 | [°] |
| | Y _{p,130%} | 130 | [%] |
| | c' _{130%} | 4 | [kPa] |
| | φ' _{130%} | 15 | [°] |

I clasti lapidei, caratterizzati da un'elevata resistenza meccanica, saranno modellati come elementi infinitamente elastici. L'elevato rapporto fra la resistenza meccanica dei blocchi e della matrice permette di assumere i clasti privi di rottura. Per tale motivo non è necessario definire un criterio di rottura dei clasti lapidei ma è unicamente necessario definire il legame costituito elastico e i relativi parametri di deformabilità. Per semplicità si ipotizza un legame costitutivo elastico lineare isotropo caratterizzato dai parametri riportati in Tabella 35. I clasti lapidei sono costituiti da rocce calcaree. I relativi parametri di deformabilità sono presi in accordo con i riferimenti di Goodman (1980).

| | Dry Density (kg/m ³) | <i>E</i> (GPa) | ν | <i>K</i> (GPa) | <i>G</i> (GPa) |
|-----------|-------------------------------------|----------------|-------|----------------|----------------|
| sandstone | | 19.3 | 0.38 | 26.8 | 7.0 |
| siltstone | | 26.3 | 0.22 | 15.6 | 10.8 |
| limestone | 2090 | 28.5 | 0.30 | 22.6 | 11.1 |
| shale | 2210 – 2570 | 11.1 | 0.29 | 8.8 | 4.3 |
| marble | 2700 | 55.8 | 0.25 | 37.2 | 22.3 |
| granite | | 73.8 | 0.22 | 43.9 | 30.2 |

Figura 95. Parametri elastici per la scala di laboratorio relativi a rocce comuni (Goodman, 1980).

Tabella 35. Caratteristiche meccaniche relative ai clasti lapidei.

| PROVE Tx CIU | | | |
|-----------------------------|-----------|----------------|-------|
| Materiale | | Clasti lapidei | |
| ILE - Drained Parameters | <i>E</i> | 28.50 | [MPa] |
| | ν | 0.30 | [MPa] |
| Criterio di Rottura | <i>c'</i> | / | [kPa] |
| | ϕ' | / | [°] |

Modellazione numerica di prova

Per configurare il modello numerico e verificare la corretta assunzione delle ipotesi di base da utilizzare nella modellazione di un materiale eterogeneo si esegue una simulazione di prova. La simulazione numerica non presenta un confronto reale con un provino di laboratorio ma ha unicamente lo scopo di verificare la correttezza del modello. L'analisi dei risultati numerici consentirà di trovare eventuali problemi di modellazione e in tal caso correggerli. Un'importante ipotesi alla base della modellazione numerica con approccio al continuo è la continuità degli spostamenti fra i blocchi e la matrice. Tale assunzione è però dissimile dalla realtà fisica in cui si può avere lo scorrimento e la rottura dell'interfaccia blocco - matrice.

L'eliminazione degli errori causati dall'ipotesi di continuità può essere realizzata inserendo un'interfaccia. L'elemento interfaccia, nel modello continuo, consiste nel creare un'ulteriore superficie intorno ai blocchi a una distanza pressoché nulla. Tale superficie deve essere meshata con lo stesso numero di nodi presenti sul bordo dei blocchi creando dunque un doppiante dei nodi. Tale azione comporta un aumento considerevole del numero dei nodi totali e quindi un aumento del tempo di analisi.

La caratterizzazione dell'interfaccia deve consentire al modello numerico di

rappresentare il fenomeno fisico deformativo e attritivo a cui è soggetta la superficie. E' dunque necessario definire una deformabilità normale, una deformabilità tangenziale e un criterio di rottura dell'interfaccia. Il numero di parametri da stimare è dunque molto elevato e di complessa definizione.

Per tale motivo, nonostante siano presenti errori di simulazione, si sceglie di non adottare l'interfaccia blocco - matrice ma di utilizzare l'ipotesi di continuità fra i due materiali.

La modellazione di prova si basa su un provino cilindrico di materiale eterogeneo con struttura a blocco-in-matrice avente altezza pari a 80 mm ed un diametro di 40 mm. La matrice argillosa-limosa è caratterizzata dai parametri meccanici riportato in Tabella 34 mentre i clasti lapidei, rappresentati mediante sfere, sono caratterizzati dai parametri in Tabella 35.

Per limitare il tempo di calcolo si utilizza un numero limitato di blocchi rispetto a quelle che realmente si avrebbero in un materiale complesso in modo tale da ridurre l'infittimento della mesh. La mesh viene creata in modo tale da ottenere un risultato caratterizzato da una buona precisione. La distribuzione dei blocchi all'interno della matrice è presa in modo casuale mentre la dimensione dei blocchi viene scelta in modo tale da essere coerente con le dimensioni reali dei clasti lapidei. In Figura 96 e Figura 97 è riportata la distribuzione dei blocchi all'interno del provino e la relativa mesh. In definitiva si utilizzano 5 blocchi, caratterizzati da un volume limitato, che consentono di ottenere un percentuale volumetrica dei blocchi pari a 1%. I volumi sono riportati in Tabella 36.

Tabella 36. Calcolo della VBP per il modello di prova.

| CILINDRO | | | SFERE: n°5 | | | VOLUME BLOCK PROPORTION | | |
|---------------------|----------|-----------------|--------------------|----------|-----------------|-------------------------|-----|---|
| Volume del CILINDRO | 9.98E-05 | m ³ | Volume delle SFERE | 8.17E-07 | m ³ | VBP | 1.0 | % |
| | 99795 | mm ³ | | 817 | mm ³ | | | |

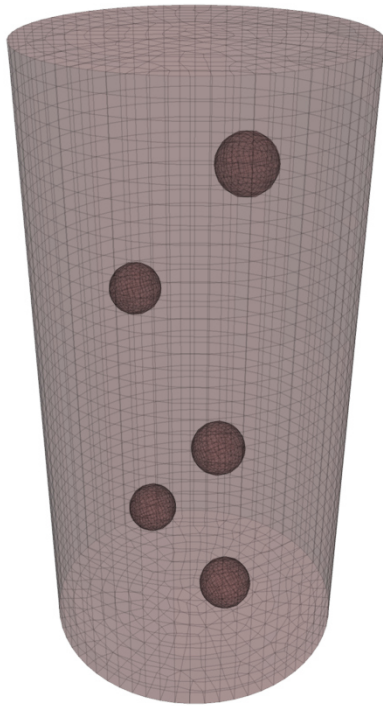


Figura 96. Distribuzione dei blocchi all'interno dei campioni.

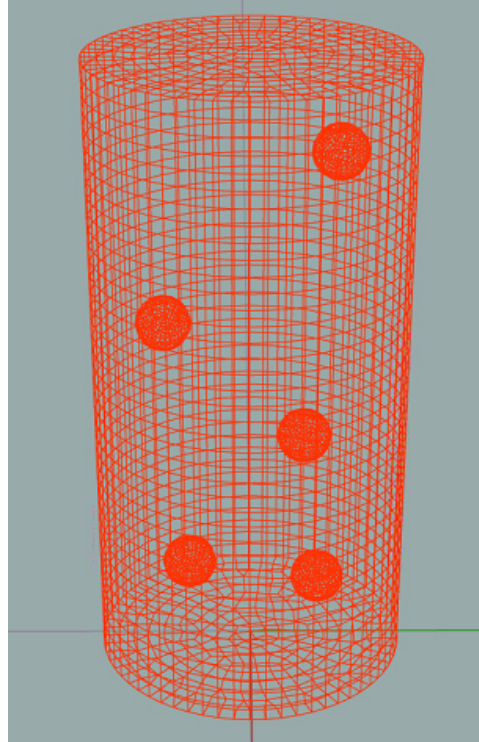


Figura 97. Mesh relativa al campione eterogeneo di prova.

La fase di consolidazione avviene applicando un'ipotetica back pressure di 50 kPa unicamente agente nella matrice omogenea e una pressione di cella di 100 kPa.

La convergenza del modello numerico comporta una tensione di consolidazione efficace teorica di circa 50 kPa sulla matrice e di circa 100 kPa sui blocchi. La differente deformabilità dei blocchi e l'ipotesi di continuità blocco-matrice comporta però un differente valore di tensione in prossimità del contatto blocco-matrice. Tale effetto è limitato in una piccola porzione di volume intorno al blocco. Il risultato globale, per un campione avente un esiguo numero di blocchi, è caratterizzato da un limitato errore che comporta modeste differenze nel comportamento meccanico globale del provino.

In Figura 98, Figura 99 e Figura 100 sono riportati i plot relativi alla tensione media totale, alla tensione media efficace e alla pressione interstiziale nell'intorno di un blocco relative alla sezione diametrale del provino. E' bene ricordare che all'interno di FLAC3D, quando ci si riferisce al materiale, i valori di pressione positivi corrispondono alla trazione mentre i valori negativi corrispondono a compressione. Per quanto riguarda le pressioni interstiziali del fluido, invece, si considera positiva la compressione.

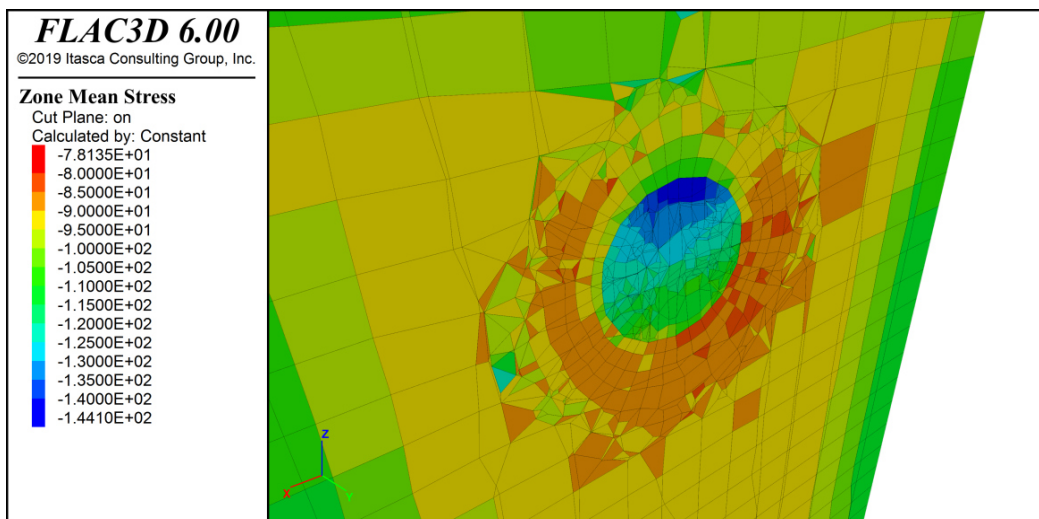


Figura 98. Tensione media totale al termine della fase di consolidazione per il campione eterogeneo di prova.

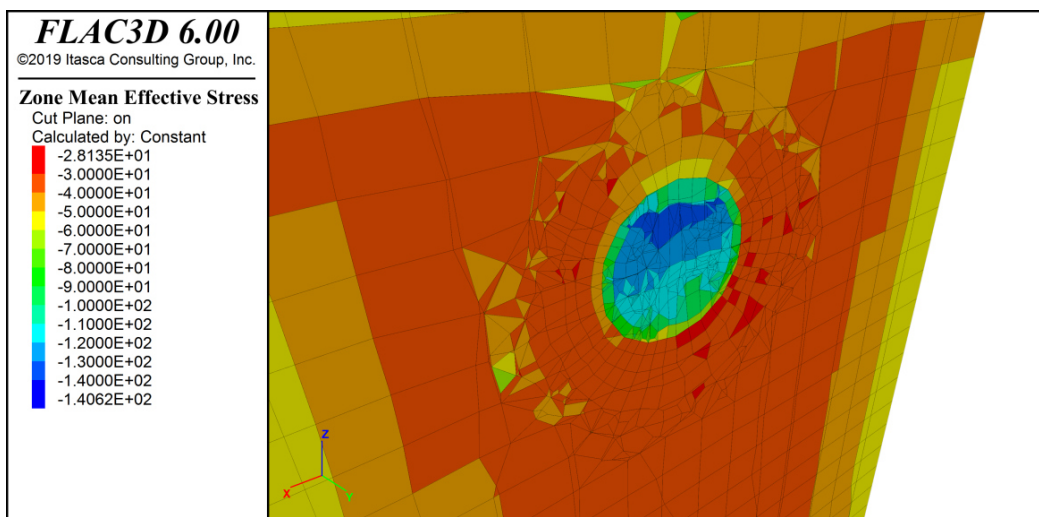


Figura 99. Tensione media efficace al termine della fase di consolidazione per il campione eterogeneo di prova.

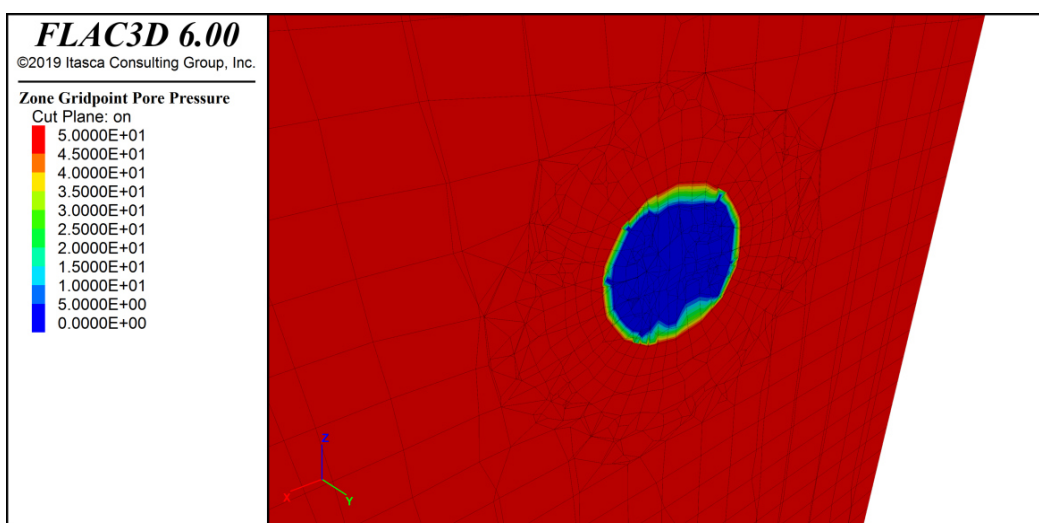


Figura 100. Pressione interstiziale al termine della fase di consolidazione per il campione eterogeneo di prova.

La simulazione numerica della fase di rottura non drenata viene condotta fino a una deformazione assiale pari a 17.5% in cui non si registra più una variazione del comportamento meccanico del provino. La mesh utilizzata, avente una modesta precisione, è caratterizzata da un elevato numero di nodi che comporta un elevato tempo di calcolo. Il numero di nodi, di zone e il relativo tempo di analisi è riportato in Tabella 37.

Tabella 37. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per il provino eterogeneo di prova.

| Prova di Laboratorio | Pressione di Confinamento | VBP | Numero di Gridpoints | Numero di Zones | Deformazione Assiale Ultima | Tempo di Analisi | |
|----------------------|---------------------------|-----|----------------------|-----------------|-----------------------------|------------------|---|
| TEST | 50 kPa | 1% | 38000 | 68000 | 17.5% | 90 | h |

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale relativo alla modellazione di prova, in Figura 101, presenta una buona approssimazione del comportamento globale del provino che risulta essere simile a quello riscontrato nel campione omogeneo.

Tale osservazione è concorde con gli studi di letteratura che riscontrano una ridotta variazione del comportamento meccanico dei materiali omogenei per VBP minori di 25%. L'andamento della curva è infatti caratterizzato da:

- una risposta elastica, nella parte iniziale della curva, con un andamento non lineare di Duncan&Chang con ridotta interferenza dovuta alla rigidità dei blocchi;
- un pressoché identico valore di resistenza massima che è uguale a quella registrata nella modellazione numerica del materiale omogeneo. Tale valore è dovuto, anche nel presente caso, alla verticalità dell'*ESP*;
- un comportamento rammollente graduale dovuto al decadimento dei parametri di resistenza lungo la superficie di rottura. Tale comportamento, a differenza del materiale omogeneo, risulta essere meno accentuato. Si osserva infatti che, anche per limitate percentuali volumetriche, la presenza dei blocchi comporta una variazione della superficie di rottura con conseguente riduzione del comportamento rammollente del materiale che tende al perfettamente plastico.

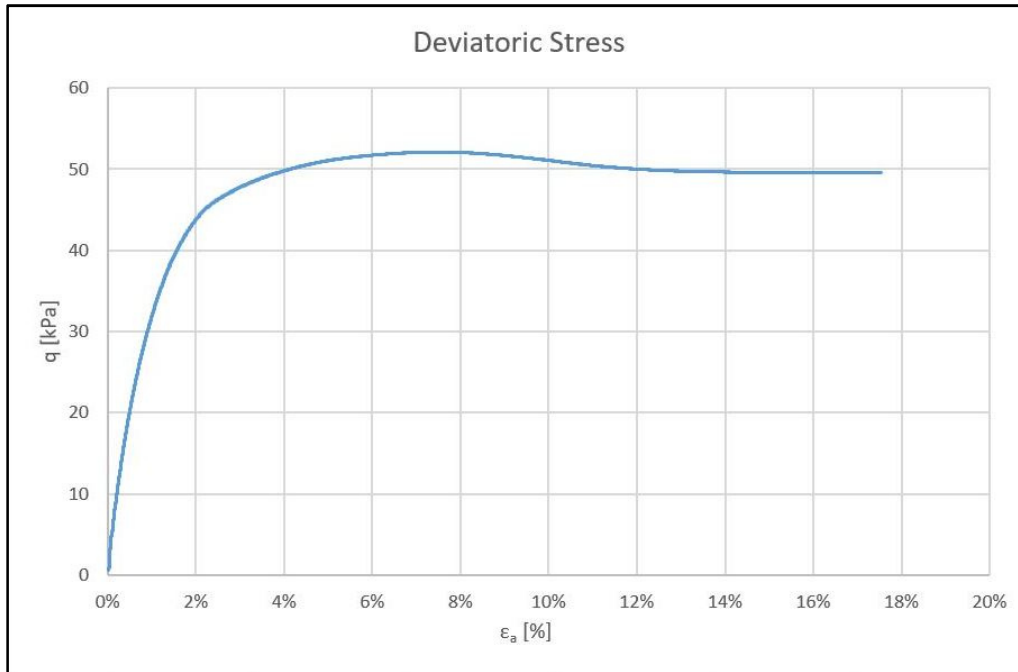


Figura 101. Sforzo deviatorico relativo alla modellazione eterogenea di prova.

Per quanto riguarda le sovrappressioni interstiziali, riportate in Figura 102, e gli stress path, riportati in Figura 103, è possibile osservare una similitudine con il modello omogeneo. Il *TSP* è ugualmente caratterizzato da un'inclinazione reale di 3:1, l'*ESP* è verticale mentre l'andamento delle sovrappressioni interstiziali è caratterizzato da un parametro "A" di Skempton pari a 1/3. Il percorso dei carichi denominato *TSP – U0* è la traslazione orizzontale del *TSP* effettuata sottraendo la back pressure dal valore di pressione media totale. I percorsi *TSP – U0* e *ESP* dovrebbero coincidere nel punto avente sforzo deviatorico nullo. La non coincidenza fra i due percorsi di carico è causata dall'alterazione dovuta al contatto blocco - matrice.

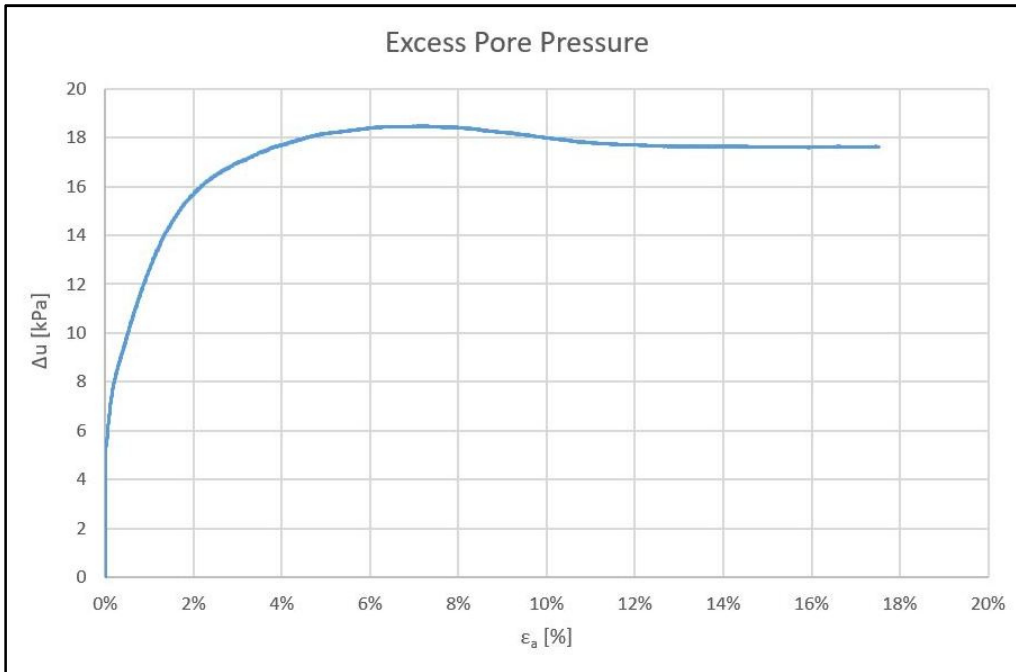


Figura 102. Sovrappressioni interstiziali relative alla modellazione eterogenea di prova.

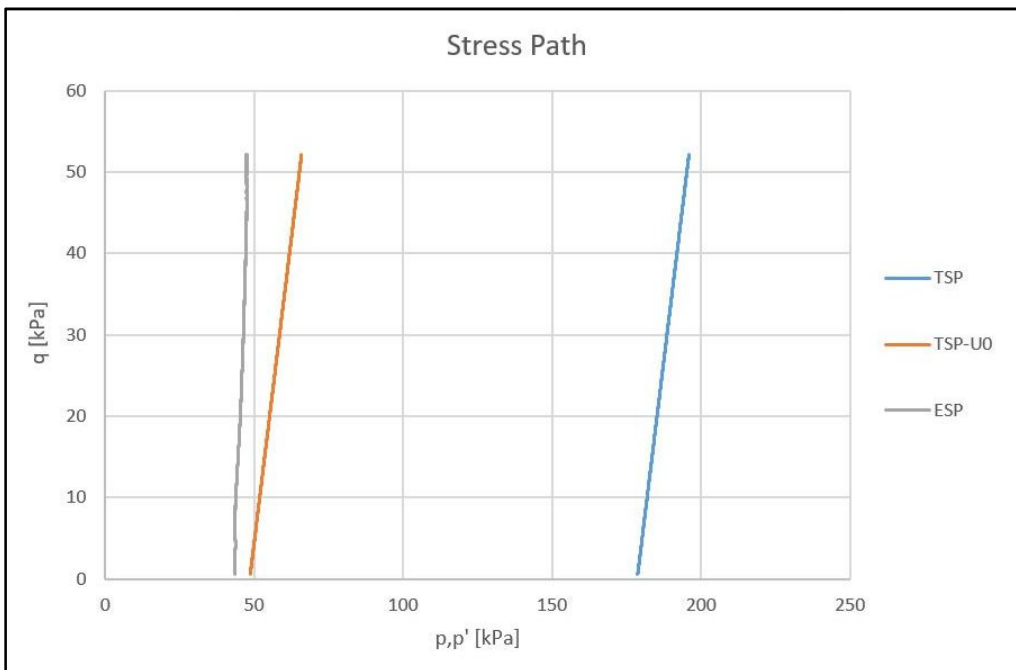


Figura 103. Stress path relativi alla modellazione eterogenea di prova.

Anche nella fase di rottura non drenata è necessario verificare il comportamento meccanico del materiale in prossimità dei blocchi. La differente deformabilità e l'ipotesi di continuità blocco - matrice comporta, infatti, un differente stato tensionale in prossimità dell'interfaccia.

Un'importante osservazione dovuta alle caratteristiche adottate nella modellazione delle interfacce è l'impossibilità di scorrimento fra blocco e matrice. La continuità negli spostamenti comporta, infatti, la nascita di uno stato tensionale caratterizzato da trazione sia in tensioni totali che in tensioni efficaci come riportato in Figura 104 e Figura 105. A sua volta lo stato tensionale di trazione crea un'interferenza nelle sovrappressioni interstiziali. Lo stato tensionale di trazione comporta, in condizioni non drenate secondo la teoria del legame elastico lineare isotropo, una variazione delle sovrappressioni interstiziali proporzionale alla variazione di stato tensionale ossia $\Delta u = \Delta p$. Il corrispondente allungamento dovuto alla trazione, impedito dalle condizioni non drenate, deve essere preso in carico dall'acqua che quindi è soggetta a una variazione negativa delle pressioni interstiziali. Tale effetto non è fisicamente uguale a quello che avviene realmente nel campione di laboratorio.

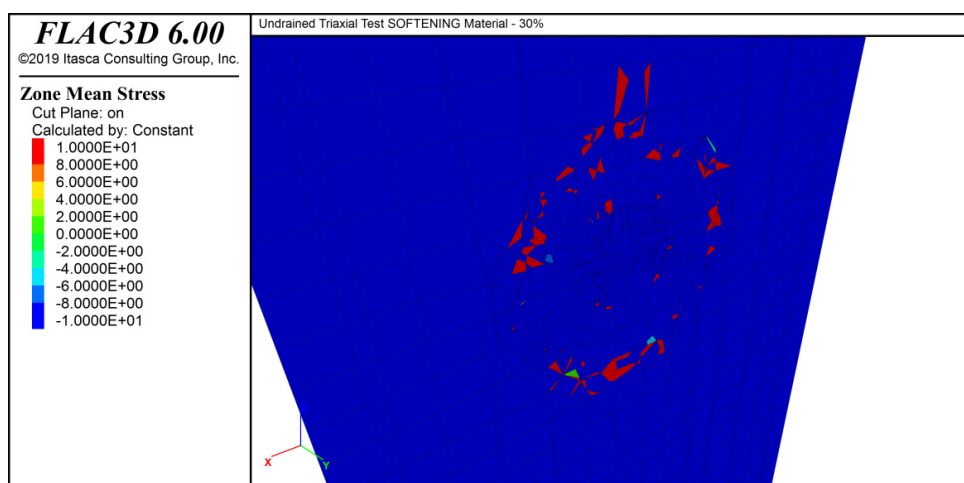


Figura 104. Stato tensionale in tensioni totali nell'intorno di un blocco (modello eterogeneo di prova).

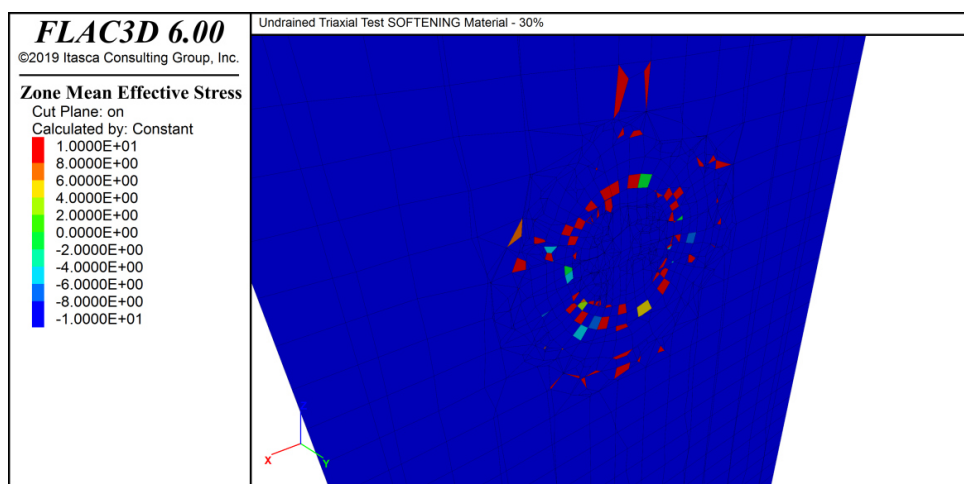


Figura 105. Stato tensionale in tensioni efficaci nell'intorno di un blocco (modello eterogeneo di prova).

L'effetto dello stato tensionale di trazione, data la limitata resistenza del materiale, è la rottura del materiale per raggiungimento del criterio di rottura. L'effetto della rottura a trazione è una variazione dello stato tensionale nell'intorno del blocco.

La rottura del materiale è però limitata in una piccola porzione di volume intorno al blocco. Il risultato globale, per un campione avente limitato numero di blocchi, è quindi caratterizzato da un limitato errore che comporta modeste differenze nel comportamento meccanico globale del provino.

In Figura 106 è riportata la condizione di rottura delle varie zone del modello. I blocchi sono caratterizzati dall'assenza di alcun tipo di rottura (none) mentre la matrice è caratterizzata da rottura a taglio e/o a trazione (shear-n, shear-p e/o tension-n, tension-p).

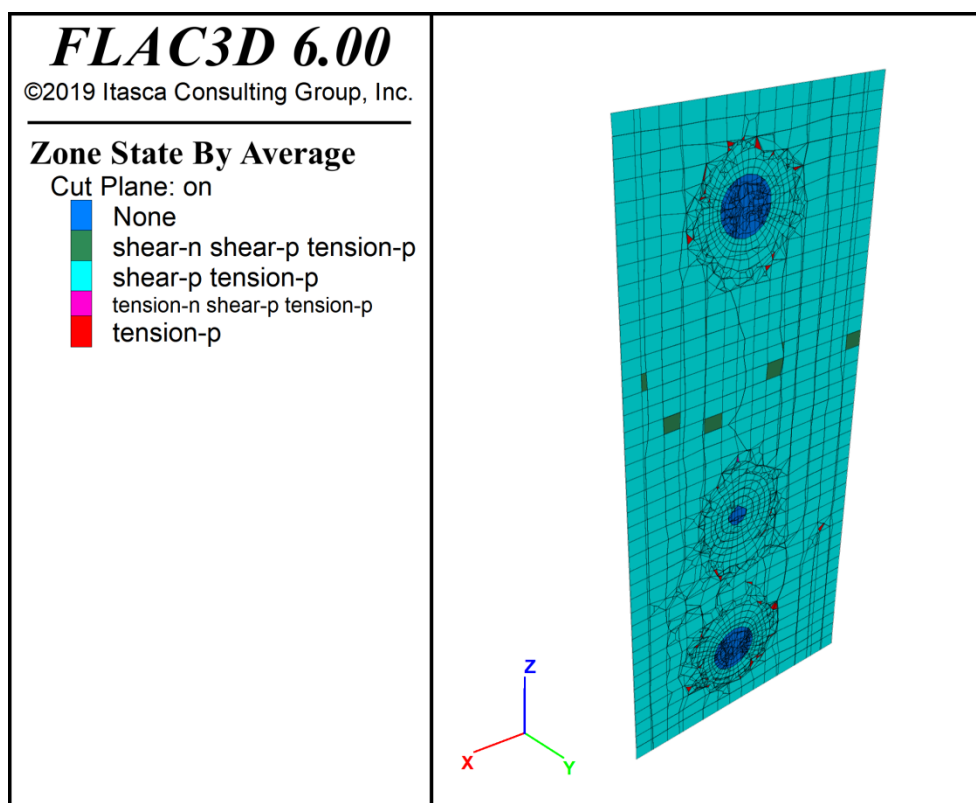


Figura 106. Condizione di rottura delle zone relative al modello eterogeneo di prova.

La superficie di rottura, nella modellazione eterogenea, è frutto della posizione dei blocchi all'interno della matrice. Tale superficie è quindi confrontabile con i provini reali sia in termini di inclinazione che di posizione.

Nel presente caso di prova non è possibile confrontare il risultato reale con il corrisponde modello numerico. E' però possibile verificare la posizione della

superficie di rottura osservando il suo andamento all'interno del provino.

La rappresentazione della superficie di rottura viene effettuata visualizzando le deformazioni massime di taglio globali del campione e plottando le zone caratterizzate da rottura per taglio.

In Figura 107 è possibile visualizzare la deformata globale del provino in cui è ben visibile la superficie di rottura. In Figura 108 è possibile osservare gli elementi plasticizzati a taglio relativi alla superficie di rottura. Gli elementi plasticizzati si dispongono su una superficie ben definita che divide il provino in due parti ben distinte. E' bene osservare come tale superficie sia posizionata nell'unica zona in cui non sono presenti blocchi. L'effetto dei blocchi è dunque evidente.

Oltre agli elementi sulla banda di taglio è presente un numero non indifferente di zone plasticizzate nell'intorno dei blocchi. Tali rotture sono dovute alla continuità degli spostamenti blocco - matrice e alla differente rigidità fra i materiali.

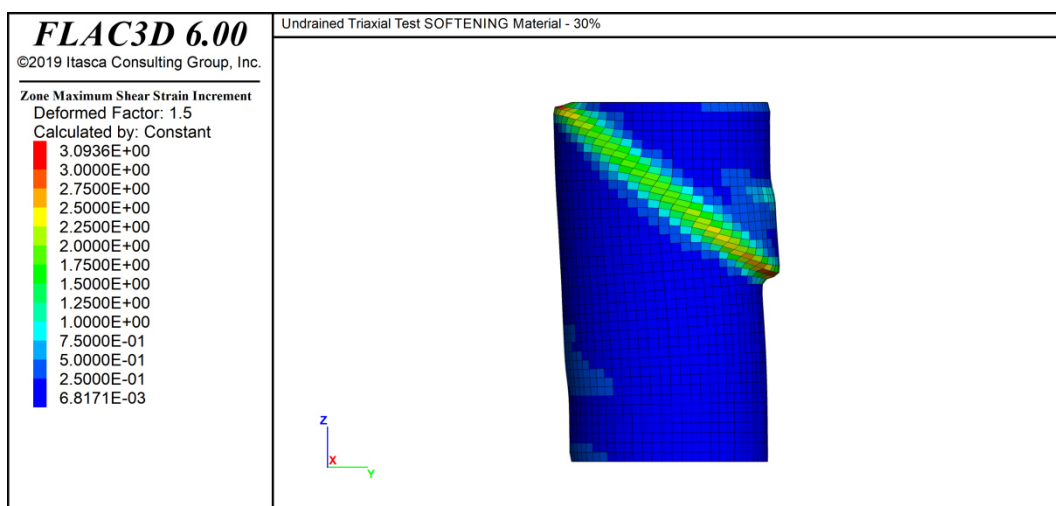


Figura 107. Deformazioni di taglio massime relative alla modellazione eterogenea di prova.

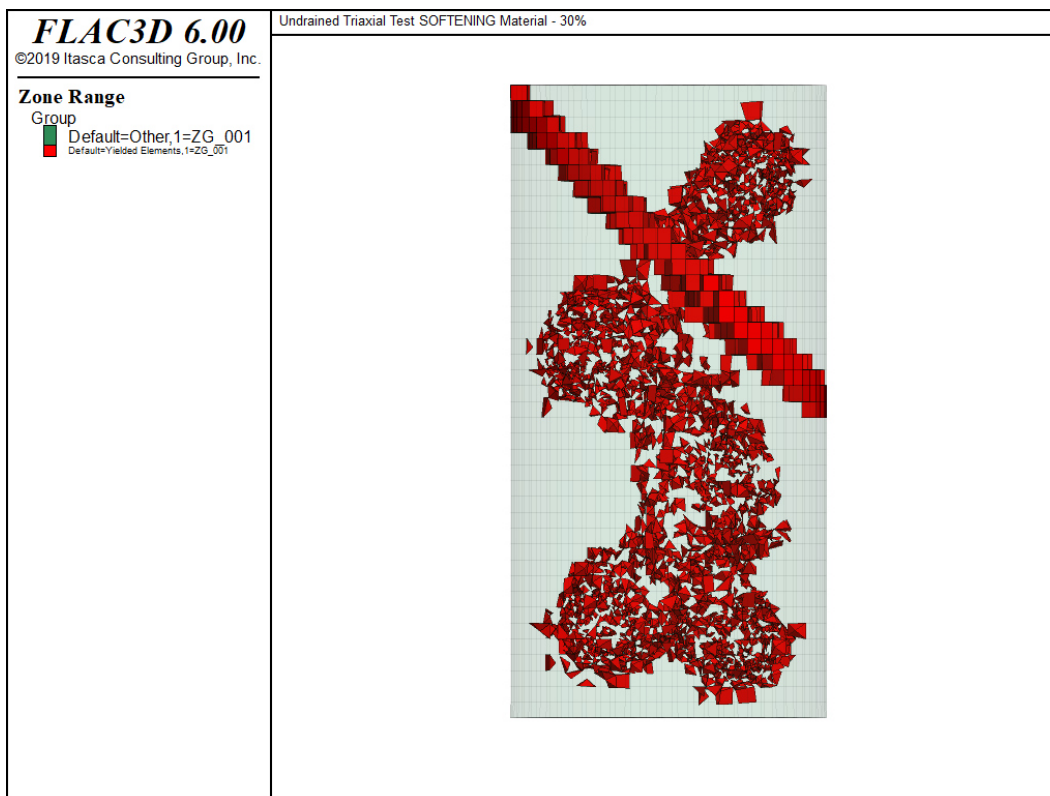


Figura 108. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla modellazione eterogena di prova.

Modellazione numerica della prova con VBP=24.5% (Tx 306 ML)

La modellazione numerica del provino eterogeneo reale avente percentuale volumetrica dei blocchi pari a 24.5% viene condotta utilizzando la mesh realizzata in precedenza.

La modellazione viene condotta sul provino cilindrico di materiale eterogeneo con struttura a blocco-in-matrice caratterizzato dalle reali dimensioni. Le dimensioni reali vengono misurate sul provino di laboratorio a fine saturazione. Il provino presenta altezza pari a 77 mm ed un diametro di 38.5 mm.

La geometria dei clasti viene rappresentata mediante sfere che vengono create utilizzando i baricentri dei clasti lapidei ottenuti dalla tomografia ed estraendo casualmente, mediante un codice Matlab che si basa su un approccio Monte Carlo, i corrispondenti diametri.

La distribuzione dei blocchi all'interno della matrice può essere considerata coerente con la geometria reale del provino di laboratorio. In definitiva si utilizzano 137 blocchi caratterizzati da un volume ben definito che consente di ottenere una percentuale

volumetrica dei blocchi pari a 21%. I volumi sono riportati in Tabella 38.

Tabella 38. Calcolo della VBP relativo al provino della prova Tx_306_ML.

| CILINDRO | | | SFERE: n°137 | | | VOLUME BLOCK PROPORTION | | |
|----------|-------|-----------------|--------------|-------|-----------------|-------------------------|----|---|
| Volume: | 89640 | mm ³ | Volume: | 18579 | mm ³ | VBP | 21 | % |

La griglia dei nodi viene creata in modo tale da limitare il numero di nodi complessivo e di conseguenza il tempo di calcolo. La mesh risultante, dato l'elevato numero di blocchi presenti, è comunque molto fitta e presenta, difatti, un numero di nodi di molto superiore al caso omogeneo. L'alto grado di infittimento si ripercuote sul tempo di calcolo che diventa estremamente elevato e oneroso per il software come riportato in Tabella 39.

Tabella 39. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per il provino eterogeneo avente VBP=21%.

| Analisi | Prova di Laboratorio | Pressione di Confinamento | VBP | Numero di Gridpoints | Numero di Zones | Deformazione Assiale Ultima | Tempo di Analisi | |
|---------|----------------------|---------------------------|-----|----------------------|-----------------|-----------------------------|------------------|---|
| 1 | Tx_304_ML | 50 kPa | 0% | 24641 | 24000 | 22.3% | 74 | h |
| A | Tx_306_ML | 50 kPa | 21% | 46000 | 129000 | 17.5% | 204 | h |

La modellazione numerica viene condotta utilizzando le ipotesi di base impiegate nella modellazione di prova ossia l'approccio al continuo con continuità degli spostamenti fra i blocchi e la matrice. Tale assunzione corrisponde all'assenza di un'interfaccia attritiva e quindi l'ipotesi di perfetta aderenza sull'interfaccia blocco - matrice.

La scelta di quest'approccio è dovuta all'elevato numero di nodi totali che si avrebbero nel caso di interfaccia attritiva e che comporterebbe un aumento considerevole del numero di parametri da stimare ed un ancor più elevato tempo di analisi.

La matrice argillosa-limosa è caratterizzata dai parametri meccanici riportato in Tabella 34 mentre i clasti lapidei sono caratterizzati dai parametri in Tabella 35.

I principali risultati della simulazione numerica sono riportati in termini di curva sforzo

deviatorico - deformazione assiale sui quali è possibile osservare l'influenza della presenza dei blocchi sulle caratteristiche meccaniche dei materiali eterogenei con struttura a blocco-in-matrice.

Dai risultati numerici si evince una buona simulazione dell'influenza della presenza dei blocchi ma un'incompleta caratterizzazione globale del materiale causata dall'ipotesi di continuità blocco - matrice che è eccessivamente semplificativa rispetto alle condizioni reali del provino.

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale relativo alla modellazione della prova Tx_306_ML, riportato in Figura 109, presenta un'approssimazione accettabile del comportamento elastico del provino per piccole deformazioni. Tale comportamento è simile a quello riscontrato nel campione di laboratorio. Superati i bassi livelli deformativi, il confronto fra la curva di laboratorio e la simulazione numerica presenta una cospicua differenza.

Diversamente dagli studi di letteratura, è possibile osservare un'elevata variazione del comportamento meccanico globale del materiale eterogeneo anche con VBP pari a 21%.

L'andamento del curva è difatti caratterizzato da:

- una risposta elastica con un andamento non lineare di Duncan&Chang soggetto ad una maggiore rigidità causata dalla presenza dei blocchi;
- un valore di resistenza massima di molto maggiore rispetto a quello registrato nella medesima prova di laboratorio eseguita sul materiale eterogeneo;
- un comportamento rammollente non più presente ma bensì un comportamento incrudente causato dall'assenza di una netta superficie di rottura. Tale comportamento, a differenza della prova di laboratorio, risulta essere completamente differente. Si osserva difatti che, anche per modeste percentuali volumetriche, la presenza dei blocchi comporta una variazione della superficie di rottura con conseguente comportamento tendente all'incrudente.

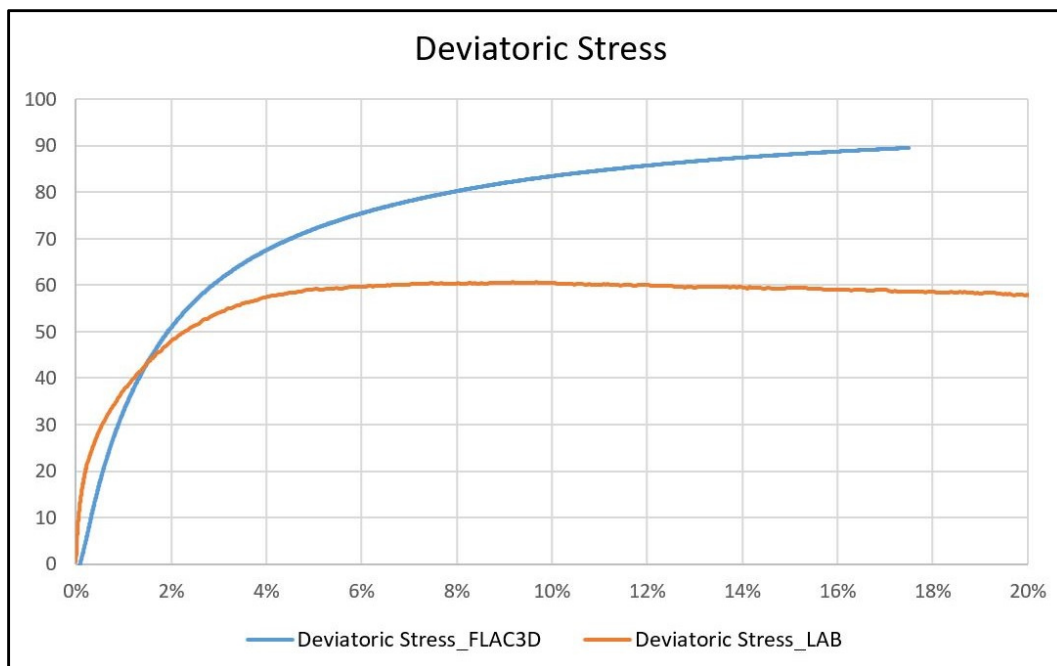


Figura 109. Sforzo deviatorico relativo alla modellazione eterogenea della prova Tx_306_ML.

Nella fase di rottura non drenata è necessario verificare il comportamento meccanico del materiale in prossimità dei blocchi. La differente deformabilità e l'ipotesi di continuità blocco - matrice provoca, difatti, un differente stato tensionale in prossimità dell'interfaccia.

Come nella modellazione di prova, l'effetto di tali ipotesi è la nascita di uno stato tensionale caratterizzato da trazione sia in tensioni totali che in tensioni efficaci. A sua volta lo stato tensionale di trazione crea un'interferenza nelle sovrappressioni interstiziali che presentano una variazione negativa. Tale effetto non corrisponde a quello che avviene realmente nel campione di laboratorio. Le sovrappressioni interstiziali, mediate su tutta la matrice, e il percorso di carico efficace non sono quindi plottabili poichè caratterizzati un elevato errore.

La limitata resistenza del materiale conduce alla rottura dello stesso per raggiungimento del criterio di rottura. L'effetto della rottura a trazione è una variazione dello stato tensionale nell'intorno del blocco che tuttavia è limitato ad una piccola porzione di volume. Per un campione avente VBP pari a 21% e quindi un numero elevato di blocchi, si ottiene un risultato caratterizzato da un errore che implica modeste differenze nel comportamento meccanico a piccole deformazioni mentre considerevoli differenze a medie ed alte deformazioni.

In Figura 110 è riportata la condizione di rottura delle varie zone del modello. I blocchi sono caratterizzati dall'assenza di rottura (none) mentre la matrice è caratterizzata da rottura a taglio e/o a trazione. Nella figura si osserva difatti una maggior presenza del colore verde che identifica zone con rottura a taglio e trazione (shear-p tension-p).

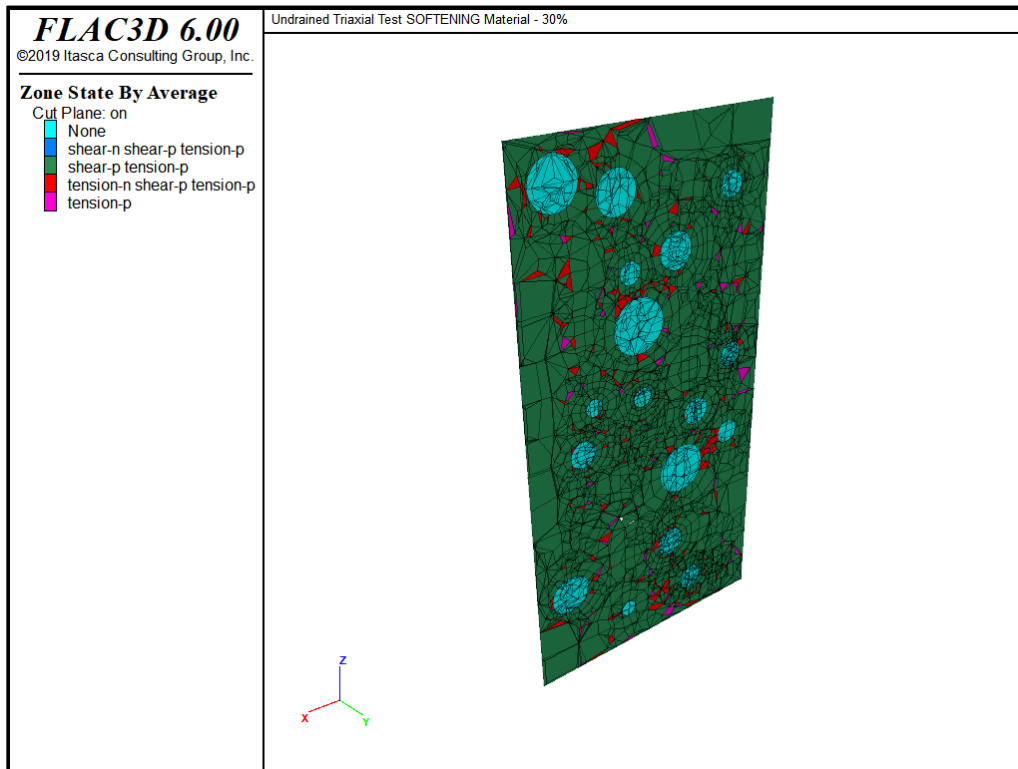


Figura 110. Condizione di rottura delle zone relative alla modellazione eterogenea della prova Tx_306_ML.

Nei campioni eterogenei la presenza dei blocchi condiziona la superficie di rottura e la deformata globale del provino. L'effettiva posizione della superficie di rottura è frutto della posizione dei blocchi all'interno della matrice.

Nel presente caso non è possibile osservare una netta rottura del provino di laboratorio, il confronto è dunque più complesso. E' tuttavia possibile eseguire una verifica dell'orientamento e della posizione degli elementi plasticizzati all'interno delle zone del provino. La rappresentazione della superficie di rottura viene effettuata plottando le zone caratterizzate da rottura per taglio.

In Figura 111 è possibile osservare gli elementi plasticizzati a taglio relativi alla superficie di rottura. La figura è caratterizzata dalla presenza di un numero non

indifferente di zone plasticizzate nell'intorno dei blocchi. Tali rotture sono dovute alla continuità degli spostamenti blocco - matrice e alla differente rigidezza fra i materiali. Analizzando con precisione la figura è possibile osservare un insieme di elementi plasticizzati che si dispongono su una superficie che è possibile definire come superficie di rottura del campione. Tale superficie, come nelle prove di laboratorio, non è ben definita e non divide il provino in due parti ben distinte come nel caso omogeneo. E' bene osservare come tale superficie sia interna alla matrice. L'effetto dei blocchi è dunque evidente.

La rappresentazione della deformata globale del provino consente, invece, di visualizzare l'effetto dei blocchi sulla deformabilità locale del contorno del provino. La deformata globale del provino è rappresentabile visualizzando gli spostamenti assiali del provino come riportato in Figura 112.

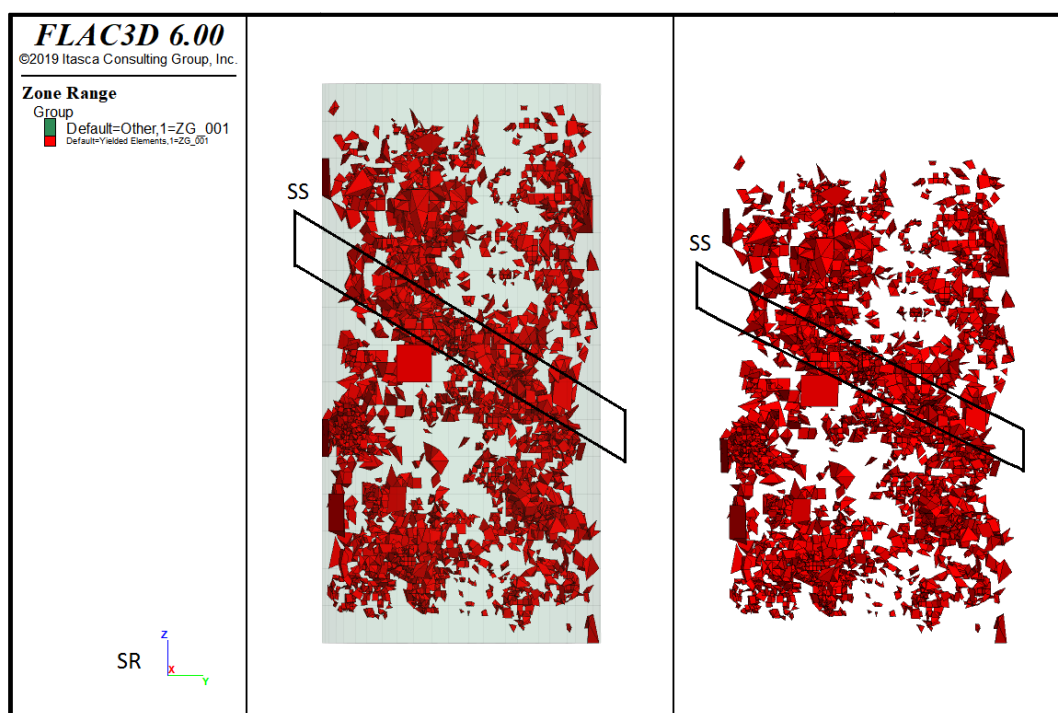


Figura 111. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla modellazione eterogenea delle prova Tx_306_ML (a sinistra è riportata la rappresentazione del provino scarico mentre a destra è riportata la rappresentazione deformata).

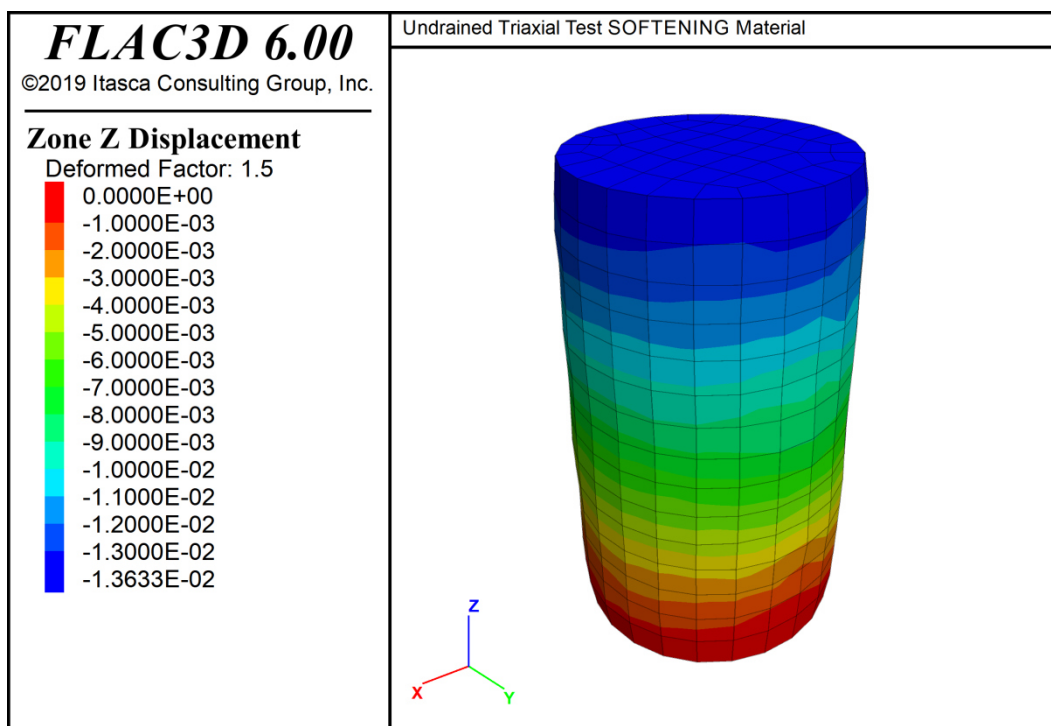


Figura 112. Deformata globale del provino relativa alla modellazione eterogenea della prova Tx_306_ML.

Modellazione numerica della prova con VBP=47.2% (Tx 310 ML)

La modellazione numerica del provino eterogeneo reale avente percentuale volumetrica dei blocchi pari a 47.2% viene condotta utilizzando la mesh realizzata in precedenza.

La modellazione viene condotta sul provino cilindrico di materiale eterogeneo con struttura a blocco-in-matrice caratterizzato dalle reali dimensioni. Le dimensioni reali vengono misurate sul provino di laboratorio a fine saturazione. Il provino presenta altezza pari a 77 mm ed un diametro di 38.5 mm.

Anche in questo caso, i clasti sono stati modellati approssimandoli come sfere. La posizione dei baricentri e il corrispondente diametro vengono estratti casualmente mediante un codice Matlab basato sull'approccio Monte Carlo. Dato il numero elevato di blocchi e la ridotta variabilità dimensionale è possibile affermare che la distribuzione dei blocchi all'interno della matrice è coerente con la geometria reale del provino di laboratorio. In definitiva si utilizzano 361 blocchi caratterizzati da un volume ben definito che consente di ottenere una percentuale volumetrica dei blocchi pari a 40%. I volumi sono riportati in Tabella 40.

Tabella 40. Calcolo della VBP relativo al provino della prova Tx_310_ML.

| CILINDRO | | | SFERE: n°361 | | | VOLUME BLOCK PROPORTION | | |
|----------|-------|-----------------|--------------|-------|-----------------|-------------------------|----|---|
| Volume: | 89640 | mm ³ | Volume: | 35825 | mm ³ | VBP | 40 | % |

La griglia dei nodi viene ricreata in modo tale da limitare il numero di nodi complessivo e di conseguenza il tempo di calcolo. La mesh risultante, dato l'elevato numero di blocchi presenti, è comunque molto fitta e presenta, difatti, un numero di nodi di molto superiore al caso omogeneo. L'alto grado di infittimento si ripercuote sul tempo di calcolo che diventa estremamente elevato e oneroso per il software come riportato in Tabella 41.

Tabella 41. Numero di nodi, di zone e relativo tempo di analisi per il provino eterogeneo avente VBP=40%.

| Analisi | Prova di Laboratorio | Pressione di Confinamento | VBP | Numero di Gridpoints | Numero di Zones | Deformazione Assiale Ultima | Tempo di Analisi | |
|---------|----------------------|---------------------------|-----|----------------------|-----------------|-----------------------------|------------------|---|
| 1 | Tx_304_ML | 50 kPa | 0% | 24641 | 24000 | 22.3% | 74 | h |
| B | Tx_310_ML | 50 kPa | 40% | 133000 | 435000 | 7.5% | 278 | h |

La modellazione numerica viene condotta utilizzando le ipotesi di base impiegate nella modellazione di prova ossia l'approccio al continuo con continuità degli spostamenti fra i blocchi e la matrice. Tale assunzione corrisponde all'assenza di un'interfaccia attritiva e quindi l'ipotesi di perfetta aderenza sull'interfaccia blocco - matrice.

La scelta di quest'approccio è dovuta all'elevato numero di nodi totali che si avrebbero nel caso di interfaccia attritiva e che comporterebbe un aumento considerevole del numero di parametri da stimare e un elevato tempo di analisi.

La matrice argillosa-limosa è caratterizzata dai parametri meccanici riportato in Tabella 34 mentre i clasti lapidei sono caratterizzati dai parametri in Tabella 35.

I principali risultati della simulazione numerica sono riportati in termini di curva sforzo deviatorico - deformazione assiale sui quali è possibile osservare l'influenza della presenza dei blocchi sulle caratteristiche meccaniche dei materiali eterogenei con struttura a blocco-in-matrice.

Dai risultati numerici si evince un'errata caratterizzazione del materiale causata dall'ipotesi di continuità blocco - matrice che è eccessivamente semplificativa rispetto alle condizioni reali del provino. Nonostante l'ipotesi di continuità degli spostamenti comporti errori nell'intorno del blocco, la causa principale è il più elevato numero di blocchi rispetto al caso reale causato dall'assunzione di sfericità legata alla realizzazione di una mesh più semplice. La rappresentazione geometrica di un campione con alto VBP è difatti caratterizzata da un elevato numero di sfere che comporta una ridotta continuità nella matrice che risulta maggiormente confinata. Il risultato ottenuto è perciò caratterizzato da un'elevata influenza della presenza dei blocchi che comporta un innalzamento della rigidità del provino.

Il diagramma sforzo deviatorico - deformazione assiale relativo alla modellazione della prova Tx_310_ML, riportato in Figura 113, presenta un andamento privo di significato rispetto al comportamento reale del provino di laboratorio.

La simulazione numerica è difatti caratterizzata da un livello tensionale estremamente elevato a tutti i livelli deformativi. Tale differenza è dovuta principalmente alla rigidità dei blocchi che influenza eccessivamente la risposta meccanica del provino.

Diversamente dagli studi di letteratura, è possibile osservare una notevole variazione del comportamento meccanico globale del materiale eterogeneo anche con VBP pari a 40%.

L'andamento della curva è caratterizzato da:

- una risposta elastica estremamente rigida causata dalla presenza dei blocchi. La risposta elastica è caratterizzata, altresì, da una modesta non linearità;
- un valore di resistenza massima estremamente maggiore rispetto a quello registrato nella medesima prova di laboratorio eseguita sul materiale eterogeneo;
- un comportamento rammollente non più presente ma bensì un comportamento incoerente concorde con il risultato ottenuto in laboratorio, che è causato dall'assenza di una netta superficie di rottura. Il livello di incoerente registrato nella modellazione numerica è però di molto superiore rispetto a quello reale.

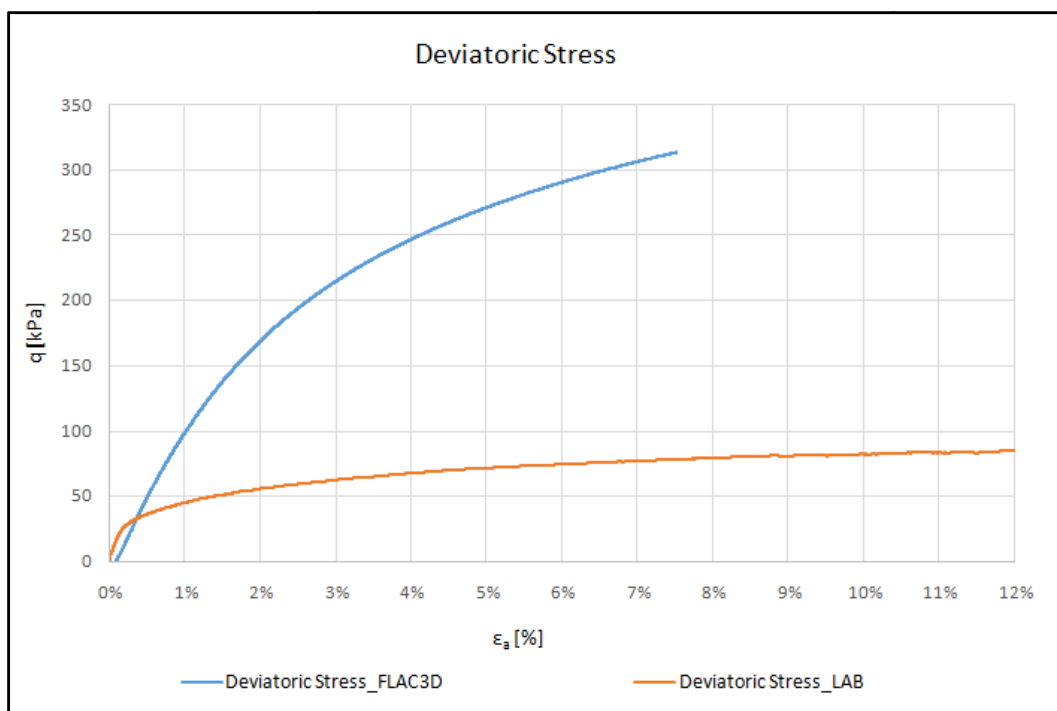


Figura 113. Sforzo deviatorico relativo alla modellazione eterogenea della prova Tx_310_ML.

Nella fase di rottura non drenata è necessario verificare il comportamento meccanico del materiale in prossimità dei blocchi. La differente deformabilità e l'ipotesi di continuità blocco - matrice provoca, difatti, un differente stato tensionale in prossimità dell'interfaccia.

Come descritto in precedenza, l'effetto di tali ipotesi è la nascita di uno stato tensionale caratterizzato da trazione sia in tensioni totali che in tensioni efficaci. A sua volta lo stato tensionale di trazione crea un'interferenza nelle sovrappressioni interstiziali che presentano una variazione negativa. Tale effetto non corrisponde a quello che avviene realmente nel campione di laboratorio. Le sovrappressioni interstiziali, mediate su tutta la matrice, e il percorso di carico efficace non sono quindi plottabili poichè caratterizzati un elevato errore.

La limitata resistenza del materiale conduce alla rottura dello stesso per raggiungimento del criterio di rottura. L'effetto della rottura a trazione è una variazione dello stato tensionale nell'intorno del blocco.

Per il campione avente VBP pari a 40%, l'effetto di tale errore, è preponderante nel comportamento meccanico globale del provino. La causa principale, come detto in precedenza, sono le ipotesi di perfetta aderenza blocco - matrice e l'elevato numero

di blocchi. La rottura del materiale debole è quindi impedita dall'elevata tortuosità del materiale stesso che risulta maggiormente confinato e dunque più resistente. Il risultato ottenuto è perciò caratterizzato da un innalzamento della rigidezza del provino con conseguente aumento della resistenza di picco.

In Figura 114 è riportata la condizione di rottura delle varie zone del modello. I blocchi sono caratterizzati dall'assenza di rottura (none) mentre la matrice è caratterizzata da rottura a taglio e/o a trazione. Nella figura si osserva difatti una maggior presenza del color ciano che identifica zone con rottura a taglio e trazione (shear-p tension-p).

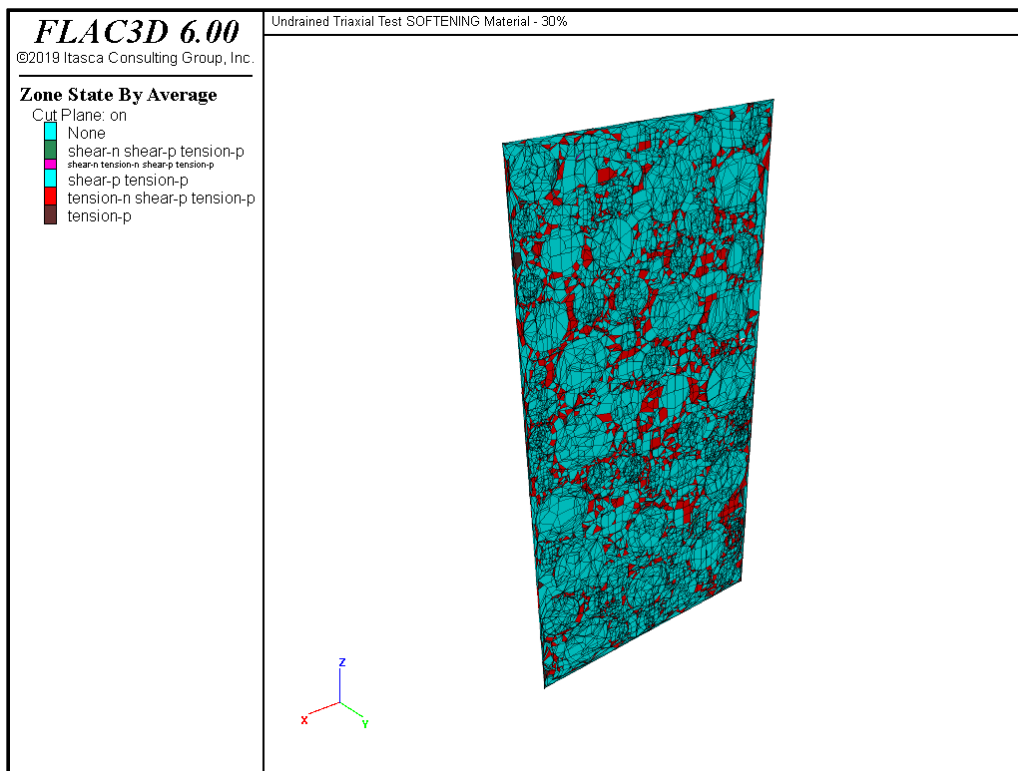


Figura 114. Condizione di rottura delle zone relative alla modellazione eterogenea della prova Tx_310_ML.

Nei campioni eterogenei la presenza dei blocchi condiziona la superficie di rottura e la deformata globale del provino. L'effettiva posizione della superficie di rottura è frutto della posizione dei blocchi all'interno della matrice.

Nel presente caso numerico, dato l'elevato numero di blocchi, non è possibile osservare una netta superficie di rottura. La ricerca della superficie è dunque di elevata difficoltà a differenza del caso omogeneo.

In Figura 115 è possibile osservare gli elementi plasticizzati a taglio relativi alla superficie di rottura. La figura è caratterizzata dalla presenza di un numero non indifferente di zone plasticizzate nell'intorno dei blocchi. Si evidenzia dunque una rottura estremamente diffusa priva di orientamento che non è quindi rappresentativa del comportamento reale del provino di laboratorio.

La rappresentazione della deformata globale del provino consente, invece, di visualizzare l'effetto dei blocchi sulla deformabilità locale del contorno del provino.

La deformata globale del provino è rappresentabile visualizzando gli spostamenti assiali del provino come riportato in Figura 116.



Figura 115. Elementi plasticizzati a taglio relativi alla modellazione eterogenea delle prova Tx_310_ML.

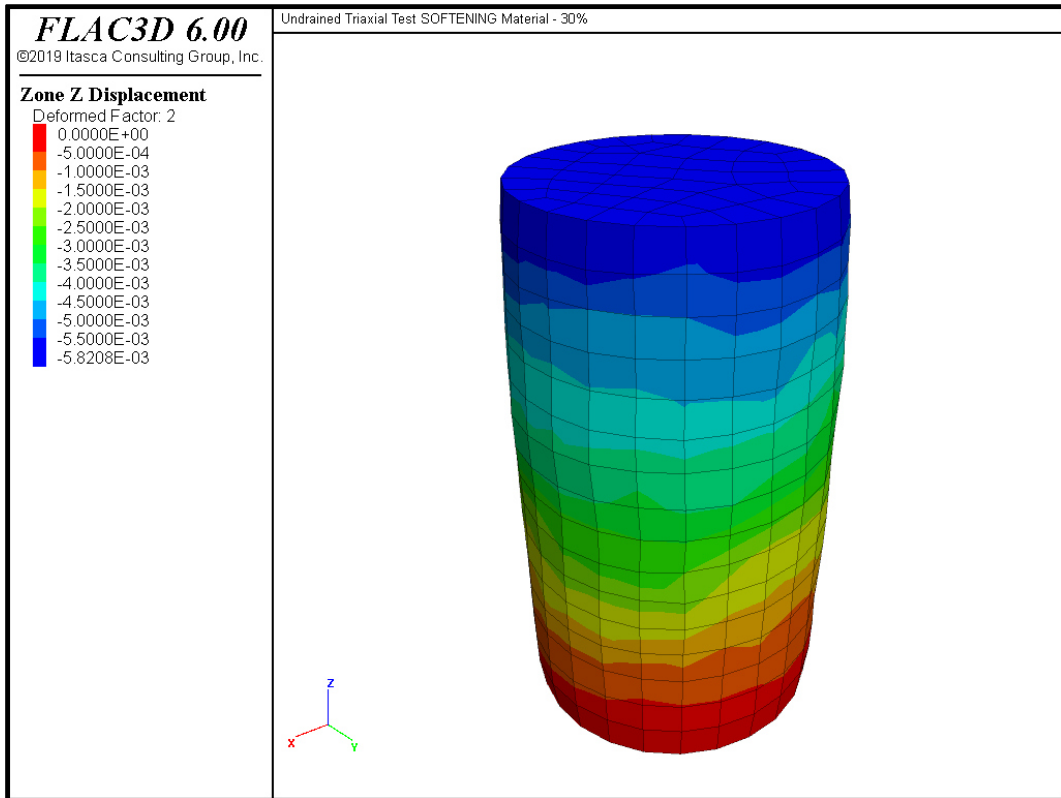


Figura 116. Deformata globale del provino relativa alla modellazione eterogenea della prova Tx_310_ML.

7. Conclusioni

Il presente elaborato di tesi riguarda la modellazione numerica tridimensionale di un materiale eterogeneo con struttura caotica definita "a blocco-in-matrice". Tale definizione si riferisce ad un corpo geologico costituito da una miscela di blocchi lapidei presenti all'interno di una matrice di materiale più fine e meno resistente.

La modellazione numerica condotta nel presente elaborato è finalizzata alla valutazione dell'influenza dei clasti lapidei rocciosi sul comportamento meccanico del materiale.

Il comportamento meccanico del materiale viene modellato con l'ausilio del software alle differenze finite FLAC3D (Itasca) simulando l'esecuzione di prove triassiali.

Per configurare e calibrare il modello numerico sono state eseguite una serie di prove triassiali caratterizzate da consolidazione drenata isotropa e rottura non drenata (CIUD).

Le prove sono state condotte su provini omogenei di materiale ricostituito composti da sola matrice argillosa-limosa sovraconsolidata e da provini eterogenei composti da matrice ricostituita nella quale vengono inglobati dei clasti lapidei naturali. Tale tecnica permette la realizzazione di campioni ideali con caratteristiche meccaniche note e con differenti valori di percentuale volumetrica dei blocchi (VBP).

La caratterizzazione meccanica del materiale omogeneo viene effettuata con 3 prove triassiali a confinamento basso in modo tale da garantire un comportamento sovraconsolidato (OC). La ricerca della sovraconsolidazione permette di ottenere un comportamento globalmente rammollente associato alla matrice argillosa-limosa.

Dalle prove sperimentali si evince un legame tensione - deformazione di tipo rammollente (softening) per le prove triassiali con confinamento a 50 kPa e 100 kPa e un legame perfettamente plastico per la prova triassiale con confinamento a 200 kPa. La fase elastica è rappresentata da una non linearità marcata mentre la rottura è descritta dal criterio di rottura lineare di Mohr-Coulomb (1773) con parametri di resistenza al taglio molto scadenti. La rottura del materiale avviene in modo netto lungo una superficie piana per le prove a comportamento rammollente mentre è diffusa per la prova a comportamento perfettamente plastico.

La simulazione numerica delle prove triassiali viene riprodotta adottando una non linearità elastica, data dal modello di Duncan&Chang (1970), e un criterio di rottura Mohr-Coulomb strain-softening (FLAC3D, 2016) definito in funzione delle deformazioni di taglio plastiche.

Le presenti simulazioni sul materiale omogeneo vengono condotte con particolare cura con lo scopo di riprodurre il comportamento meccanico globale del provino e ricercare la superficie di rottura. La scelta delle condizioni di vincolo è di basilare importanza per il comportamento deformativo globale del provino e per lo sviluppo della superficie di rottura. La corretta simulazione delle prove di laboratorio consente di affermare l'avvenuta calibrazione numerica del materiale omogeneo.

La stima dei parametri elastici viene ricavata dalle prove sperimentali in modo tale da simulare efficacemente l'andamento del ramo elastico pre-rottura. Per quanto riguarda il ramo post-rottura, la simulazione del comportamento rammollente avviene stimando i parametri del modello tramite back-analysis al fine di trovare le deformazioni di taglio plastiche da associare ai valori dei parametri di resistenza. La scelta delle condizioni di vincolo da associare ai modelli, invece, viene effettuata confrontando il comportamento deformativo globale ottenuto dall'analisi numerica con quello ottenuto dal provino di laboratorio. In Tabella 42 è riportato un riassunto delle principali caratteristiche del modello e dei parametri meccanici stimati per ogni prova triassiale mentre in

Tabella 43 sono riportati i parametri meccanici relativi al comportamento rammollente delle prove con confinamento a 50 kPa e 100 kPa.

Tabella 42. Caratteristiche dei modelli numerici e parametri meccanici relativi al materiale omogeneo.

| PROVA Tx CIU 304 ML | | | | |
|-------------------------------------|------------------------|--------------------------|-----|--|
| Materiale | | Matrice argillosa-limosa | | |
| Confinamento | | 50 kPa | | |
| Condizione di vincolo | | Cerniere | | |
| Duncan & Chang Undrained Parameters | a | 1.61E-02 | - | |
| | b | 1.85E-01 | - | |
| | Rf | 0.880 | - | |
| | q = 1/a | 62.00 | kPa | |
| | E _{i,u} = 1/b | 5.40 | MPa | |
| | v _u | 0.50 | MPa | |
| Duncan & Chang Drained Parameters | a | 1.61E-02 | - | |
| | b | 2.22E-01 | - | |
| | Rf | 0.880 | - | |
| | q = 1/a | 62.00 | kPa | |
| | E _i = 1/b | 4.50 | MPa | |
| | v | 0.25 | MPa | |
| Criterio di Rottura | c' | 12 | kPa | |
| | φ' | 15 | ° | |

| PROVA Tx CIU 302 ML | | | | |
|-------------------------------------|------------------------|--------------------------|-----|--|
| Materiale | | Matrice argillosa-limosa | | |
| Confinamento | | 100 kPa | | |
| Condizione di vincolo | | Carrelli | | |
| Duncan & Chang Undrained Parameters | a | 1.20E-02 | - | |
| | b | 1.11E-01 | - | |
| | Rf | 0.914 | - | |
| | q = 1/a | 83.00 | kPa | |
| | E _{i,u} = 1/b | 9.00 | MPa | |
| | v _u | 0.50 | MPa | |
| Duncan & Chang Drained Parameters | a | 1.20E-02 | - | |
| | b | 1.33E-01 | - | |
| | Rf | 0.914 | - | |
| | q = 1/a | 83.00 | kPa | |
| | E _i = 1/b | 7.50 | MPa | |
| | v | 0.25 | MPa | |
| Criterio di Rottura | c' | 12 | kPa | |
| | φ' | 15 | ° | |

| PROVA Tx CIU 303 ML | | | | |
|-------------------------------------|------------------------|--------------------------|-----|--|
| Materiale | | Matrice argillosa-limosa | | |
| Confinamento | | 200 kPa | | |
| Condizione di vincolo | | Cerniere | | |
| Duncan & Chang Undrained Parameters | a | 7.94E-03 | - | |
| | b | 6.67E-02 | - | |
| | Rf | 0.915 | - | |
| | q = 1/a | 126.00 | kPa | |
| | E _{i,u} = 1/b | 15.00 | MPa | |
| | v _u | 0.50 | MPa | |
| Duncan & Chang Drained Parameters | a | 7.94E-03 | - | |
| | b | 8.00E-02 | - | |
| | Rf | 0.915 | - | |
| | q = 1/a | 126.00 | kPa | |
| | E _i = 1/b | 12.50 | MPa | |
| | v | 0.25 | MPa | |
| Criterio di Rottura | c' | 12 | kPa | |
| | φ' | 15 | ° | |

Tabella 43. Parametri meccanici relativi alle prove con comportamento rammollente.

| PROVA Tx CIU 304 ML | | | | |
|---------------------|--------------------|------|-----|--|
| Legge di Softening | γ _p | 0 | % | |
| | c' _{0%} | 12.0 | kPa | |
| | φ' _{0%} | 15 | ° | |
| | γ _p | 60 | % | |
| | c' _{60%} | 6.0 | kPa | |
| | φ' _{60%} | 15 | ° | |
| | γ _p | 130 | % | |
| | c' _{130%} | 4.0 | kPa | |
| φ' _{130%} | 15 | ° | | |

| PROVA Tx CIU 302 ML | | | | |
|---------------------|--------------------|------|-----|--|
| Legge di Softening | γ _p | 0 | % | |
| | c' _{0%} | 12.0 | kPa | |
| | φ' _{0%} | 15 | ° | |
| | γ _p | 60 | % | |
| | c' _{60%} | 9.5 | kPa | |
| | φ' _{60%} | 15 | ° | |
| | γ _p | 130 | % | |
| | c' _{130%} | 4.5 | kPa | |
| φ' _{130%} | 15 | ° | | |

Il materiale eterogeneo viene rappresentato simulando due provini con differente valore di VBP ossia il 24.5% e il 47.2%. Sui provini eterogenei vengono condotte prove triassiali CIU con confinamento di 50 kPa così da poter ottenere un comportamento rammollente e verificare l'influenza dei blocchi.

Dalle prove sperimentali si evince un comportamento differente in funzione delle percentuali volumetriche dei blocchi (VBP). La presenza dei blocchi influisce sulla resistenza meccanica del materiale, sul comportamento sforzo-deformazione e sulla tortuosità della superficie di rottura a causa del contributo resistente fornito dai blocchi.

Nella prova sperimentale, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, si ottiene un aumento della rigidità e un miglioramento della linearità elastica mentre il comportamento post rottura passa da rammollente a perfettamente plastico per il campione con VBP=24.5% e diventa incrudente per il campione con VBP=47.2%. Per quanto riguarda la resistenza al taglio del materiale, in accordo con le osservazioni da letteratura, si verifica un incremento della resistenza unicamente per il materiale avente maggiore VBP.

Il modello numerico tridimensionale relativo alle prove sui campioni eterogenei viene creato con le medesime caratteristiche geometriche del campione ricostituito, utilizzando la tomografia assiale computerizzata (TAC) che consente di conoscere esattamente la posizione e l'orientamento dei blocchi all'interno del campione in funzione delle densità dei materiali che lo costituiscono. La creazione della mesh relativa ai provini eterogenei viene dunque prodotta utilizzando i risultati ottenuti dalla tomografia. La rappresentazione dei clasti lapidei avviene, per semplicità, attraverso l'uso di sfere di diverso diametro.

I blocchi, la cui resistenza è molto maggiore della matrice, vengono rappresentati come elementi infinitamente elastici caratterizzati da elevata rigidità. Il legame costitutivo elastico adottato è di tipo lineare isotropo ed è rappresentato dalle caratteristiche meccaniche riportate in Tabella 44.

Tabella 44. Caratteristiche meccaniche relative ai clasti lapidei.

| PROVE Tx CIU | | | |
|--------------------------|---------|----------------|-------|
| Materiale | | Clasti lapidei | |
| ILE - Drained Parameters | E | 28.50 | [MPa] |
| | ν | 0.30 | [MPa] |
| Criterio di Rottura | c' | / | [kPa] |
| | ϕ' | / | [°] |

La simulazione delle fasi di consolidazione e rottura viene condotta applicando le tensioni e gli spostamenti al bordo del campione ed applicando le pressioni interstiziali del fluido unicamente alla matrice la quale è soggetta alle condizioni non drenate.

L'ipotesi utilizzata nella modellazione numerica del materiale eterogeneo è la continuità degli spostamenti fra i blocchi e la matrice che consente di ridurre il già elevato tempo di analisi. Tale assunzione è però dissimile dalla realtà fisica in cui si ha lo scorrimento e la rottura dell'interfaccia blocco - matrice.

La differente deformabilità dei blocchi comporta, difatti, la nascita di uno stato tensionale caratterizzato da trazione sia in tensioni totali che in tensioni efficaci. L'effetto dello stato tensionale di trazione, data la limitata resistenza del materiale, è la rottura dello stesso per raggiungimento del criterio di rottura. L'effetto della rottura a trazione è una variazione dello stato tensionale nell'intorno del blocco.

A sua volta lo stato tensionale di trazione crea un'interferenza nelle sovrappressioni interstiziali. Lo stato tensionale di trazione comporta, in condizioni non drenate, una variazione negativa delle sovrappressioni interstiziali proporzionale alla variazione di stato tensionale ossia $\Delta u = \Delta p$. Tale effetto, seppur limitato in una piccola porzione di volume intorno al blocco, non è fisicamente uguale a quello che avviene realmente nel campione di laboratorio.

Per il campione avente minore VBP, l'effetto di tale errore è limitato e consente di ottenere un risultato caratterizzato da modeste differenze nel comportamento meccanico a piccole deformazioni mentre un moderato errore a medie ed alte deformazioni. Si ottiene, difatti, una differenza accettabile della resistenza di picco e un comportamento tendente all'incrudente.

Per il campione avente maggiore VBP, l'effetto di tale errore, è preponderante nel comportamento meccanico globale del provino. La causa principale, oltre all'ipotesi di perfetta aderenza blocco - matrice, è il più elevato numero di blocchi rispetto al caso reale, causato dall'assunzione di sfericità dei blocchi legata alla realizzazione di una mesh più semplice. La rappresentazione geometrica di una campione con alto VBP è difatti caratterizzata da un elevato numero di sfere che comporta una ridotta continuità nella matrice. La rottura del materiale debole è quindi impedita dall'elevata

tortuosità del materiale stesso che risulta maggiormente confinato e dunque più resistente.

Il risultato ottenuto è perciò caratterizzato da un'elevata influenza della presenza dei blocchi che comporta un innalzamento della rigidità del provino con conseguente aumento della resistenza di picco.

La rottura delle varie zone del modello numerico è caratterizzata da un insieme di zone plasticizzate nell'intorno dei blocchi senza un ben determinato orientamento causato dalla continuità degli spostamenti blocco - matrice e alla differente rigidità fra i materiali. La ricerca della superficie di rottura è dunque di elevata difficoltà a differenza del caso omogeneo. Ciononostante per il provino avente minore VBP è possibile visualizzare un orientamento della zone plasticizzate che richiama un'ipotetica superficie di rottura. Nel provino avente maggiore VBP, invece, si evidenzia una rottura diffusa priva di orientamento che non è quindi rappresentativa del comportamento reale del provino di laboratorio.

Il conclusione, si può quindi affermare che la modellazione numerica delle prove di laboratorio è globalmente rappresentativa del reale comportamento meccanico del materiale eterogeneo solo per provini con bassa percentuale volumetrica. In tali simulazioni si osserva difatti la reale influenza dei blocchi che comporta l'aumento della rigidità globale, l'aumento della resistenza al taglio e lo sviluppo di un comportamento non più rammollente. La simulazione di prove con alta percentuale volumetrica, senza tener conto delle interfacce blocco-matrice, non presenta invece risultati attendibile ed è dunque non praticabile.

In riferimento agli eventuali sviluppi futuri del lavoro, sarà necessario eseguire ulteriori simulazioni numeriche delle prove di laboratorio modificando le caratteristiche del modello numerico.

In primis sarà necessario inserire le interfacce blocco - matrice con lo scopo di simulare efficacemente il comportamento meccanico dell'interfaccia al contatto blocco-matrice.

La stima dei parametri potrà avvenire in prima parte utilizzando come parametri di resistenza quelli relativi alla matrice mentre la deformabilità potrà essere stimata adottando la rigidità normale dei blocchi, per evitare la compenetrazione delle due fasi, e la rigidità trasversale uguale al modulo di rigidità trasversale della

matrice.

Successivamente sarà necessario modificare la rappresentazione geometrica dei blocchi adottando geometrie differenti rispetto alle sfere come per esempio gli ellipsoidi che consentiranno di rappresentare la reale percentuale volumetrica e l'inserimento di un'ulteriore parametro ossia l'orientamento dei blocchi.

Per quanto riguarda la rappresentazione del comportamento non drenato, per garantire una ancor più corretta simulazione delle sovrappressioni interstiziali, sarà necessario considerare l'effetto dell'anisotropia nel materiale argilloso. Tale effetto potrà essere studiato sia per il materiale omogeneo che per il materiale eterogeneo.

Bibliografia

- A.G.I., 1979.** *Some Italian experiences on the mechanical characterization of structurally complex Formations.* Proc. IV I.C.R.M., Montreaux, 1.
- Afifipour, M., Moarefvand, P., 2013.** *Mechanical behavior of bimrocks having high rock block proportion.* Internation Journal of Rock Mechanichs & Mining Sciences, 65.
- Atkinson, J., 1993.** *The Mechanics of Soils and Foundations.* Seconda edizione, Taylor & Francis, London, New York.
- Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2006.** *Analisi numeriche della stabilità di un versante in bimrock.* Incontro annuale dei ricercatori di Geotecnica - IARG 2006, Pisa.
- Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2007.** *Numerical modelling of the mechanical behaviour of bimrock.* Proceedings of the 11th congress of the ISRM, Lisbon, Portugal, 9-13 luglio 2007.
- Barla, M., 2010.** *Elementi di meccanica e ingegneria delle rocce.* Torino, Celid.
- Burghignoli, A., 1985.** *Lezioni di meccanica delle terre.* Seconda Edizione, E.S.A. Editrice.
- Duncan, J. M., Chang, C. Y., 1970.** *Nonlinear analysis of stress and strain in soils.* Journal of Soil Mechanics & Foundation, vol 96, 1629-1653.
- Kalender, A., Sonmez, H., Medley, E., Tunusluoglu, C., Kasapoglu, K.E., 2014.** *An approach to predicting the overall strengths of unwelded bimrocks and bimsoils.* Engineering geology, vol. 183.
- Lancellotta, R., 2012.** *Geotecnica.* Quarta edizione, Bologna, Zannichelli.
- Lancellotta, R., Calavera, J., 1999.** *Fondazioni.* Prima edizione, Milano, McGraw-Hill.
- Li, C., Zhang, D., Du, S., Shi, B., 2016.** *Computed tomography based numerical simulation for triaxial test of soil-rock mixture.* Computer and Geotechnics, 73.

- Lindquist, E.S., Goodman, R.E., 1994.** *Strength deformation properties of a physical model melange*. Proceedings of 1st North American Rock Mechanics, Austin, Texas.
- Lo Presti, D. C., 2013.** *Manuale di ingegneria geotecnica, Volume I e II*. Pisa University Press.
- Medley, E., 1994.** *The Engineering Characterization of Melanges and Similar Block-in-Matrix Rocks (Bimrocks)*. Department of Civil Engineering, University of California, Berkley, California.
- Medley, E., 2004.** *Observations of Tortuous Failure Surfaces*. Felsbau Rock and Soil Engineering Journal for Engineering Geology: Geomechanics and Tunneling, vol 22, September 2004.
- Medley, E., Sanz Rehermann, P.F., 2004.** *Characterization of Bimrocks (Rock/Soil Mixtures) with Application to Slope Stability Problems*. Proceedings Eurock 2004 & 53rd Geomechanics Colloquium Salzburg, Austria, October 2004.
- Napoli, M.L, Barbero, M., Ravera, E., Scavia, C., 2018.** *A stochastic approach to slope stability analysis in bimrock*. Internation Journal of Rock Mechanichs & Mining Sciences, 101.
- Picarelli, L., 1986.** *Caratterizzazione geotecnica dei terreni strutturalmente complessi nei problemi di stabilità dei pendii*. Atti XVI Convegno Nazionale Geotecnica, Napoli, 15-16 Maggio 1986.
- Shiu, W., Billaux, D., 2014.** *Numerical reproduction and sensitivity analysis of undrained triaxial test results*, Nagra.
- Sonmez, H., Kasapoglu, K.E., Coskun, A., Tunuslugu, C., Medley, E., Zimmerman, R.W., 2009.** *A conceptual empirical approach for the overall strength of unwelded bimrocks*. ISRM Regional Symposium, "Rock Engineering in Difficult Ground Condition, Soft Rock and Karst", Dubrovnik, Croatia.
- Xu, W., Hu, R., Tan, R., 2007.** *Some geomechanical properties of soil-rock mixtures in the Hutiao Gorge area*. China, Géotechnique, 3.
- Xu, W., Yueb, Z., Hu, R., 2008.** *Study on the mesostructure and mesomechanical*

characteristics of the soil–rock mixture using digital image processing based finite element method. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 45.

Zhang, S., Tang, H., Zhan, H., Lei, G., Cheng, H., 2015. *Investigation of scale effect of numerical unconfined compression strengths of virtual colluvial-deluvial soil-rock mixture, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 77.*

Ringraziamenti

Con questa tesi giunge ufficialmente al termine il mio percorso universitario, iniziato per caso e rivelatosi invece un'esperienza di vita che mi ha cambiato nel profondo. E' stato un percorso lungo, intenso e pieno di difficoltà, ma ora, voltandomi indietro, vedo solo momenti di gioia e di soddisfazione che mi fanno sentire orgoglioso.

In questi anni, molte persone mi sono state accanto ed è a grazie a loro che sono riuscito a superare tutti gli ostacoli ed arrivare alla fine di questo primo grande traguardo.

E' quindi doveroso, da parte mia, dedicare questo spazio ai ringraziamenti.

Vorrei innanzitutto ringraziare i relatori di questa Tesi, Prof. Claudio Scavia e Prof.ssa Monica Barbero per il loro supporto e aiuto nella risoluzione degli innumerevoli problemi sorti durante lo svolgimento della tesi.

In particolare, un ringraziamento speciale va all'Ing. Maria Lia Napoli per la sua infinita disponibilità, per l'aiuto che mi ha dato nella stesura e nella correzione dell'elaborato e per i numerosi consigli e lezioni di vita.

Un ringraziamento doveroso va all'Ing. Oronzo Pallara, all'Ing. Giampiero Bianchi e ai miei colleghi del dipartimento di Geotecnica per la loro disponibilità e per il loro aiuto ad affrontare questo difficile argomento.

Oltre a loro ringrazio tutti i miei professori che in questi 5 anni mi hanno aiutato in questo meraviglioso percorso di apprendimento.

I ringraziamenti più preziosi li rivolgo a mia mamma, mio papà e mio fratello che mi hanno supportato e sopportato durante questo lungo viaggio. A loro vanno i miei più sentiti ringraziamenti perché è proprio grazie al loro infinito affetto e alla loro fiducia che sono riuscito a compiere questo importante percorso.

Grazie ai miei nonni, zii, cugini per l'affetto che quotidianamente mi dimostrate.

Grazie a tutti i miei amici: a quelli di sempre, compagni di vita e di avventura che mi hanno aiutato a svagarmi nei momenti più difficili, a quelli conosciuti tra i banchi del Poli, che mi hanno aiutato a superare lunghe ore di studio e momenti di ansia prima di ogni esame, e a tutti quelli che sono passati e che ora non vedo più.

Un particolare ringraziamento va al mio compagno di università, Lorenzo, che ha condiviso con me gioie e fatiche di questi lunghi anni trascorsi insieme, a partire dal primo esame preparato insieme fino a questa tesi.

Infine, vorrei ringraziare e dedicare questo traguardo a me stesso, ai miei sacrifici e alla mia tenacia che mi hanno permesso di arrivare fin qui. Spero che questo primo traguardo possa essere solo l'inizio di una lunga e gratificante carriera professionale.