

Politecnico di Torino

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



Tesi di Laurea Magistrale

**ANALISI A RITROSO DEL COMPORTAMENTO DEFORMATIVO
DI UNA GALLERIA IN CONDIZIONI SPINGENTI**

Relatore

Prof. Marco Barla

Co-Relatore

Ing. Giovanni Quaglio

Candidato

Filippo Vigna

Aprile 2019

SOMMARIO

Capitolo 1	Introduzione	1
Capitolo 2	Il comportamento spingente nelle gallerie	3
2.1	Premessa.....	3
2.2	Definizioni	3
2.3	Identificazione del fenomeno: metodi empirici	4
2.4	Metodi di scavo e tipologie di rivestimento.....	5
2.4.1	Metodi convenzionali	6
2.4.2	Scavo meccanizzato.....	7
2.5	Rappresentazione del fenomeno.....	8
2.5.1	Metodi analitici	9
2.5.2	Metodi numerici	11
2.5.2.1	<i>Modello CVISC.....</i>	<i>11</i>
2.5.2.2	<i>Altri modelli.....</i>	<i>15</i>
2.6	Analisi a ritroso.....	16
2.6.1	Generalità.....	17
2.6.2	Applicazione in caso di comportamento spingente.....	17
2.7	Considerazioni finali	19
Capitolo 3	La galleria Chenani-Nashri	21
3.1	Premessa.....	21
3.2	Geologia e idrogeologia del sito	24
3.2.1	Inquadramento geologico	24
3.2.2	Idrogeologia	27
3.3	Caratterizzazione geotecnica.....	28
3.3.1	Proprietà della roccia intatta	30
3.3.2	Caratterizzazione geomeccanica dell'ammasso roccioso	32
3.3.2.1	<i>Caratterizzazione per la scelta del rivestimento provvisorio</i>	<i>34</i>
3.3.2.2	<i>Caratterizzazione basata sulla mappatura del fronte di scavo</i>	<i>40</i>
3.3.2.3	<i>Caratterizzazione in base all'analisi a ritroso.....</i>	<i>42</i>

3.3.2.4	<i>Sintesi della caratterizzazione geomeccanica</i>	45
3.3.3	Stato tensionale in situ	45
3.4	Caratteristiche dell'opera	48
3.4.1	Geometria	48
3.4.2	Fasi di scavo	50
3.4.3	Rivestimento provvisorio	50
3.4.4	Rivestimento definitivo	55
3.5	Monitoraggio	55
3.5.1	Caratteristiche del sistema di monitoraggio	55
3.5.2	Dati di monitoraggio	58
3.6	Considerazioni finali	63
Capitolo 4		Analisi a ritroso per la scelta dei parametri
		65
4.1	Premessa	65
4.2	Interpretazione dati di monitoraggio	66
4.2.1	Osservazioni preliminari	67
4.2.2	Individuazione della componente viscosa dello spostamento	72
4.2.3	Deformazioni perse e rilascio tensionale	79
4.2.4	Deformazioni viscosse a lungo termine	85
4.3	Caratteristiche dei modelli numerici	87
4.3.1	Estensione del dominio	87
4.3.2	Stratigrafia	88
4.3.3	Mesh	91
4.3.4	Condizioni al contorno e condizioni iniziali	92
4.3.5	Fasi di scavo e stage del modello	96
4.3.6	Rivestimento	101
4.4	Analisi a ritroso semplificata	103
4.4.1	Generalità	103
4.4.2	Procedimento	104
4.4.3	Discrepanza dai dati reali	107
4.4.4	Risultati	107
4.4.4.1	<i>Criterio di rottura di Hoek-Brown</i>	108
4.4.4.2	<i>Criterio di rottura di Mohr-Coulomb</i>	132
4.5	Analisi a ritroso con la legge visco-elastoplastica	146

4.5.1	Generalità.....	146
4.5.2	Validazione del modello FLAC.....	148
4.5.3	Procedimento	157
4.5.3.1	<i>Il modello di Burger</i>	158
4.5.3.2	<i>Il caso della galleria</i>	162
4.5.4	Discrepanza dai dati reali	164
4.5.5	Risultati.....	164
4.6	Considerazioni finali	178
Capitolo 5 Conclusioni		181
Allegati		183
Allegato A: Linearizzazione di Hoek-Brown.....		183
Allegato B: Analisi di sensitività.....		185
Figure		188
Tabelle.....		191
Bibliografia		194

Capitolo 1

Introduzione

Lo scopo di questa Tesi di Laurea è descrivere il comportamento deformativo dell'ammasso roccioso in cui è stato realizzato il tunnel Chenani-Nashri (India). Utilizzando il cosiddetto metodo osservazionale, si sfruttano i dati del monitoraggio degli spostamenti al contorno della galleria per effettuare un'analisi a ritroso (back analysis).

Il lavoro affronta una serie di problematiche complesse, eppure estremamente ricorrenti nella realizzazione delle gallerie. Infatti, le caratteristiche meccaniche scadenti dell'ammasso roccioso combinate con l'elevata profondità di scavo, fanno sì che si manifesti il comportamento spingente, anche noto con il termine inglese "squeezing", caratterizzato da deformazioni dipendenti dal tempo associate a fenomeni viscosi (creep). La presenza di rocce eterogenee (flysch), con piani di strato inclinati e di spessore variabile, è causa di un comportamento deformativo non simmetrico. Inoltre, vi è una forte influenza delle fasi di scavo del tunnel sui dati di monitoraggio, rendendo particolarmente complicata la loro interpretazione nelle prime settimane di rilevamento. Si rendono pertanto necessari:

- Un modello costitutivo avanzato, che tenga conto in particolare del comportamento deformativo dipendente dal tempo.
- L'impiego dell'analisi numerica, per mezzo di un software di calcolo alle differenze finite (FLAC).

La presente Tesi ha una duplice finalità:

- 1) Applicare l'analisi a ritroso su un caso reale in cui è stato rilevato il comportamento spingente, utilizzando un modello costitutivo dell'ammasso roccioso che tenga conto della dipendenza dal tempo. L'analisi a ritroso è applicata a un modello numerico

bidimensionale, confrontando gli spostamenti ottenuti su quest'ultimo con quelli reali, derivanti dal monitoraggio.

- 2) Fornire una rappresentazione completa del comportamento deformativo del contorno della galleria, confrontando i risultati ottenuti con il modello costitutivo avanzato con quelli derivanti dai modelli utilizzati comunemente, i quali non tengono conto dell'effetto tempo.

Il lavoro prende spunto da una serie di studi teorici e sperimentali effettuati nel corso degli anni riguardo al comportamento spingente nelle gallerie in roccia e al metodo dell'analisi a ritroso.

Capitolo 2

Il comportamento spingente nelle gallerie

2.1 Premessa

Nel presente capitolo si vuole fornire una panoramica teorica riguardo a quello che, nel linguaggio tecnico-scientifico dell'ingegneria geotecnica, viene definito come “comportamento spingente”, osservabile durante lo scavo di molte gallerie fra le quali, appunto, quella in esame. Del resto, una trattazione teorica risulta assolutamente necessaria per comprendere i procedimenti di calcolo e i risultati dei capitoli successivi.

Si descriveranno i concetti di base, frutto di una serie di studi effettuati e di evidenze sperimentali riscontrate nel corso degli anni, ma si parlerà anche delle metodologie di scavo più opportune. Si vedrà come il comportamento spingente sia strettamente legato alla natura viscosa del materiale scavato, senza addentrarsi nel vastissimo mondo degli studi teorici sulla viscosità, ma descrivendo piuttosto quali sono i metodi più adatti, allo stato attuale delle conoscenze, a rappresentare questo complesso fenomeno nel caso delle gallerie. Soprattutto, si mostrerà nel dettaglio il modello visco-elastoplastico CVISC, che verrà applicato nel capitolo 4 per lo studio della galleria in esame.

Infine, un paragrafo a parte verrà dedicato ai concetti generali del metodo dell'analisi a ritroso e alla sua applicazione nel caso di comportamento spingente.

2.2 Definizioni

Per comportamento spingente si intende la presenza di elevate deformazioni viscosi durante lo scavo di un tunnel quando, in corrispondenza del contorno della galleria, si ha una particolare combinazione tra stato di sforzo e proprietà del materiale scavato (ammasso roccioso, terreno)

che provoca il superamento dello sforzo di taglio limite oltre il quale il creep inizia (Barla, 1995).

Quello spingente è a tutti gli effetti un comportamento tempo-dipendente. Il fenomeno comporta lo sviluppo di una zona plastica attorno alla galleria, che determina un aumento significativo delle convergenze e degli spostamenti sul fronte di scavo. Le convergenze, il grado di deformazione e l'estensione della fascia plastica attorno alla galleria dipendono dalle condizioni geologiche e geotecniche, dal rapporto tra lo stato di sforzo e la resistenza del materiale scavato, dal flusso d'acqua sotterraneo, dalle pressioni interstiziali e dalle proprietà del materiale. Generalmente, il comportamento spingente è associato ad ammassi rocciosi aventi scadenti caratteristiche, sia a livello di resistenza che di deformabilità. Inoltre, l'orientamento dei piani di discontinuità gioca un ruolo determinante: se questi immergono in direzione parallela all'asse della galleria, il fenomeno risulta particolarmente accentuato (Barla, 1995; Barla, 2001).

Per quantificare le deformazioni viscosi possono essere utilizzate, in fase progettuale, due tipologie di metodi:

- Metodi empirici o semi-empirici.
- Metodi analitici e numerici, basati su una vera e propria modellazione del fenomeno.

2.3 Identificazione del fenomeno: metodi empirici

I metodi puramente empirici (Singh et al., 1992; Goel et al., 1995) sono utili per prevedere se il comportamento spingente si manifesterà oppure no, in funzione della profondità di scavo e dell'indice di qualità Q dell'ammasso roccioso (Barla, 2001).

I metodi semi-empirici (Jethwa et al., 1984; Aydan et al., 1993; Hoek and Marinos, 2000) oltre alla funzione di previsione, forniscono una stima della deformazione attesa al contorno della galleria e della pressione interna del rivestimento, utilizzando le soluzioni analitiche per tunnel di forma circolare e per uno stato di sforzo idrostatico. Essi richiedono il calcolo del fattore di competenza, definito come il rapporto tra la resistenza della roccia intatta σ_{ci} (o dell'ammasso roccioso σ_{cm}) e lo stato di sforzo alla profondità di scavo $p_0 = \gamma H$ (Barla, 2001).

Nella Figura 1, si riporta l'abaco di Hoek e Marinos (2000), che permette una quantificazione del comportamento spingente in termini di deformazione radiale.

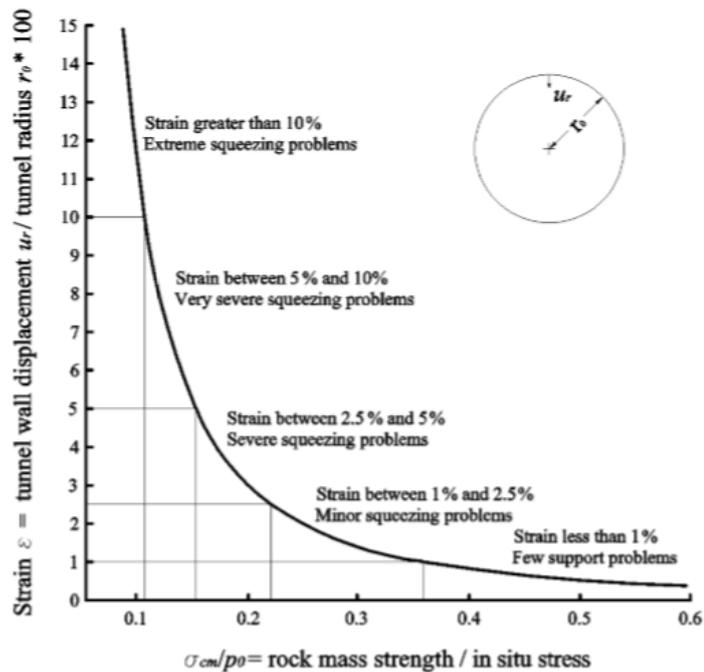


Figura 1: Classificazione del comportamento spingente (Hoek e Marinos, 2000)

Gli approcci empirici sono utili per identificare la presenza del comportamento spingente, ma sono troppo condizionati dalle incertezze insite nella determinazione delle proprietà dell'ammasso roccioso per fornire una stima affidabile delle deformazioni. Per questo motivo, è consigliato utilizzare metodi più sofisticati, che tengono conto della dipendenza dal tempo (Barla, 2001).

2.4 Metodi di scavo e tipologie di rivestimento

Come noto, lo scavo di una galleria si attua secondo due possibili metodologie:

- Metodi convenzionali.
- Scavo meccanizzato (TBM).

2.4.1 Metodi convenzionali

In presenza del comportamento spingente, i metodi convenzionali utilizzati sono i seguenti (Figura 2; Barla, 1999; Barla, 2001):

- Scavo ad attacchi laterali (*Side drift method*).
- Scavo a calotta e ribasso (*Top heading and benching down excavation*).
- Scavo a sezione piena (*Full face excavation*).

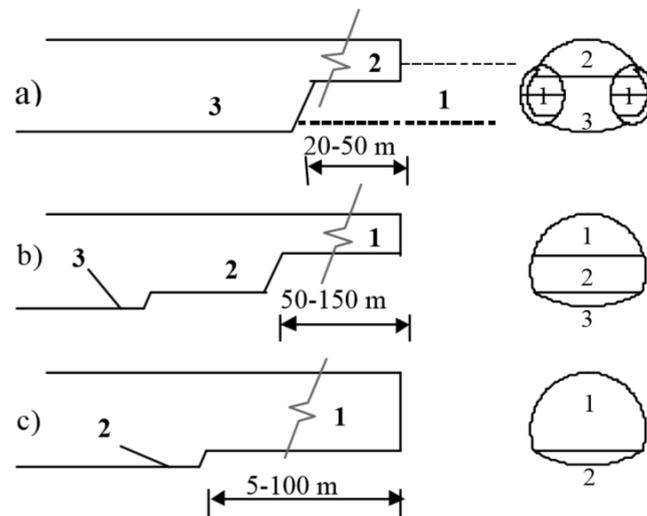


Figura 2: Metodi convenzionali di scavo in presenza di comportamento spingente (Kovari, 1998): a) Scavo ad attacchi laterali b) Scavo a calotta e ribasso c) Scavo a sezione piena

Lo *scavo ad attacchi laterali* viene applicato in ammassi rocciosi di scadenti caratteristiche per ridurre la sezione di scavo e, di conseguenza, il rischio di instabilità della stessa. Con riferimento alla Figura 2a, nell'ottica della tecnica NATM, si scavano e si rivestono in calcestruzzo proiettato rinforzato le zone laterali (1); in seguito si procede con la parte sommitale (2) e per ultima la zona inferiore (3). A causa dei ridotti spazi di lavoro e delle numerose fasi di scavo, la velocità di avanzamento risulta molto ridotta.

Nello *scavo a calotta e ribasso* (Figura 2b) la parte inferiore, detta ribasso e nota anche con il termine inglese "bench", è scavata in una fase successiva rispetto alla parte superiore, detta calotta e nota anche con il termine inglese "top heading". Per ammassi rocciosi con caratteristiche molto scadenti, spesso viene installato un arcovescio in calcestruzzo proiettato alla base della calotta, per prevenirne il sollevamento. Inoltre, particolarmente ricorrente è

l'utilizzo di un ombrello di tubi perforati (infilaggi) per rinforzare l'ammasso durante lo scavo della calotta.

Lo *scavo a sezione piena* (Figura 2c) richiede un appropriato sistema di rinforzo del fronte di scavo e dell'ammasso roccioso ancora da perforare, per esempio tramite l'utilizzo di tubi in vetroresina o di ombrelli di infilaggi in acciaio. Attualmente, è il metodo preferito in Italia e offre l'importante vantaggio di un ampio spazio di lavoro per i macchinari adibiti all'installazione dei rivestimenti.

Per lo scavo in convenzionale di gallerie soggette al comportamento spingente sono possibili due approcci:

- Attivo.
- Passivo.

Nell'approccio attivo, si vuole contrastare la deformazione dell'ammasso tramite un sistema di rivestimento e stabilizzazione, che può risultare soggetto a grandi sforzi a lungo termine e necessita dunque di un'elevata capacità di resistenza.

Con l'approccio passivo si vogliono invece accomodare le deformazioni viscosse attraverso la sovraescavazione e tramite rivestimenti in grado di deformarsi senza rompersi, sfruttando le risorse plastiche o tramite giunti scorrevoli. Un tipico esempio di tecnica passiva è l'utilizzo delle centine di Toussaint-Heintzmann, anelli di acciaio muniti di un giunto scorrevole annegati nel calcestruzzo proiettato (Barla, 1995; Barla, 2001).

2.4.2 Scavo meccanizzato

Lo scavo meccanizzato, in presenza del comportamento spingente, è caratterizzato da una serie di difficoltà. In particolare, se il fenomeno è di grave entità e la velocità di avanzamento non è sufficientemente elevata, vi è il rischio che la TBM rimanga intrappolata nell'ammasso, rendendo quasi impossibile la ripresa dello scavo, con gravi conseguenze economiche. Per ridurre il rischio, una possibile soluzione consiste nell'effettuare una sovraescavazione, utilizzando una testa fresante di diametro maggiore rispetto al resto del macchinario (Barla, 1995; Barla, 2001).

In definitiva, per tunnel profondi scavati in presenza di comportamento spingente, risultano preferibili i metodi convenzionali, specialmente quando si attendono deformazioni molto marcate (Barla et al., 2008).

2.5 Rappresentazione del fenomeno

La realizzazione di una galleria in presenza del comportamento spingente può risultare molto problematica, essendo difficile ottenere previsioni affidabili in fase progettuale. Ciò è dovuto alla variazione spaziale delle caratteristiche meccaniche e idrauliche dell'ammasso roccioso, che rende molto complessa la scelta del metodo costruttivo e del rivestimento più appropriati.

Come già affermato in precedenza, il comportamento spingente è un fenomeno dipendente dal tempo. Tale caratteristica, nella maggior parte dei casi, viene trascurata in fase progettuale; infatti, per semplicità, si considerano una condizione di breve termine e una di lungo termine. In pratica, l'ammasso roccioso a lungo termine è rappresentato come un mezzo elastoplastico equivalente con parametri di resistenza e deformabilità ridotti.

In ogni caso, specie in presenza di deformazioni viscoso molto elevate, un'appropriata rappresentazione della risposta della galleria può essere ottenuta solamente con modelli costitutivi tempo-dipendenti. A tal proposito, è bene rammentare che gli spostamenti registrati durante lo scavo sono di due tipi (Sulem, 1994):

- Spostamenti dovuti all'avanzare dello scavo, non dipendenti dal tempo, chiamati anche, più semplicemente, spostamenti meccanici.
- Spostamenti differiti nel tempo, cioè funzioni del tempo, causati da diversi possibili fenomeni reologici fra i quali, appunto, il comportamento spingente.

Gli spostamenti dipendenti dal tempo vengono osservati durante le interruzioni dei lavori, quando quelli dovuti all'avanzamento dello scavo sono sicuramente nulli; tuttavia, essi sono presenti anche durante le fasi di scavo e, in questo caso, risulta difficile distinguerli (Barla et al., 2008).

È altresì vero che quando il fronte di scavo si trova molto distante dalla sezione di monitoraggio, gli spostamenti meccanici tendono ad annullarsi e si può assumere che quelli

registrati siano essenzialmente dovuti ai fenomeni reologici, dunque tempo-dipendenti (Barla, 2001).

2.5.1 Metodi analitici

Un primo approccio alla modellazione sono le soluzioni in forma chiusa, le quali assumono la galleria circolare in un mezzo idrostatico e descrivono la relazione fra la pressione interna p_i e lo spostamento radiale u_r , detta curva caratteristica della galleria (Figura 3).

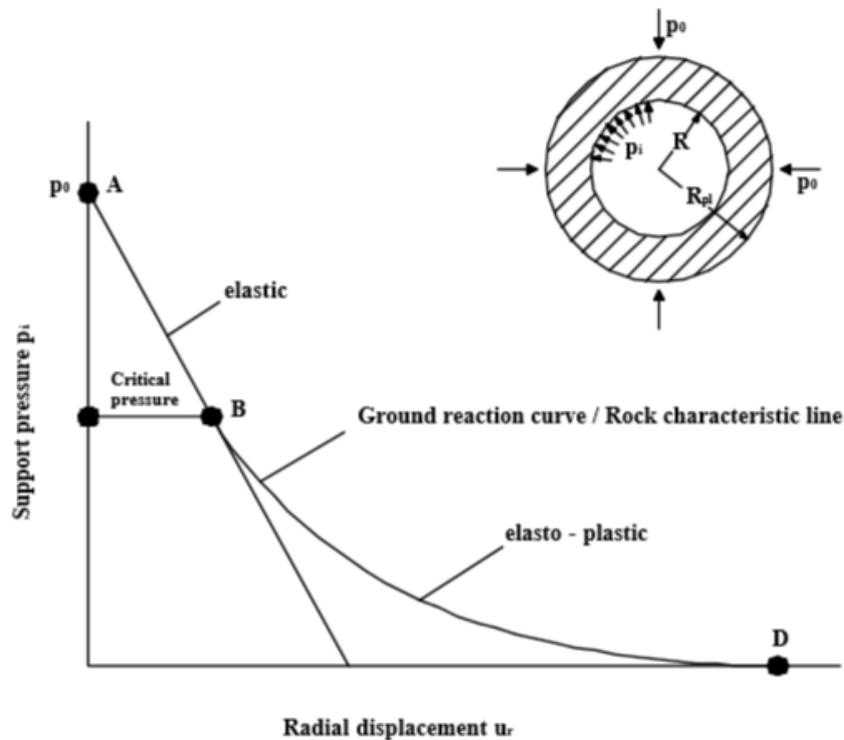


Figura 3: Curva caratteristica della galleria per modelli elastoplastici (Barla, 2001)

Le soluzioni relative ai modelli elastoplastici sono molto utilizzate nella pratica progettuale; l'estensione della fascia plastica, anch'essa di forma circolare, è data dal cosiddetto raggio plastico R_{pl} (Figura 3). Nel presente paragrafo si vuole tuttavia concentrare l'attenzione sulle soluzioni semplificate che tengono conto della dipendenza temporale.

Ladanyi (1993) e Cristescu (1993) suddividono i modelli costitutivi tempo-dipendenti in viscoelastici e viscoplastici. La soluzione in forma chiusa può essere scritta per modelli

elementari, di tipo viscoelastico; fra di essi si ricordano Maxwell, Kelvin-Voight, Zener e Burger (Figura 4).

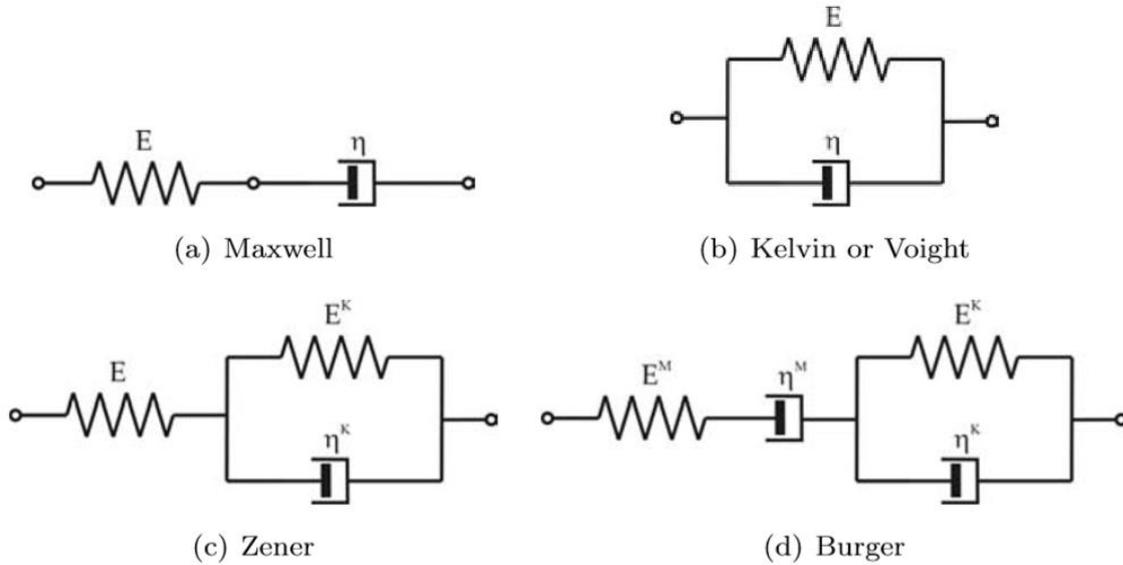


Figura 4: Alcuni modelli costitutivi viscoelastici (Debernardi, 2008)

I modelli reologici sopraelencati sono la combinazione, in serie e/o in parallelo, del modello elastico lineare di Hooke (molla con modulo di Young E) e di quello viscoso di Newton (smorzatore a viscosità costante η).

A titolo di esempio, si riporta la soluzione analitica per il calcolo dello spostamento radiale adottando il modello di Maxwell (Barla, 2001):

$$u_r = \frac{(p_0 - p_i)R}{2E} \left[1 + \frac{t}{T} \right]$$

dove:

- t è il tempo;
- $T = \frac{\eta}{E}$ è il tempo di rilassamento.

Soluzioni in forma chiusa sono possibili anche per gli altri modelli della Figura 4 (Barla, 2001; Paraskevopoulou, 2018).

2.5.2 Metodi numerici

L'uso dei metodi numerici è consigliato quando il rapporto σ_{cm}/p_0 (vedi paragrafo 2.3) è inferiore a 0,3 e altamente raccomandato quando è al di sotto di 0,15, ovvero nelle situazioni in cui si possono avere molte criticità dal punto di vista della stabilità.

Focalizzando l'attenzione sull'approccio del continuo equivalente, si possono utilizzare il metodo degli elementi finiti (FEM) e il metodo delle differenze finite (FDM).

Grazie all'enorme potenza di calcolo dei moderni software, i metodi numerici permettono di considerare, fra le altre cose, l'anisotropia del terreno, gallerie di forma non circolare, scavi in più fasi (tecnica NATM), l'influenza dell'avanzamento dello scavo e l'installazione ritardata del rivestimento provvisorio. Inoltre, un importante vantaggio risiede nella possibilità di utilizzare modelli costitutivi complessi e rappresentare in maniera adeguata il comportamento tempo-dipendente, per esempio con modelli viscoplastici (Barla, 2001).

È bene tenere presente che lo scavo di una galleria è un problema per sua natura tridimensionale e sarebbe dunque appropriato utilizzare un modello numerico 3D; tuttavia, nella maggior parte dei casi, si ricorre a modelli numerici bidimensionali, simulando l'influenza della distanza tra la sezione trasversale e il fronte di scavo con l'applicazione di una pressione interna p_i , calcolata secondo il già citato metodo della curva caratteristica.

Fra i numerosi modelli viscoplastici in letteratura se ne citano alcuni (Barla et al., 2008):

- Modello CVISC (Itasca, 2006).
- Modello VIPLA (Lemaitre e Chaboche, 1996).
- Modello SHELVIP (Debernardi, 2008).

2.5.2.1 Modello CVISC

La legge di comportamento CVISC (Itasca, 2006; Figura 5), applicata nel presente lavoro, combina il modello viscoelastico di Burger (Figura 4) con il criterio di rottura di Mohr-Coulomb.

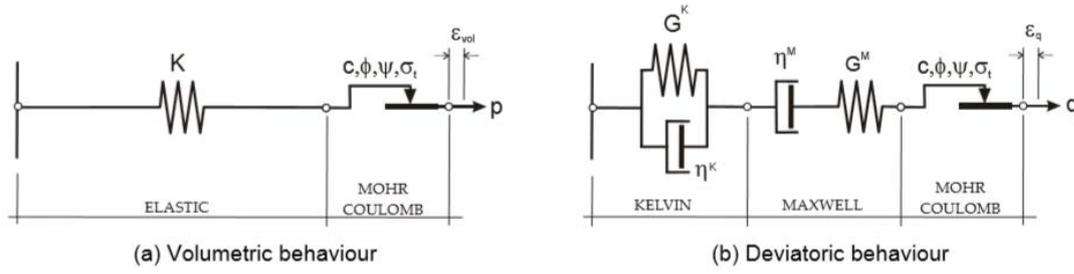


Figura 5: Schematizzazione del modello CVISC (Itasca)

L'ipotesi principale sta nel dividere il comportamento del materiale nelle sue componenti volumetrica e deviatorica. Il comportamento volumetrico è di tipo elastoplastico ed è governato da una legge elastica lineare e dalla legge di flusso plastico; quello deviatorico è viscoelastoplastico ed è governato dal modello di Burger e dalla stessa legge di flusso del comportamento volumetrico.

Scomponendo dunque il tensore degli sforzi $[\sigma]$ e il tensore delle deformazioni $[\varepsilon]$ nella parte deviatorica e nella parte volumetrica, si ottiene:

$$[\sigma] = [\sigma_{dev}] + [\sigma_{vol}] = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix}$$

$$[\varepsilon] = [\varepsilon_{dev}] + [\varepsilon_{vol}] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} - \frac{\varepsilon_{vol}}{3} & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx} & \varepsilon_{yy} - \frac{\varepsilon_{vol}}{3} & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} & \frac{1}{2}\gamma_{zy} & \varepsilon_{zz} - \frac{\varepsilon_{vol}}{3} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\varepsilon_{vol}}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\varepsilon_{vol}}{3} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\varepsilon_{vol}}{3} \end{bmatrix}$$

dove:

$\sigma_m = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3}$ è la tensione media;

$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$ è la deformazione volumetrica.

Detta e_{ij} la singola componente del deviatore delle deformazioni, la velocità di deformazione \dot{e}_{ij} è pari alla somma delle due componenti viscoelastiche di Kelvin-Voight e Maxwell e della componente plastica di Mohr-Coulomb:

$$\dot{e}_{ij} = \dot{e}_{ij}^K + \dot{e}_{ij}^M + \dot{e}_{ij}^P$$

Detta S_{ij} la singola componente del deviatore delle tensioni e \dot{S}_{ij} la rispettiva velocità di variazione della tensione, valgono le seguenti relazioni costitutive:

$$S_{ij} = 2\eta_K \dot{e}_{ij}^K + 2G_K e_{ij}^K$$

$$\dot{e}_{ij}^M = \frac{\dot{S}_{ij}}{2G_M} + \frac{S_{ij}}{2\eta_M}$$

dove:

G_K è il modulo di taglio di Kelvin-Voight;

η_K è la viscosità dinamica di Kelvin-Voight;

G_M è il modulo di taglio di Maxwell;

η_M è la viscosità dinamica di Maxwell.

Per quanto riguarda le componenti plastiche, deviatoriche \dot{e}_{ij}^p e volumetriche $\dot{\varepsilon}_{vol}^p$, vale:

$$[\dot{e}^p] = \begin{bmatrix} \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \sigma_{xx}} - \frac{1}{3} \varepsilon_{vol} & \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \tau_{xy}} & \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \tau_{xz}} \\ \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \tau_{yx}} & \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \sigma_{yy}} - \frac{1}{3} \varepsilon_{vol} & \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \tau_{yz}} \\ \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \tau_{zx}} & \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \tau_{zy}} & \lambda^* \frac{\partial g}{\partial \sigma_{zz}} - \frac{1}{3} \varepsilon_{vol} \end{bmatrix}$$

$$\dot{\varepsilon}_{vol}^p = \lambda^* \left[\frac{\partial g}{\partial \sigma_{xx}} + \frac{\partial g}{\partial \sigma_{yy}} + \frac{\partial g}{\partial \sigma_{zz}} \right]$$

Il legame costitutivo elastoplastico che rappresenta il comportamento volumetrico si scrive invece nel seguente modo:

$$\sigma_m = K(\dot{\varepsilon}_{vol} - \dot{\varepsilon}_{vol}^p)$$

Si rammenta che il modulo di compressibilità K e il modulo di taglio G sono funzioni del modulo di Young E e del rapporto di Poisson ν , secondo le seguenti espressioni:

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

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

Il criterio di rottura, che è dato dalla funzione $f = 0$, secondo Mohr-Coulomb si scrive:

$$f = \sigma_1 - \sigma_3 N_\phi + 2c \sqrt{N_\phi} = 0$$

per la rottura a taglio, mentre:

$$f = \sigma_t - \sigma_3 = 0$$

per la rottura a trazione.

Nelle relazioni precedenti:

c è la coesione del materiale;

ϕ è l'angolo d'attrito;

$$N_\phi = \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi};$$

σ_t è la resistenza a trazione;

σ_1 e σ_3 sono gli sforzi principali minimo e massimo.

Infine, la legge di flusso plastico si scrive:

$$g = \sigma_1 - \sigma_3 N_\psi$$

per la rottura a taglio, mentre:

$$g = -\sigma_3$$

per la rottura a trazione.

Nelle relazioni precedenti:

ψ è la dilatanza del materiale;

$$N_\psi = \frac{1 + \sin\psi}{1 - \sin\psi}.$$

Il parametro λ^* si determina dall'applicazione della condizione di rottura $f = 0$.

Il CVISC è implementato sul software FLAC (Itasca), il quale richiede come dati di partenza le seguenti grandezze, tutte presenti nelle formule sopra illustrate:

- modulo di compressibilità K ;
- coesione c ;

- densità ρ ;
- dilatanza ψ ;
- angolo di attrito ϕ ;
- modulo di taglio di Kelvin G_K ;
- viscosità di Kelvin η_K ;
- modulo di taglio di Maxwell G_M ;
- resistenza a trazione del materiale σ_t ;
- viscosità dinamica di Maxwell η_M .

2.5.2.2 Altri modelli

Il modello CVISC è relativamente facile da comprendere a livello concettuale ed è anche abbastanza semplice da applicare, in quanto già implementato su FLAC; per questo motivo, è il più utilizzato fra i modelli visco-elastoplastici. Tuttavia, è bene ricordare che esistono in letteratura dei modelli più complessi ma anche più completi, basati sulla teoria dell'elasto-viscoplasticità, sviluppata da Perzyna (1966) e ampliata da Lemaitre (1996).

In breve, questa teoria si rifà ai noti principi della teoria dell'elastoplasticità, ripartendo le deformazioni totali (ε_{ij}) in elastiche (ε^e_{ij}) e viscoplastiche (ε^{vp}_{ij}) e introducendo una superficie di plasticizzazione $F = 0$, che individua in modo quantitativo la soglia tensionale raggiunta o superata la quale non si hanno più solo deformazioni elastiche ma anche deformazioni viscoplastiche. Di fatto, con questa teoria, il comportamento elastoplastico definito dalla teoria dell'elastoplasticità non è altro che un caso particolare dello schema più generale dell'elasto-viscoplasticità. Un altro aspetto molto importante è la cosiddetta legge di flusso viscoplastico, che interviene quando viene raggiunta la condizione di plasticizzazione $F = 0$ e che permette di calcolare il tensore delle velocità di deformazione viscoplastiche $\dot{\varepsilon}^{vp}_{ij}$; questo tensore ha direzione definita dal potenziale plastico G e modulo determinato da una funzione scalare $\phi(F)$, detta “nucleo viscoso”, che è particolarmente importante per descrivere la risposta meccanica nel tempo.

Le varie leggi di comportamento viscoso si differenziano fra loro in particolare riguardo alla funzione di nucleo viscoso $\phi(F)$. Nel caso del modello di Lemaitre (1996), già citato in precedenza, tale funzione è espressa come legge di potenza:

$$\phi(F) = F^n$$

dove n è una costante maggiore di 1.

Un modello più complesso, denominato SHELVIP (Stress Hardening ELastic VISCous Plastic) e basato anch'esso sulla teoria dell'elasto-viscoplasticità di Perzyna (1966), è stato di recente sviluppato da Debernardi (2008). SHELVIP si differenzia dagli altri modelli per via della diversa ripartizione delle deformazioni; infatti, il tensore delle velocità di deformazione è la somma di una componente elastica ($\dot{\varepsilon}^e_{ij}$), una plastica ($\dot{\varepsilon}^p_{ij}$) e una viscoplastica ($\dot{\varepsilon}^{vp}_{ij}$). In pratica, la novità introdotta sta nell'aggiunta di una componente di deformazione plastica ε^p_{ij} che non dipende dalla variabile tempo, ma che si calcola secondo la legge di flusso della teoria dell'elastoplasticità. La componente viscoplastica $\dot{\varepsilon}^{vp}_{ij}$ è calcolata invece secondo il metodo di Lemaitre (1996) e dipende ovviamente dal tempo.

2.6 Analisi a ritroso

Nei paragrafi precedenti si è parlato abbondantemente del comportamento spingente, consigliando in particolare l'utilizzo di modelli costitutivi di tipo visco-elastoplastico invece dei metodi empirici. Al tempo stesso però, non è sempre facile determinare i parametri dei modelli costitutivi in fase progettuale, specie quando si è scelto di adottare una legge complessa e quando si ha a che fare con un ammasso roccioso con caratteristiche meccaniche eterogenee e altamente variabili nello spazio. In questi casi, si può ricorrere al metodo osservazionale effettuando, nello specifico, un'analisi a ritroso (meglio nota con il termine inglese "back analysis") sulla base dei dati raccolti in situ dagli strumenti di monitoraggio, per validare ed eventualmente modificare le ipotesi di progetto e il modello di comportamento dell'ammasso roccioso (Barla, 2001).

Vale quindi la pena ricordare brevemente, nel presente paragrafo, i concetti fondamentali dell'analisi a ritroso, metodo molto utilizzato durante lo scavo delle gallerie e applicato nella presente tesi.

2.6.1 Generalità

Il termine analisi a ritroso indica un processo in cui i parametri di input di un problema sono fatti variare in modo che i risultati ottenuti con il modello analitico si avvicinino il più possibile a quelli reali misurati in situ (Vardakos, 2007).

Nei problemi di ingegneria geotecnica, i parametri di input del modello sono in genere la geometria, i parametri dei materiali e i carichi; ad essi sono legati i parametri di output, ovvero la distribuzione tensionale e il campo degli spostamenti. Molto spesso i parametri di input sono definiti in maniera parziale e sono affetti da incertezze, per cui risulta molto difficile giungere a risultati affidabili e a una progettazione ottimizzata in termini di costi. Con il metodo osservazionale e l'analisi a ritroso si può ottenere una stima affidabile dei parametri, modificando la progettazione in corso d'opera se necessario (Cividini et al., 1981).

L'analisi a ritroso può svolgersi in due differenti modi (Cividini et al., 1981):

- Metodo inverso/analitico.
- Metodo diretto/numerico.

Nel metodo inverso, tutte le equazioni che governano il problema sono invertite in modo che i parametri di output (sforzi, deformazioni, spostamenti) rilevati col monitoraggio diventino i parametri di input, ottenendo i valori di input originali; tale approccio può essere applicato soltanto in casi molto semplici, qualora la soluzione analitica risulti facilmente invertibile.

Di maggiore interesse applicativo è il metodo diretto, poiché non richiede l'inversione ma utilizza la soluzione analitica diretta. Infatti, con l'ausilio di un software numerico, si modificano iterativamente i parametri di input fino a quando la differenza tra gli output numerici (spostamenti, deformazioni, ecc.) e i dati sperimentali risulti la più piccola possibile. Con l'approccio diretto l'analisi a ritroso può essere applicata anche a modelli più complessi, per esempio modelli non lineari.

2.6.2 Applicazione in caso di comportamento spingente

Come già accennato al paragrafo 2.5, è molto importante saper interpretare correttamente i dati del monitoraggio, distinguendo fra gli spostamenti meccanici dovuti all'avanzamento dello scavo e quelli causati dal creep; si tratta di un processo piuttosto difficile, che rende altrettanto

difficoltosa l'analisi a ritroso per la determinazione dei parametri costitutivi associati al creep (Barla, 2001).

Un modo per separare l'effetto dell'avanzamento del fronte di scavo da quello tempo-dipendente è attraverso la seguente relazione (Sulem, 1987):

$$C(x, t) = C_{\infty, x} \left[1 - \left(\frac{X}{x + X} \right)^2 \right] \cdot \left\{ 1 + m \left[1 - \left(\frac{T}{t + T} \right)^{0,3} \right] \right\}$$

in cui:

$C(x, t)$ è la convergenza alla distanza x dal fronte al tempo t ;

$C_{\infty, x}$ è la convergenza a distanza infinita dal fronte in assenza di comportamento tempo-dipendente;

X è una distanza correlata alla distanza di influenza del fronte di scavo, assunta pari all'84% del raggio plastico R_{pl} nell'ipotesi di comportamento elastoplastico dell'ammasso (Panet e Guenot, 1982);

T è un tempo caratteristico correlato al comportamento tempo-dipendente dell'ammasso;

m è un parametro caratteristico correlato al comportamento tempo-dipendente dell'ammasso.

Confrontando la soluzione di Sulem con i dati di convergenza reali, è possibile giungere a una stima dei parametri $C_{\infty, x}$, X , T ed m , attraverso per esempio un'analisi di regressione. Si può osservare che il termine $\left[1 - \left(\frac{X}{x+X} \right)^2 \right]$ rappresenta la componente spaziale, funzione della distanza x fra la sezione in esame e il fronte di scavo, che si annulla per $x = 0$ e tende a 1 per $x \rightarrow \infty$; il termine $\left\{ 1 + m \left[1 - \left(\frac{T}{t+T} \right)^{0,3} \right] \right\}$ rappresenta invece la componente temporale, che diventa 1 per $t = 0$ o in assenza di creep e tende a $(1 + m)$ per $t \rightarrow \infty$.

Ne deriva che la convergenza a lungo termine e a grande distanza dal fronte sia pari a:

$$C(x, t) = C_{\infty, x}(1 + m)$$

La soluzione di Sulem, benché utile a comprendere la differenza fra gli spostamenti meccanici e reologici, non è altro che una semplice rappresentazione analitica dell'andamento asintotico, nello spazio e nel tempo, del profilo longitudinale delle convergenze/spostamenti osservati.

Per rappresentare al meglio il comportamento viscoplastico di un ammasso roccioso, occorre appoggiarsi a un valido modello costitutivo, utilizzando ad esempio uno di quelli

indicati al paragrafo 2.5.2. In questo senso, l'analisi a ritroso viene effettuata con il metodo diretto, modificando cioè i parametri del modello fino ad ottenere un profilo longitudinale delle convergenze/spostamenti il più vicino possibile a quello osservato in fase di monitoraggio.

Come già accennato, nella presente tesi l'analisi a ritroso verrà effettuata con il modello CVISC, applicando il metodo diretto sul software FLAC; il procedimento verrà ampiamente approfondito nel capitolo 4.

2.7 Considerazioni finali

In questo capitolo sono stati descritti gli aspetti principali riguardanti il comportamento spingente presente durante lo scavo di gallerie in roccia.

Dopo aver riportato una serie di definizioni, si sono accennati alcuni metodi empirici e semi-empirici, spiegando come questi siano utili per capire se il comportamento spingente sia presente o meno e per fornire, in prima battuta, una stima delle deformazioni attese. In questo contesto, si può fin da subito osservare un aspetto molto importante: l'intensità del fenomeno, in termini di deformazioni, non è una caratteristica intrinseca dell'ammasso roccioso in cui è scavata la galleria perché dipende fortemente dallo stato di sforzo; maggiore è la profondità di scavo più grandi saranno le deformazioni viscosse attese. Questo è pertanto il motivo per cui si utilizza il termine "comportamento spingente" e non si parla mai di "ammasso spingente".

Successivamente, si è passati a una descrizione dei metodi di scavo per le gallerie in condizioni spingenti, spiegando come quelli convenzionali siano preferibili allo scavo meccanizzato per via del rischio che la TBM rimanga intrappolata nella roccia.

L'argomento che si è voluto trattare maggiormente è stato in ogni caso la rappresentazione del fenomeno mediante modelli costitutivi che tengano conto del comportamento viscoso, suddividendoli in metodi analitici, per i quali è possibile scrivere una soluzione in forma chiusa, e in metodi numerici, per i quali è necessario un'implementazione numerica. Il comportamento differito nel tempo può essere riprodotto tramite una serie di modelli analogici (Maxwell, Burgers, ecc.), molto noti in letteratura e molto facili da comprendere perché è possibile scriverne la soluzione in forma chiusa, basati sulla combinazione in serie o in parallelo di molle e dissipatori viscosi. Essi, essendo di tipo viscoelastico, hanno però il grosso limite di non tenere conto della componente plastica delle deformazioni. Questo limite è stato superato dal CVISC,

un modello analogico di tipo visco-elastoplastico che abbina al modello viscoelastico di Burgers il criterio di plasticizzazione di Mohr-Coulomb e una legge di flusso plastico; esso è implementato all'interno del software di calcolo alle differenze finite FLAC ed è molto utilizzato per via della sua relativa semplicità.

Si è poi mostrato come, in parallelo ai modelli analogici, sia stata sviluppata piuttosto recentemente una vera e propria “teoria dell’elasto-viscoplasticità”, che è un’estensione della ben nota teoria dell’elastoplasticità. Sarebbe pertanto più corretto utilizzare, al posto del CVISC, un modello che si appoggi a questa teoria, ad esempio quello di Lemaitre (1996). Tuttavia, al momento attuale, questi metodi non sono ancora diffusi nella pratica corrente, in quanto non ancora implementati sui software di calcolo commerciali.

In ogni caso, come riportato da Debernardi (2004), tutti i modelli viscosi descritti in precedenza si limitano a proporre delle leggi matematiche che riproducano in modo sufficientemente preciso le evidenze sperimentali riguardo la “natura viscosa” del materiale, senza indagare le reali cause microscopiche del fenomeno, peraltro tutt’oggi ancora in parte sconosciute; sono cioè dei “modelli fenomenologici”. I parametri, come ad esempio la viscosità di Kelvin e a viscosità di Maxwell presenti nel CVISC, sono pertanto privi di ogni significato fisico e rivestono un ruolo puramente numerico. Di ciò si risentirà molto durante l’analisi a ritroso della galleria: mentre i parametri di resistenza (Mohr-Coulomb) saranno determinati abbastanza facilmente, in quanto saranno presenti dei dati sperimentali di riferimento, i parametri viscoelastici di Burgers (modulo di taglio e viscosità) saranno basati solamente sui dati osservati durante il monitoraggio dello scavo, senza la possibilità di partire da dei valori iniziali di riferimento dal momento che non sono state effettuate delle prove di creep in laboratorio.

Capitolo 3

La galleria Chenani-Nashri

3.1 Premessa

Nel presente capitolo vengono illustrate le caratteristiche principali della galleria Chenani-Nashri e dell'ammasso roccioso in cui è stata scavata descrivendo, in maniera dettagliata, l'area oggetto di studio della Tesi.

Il Chenani-Nashri è un tunnel facente parte dell'autostrada NH 44 (ex NH 1A), la quale collega il Nord e il Sud dell'India; è stato realizzato a partire dal 2011 come parte del nuovo tratto autostradale fra Udhampur e Banihal, per fornire un collegamento rapido fra la Valle del Kashmir e il resto del Paese, e si trova nello stato federato del Jammu and Kashmir (Figura 6).

Aperta al traffico nel 2017, l'opera è costituita da un tunnel principale per ambo i sensi di marcia, di lunghezza 8980 m, affiancato da un tunnel per la fuga di emergenza, lungo 8930 m e percorribile sia dalle persone che dalle auto.

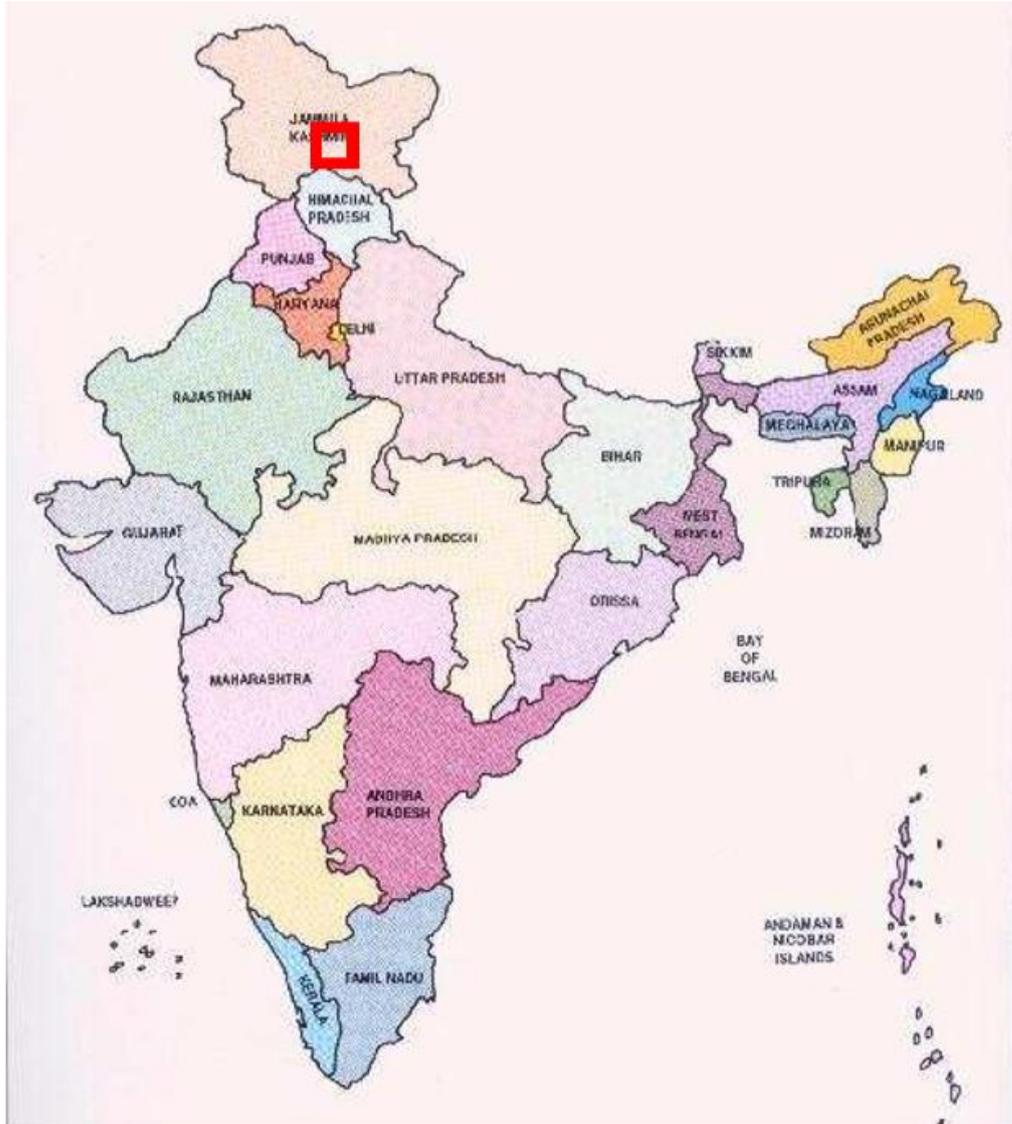


Figura 6: Mappa dell'India con l'ubicazione dell'opera

Le due gallerie sono state scavate con l'utilizzo di esplosivi, ovvero secondo la tecnica, di tipo convenzionale, comunemente nota con il termine inglese “*drill and blast*”; per il tunnel principale è stato impiegato lo scavo a calotta e ribasso (in inglese *top heading and benching down excavation*), mentre per il tunnel di fuga lo scavo a sezione piena (si veda il paragrafo 2.4).

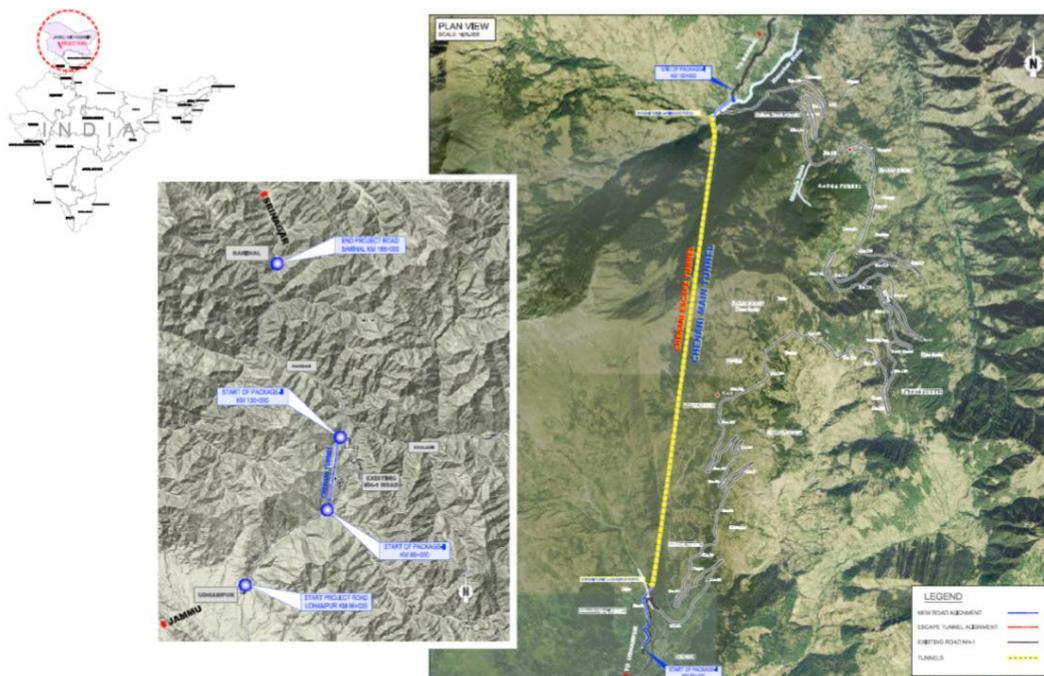


Figura 7: Localizzazione del progetto sulla mappa regionale

Come solitamente accade per lo scavo di lunghe gallerie in ammassi rocciosi eterogenei, la campagna indagini geologico-geotecnica (sondaggi geognostici, rilevamento geostrutturale, prove di laboratorio, prove sismiche in situ, ecc.) non è stata sufficiente a fornire una previsione affidabile del comportamento dell'ammasso alla scala della galleria. Pertanto, si è dovuto ricorrere al metodo osservazionale (descritto al paragrafo 2.6), grazie all'installazione del sistema di monitoraggio; interpretando correttamente i dati, è stato infatti possibile individuare tempestivamente le zone critiche in cui apportare modifiche alle ipotesi di progetto iniziali, adottando una tipologia di rivestimento più adatta di quella prevista in fase di progetto. Inoltre, la situazione del Chenani-Nashri è particolarmente complessa a causa della presenza di una roccia costituita da strati di materiale diverso con inclinazione e spessore altamente variabili nello spazio (si veda il paragrafo 3.2.1); per questo motivo, in fase di progetto, sono stati determinati dei parametri geotecnici affetti da elevate incertezze (vedi paragrafo 3.3).

Il presente lavoro non analizza l'intero comportamento deformativo della galleria Chenani-Nashri, ma si concentra su una determinata sezione trasversale, per la quale verrà realizzato un modello numerico bidimensionale. La posizione di tale sezione è indicata sul profilo longitudinale della galleria (Figura 8) ed è collocata, per esattezza, a 948 m di distanza dall'imbocco Sud; per questa ragione, si parlerà d'ora in poi di "sezione TM 948" o, meglio

ancora, di “sezione di monitoraggio TM 948”, poiché in corrispondenza di tale sezione sono state installate le strumentazioni per il monitoraggio.

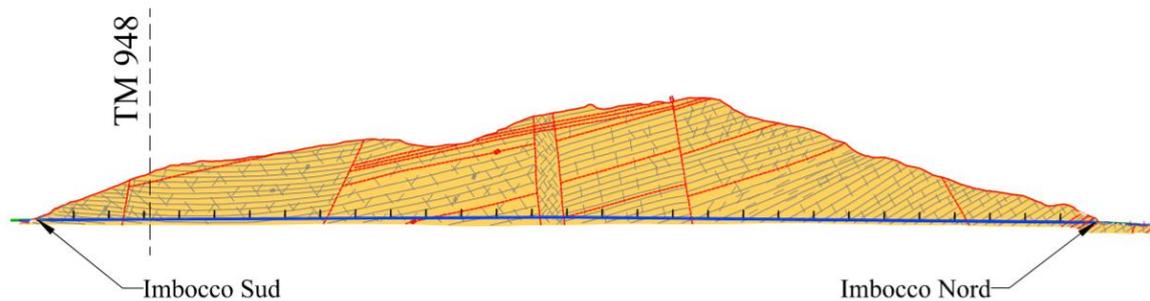


Figura 8: Profilo longitudinale della galleria con indicazione della sezione di studio (TM 948)

Il sistema di monitoraggio (descritto al paragrafo 3.5.1), realizzato per tutelare la sicurezza del personale di cantiere e, come già detto, per correggere eventuali ipotesi di progetto errate, ha fornito una serie di dati che verranno interpretati e sfruttati nel capitolo 4 per la stima dei parametri dell’ammasso roccioso in corrispondenza della sezione di monitoraggio TM 948, attraverso l’analisi a ritroso; per questo motivo, al paragrafo 3.5.2, si riportano tutti i dati relativi a tale sezione.

3.2 Geologia e idrogeologia del sito

3.2.1 Inquadramento geologico

La galleria si trova in corrispondenza dell’Himalaya Occidentale, in un settore denominato Sub Himalaya, e attraversa la formazione geologica del Murree, caratterizzata dall’alternanza di strati di arenaria, siltite e argillite; questo tipo di roccia viene chiamata flysch.

L’arenaria (in inglese sandstone) è una roccia sedimentaria composta di granuli delle dimensioni medie di una sabbia ed è in genere caratterizzata da un buon comportamento geo-meccanico. Siltite (in inglese siltstone) e argillite (in inglese claystone) sono rocce sedimentarie composte rispettivamente da particelle delle dimensioni medie di limo e argilla e sono caratterizzate da un comportamento geo-meccanico più scadente rispetto alle arenarie. Lo spessore degli orizzonti di roccia può variare, a seconda della zona, da qualche centimetro a

diversi metri. Se si è in presenza di un'alternanza di strati sottili, ovvero con spessori inferiori al metro, questi non vengono differenziati; un caso molto frequente è l'alternanza di strati molto sottili di siltite e argillite, i quali vengono considerati come un unico orizzonte denominato siltite/argillite (in inglese “interbedded siltstone and claystone”).

L'ammasso roccioso è attraversato da diverse famiglie di giunti, da alcune bande di taglio e da alcuni piani di faglia. Particolare attenzione deve essere dedicata ai piani di faglia, costituiti da una fascia caratterizzata da un elevato grado di fratturazione e, di conseguenza, da condizioni geotecniche scadenti e abbondanza di acqua (vedi paragrafo 3.2.2).

Sulla base della campagna di indagini geologiche, la zona in cui è presente la sezione di monitoraggio TM 948 è stata descritta come un'alternanza di unità di arenarie, siltiti e argilliti. La direzione di immersione dei piani di strato varia da E a ESE e sono quindi all'incirca paralleli all'asse della galleria (che va da SSO a NNE), con un'inclinazione pari a circa 40° (Figura 9).

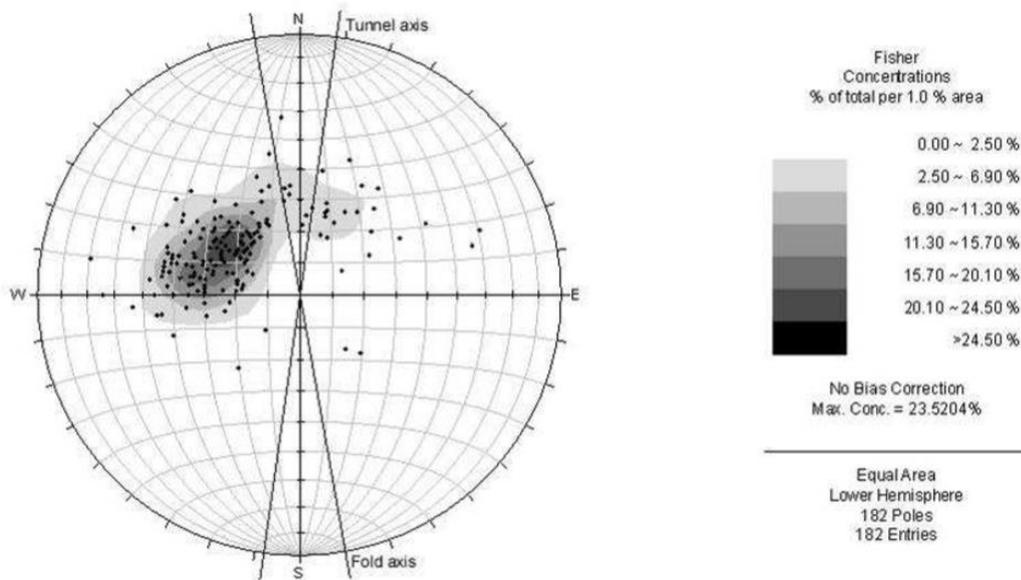
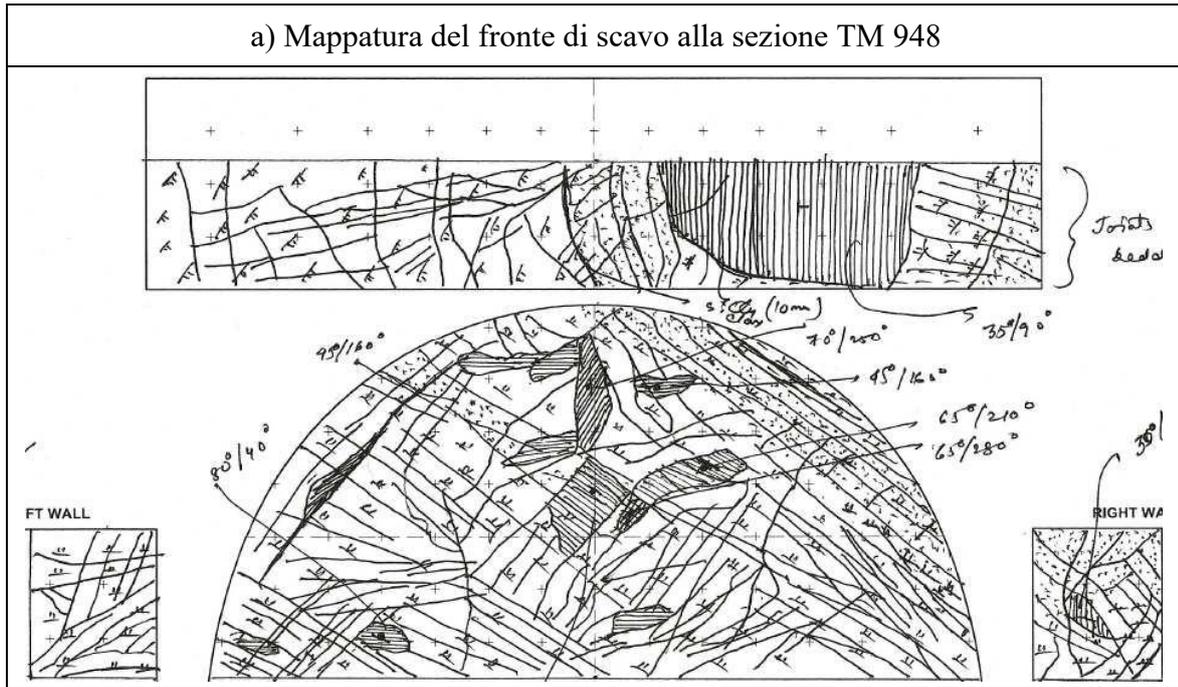


Figura 9: Stereogramma dei piani di strato individuati nell'area investigata

Tuttavia, solamente grazie alla mappatura geologico-geotecnica del fronte di scavo (Figura 10) è possibile ottenere informazioni dettagliate sul corretto orientamento degli strati, sul loro spessore e sul tipo di roccia. In particolare, la calotta (top heading) intercetta uno strato di siltite spesso diversi metri e uno strato molto sottile di arenaria/siltite, chiamato siltite sabbiosa, in alto a destra. Osservando più attentamente la Figura 10a, si nota la presenza di un terzo materiale, identificato con delle fitte righe verticali nella parte destra del rettangolo che

rappresenta ciò che si vede guardando dal basso verso l'alto, ovvero la corona della galleria; questa non è altro che la traccia di uno strato di siltite-argillite con caratteristiche meccaniche molto scadenti, individuato anche nelle mappature effettuate nelle sezioni limitrofe. L'orientamento degli strati è invece conforme a quanto dedotto dai dati della campagna indagini.



b) Caratteristiche geologico-geotecniche dell'ammasso roccioso

Rock Characteristics - MS TM 948											
Lithology:	Siltstone & Sandy Siltstone										
Rock Mass characteristic:	Rock mass is composed of brown color siltstone and sandy siltstone, slightly weathered, closed to wide spacing, silt clay filling.										
Discontinuities:											
Bedding: Dip/DipDir 30/085	Anisotropy:		Remarks	Joints	Dip/dipDir:	65/250	65/210	80/040	Remarks		
	Spacing:	60-2000mm	friable rock	2 joint sets	Spacing:	60-1500	60-1500	60-1000	Blocks are interlocked		
	Persistence:	100-1500cm			Persistence:	100-1500	100-1500	100-500			
	Condition:	Smooth TO Rough <-0.1-5	Condition:		smooth to Rough	smooth to Rough	smooth to Rough				
	Opening:	Crushed rock Silty clay	Opening:		<-0.1-4	<-0.1-4	<-0.1-3				
Filling:		Filling:	silt clay		silt clay	silt clay					
Parameters:		Intact Rock			Rock Mass			Discontinuities			
		Min	Max	Remarks	Min	Max	Remarks	Min	Max	Remarks	
Unit Weight, γ	[KN/m ³]	26	27	estimate							
UCS, σ	[MPa]	22	90	estimate	2.7	14					
Poisson, ν	-	0.28	0.30	estimate							
Tension, σ_t	[MPa]				-0.01	-0.14	Estimate Hoek & Brown criteria			Barton's Bandis Criteria, Estimate	
Cohesion, c	[MPa]				0.68	1.5			0.20		0.30
Friction Angle, ϕ	[°]			Data not available	28.5	42			28		37
Young's Modulus, E	[Gpa]				1.9	7.1					
Permeability, kf	[m/s]										
Porosity, n	%										
Standard Classification:		GS:35-45			ml:8-10						
In situ Stress:	350m, according to monitoring results, higher value of stresses is expected from left sid wall and at the T4 position.										
water:	At the time of excavation: dry. After excavation: dry to damp.										
Rock mass behavior:	High potential for shear failure Stress release problem.										
Risks:	Due to unavailable lab test results, the values for rock mass mechanical parameters could be different than it has been estimated above.										

Figura 10: Mappatura della sezione TM 948 e relativi dati geologici e geotecnici

3.2.2 Idrogeologia

Negli strati di arenaria la permeabilità è bassa ma aumenta all'aumentare del numero e della spaziatura dei giunti, diventando elevata in corrispondenza delle bande di taglio e dei piani di faglia. Negli strati di siltite/argillite la permeabilità è bassa e resta tale anche in presenza di giunti, poiché questi sono riempiti da materiale limoso o argilloso. Inoltre, nelle zone scavate ad elevate profondità rispetto alla superficie del terreno, è possibile che i giunti e le fratture risultino chiusi a causa dell'elevato stato tensionale.

Durante lo scavo del tunnel il maggior contributo al flusso d'acqua deriva dalle faglie e dalle zone ad elevata fratturazione e il contributo dovuto alla roccia intatta risulta trascurabile. Si tenga presente che queste zone ad elevata permeabilità rappresentano delle criticità, seppur

importanti perché talvolta imprevedibili, a livello locale e non sono state rilevate durante lo scavo in corrispondenza della sezione TM 948 di interesse.

3.3 Caratterizzazione geotecnica

L'approccio utilizzato per caratterizzare l'ammasso roccioso è il ben noto metodo del continuo equivalente, che si presta molto bene nei casi in cui la spaziatura fra i giunti è piccola se comparata con le dimensioni geometriche della galleria (Figura 11). L'ammasso roccioso, che per sua natura è un mezzo discontinuo poiché attraversato da molte discontinuità (giunti, faglie, ecc.), viene cioè rappresentato come se fosse un materiale continuo, assegnandogli dei parametri meccanici ridotti rispetto allo stesso materiale (roccia) intatto. Si utilizza, infatti, un opportuno sistema di classificazione per mezzi continui equivalenti, basato sulla caratterizzazione geotecnica della roccia intatta e delle discontinuità.

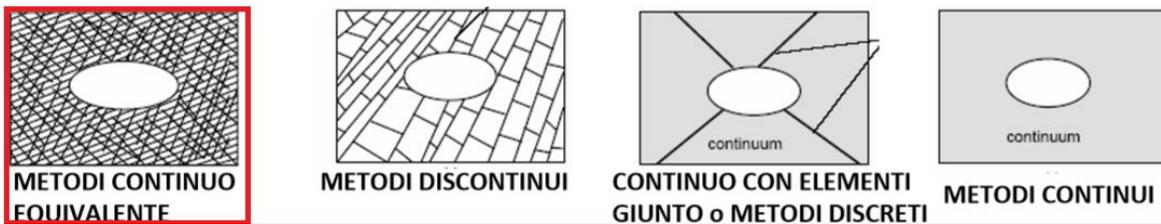


Figura 11: Metodi utilizzati per rappresentare un ammasso roccioso

La caratterizzazione geotecnica dell'ammasso roccioso è stata quindi possibile grazie al rilievo geostrutturale in situ e alle prove di laboratorio effettuate sui campioni prelevati. In primo luogo, sono state determinate le caratteristiche della roccia intatta e delle discontinuità; successivamente, nell'ottica del metodo del continuo equivalente, è stata effettuata una caratterizzazione geomeccanica dell'ammasso sulla base dei sistemi di classificazione del *GSI* (Geological Strength Index) e del *RMR* (Rock Mass Rating). In ogni caso, quando possibile, si è utilizzato un approccio statistico per il calcolo dei parametri.

I parametri dell'ammasso roccioso, ottenuti a seguito della caratterizzazione e variabili lungo la direzione dello scavo, servono per determinare il tipo di rivestimento da installare. Tuttavia, esattamente come per le caratteristiche geologiche, non è possibile ottenere una stima

affidabile dei parametri alla scala della galleria solamente attraverso la campagna indagini; occorre infatti ricalibrarli effettuando un rilievo sul materiale intercettato durante lo scavo (i risultati relativi alla TM 948 sono mostrati nella Figura 10b) e, se si vuole ottenere una stima ancor più precisa, attraverso l'analisi a ritroso, a partire dai dati del monitoraggio.

Un aspetto molto importante riguarda l'eterogeneità del materiale in cui è scavata la galleria, il cosiddetto flysch. Se, da un lato, risulta molto semplice e immediato realizzare un modello costituito da un materiale omogeneo (Figura 12a), dall'altro è necessario caratterizzare separatamente tutti i materiali di cui il flysch è costituito se si vogliono riprodurre le disomogeneità presenti nel campo degli spostamenti del contorno della galleria registrati dal sistema di monitoraggio, realizzando un modello a strati (Figura 12b) su cui effettuare l'analisi a ritroso. Costruire un modello eterogeneo non significa abbandonare il metodo del continuo equivalente, ma semplicemente ripetere il calcolo dei parametri del continuo equivalente per ogni materiale di cui è costituito l'ammasso roccioso (siltite, arenaria, ecc.); gli strati vengono quindi riprodotti sul modello in base al rilievo geo-strutturale e alla mappatura del fronte di scavo.

La scelta del tipo di modello dipende quindi dal grado di precisione che si vuole ottenere. Se si ritiene sufficiente utilizzare un modello omogeneo, i parametri che ne risultano saranno quelli di un materiale fittizio e saranno una sorta di media ponderata dei parametri dei singoli strati del modello eterogeneo. Se si ritiene necessario adottare il modello stratificato, si risconteranno difficoltà e tempi di calcolo maggiori ma il risultato sarà molto più preciso e coerente con la realtà.

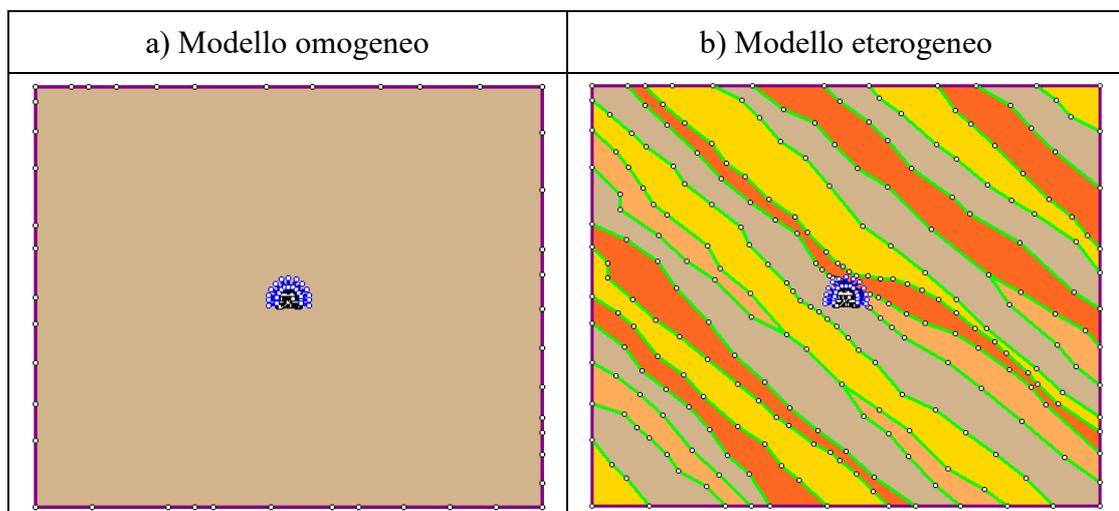


Figura 12: Esempi di modello omogeneo e eterogeneo

3.3.1 Proprietà della roccia intatta

Come già affermato in precedenza, il flysch è una roccia eterogenea costituita da strati di arenaria, siltite e argillite. Queste rocce hanno caratteristiche geotecniche molto differenti: le argilliti sono più scadenti delle siltiti, che a loro volta sono più scadenti delle arenarie. Nel caso in questione, conviene determinare le proprietà della roccia intatta per due casi limite:

- Arenaria pura, ovvero la roccia con le caratteristiche migliori.
- Strati sottili di siltite alternati a strati sottili di argillite, indicati come siltite/argillite, ovvero la roccia con le caratteristiche più scadenti.

Le proprietà dell'arenaria e della siltite/argillite riportate nella Tabella 1 e nella Tabella 2 derivano dalle indagini geotecniche iniziali.

La resistenza a compressione monoassiale σ_c (o *UCS*) è stata determinata tramite la prova di compressione monoassiale su provini in laboratorio e mediante i test effettuati in situ con il martello di Hammer.

I parametri di deformabilità calcolati sono i seguenti:

- Il modulo di deformabilità E_i , ricavato dalle prove di compressione monoassiale.
- Il parametro m_i di Hoek-Brown, ricavato dalle prove di compressione monoassiale, triassiale e brasiliana.

Sono stati inoltre determinati la densità, il rapporto di Poisson e i parametri di Mohr-Coulomb tramite linearizzazione del criterio di Hoek-Brown (Allegato A: Linearizzazione di Hoek-Brown).

Tabella 1: Proprietà dell'arenaria intatta

Arenaria	Densità secca γ [kg/m ³]	Resistenza a compressione monoassiale σ_c [MPa]	Modulo di elasticità E_i [GPa]	Rapporto di Poisson ν [-]	Coesione c' [MPa]	Angolo di attrito ϕ' [°]	Parametro m_i [-]
Minimo	23,5	9	2	0,1	9	37	6
Medio	25,6	79	18	0,2	21	45	8
Massimo	26,8	164	68	0,3	40	54	13
Deviazione standard	0,7	40	17	0,1	7	5	2

Tabella 2: Proprietà della siltite/argillite intatta

Siltite- argillite	Densità secca γ [kg/m ³]	Resistenza a compressione monoassiale σ_c [MPa]	Modulo di elasticità E_i [GPa]	Rapporto di Poisson ν [-]	Coesione c' [MPa]	Angolo di attrito ϕ' [°]	Parametro m_i [-]
Minimo	23,9	12	1	0,1	4	30	3
Medio	25,7	44	8	0,2	14	46	8
Massimo	26,8	87	23	0,4	26	63	13
Deviazione standard	0,8	19,4	6	0,1	5	8	3

Durante lo scavo della galleria, sono state poi determinate le proprietà delle rocce incontrate, in corrispondenza delle sezioni di monitoraggio. Riguardo la sezione di studio, la TM 948, si fa riferimento ai parametri della mappatura riportati nella Figura 10b al paragrafo 3.2.1 e riassunti nella Tabella 3, relativi alla siltite e alla siltite sabbiosa; la resistenza a compressione monoassiale σ_c è stata determinata tramite la prova di carico puntuale (“Point Load Test”) effettuata su dei campioni di roccia prelevati.

Tabella 3: Proprietà della siltite/siltite sabbiosa intatta

Siltite, siltite sabbiosa	Densità secca γ [kg/m ³]	Resistenza a compressione monoassiale σ_c [MPa]	Rapporto di Poisson ν [-]	Parametro m_i [-]
Minimo	26	22	0,28	8
Massimo	27	90	0,30	10

3.3.2 Caratterizzazione geomeccanica dell'ammasso roccioso

Il comportamento geomeccanico di un ammasso roccioso viene rappresentato definendo un modello costitutivo e un criterio di rottura. In generale, nella maggior parte dei casi, in fase di progettazione conviene utilizzare un modello costitutivo semplice, di tipo elastoplastico, riferendosi in particolare ai modelli elastoplastici ideale e fragile (Figura 13).

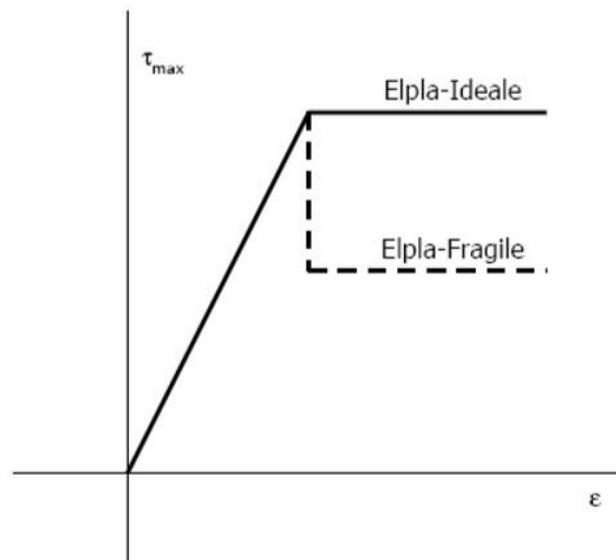


Figura 13: Modelli costitutivi dell'ammasso roccioso utilizzati

I criteri di rottura più indicati per un ammasso roccioso sono:

- Hoek-Brown (1997) (Figura 14a).
- Mohr-Coulomb (1773) (Figura 14b).

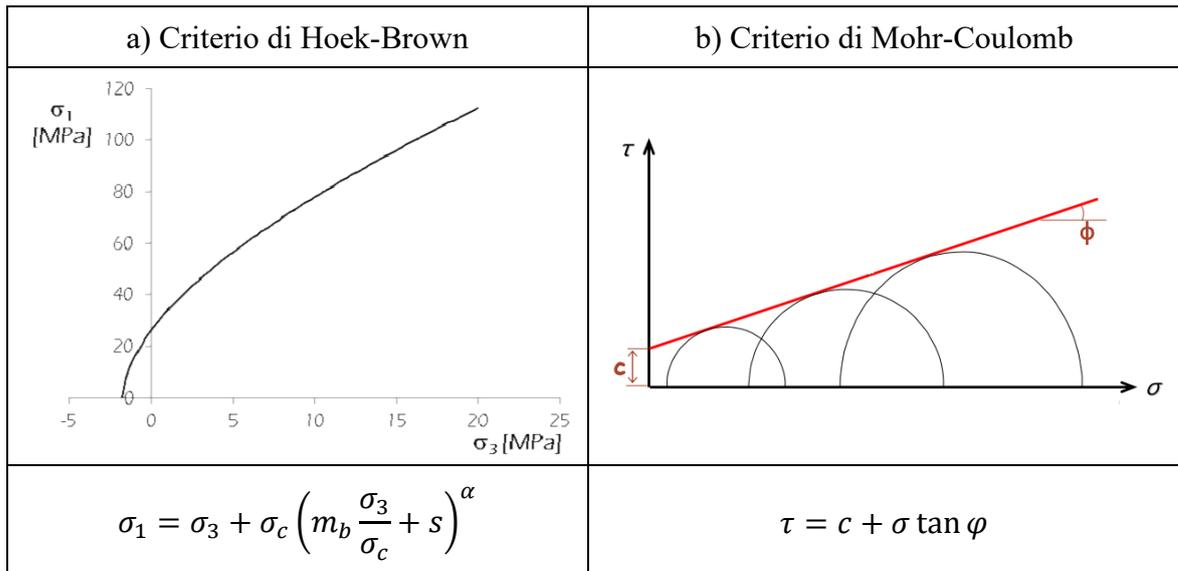


Figura 14: Criteri di rottura per l'ammasso roccioso

In accordo con l'approccio del continuo equivalente, la caratterizzazione geomeccanica dell'ammasso roccioso si basa sugli indici *GSI*, ottenuto secondo l'approccio qualitativo (Hoek, 1995) e quantitativo (Russo e Grasso, 2007; Russo, 2008), e *RMR* (Bieniawski, 1989).

La metodologia comune (Hoek e Brown, 1997), utilizzata anche nel caso in esame, prevede, una volta stimato il *GSI*, di calcolare i parametri del criterio di Hoek-Brown con le seguenti formule empiriche (Hoek e Brown, 1997):

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left[\exp\left(-\frac{GSI}{15}\right) - \exp\left(-\frac{20}{3}\right) \right]$$

Solo successivamente si stimano, se necessario, i parametri di Mohr-Coulomb (*c* e φ) tramite linearizzazione del criterio di Hoek-Brown (Allegato A: Linearizzazione di Hoek-Brown). Per la galleria in esame, il grado di disturbo *D* dell'ammasso può essere assunto pari a 0.

Il modulo di deformabilità dell'ammasso E_d viene stimato con una delle seguenti espressioni empiriche, funzioni del *GSI* e del grado di disturbo *D*:

$$E_d = 100000 \left(\frac{1-D/2}{1 + \exp[(75+25D-GSI)/11]} \right) \quad (\text{Hoek e Diederichs, 2006})$$

$$E_d = \left(1 - \frac{D}{2}\right) \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}} 10^{\frac{GSI-10}{40}} \text{ per } \sigma_c < 100 \text{ MPa} \quad (\text{Hoek e Brown, 1997})$$

3.3.2.1 Caratterizzazione per la scelta del rivestimento provvisorio

La scelta del rivestimento provvisorio in fase di progettazione è basata sui dati della campagna indagini, utilizzando il metodo del continuo equivalente e assumendo che l'ammasso roccioso sia costituito da un unico materiale omogeneo (vedi Figura 12a).

L'approccio utilizzato è di tipo probabilistico; tutti i dati di partenza, derivanti dalle prove di laboratorio e dal rilievo geostrutturale, hanno infatti delle distribuzioni di tipo statistico, dalle quali è stato possibile derivare le distribuzioni statistiche dei parametri di interesse, ad esempio il *GSI*. Per un'analisi probabilistica è opportuno ricorrere agli istogrammi, dividendo cioè il campo di variazione dei parametri in intervalli discreti e determinando, per ogni singolo intervallo, un valore di probabilità in percentuale. Gli ammassi costituiti unicamente da arenaria sono quindi stati distinti in 4 categorie diverse in funzione dell'indice *GSI* (Tabella 4); gli ammassi eterogenei, i cosiddetti flysch, sono stati invece suddivisi in funzione della classe *GSI* e delle percentuali di arenaria e siltite/argillite (Tabella 5).

Tabella 4: Parametri degli ammassi rocciosi in arenaria

Arenaria							
Densità secca γ [kg/m ³]	Classe GSI	Intervallo valori GSI [-]	Resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta UCS [MPa]	m_i [-]	ν [-]	Modulo di elasticità della roccia intatta E_i	Classe RMR
26-27	GSI 1	>65	100-150	10-12	0,2-0,3	25-50	II
26-27	GSI 2	45-65	50-100	10-12	0,2-0,3	10-25	III
26-27	GSI 3	25-45	25-50	8-10	0,2-0,3	10-25	IV
26-27	GSI 4	<25	5-25	6-8	0,2-0,3	2-10	V

Tabella 5: Parametri degli ammassi rocciosi in flysch

Flysch (arenaria + siltite-argillite)										
Percentuali di materiale [%]		Tipo di flysch (Hoek e Marinos, 2000)	Densità secca γ [kg/m ³]	Classe GSI	Intervallo valori GSI [-]	Resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta UCS [MPa]	m_i [-]	ν [-]	Modulo di elasticità della roccia intatta E_i [GPa]	Classe RMR
Arenaria	Siltite-argillite									
>90	>10	A	26-27	GSI 2	45-65	50-100	10-12	0,2-0,3	10-25	III
80	20	B	26-27	GSI 2	45-65	50-100	10-12	0,2-0,3	10-20	
50	50	C	24-26	GSI 3	25-45	50-100	8-10	0,2-0,3	5-10	IV
35	65	D/E	24-26			25-50				
20	80	F	24-26			25-50				
10	90	G/H	24-26	GSI 4	<25	5-25	6-8	0,2-0,3	0,5-5	V

Come già introdotto all'inizio del paragrafo 3.3, il rilievo geologico e geotecnico non è sufficiente a determinare, alla scala della galleria, dove e per quanti metri una formazione di roccia prevarrà sulle altre, specie nelle zone in cui la profondità di scavo è elevata: è stata ipotizzata, pertanto, la presenza di un ammasso composto al 50% da arenaria e al 50% da siltite-argillite su tutta l'area di studio. Di conseguenza, le percentuali associate a ciascun intervallo dei parametri geomeccanici rimangono invariate lungo tutta la progressiva di scavo, fatta eccezione per le criticità locali causate dalle faglie e dalle bande di taglio. Ad esempio, nel caso del GSI, vi è il 7,5% di probabilità di ricadere nella classe GSI 1 (> 65), il 42,5% nella classe GSI 2 (45-65) e il 50% nella classe GSI 3 (25-45). Tuttavia, la tipologia di rivestimento provvisorio determinata in fase progettuale non dipende soltanto dai parametri geomeccanici ma anche dallo stato tensionale in situ, il quale varia lungo l'asse della galleria, dipendendo principalmente dall'altezza della copertura H; è quindi necessario suddividere la progressiva di scavo in tratti discreti.

Risulta ora molto importante aprire una breve parentesi riguardo al metodo utilizzato per passare dai parametri geomeccanici al tipo di rivestimento provvisorio da adottare, ricordando che si utilizza un'analisi probabilistica. L'approccio utilizzato combina la cosiddetta Categoria di comportamento ("Behavioural category"; Russo et al., 1998), la Classe RMR (Bieniawski, 1989) e la Classe di rivestimento NATM (Rabcewicz e Pacher, 1964, 1965) per ottenere il tipo di comportamento dello scavo atteso e il corrispondente rivestimento da adottare.

La Categoria di comportamento (a → f) dipende dall'analisi tensionale e si basa sul metodo della curva caratteristica (soluzione di Carranza-Torres, 2004). In pratica, nell'ottica del continuo equivalente e assumendo una galleria di forma circolare di raggio R_0 , se lo sforzo di taglio massimo σ_θ supera la resistenza dell'ammasso roccioso σ_{cm} l'ammasso segue una legge di tipo elastoplastico e si ricavano il raggio plastico R_p e la deformazione radiale in corrispondenza del fronte δ_0 (Cat. c → f); altrimenti, se $\sigma_\theta < \sigma_{cm}$, l'ammasso si comporterà in maniera elastica (Cat. a o b). Da δ_0 e dal rapporto R_p/R_0 si ottiene la specifica Categoria (vedi parte sinistra della Tabella 6).

Come sottolineato da Russo e Grasso (2007), la sola analisi tensionale non è sufficiente a stabilire il probabile comportamento dello scavo (es.: squeezing, caving, rockburst, ecc.) e, di conseguenza, nemmeno l'opportuno rivestimento da adottare. Il comportamento dipende infatti anche dalle condizioni geostrutturali dell'ammasso roccioso, identificate in questo caso dalla Classe RMR. Combinando l'analisi tensionale (Categoria di comportamento) e quella geostrutturale (Classe RMR) si ottiene il tipo di comportamento (vedi Tabella 6).

Tabella 6: Comportamento dello scavo in base alle analisi tensionale e geostrutturale

↓ TYPE OF ANALYSIS →		Geo-structural →		Rock Mass				
				Continuum ↔	Discontinuum ↔	Equivalent Continuum		
Stress ↓				RMR				
Deformative response ↓	δ_0 (%)	R_p/R_0	Behavioral category* ↓	I	II	III	IV	V
Elastic ($\sigma_\theta < \sigma_{cm}$)	negligible	-	(a)	STABLE				
			b	INSTABLE				
Elasto-Plastic ($\sigma_\theta \geq \sigma_{cm}$)	<0.5	1-2	c	WEDGES				
	0.5-1.0	2-4	d	ROCKBURST		SQUEEZING		
	>1.0	>4	e	**		SQUEEZING		
			(f)	→ Immediate face collapse ↑				

Nel caso in esame la scelta del tipo di rivestimento si basa sul grafico multiplo (Russo, 2008; Figura 15) brevemente descritto nel seguito. Dal momento che sono noti sia l'indice GSI che la resistenza a compressione della roccia intatta σ_c , dal quadrante in basso a sinistra si ricava la resistenza dell'ammasso roccioso σ_{cm} . Poiché si conosce anche l'altezza della copertura H , dal quadrante in alto a sinistra si ottiene il cosiddetto indice di competenza IC , il quale non è altro che il rapporto fra la resistenza dell'ammasso e lo stato tensionale in situ. Infine, stabilito il valore di RMR , dal quadrante in alto a destra si ha il tipo di comportamento dello scavo, grazie a una correlazione fra l'indice di competenza e la Categoria di comportamento (a \rightarrow f) definita da Russo et al. (1998).

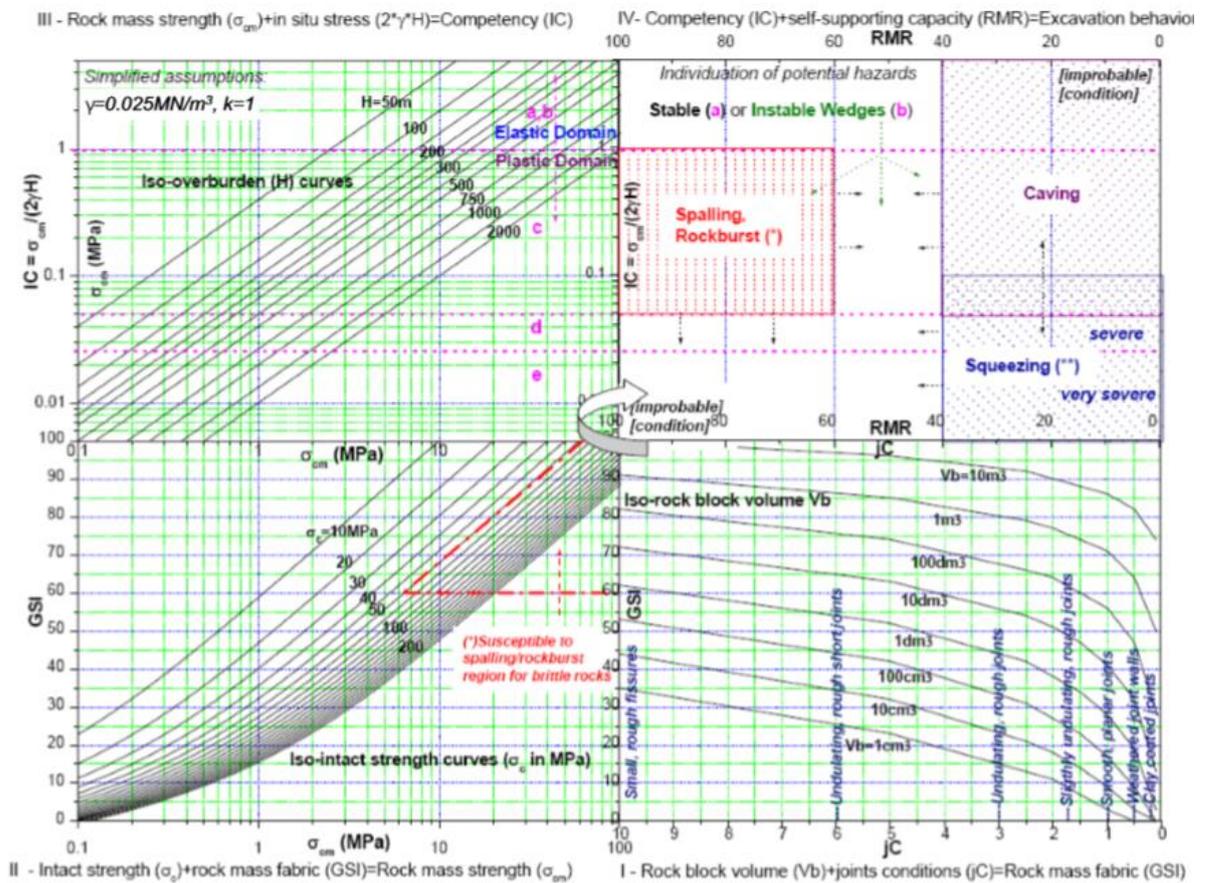


Figura 15: Grafico multiplo (Russo, 2008)

Il grafico multiplo della Figura 15 permette di determinare solamente il comportamento dello scavo. Tuttavia, tramite un'ulteriore correlazione (vedi Tabella 7) fra l'approccio qualitativo NATM (Rabecewicz e Pacher, 1964, 1965) e il metodo quantitativo di Russo e Grasso (2007),

è possibile associare a ciascuna combinazione Categoria di comportamento-Classe geostrutturale RMR una specifica Classe di rivestimento NATM (da A1 a L) e riportare tale correlazione sul grafico multiplo (vedi Figura 16). Nella Figura 16 è anche indicato un esempio di utilizzo del grafico multiplo, in cui ci si attende il comportamento spingente (squeezing) e in cui si ricade nella Classe C2.

Tabella 7: Correlazione fra categorie di comportamento, condizioni geostrutturali e classi di rivestimento

Rock class description (NATM) Qualitative approach		Russo & Grasso, 2007 (GEODATA) Quantitative approach	
Class	Description	Stress analysis (behavioural cat.)	Geostructural condition (typical RMR class)
A1	Stable	a/b	I
A2	Slightly overbreaking		II
B1	Friable	c	III
B2	Heavily friable		IV
C1	Pressure exerting	d	III-IV
C2	Heavily pressure exerting	e	III-IV-V
L	Loose ground	(f)	V

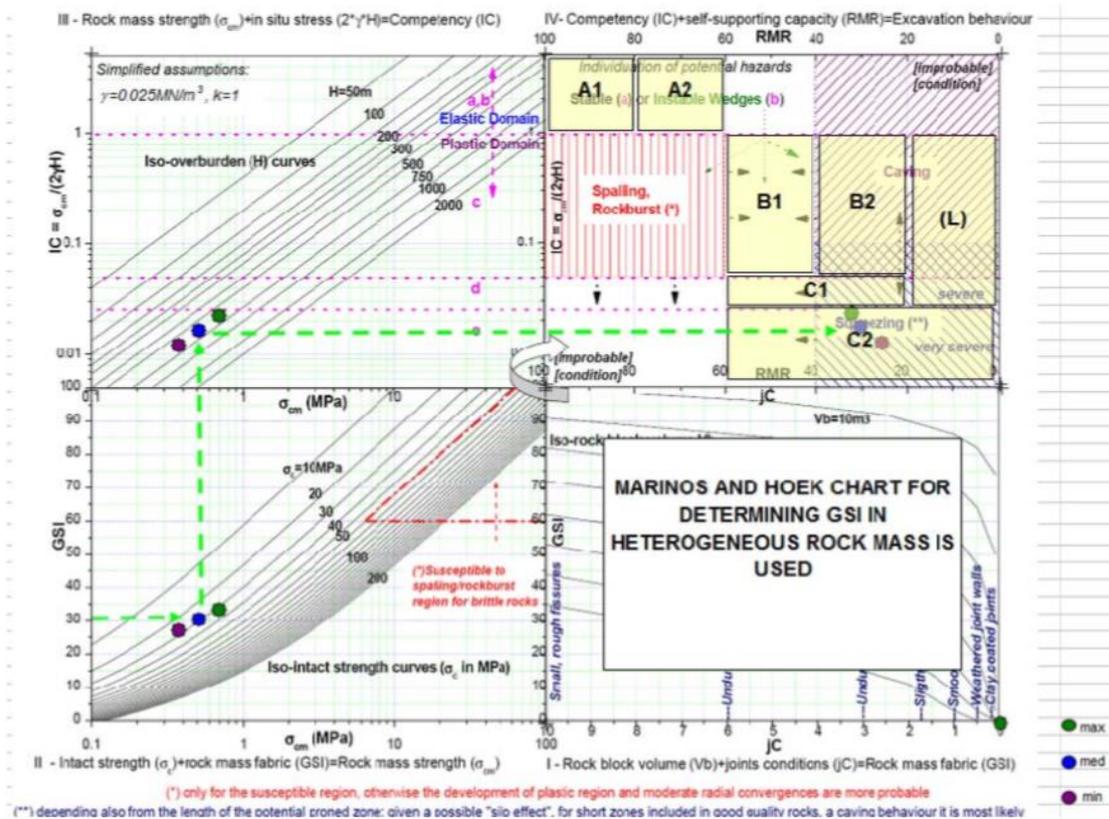


Figura 16: Grafico multiplo (Russo, 2008) e classi di rivestimento provvisorio NATM

Ritornando al caso in esame, per ogni tratto della progressiva di scavo è stata effettuata una simulazione di tipo Montecarlo a partire dalle distribuzioni della σ_c , del GSI e del RMR , utilizzando il grafico multiplo descritto in precedenza. Essendo un'analisi di tipo probabilistico, il risultato finale è una tabella in cui sono indicate le probabilità di utilizzo di ciascuna classe di rivestimento per ogni tratto.

In definitiva, la caratterizzazione geomeccanica iniziale non stabilisce quale rivestimento applicare nei vari tratti della progressiva, ma solo la probabilità che, nel generico tratto, sia necessaria una classe di rivestimento piuttosto che un'altra; questo è molto utile per una stima dei costi in fase di progetto. Il rivestimento da installare è stato deciso durante lo scavo, in funzione delle caratteristiche meccaniche effettivamente incontrate.

Il profilo longitudinale geomeccanico della galleria (Figura 17) riassume, in funzione della progressiva, i valori percentuali dei parametri geomeccanici dell'ammasso e delle classi di rivestimento e, inoltre, fornisce una breve descrizione dei possibili meccanismi di collasso e delle situazioni di pericolo riscontrabili durante lo scavo, stabilendone il grado di pericolosità.

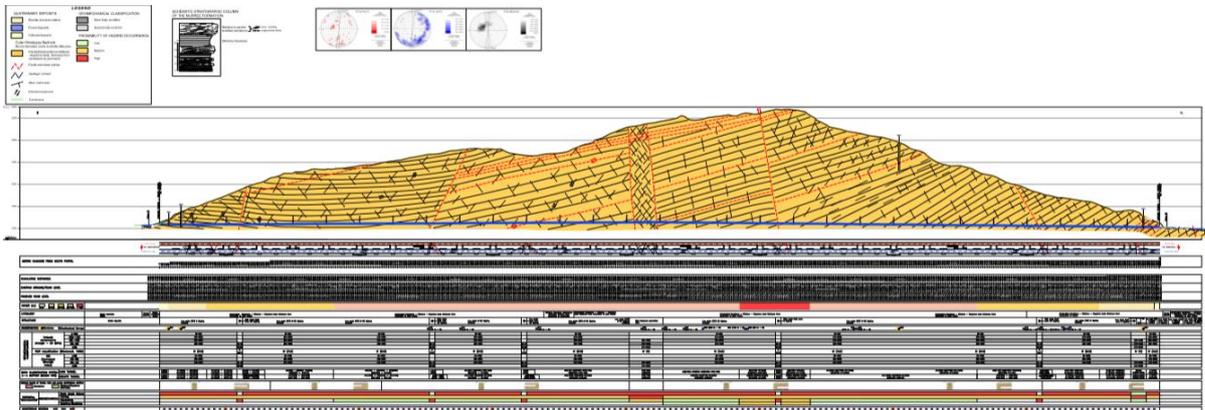


Figura 17: Profilo geomeccanico della galleria

Per verificare che la scelta di una determinata classe di rivestimento fosse idonea al caso della galleria in esame, sono stati determinati dei parametri geomeccanici rappresentativi per ogni classe. Senza addentrarsi nella metodologia utilizzata per la loro stima, è possibile affermare che questi parametri non sono altro che dei percentili associati alla loro distribuzione statistica. Quindi, è stata effettuata un'analisi numerica per ogni classe di rivestimento, attraverso un modello agli elementi finiti, simulando la geometria reale della galleria e le varie fasi di scavo e verificando che gli sforzi sul rivestimento rientrassero all'interno del dominio di resistenza

(verifica a pressoflessione). Per la sezione in esame, la TM 948, è stato installato un rivestimento di Classe B1 (vedi paragrafo 3.4.3): i parametri utilizzati per la verifica sono indicati nella Tabella 8.

Tabella 8: Parametri dell'ammasso roccioso utilizzati per la verifica del rivestimento provvisorio di Classe B1 alla TM 948

Parametro	Valore
Peso specifico γ [kN/m ³]	27
Modulo di deformabilità dell'ammasso E_d [MPa]	4060
Rapporto di Poisson ν [-]	0,28
Resistenza a compressione della roccia intatta σ_c [MPa]	31,5
Parametro di H.B. m_i [-]	12
Indice GSI [-]	53
Indice residuo GSI_r [-]	40
Indice RMR [-]	47

A partire dal GSI e da m_i , sono stati ottenuti i parametri del criterio di resistenza di Hoek-Brown (m_b , s e α) applicando le note formule empiriche (Hoek e Brown, 1997). Come si nota dalla Tabella 8, è presente un valore residuo dell'indice GSI , poiché è stato utilizzato un modello costitutivo elastoplastico di tipo fragile (Figura 13); sono stati quindi calcolati, sempre secondo le medesime formule empiriche, anche i parametri del criterio di resistenza per la condizione residua. L'indice GSI residuo è stato ottenuto con la seguente formula empirica (Cai et al., 2007):

$$GSI_r = GSI e^{-0,0134GSI}$$

3.3.2.2 Caratterizzazione basata sulla mappatura del fronte di scavo

Durante lo scavo di una galleria con il metodo convenzionale, è possibile osservare direttamente le caratteristiche dell'ammasso roccioso che viene scavato, e fornire un livello di dettaglio non ottenibile in fase progettuale; in particolare, vengono osservate le caratteristiche del fronte di scavo e delle pareti della galleria prima dell'installazione del rivestimento. Il risultato del rilievo

è una serie di mappature dell'ammasso roccioso (face mapping) effettuate in determinate sezioni, con annesse delle tabelle riportanti le caratteristiche geomeccaniche stimate.

Nella Tabella 9 sono riportati i parametri valutati in corrispondenza della sezione TM 948, ripresi direttamente dalla Figura 10b del paragrafo 3.2.1. I valori sono stati ottenuti nel seguente modo:

- 1) Sono stati prelevati dei provini di roccia in punti diversi del fronte di scavo, sottoponendoli in situ alla prova di carico puntuale (Point Load Test), dalla quale è possibile ottenere una stima della resistenza a compressione monoassiale σ_c ; ogni provino ha una diversa σ_c e sono stati riportati i valori minimo (22 MPa) e massimo (90 MPa).
- 2) È stato effettuato il rilievo geostrutturale del fronte e, sulla base di questo e della resistenza della roccia intatta σ_c , calcolato l'intervallo di variazione dell'indice *RMR* (Bieniawski, 1989), dal quale si è poi ricavato quello dell'indice *GSI* (Hoek, 1995) tramite correlazione empirica.
- 3) Sono stati stimati il modulo di Young dell'ammasso roccioso E_m e i parametri del criterio di Hoek e Brown per l'ammasso roccioso (m_b , s e α) secondo le relazioni empiriche (Hoek e Brown, 1997) già descritte all'inizio del paragrafo 3.3.2; in questo contesto, i valori del parametro m_i relativo alla roccia intatta e necessario per definire m_b , sono stati presi dalla letteratura. Nota l'equazione del criterio di rottura, è stato determinato l'intervallo di variazione della resistenza a compressione monoassiale dell'ammasso σ_{cm} .
- 4) In ultimo, si sono determinati i parametri del criterio di Mohr-Coulomb (c , φ e σ_t) tramite linearizzazione del criterio di Hoek-Brown (Allegato A: Linearizzazione di Hoek-Brown), per mezzo del software RocLab (RocScience).

Come si può osservare dalla Tabella 9, tutti e quanti i parametri presentano un intervallo di variazione poiché sono funzione della resistenza a compressione monoassiale σ_c , stimata con la prova di carico puntuale.

Tabella 9: Parametri dell'ammasso roccioso alla TM 948 secondo la mappatura del fronte di scavo

Siltite, siltite sabbiosa	Parametro	Minimo	Massimo
Roccia intatta	Peso specifico γ [kN/m ³]	26	27
	Resistenza a compressione monoassiale σ_c [MPa]	22	90
	Rapporto di Poisson ν [-]	0,28	0,30
	Parametro di H.B. m_i [-]	8	10
Ammasso roccioso	Indice GSI [-]	35	45
	Resistenza a compressione monoassiale σ_{cm} [MPa]	2,7	14
	Rapporto di Poisson ν [-]	0,28	0,30
	Resistenza a trazione σ_t [MPa]	-0,01	-0,14
	Coesione c [MPa]	0,68	1,5
	Angolo di attrito φ [°]	28,5	42
	Modulo di elasticità E_m [GPa]	1,9	7,1

Se da un lato i parametri stimati a partire dalla mappatura del fronte di scavo hanno una grande rilevanza poiché sono calcolati alla scala della galleria, cioè a livello locale, dall'altro, essendo ricavati per mezzo di una prova, quella di carico puntuale, di tipo speditivo e non tramite prove di laboratorio, sono soggetti a elevate incertezze e il loro intervallo di variazione è piuttosto ampio.

Confrontando i valori della Tabella 9 con quelli della Tabella 8 derivanti dalla caratterizzazione geomeccanica per la scelta del rivestimento provvisorio di Classe B1, si nota una certa sovrastima, in fase di progetto, dell'indice GSI (53 anziché 35-45). Questo suggerisce l'utilizzo di un rivestimento di classe superiore per il prosieguo dello scavo. I parametri σ_c e E_m stimati in fase di progetto sono invece compresi all'interno dell'intervallo della Tabella 9.

3.3.2.3 Caratterizzazione in base all'analisi a ritroso

I dati del rilievo in fase di scavo mostrati al paragrafo 3.3.2.2 non sono sufficienti da soli a caratterizzare in maniera adeguata l'ammasso roccioso alla scala della galleria; infatti, oltre ad essere poco precisi per via dell'assenza di prove in laboratorio, sono limitati alla sezione di scavo, o meglio alla sola calotta (top heading), non fornendo alcuna informazione sulle

caratteristiche dell'ammasso roccioso attorno al tunnel, le quali sono molto importanti per riprodurre il comportamento effettivo. Disponendo dei dati del monitoraggio alla sezione TM 948, il modo migliore per caratterizzare l'ammasso roccioso è attraverso l'analisi a ritroso; questa è l'oggetto della presente Tesi e verrà affrontata nel capitolo 4.

In questo paragrafo vengono invece mostrati i risultati di un'analisi a ritroso esistente (Palomba et al., 2013), effettuata su una sezione di monitoraggio distante 820 m dall'imbocco Sud della galleria e indicata quindi come TM 820; si faccia riferimento al profilo longitudinale della Figura 18, in cui è indicata la posizione delle due sezioni.

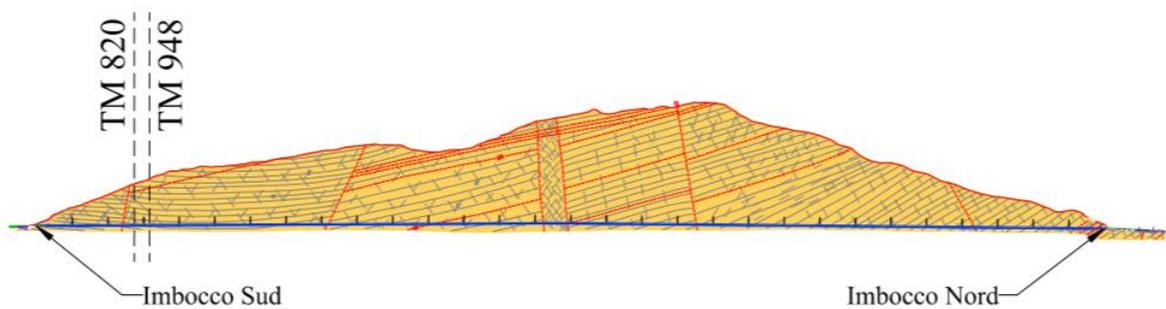


Figura 18: Posizione delle sezioni TM 820 e TM 948 sul profilo longitudinale della galleria

Essendo la sezione TM 820 scavata nello stesso ammasso roccioso della sezione TM 948 ed essendo inoltre distante da questa soltanto 128 m, i risultati finali della caratterizzazione devono presentare certamente delle similitudini. Si possono cioè sfruttare i valori ottenuti da Palomba et al. (2013), riportati nella Tabella 10, come punto di partenza e di riferimento per l'analisi a ritroso alla TM 948.

Tabella 10: Parametri dell'ammasso roccioso alla TM 820 secondo l'analisi a ritroso (Palomba et al., 2013)

Materiale	GSI [-]	σ_c [MPa]	m_i [-]	m_b [-]	s [-]	α [-]	E_m [MPa]	ν [-]
Arenaria	45	100	11	1,5428	0,0022	0,5081	6150	0,25
Arenaria/siltite	45	75	10	1,4026	0,0022	0,5081	5032	0,25
Siltite	45	50	9	1,2623	0,0022	0,5081	4193	0,25
Siltite/argillite	45	15	6	0,8415	0,0022	0,5081	839	0,30

Palomba et al. (2013) hanno utilizzato un modello numerico bidimensionale agli elementi finiti, realizzato con il software RS2 (RocScience), rappresentando l'ammasso come un mezzo continuo eterogeneo (Figura 19); hanno interpretato i dati di monitoraggio e dimostrato che la classe di rivestimento provvisorio adottata, secondo le disposizioni progettuali, non era quella adatta, e determinando la classe corretta per gli scavi successivi, sulla base dei nuovi parametri stimati.

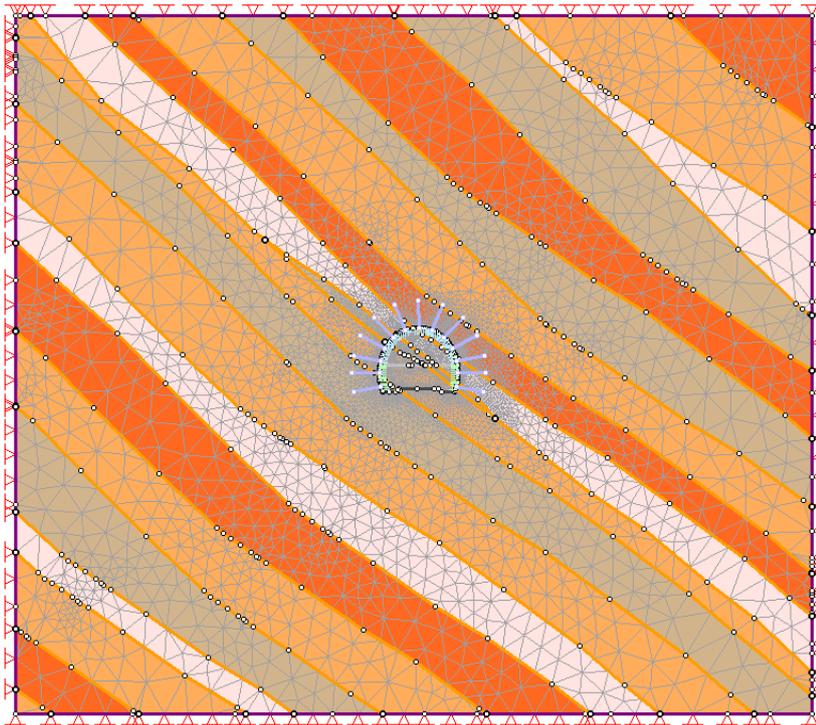


Figura 19: Modello numerico realizzato da Palomba et al. (2013) per l'analisi a ritroso alla TM 820

L'analisi a ritroso alla TM 820 non fa una distinzione tra le deformazioni meccaniche, dovute all'avanzamento dello scavo, e quelle viscosi causate dal comportamento spingente, poiché si basa su un modello costitutivo semplice, di tipo elastoplastico ideale; è dunque ragionevole pensare che i parametri della Tabella 10 siano sottostimati. Se si utilizza un più complesso modello visco-elastoplastico, è in ogni caso utile fare riferimento ai parametri del criterio di resistenza (Hoek-Brown) della Tabella 10, i quali devono comunque essere definiti assieme ai parametri di deformabilità e viscosità. Inoltre, come si vedrà nel capitolo 4, possono essere usati come dati di partenza per la realizzazione di un'analisi a ritroso semplificata, in cui la componente tempo-dipendente degli spostamenti non viene considerata.

3.3.2.4 Sintesi della caratterizzazione geomeccanica

Nei paragrafi precedenti sono stati mostrati diversi modi per caratterizzare l'ammasso roccioso e questo può generare confusione, perché viene da chiedersi quale sia la tabella con i parametri corretti.

Riassumendo, nel paragrafo 3.3.2.1 sono stati definiti i parametri secondo le previsioni progettuali, utilizzando un approccio di tipo probabilistico e il grafico multiplo (Russo, 2008), ma riconoscendo l'impossibilità di stabilire con certezza le caratteristiche alla scala della galleria. Al paragrafo 3.3.2.2 sono stati riportati gli intervalli di variazione dei parametri dell'ammasso in corrispondenza della sezione di studio, la TM 948, stimati durante la mappatura del fronte di scavo. Infine, al paragrafo 3.3.2.3, sono stati mostrati i risultati dell'analisi a ritroso effettuata in corrispondenza di una sezione relativamente vicina a quella in esame; questi ultimi sono molto precisi ma si basano su una rappresentazione dell'ammasso roccioso diversa da quella che verrà applicata nel presente lavoro, non tenendo conto del comportamento spingente.

Dunque, i parametri riportati in precedenza costituiscono solamente un punto di riferimento per la caratterizzazione vera e propria, che sarà effettuata al capitolo 4 con l'analisi a ritroso e che terrà conto anche del comportamento spingente.

3.3.3 Stato tensionale in situ

Sulla base dei dati forniti dalla World Stress Map (WSM) nel 2008 (Figura 20), nella zona della galleria, che ricade al confine fra la placca Eurasiatica e Indiana, è presente uno stato di sforzo principale orizzontale di compressione avente direzione Nord/Nord-Est – Sud/Sud-Ovest, dovuto al moto di convergenza delle due placche. Considerando che il tunnel ha all'incirca questa direzione (si veda la Figura 7) e che viene effettuata una modellazione piana sezionando la galleria trasversalmente (direzione Est/Sud-Est – Ovest/Nord-Ovest), tale sforzo principale non ha rilevanza ai fini della modellazione stessa.

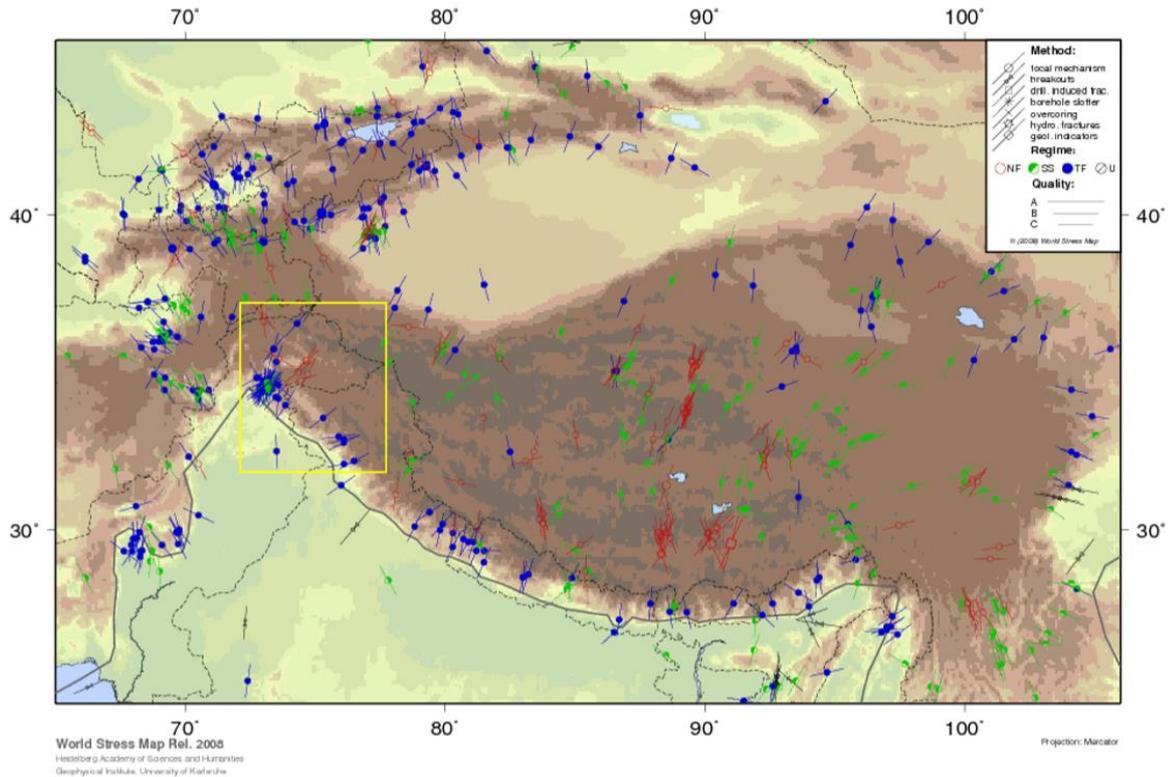


Figura 20: Direzione dello sforzo di compressione maggiore nell'area di interesse secondo la World Stress Map

Piuttosto, nell'ipotesi di galleria profonda e considerando pertanto uno stato di sforzo costante nel modello numerico, risulta importante valutare il rapporto tra le tensioni principali sul piano trasversale e la loro orientazione, caratteristiche che sono strettamente legate alla morfologia del piano campagna. In questo senso, l'analisi a ritroso condotta da Palomba et al. (2013) in corrispondenza della sezione TM 820 (già definita al paragrafo 3.3.2.3) viene nuovamente in aiuto. In quel caso, a partire dalla morfologia del pendio e dai dati di monitoraggio relativi agli spostamenti al contorno della galleria, si è stimato che il rapporto fra le tensioni principali σ_1 e σ_2 fosse pari a 1,5 e che i piani principali fossero ruotati di 50° in senso antiorario, come mostrato nella Figura 21. Il loro valore è funzione della profondità di scavo (detta copertura), pari a 350 m (vedi Figura 22), e della densità del materiale, pari a 26 kN/m^3 . Il valore della tensione σ_2 è stato assunto uguale a quello della tensione verticale in caso di piano campagna orizzontale, ovvero:

$$\sigma_v^{(TM\ 820)} = 26 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \times 350\text{m} = 9,1 \text{ MPa}$$

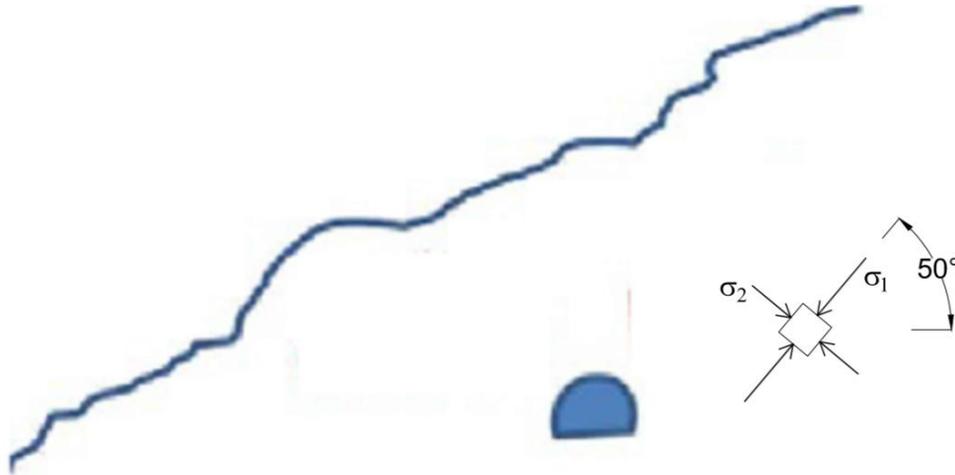


Figura 21: Stato di sforzo in situ e morfologia del pendio in corrispondenza della sezione TM 820

Un ragionamento simile può essere applicato, in prima approssimazione, alla sezione TM 948, non lontana dalla TM 820, considerando la stessa orientazione delle tensioni principali ma valori diversi, dovuti all'altezza maggiore della copertura, pari a circa 400 m (Figura 22). In pratica, equivale a ipotizzare che la morfologia del pendio sia la stessa e che cambi solamente la profondità di scavo.

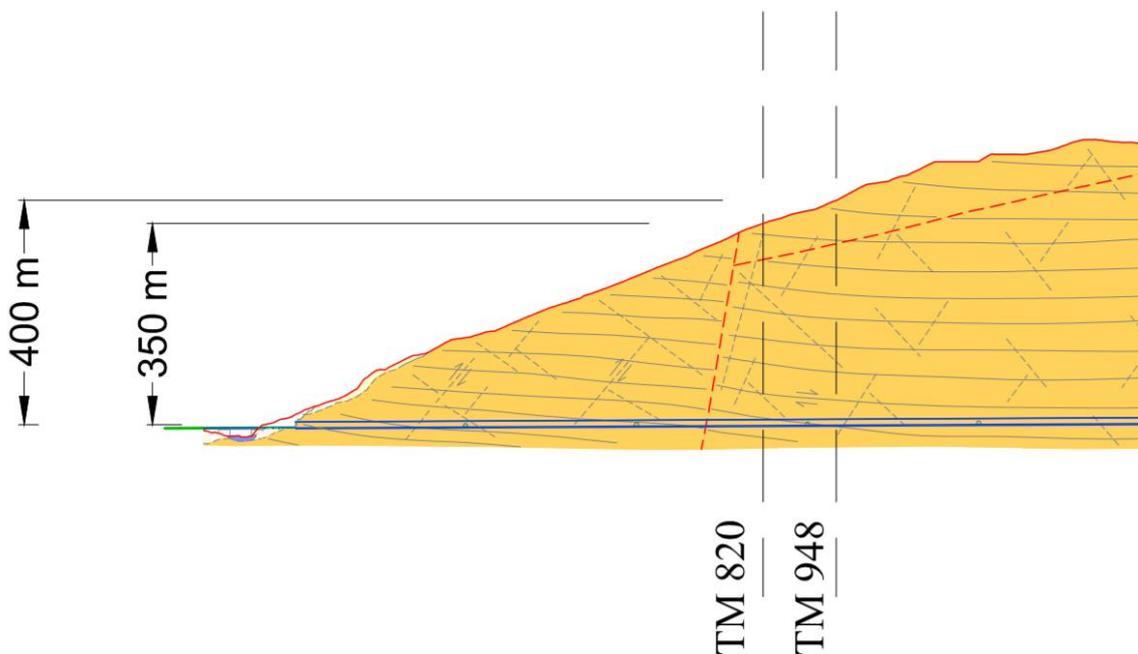


Figura 22: Altezza della copertura in corrispondenza delle sezioni TM 820 e TM 948

Assumendo anche in questo caso una densità media pari a 26 kN/m^3 , risulta quindi:

$$\sigma_v^{(TM\ 948)} = 26 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \times 400\text{m} = 10,4 \text{ MPa}$$

I valori delle tensioni principali saranno:

$$\sigma_1^{(TM\ 948)} = 15,6 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2^{(TM\ 948)} = 10,4 \text{ MPa}$$

essendo il rapporto $\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = 1,5$, come per la sezione TM 820.

Sarà compito dell'analisi a ritroso (capitolo 4) verificare che l'orientamento dei piani principali e l'entità dello stato di sforzo assunti in prima approssimazione siano effettivamente quelli corretti o se invece vadano modificati.

3.4 Caratteristiche dell'opera

3.4.1 Geometria

Come precedentemente introdotto, il tunnel Chenani-Nashri è costituito da due gallerie parallele, il tunnel principale e il tunnel di fuga, di lunghezza pari a circa 9 km. Queste sono messe in comunicazione da passaggi di emergenza pedonali (ogni 300 m) e veicolari (ogni 1200 m), mentre ogni 150 m si trovano delle nicchie di sicurezza e antincendio.

Nella Figura 23 è riportato parte del profilo planimetrico schematizzato, con indicata la posizione approssimativa della sezione TM 948. Come si può leggere dalla descrizione allegata al profilo, la distanza fra le due gallerie varia a seconda delle condizioni geologiche incontrate durante lo scavo; all'imbocco Sud è pari a 24,8 m mentre a circa 1600 m di distanza dall'imbocco è pari indicativamente a 43,0 m.

3.4 – Caratteristiche dell'opera

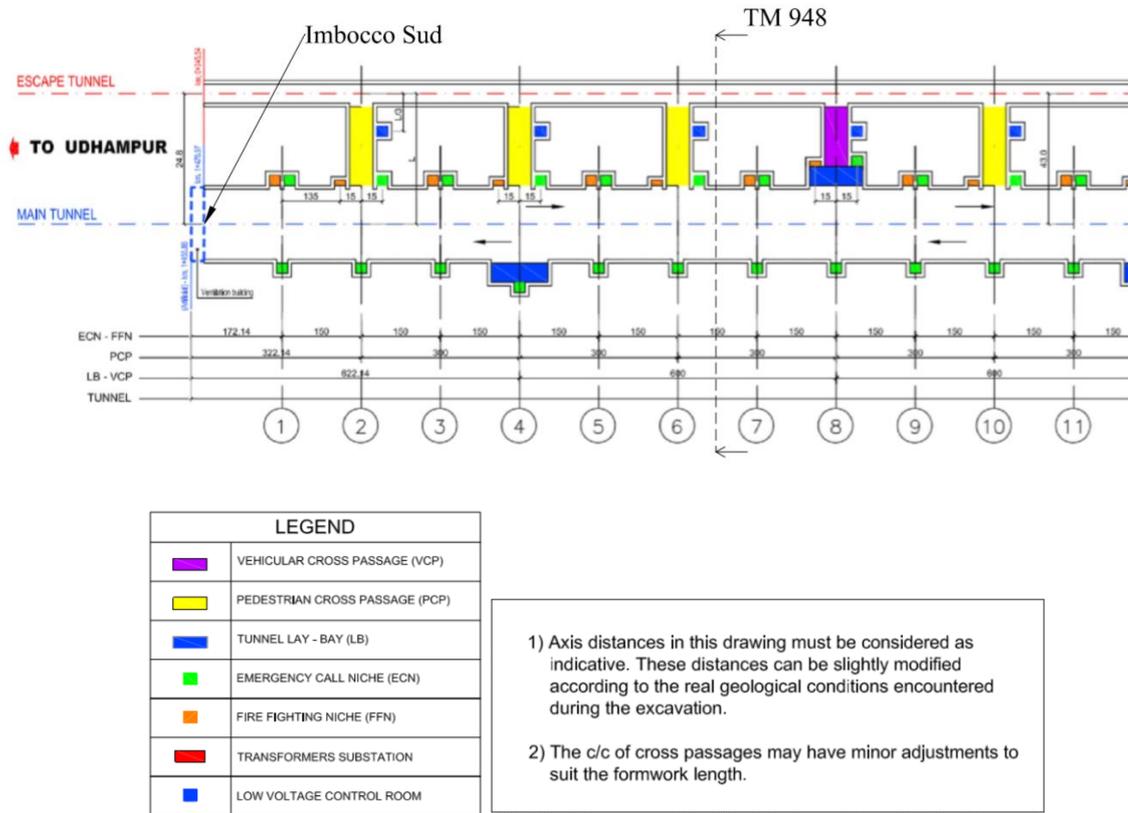


Figura 23: Profilo planimetrico schematizzato della galleria in corrispondenza della sezione TM 948

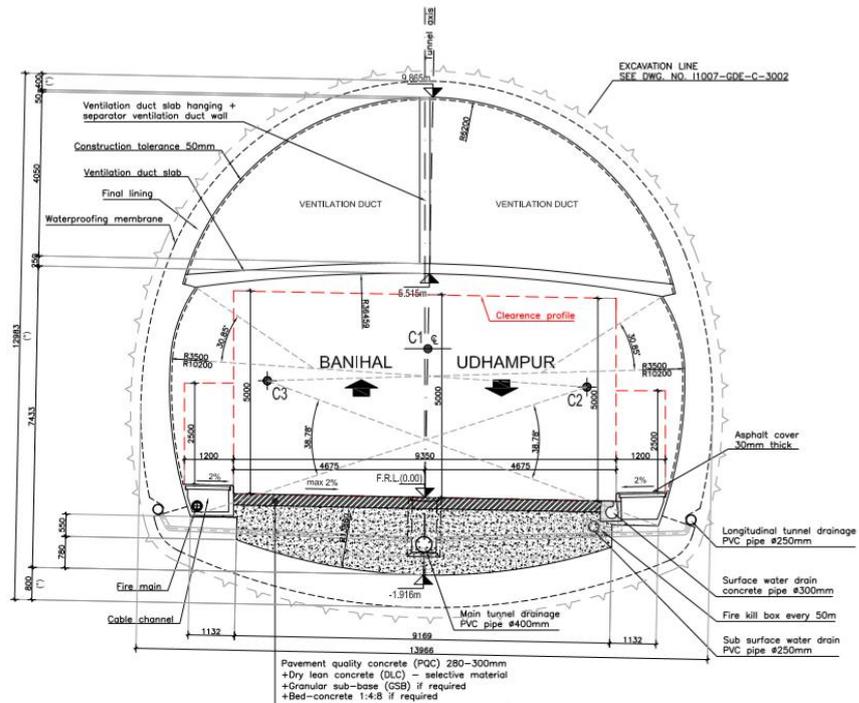


Figura 24: Sezione funzionale del tunnel principale

La sezione funzionale del tunnel principale è mostrata nella Figura 24 e rientra nella tipologia nota come “a ferro di cavallo” (“horseshoe-shape tunnel”). Le dimensioni sono tali da garantire una sagoma per i veicoli di altezza 5 m e larghezza 9,35 m e un passaggio pedonale per ambo i lati di larghezza 1,2 m; nella parte superiore sono presenti due condotti di ventilazione, uno per l’aria in entrata e l’altro per l’aria in uscita. Le dimensioni precise della sezione di scavo sono funzione del rivestimento temporaneo adottato e vengono perciò illustrate ai paragrafi successivi; sono variabili fra i 130 e i 170 m².

3.4.2 Fasi di scavo

La tecnica NATM (New Austrian Tunneling Method) prevede che lo scavo sia effettuato in fasi successive, parzializzando la sezione complessiva in sottosezioni; in particolare, per il tunnel principale, si è utilizzato lo scavo a calotta e ribasso (paragrafo 2.4.1). La parte superiore (calotta o top heading) viene scavata per prima; successivamente, si passa alla parte inferiore (ribasso o bench), la quale a sua volta viene scavata in due sottofasi, ovvero prima la metà di sinistra (ribasso di sinistra o left bench) e poi quella di destra (ribasso di destra o right bench) o viceversa.

Ulteriori approfondimenti sono presenti al paragrafo successivo, in quanto le dimensioni delle sottosezioni dipendono dalla tipologia di rivestimento provvisorio adottata.

3.4.3 Rivestimento provvisorio

Come già affermato al paragrafo 3.3.2.1, la tipologia di rivestimento provvisorio è stata determinata, in fase progettuale, in termini probabilistici, correlando il metodo NATM (Rabecewicz e Pacher, 1964, 1965) con il metodo di Russo e Grasso (2007) e utilizzando il grafico multiplo (Russo, 2008). In pratica, dopo aver suddiviso la progressiva di scavo in tratti distinti, sono state stimate, in termini percentuali, le probabilità di utilizzo di ciascuna classe di rivestimento su ogni tratto.

Il metodo NATM definisce 7 classi di rivestimento standard (A1, A2, B1, B2, C1, C2, L1), ciascuna avente caratteristiche ben note (ad es.: numero di bulloni, spessore del calcestruzzo proiettato, distanza fra le centine, ecc.) e associate a valori decrescenti dei parametri geomeccanici dell’ammasso roccioso. Per fare un esempio, un rivestimento di classe C1 sarà

3.4 – Caratteristiche dell’opera

utilizzato su un ammasso roccioso con caratteristiche meccaniche più scadenti rispetto a un rivestimento di classe B2; per questo motivo, il rivestimento di classe C1 ha una maggiore “capacità di resistenza” rispetto a quello di classe B2.

La classe effettivamente adottata, stabilita durante lo scavo, è stata riportata sul profilo geomeccanico, realizzando il cosiddetto profilo “as built”; nella Figura 25 se ne riporta un estratto, evidenziando come in corrispondenza della sezione TM 948 di interesse sia stata effettivamente applicata una classe di rivestimento B1, come già accennato al paragrafo 3.3.2.1.

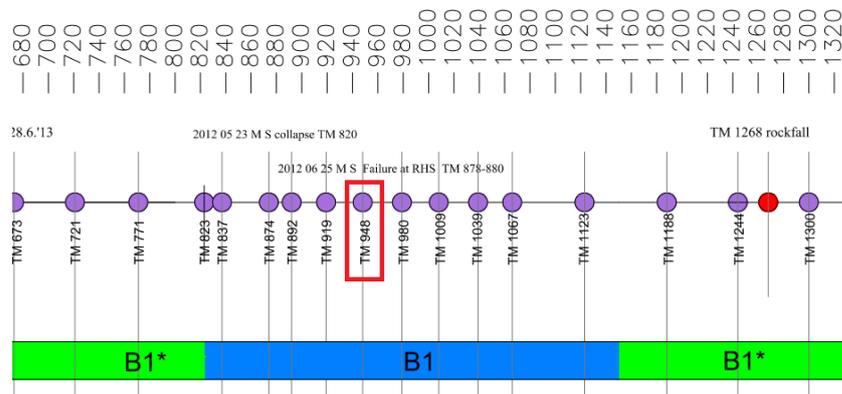


Figura 25: Profilo “as built” in corrispondenza della TM 948

Per la classe di rivestimento di tipo B1, le caratteristiche costruttive sono riportate nella Figura 26 e illustrate nella Figura 27 (sezione trasversale) e nella Figura 28 (sezione longitudinale). In fase esecutiva, i bulloni sono stati installati lungo tutta la superficie della calotta, per un totale di 9 bulloni invece di 2.

		PRIMARY SUPPORT ELEMENTS						
		DRAINAGE	UMBRELLA ARCH	FOREPOLING	SHOTCRETE Concrete grade M25	ROCK BOLTS	STEEL RIBS	OTHERS
LOCATION	IN ADVANCE OF TOP HEADING EXCAVATION	If required - 2+2 PVC pipes (or steel pipes), dia. 2", length 10-20m						
	TOP HEADING EXCAVATION FACE				If required - Shotcrete 50mm thick.			
	TOP HEADING PERIPHERY				Shotcrete 200mm thick, reinforced with one layer of wire mesh 6/150/150mm	1+1 SN bolts*, length 5.0m, spacing: transv. N.A., long. according to the round length	Lattice girder (3bars/32-25) or equivalent, spacing according to the round length	
	TOP HEADING FLAT AREA							
	BENCH PERIPHERY				Shotcrete 200mm thick, reinforced with one layer of wire mesh 6/150/150mm	2+2 SN bolts*, length 5.0m, spacing: transv. 2.0m., long. according to the round length	Lattice girder (3bars/32-25) or equivalent, spacing according to the round length	
	BENCH FLAT AREA							Lean concrete 100mm thick

(*) Alternative rock bolt types can be IBO-bolts or Swellex (tensile capacity according to the C.A.)

Figura 26: Caratteristiche del rivestimento provvisorio della Classe B1

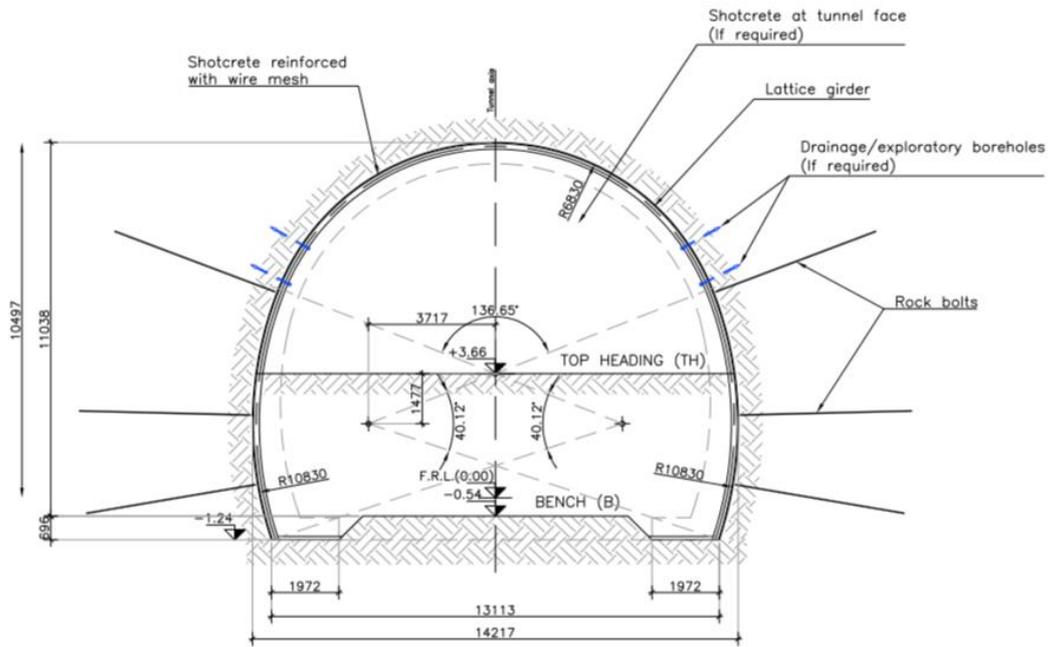


Figura 27: Sezione trasversale dello scavo e del rivestimento per la Classe B1

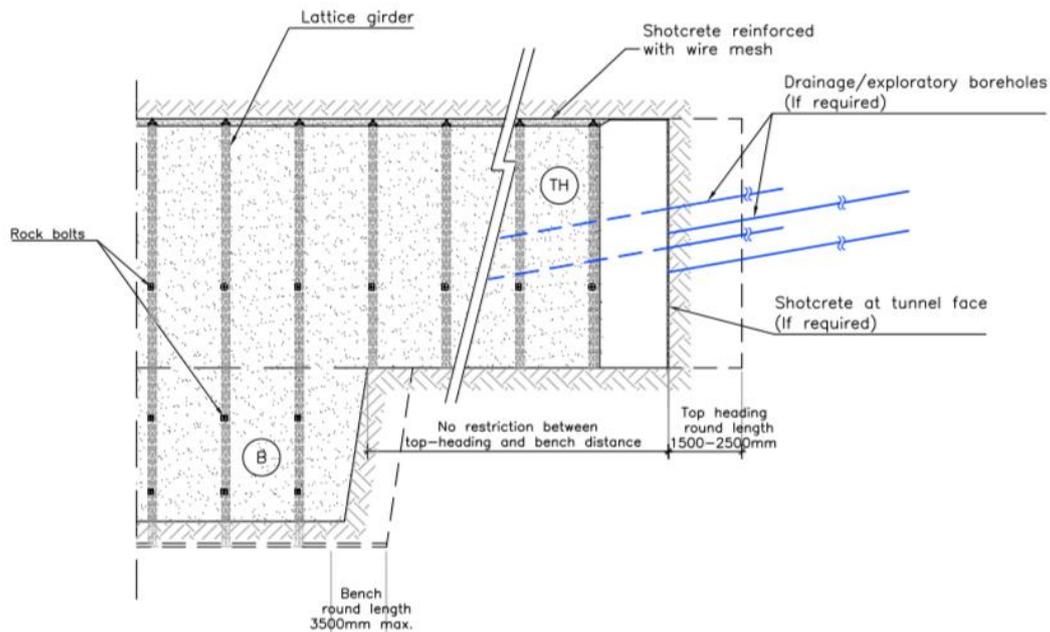


Figura 28: Profilo longitudinale dello scavo e del rivestimento di classe B1

Nella Figura 27 viene inoltre mostrata la geometria della sezione e delle fasi di scavo (calotta e ribasso). Nella Figura 28 sono invece presenti utili indicazioni sulla distanza tra il fronte di scavo e il rivestimento temporaneo.

In sintesi, le caratteristiche del rivestimento sono riportate nella Tabella 11 per i bulloni da roccia, nella Tabella 12 per il calcestruzzo proiettato rinforzato con rete metallica e nella Tabella 13 per le travi reticolari (centine). Per queste ultime si riportano, nella Figura 29, le caratteristiche geometriche.

Tabella 11: Caratteristiche dei bulloni da roccia

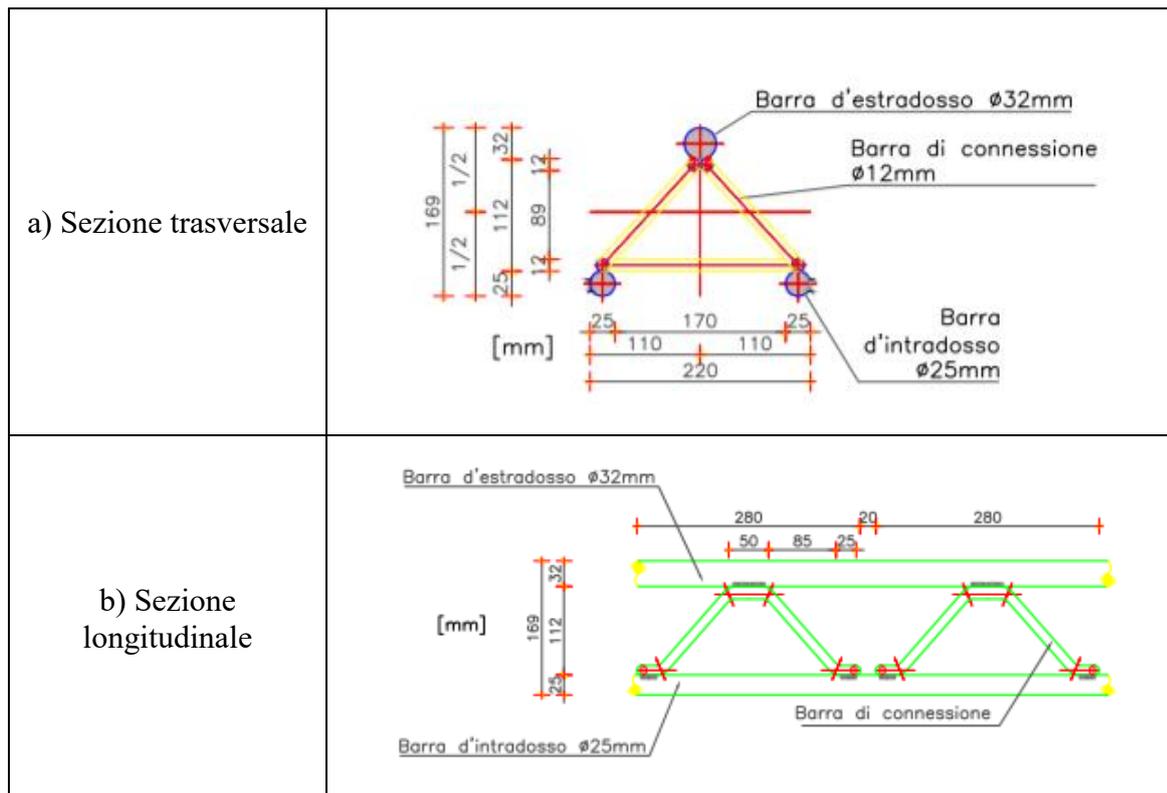
Bulloni da roccia	
Diametro [mm]	25
Modulo di Young dell'acciaio [MPa]	210000
Resistenza a trazione [kN]	190
Lunghezza [m]	5
Spaziatura [m]	1,5

Tabella 12: Caratteristiche del calcestruzzo proiettato e della rete metallica

Calcestruzzo proiettato rinforzato	
Spessore [cm]	20
Modulo di Young [MPa]	5000
Rapporto di Poisson [-]	0,2
Resistenza a compressione [MPa]	20
Resistenza a trazione [MPa]	3
Diametro dell'armatura [mm]	6
Distanza fra le barre [m]	0,15

Tabella 13: Caratteristiche delle travi reticolari

Travi reticolari (centine)	
Tipologia	3barre/32-25
Spaziatura [m]	1,5
Altezza della sezione [mm]	172
Area della sezione [mm ²]	1786
Momento d'inerzia della sezione [m ⁴]	$9,2 \times 10^{-6}$
Modulo di Young dell'acciaio [MPa]	210000
Rapporto di Poisson [-]	0,25
Resistenza a compressione [MPa]	415
Resistenza a trazione [MPa]	415



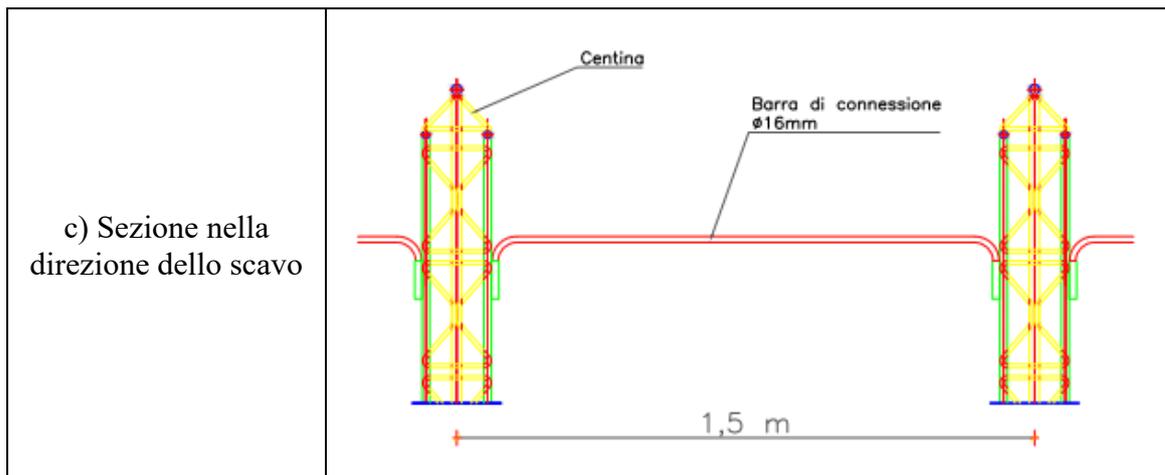


Figura 29: Dettagli costruttivi sulle travi reticolari

3.4.4 Rivestimento definitivo

Il rivestimento definitivo della galleria è costituito da un anello in calcestruzzo armato gettato in opera. Le sue caratteristiche non sono oggetto di interesse del presente lavoro e, pertanto, non vengono approfondite.

In ogni caso, per effettuare le verifiche di sicurezza del rivestimento, secondo l'approccio classico, si è ipotizzata una condizione di lungo termine, riducendo le proprietà di resistenza e deformabilità dell'ammasso roccioso.

3.5 Monitoraggio

3.5.1 Caratteristiche del sistema di monitoraggio

Il sistema di monitoraggio GDMS (GeoData Management System; Avitabile et al., 2008) è stato applicato su tutta la lunghezza di entrambe le gallerie, per un totale di circa 400 sezioni monitorate; in ogni sezione sono presenti 5 mire ottiche, 3 in corrispondenza della calotta (top heading) e 2 in corrispondenza del ribasso (bench).

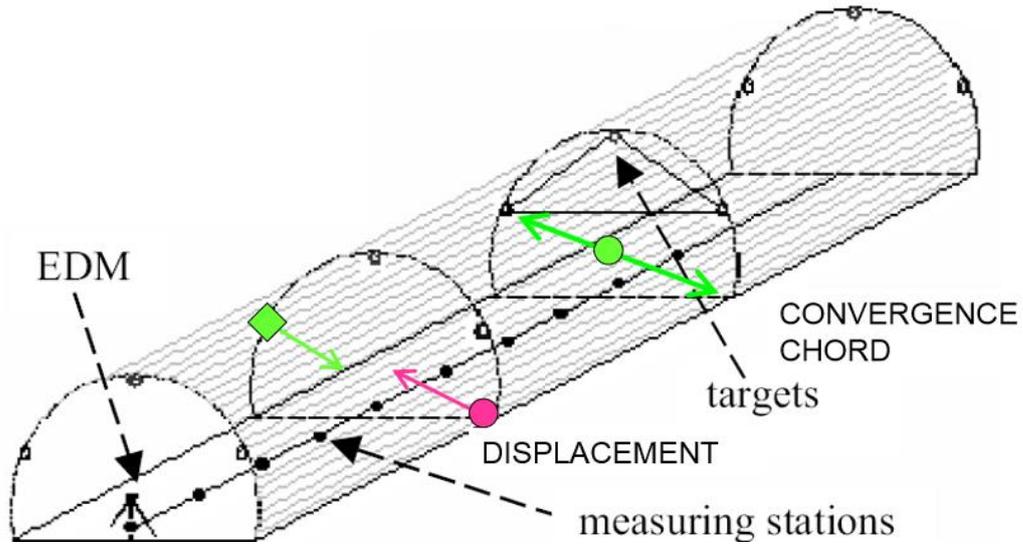


Figura 30: Illustrazione del sistema di monitoraggio GDMS

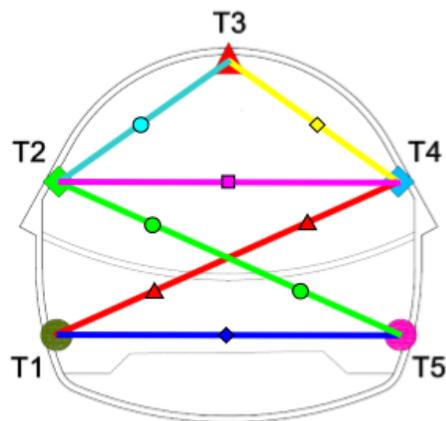


Figura 31: Collocazione delle mire ottiche e delle corde

Le mire ottiche, dette anche target, vengono collocate secondo lo schema della Figura 31:

- T2, T3 e T4 vengono installate dopo lo scavo della calotta.
- T1 e T5 sono installate dopo lo scavo del ribasso, dunque in un tempo successivo rispetto alle prime tre.

La distanza nello spazio fra un target a di coordinate (x_a, y_a, z_a) e un target b di coordinate (x_b, y_b, z_b) è detta corda (Figura 31) ed è pari a:

$$\sqrt{(x_a - x_b)^2 + (y_a - y_b)^2 + (z_a - z_b)^2}$$

Per ciascuna mira ottica vengono rilevati lo spostamento verticale (direzione z) e gli spostamenti orizzontali in direzione Nord ed Est, a loro volta proiettati lungo l'asse della galleria (direzione trasversale x e longitudinale y). Per ciascuna sezione di misura, identificata sul profilo geomeccanico con la progressiva TM, la misurazione viene ripetuta dopo un certo intervallo di tempo; questo è funzione della distanza della sezione dal fronte di scavo e dell'eventuale superamento delle soglie di attenzione e/o allarme. Infatti, se la sezione si trova in prossimità del fronte, è ragionevole aspettarsi elevate velocità di deformazione dovute al rilascio tensionale indotto dallo scavo e quindi è necessario monitorare con cadenza elevata, ovvero giornaliera; viceversa, lontano dal fronte, le deformazioni tendono verosimilmente a stabilizzarsi e dunque risulta vantaggioso ridurre la cadenza (es.: settimanale).

Successivamente, per ogni sezione di misura, si effettua una rielaborazione dei dati secondo il seguente schema:

- 1) Si riportano su un grafico gli spostamenti x, y e z dei target in funzione della data di acquisizione (es.: TM 948, Figura 33).
- 2) Si illustrano gli spostamenti x e z delle mire ottiche sulla sezione della galleria (es.: TM 948, Figura 35).
- 3) Si ricavano i valori di convergenza, definita come la differenza tra il valore iniziale e finale di una corda (si veda la Figura 32), per le corde indicate nella Figura 31, e li si riporta su un grafico in funzione della data di acquisizione (es.: TM 948, Figura 36).
- 4) Si ricavano i valori della velocità di convergenza per le corde analizzate, espressa in mm/giorno, riportandoli su un grafico in funzione della data di acquisizione (es.: TM 948, Figura 37).

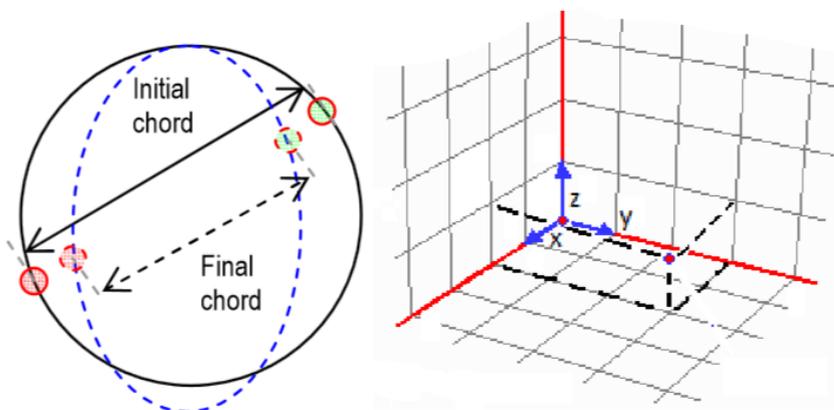


Figura 32: Illustrazione grafica del calcolo della convergenza

I dati di monitoraggio rielaborati vengono periodicamente inviati alla sede centrale tramite dei report, distinti fra quelli relativi allo scavo iniziato dall'imbocco Sud e quelli dall'imbocco Nord. Ciascun report fornisce i grafici (spostamenti, convergenze, ecc.) precedenti a una certa data, per entrambe le gallerie.

Il primo report relativo allo scavo da Sud è datato 02/12/11, con lo scavo del tunnel di fuga iniziato il 17/08/11 e quello del tunnel principale iniziato il 05/09/11; esso riporta, per il tunnel principale, i dati relativi alle sezioni TM 10, 56, 102, 152, 212. Con il progredire dello scavo, nuovi report vengono inviati e ulteriori sezioni di monitoraggio sono installate. Quando le deformazioni registrate risultano stabilizzate e si può procedere alla costruzione del rivestimento definitivo, le sezioni di monitoraggio vengono rimosse e non compariranno più nei report successivi.

I report forniscono anche, per ciascuna sezione, le seguenti informazioni utili:

- Data dello scavo e della lettura zero, che saranno utili per quantificare le deformazioni non registrate (comunemente dette deformazioni perse).
- Grafici che mostrano l'andamento temporale delle fasi di scavo, utili per un confronto con i grafici degli spostamenti e delle convergenze.
- Tipologia di rivestimento e relative soglie di attenzione e allarme.

3.5.2 Dati di monitoraggio

In questa sezione si riportano tutti i dati di monitoraggio a disposizione relativi alla sezione TM 948; in particolare, si fa riferimento unicamente all'ultimo report prima della rimozione della stazione, datato 10/02/14, poiché raccoglie tutti i dati dalla prima lettura (09/07/12) all'ultima (09/02/14). Per un'indicazione più dettagliata delle tempistiche del monitoraggio si faccia riferimento alla Tabella 14.

Tabella 14: Fasi temporali del monitoraggio

	Data
Scavo calotta	08/07/12
Installazione rivestimento provvisorio calotta	09/07/12
Installazione sezione di monitoraggio	09/07/12
Lettura zero T2, T3 e T4	09/07/12
Scavo e installazione rivestimento provvisorio ribasso di sinistra	20/08/12
Scavo e installazione rivestimento provvisorio ribasso di destra	26/08/12
Lettura zero T1 e T5	04/09/12
Ultima lettura	09/02/14

Nella Figura 33 sono presenti i grafici di spostamento nelle tre direzioni (x, y, z) delle 5 mire ottiche all'ultima lettura, mentre nella Figura 35 sono riportati nel piano x-z i medesimi spostamenti. Si osserva che la componente longitudinale y è piccola rispetto a x e z e dunque è ragionevole effettuare un'analisi bidimensionale, considerando la sezione trasversale della galleria; infatti, in direzione y gli spostamenti rientrano nella soglia di allarme (40 mm), in direzione z alcuni target superano leggermente la soglia mentre in direzione x alcuni target la superano abbondantemente. In parallelo, si nota come gli spostamenti nel piano, diretti verso il centro, tendano a essere molto diversi a seconda del target considerato, indice di una marcata anisotropia dell'ammasso roccioso, con entità maggiore nell'area in alto a destra della sezione (target T4), segno di un orizzonte con caratteristiche meccaniche più scadenti o di un orientamento sfavorevole dei piani di strato in tale zona.

Si può altresì notare, confrontando i grafici di spostamento con l'andamento temporale delle fasi di scavo, una marcata influenza dello scavo sull'entità degli spostamenti; in particolare, le mire ottiche collocate dopo lo scavo della calotta (T2, T3 e T4) registrano un marcato incremento degli spostamenti durante l'approssimarsi dello scavo del ribasso, che continua a manifestarsi fino a quando il fronte di scavo non sarà sufficientemente lontano.

Infine, è importante osservare la presenza di deformazioni viscosi, causate dal comportamento spingente, distinguendole da quelle dovute all'avanzamento dello scavo. Queste ultime tendono ad annullarsi una volta che il fronte di scavo si trova a sufficiente distanza dalla sezione di monitoraggio: se continuano ad essere registrati degli spostamenti (si veda ad esempio il target T4), questi non possono che essere causati da fenomeni di creep.

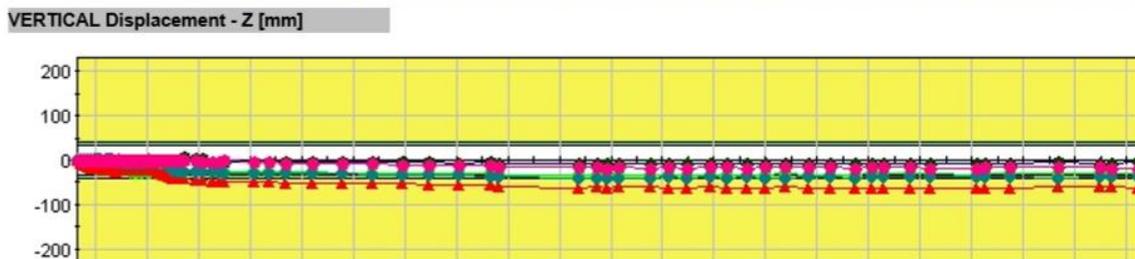
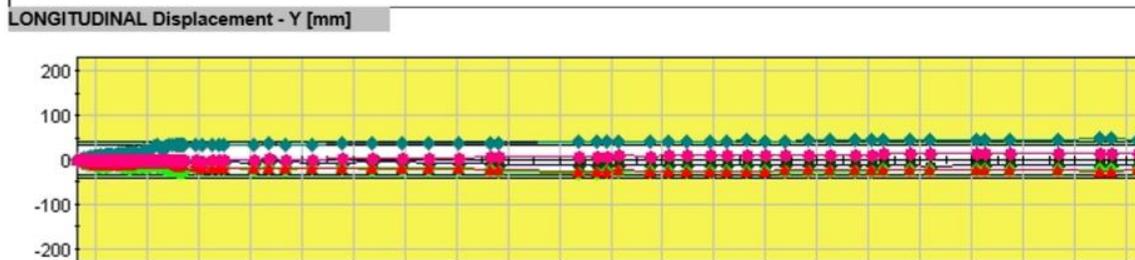
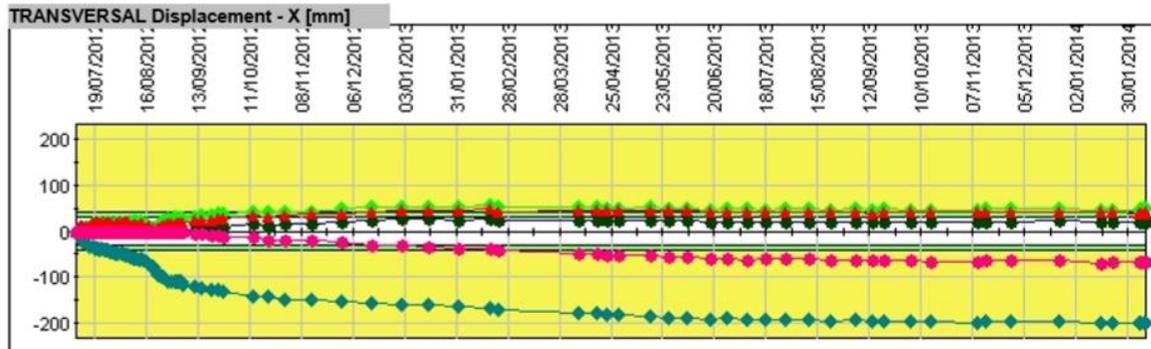
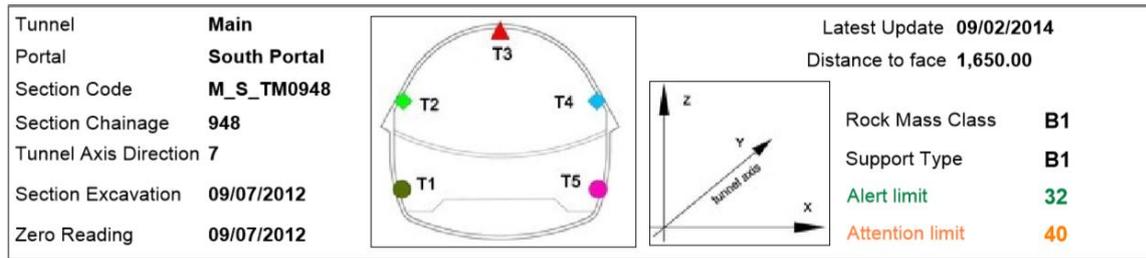


Figura 33: Grafici degli spostamenti delle mire ottiche alla TM 948 nelle 3 direzioni all'ultima lettura

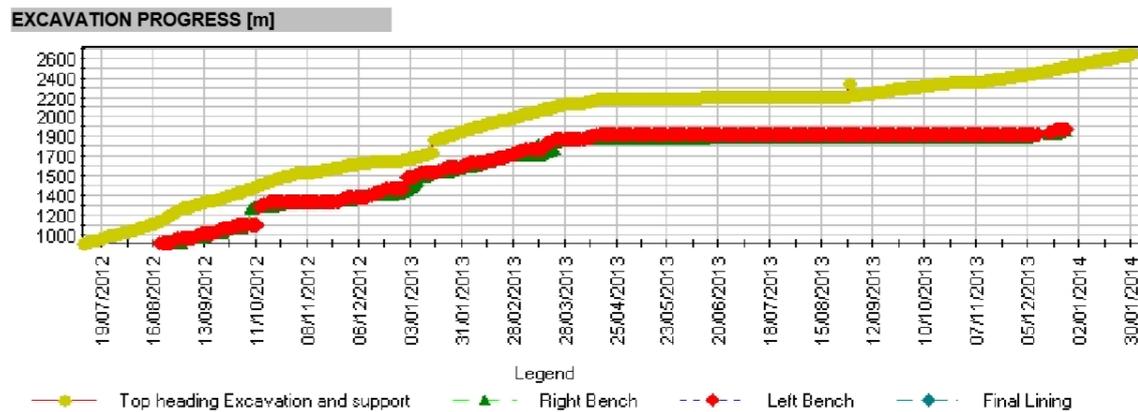


Figura 34: Posizione del fronte di scavo lungo la progressiva della galleria

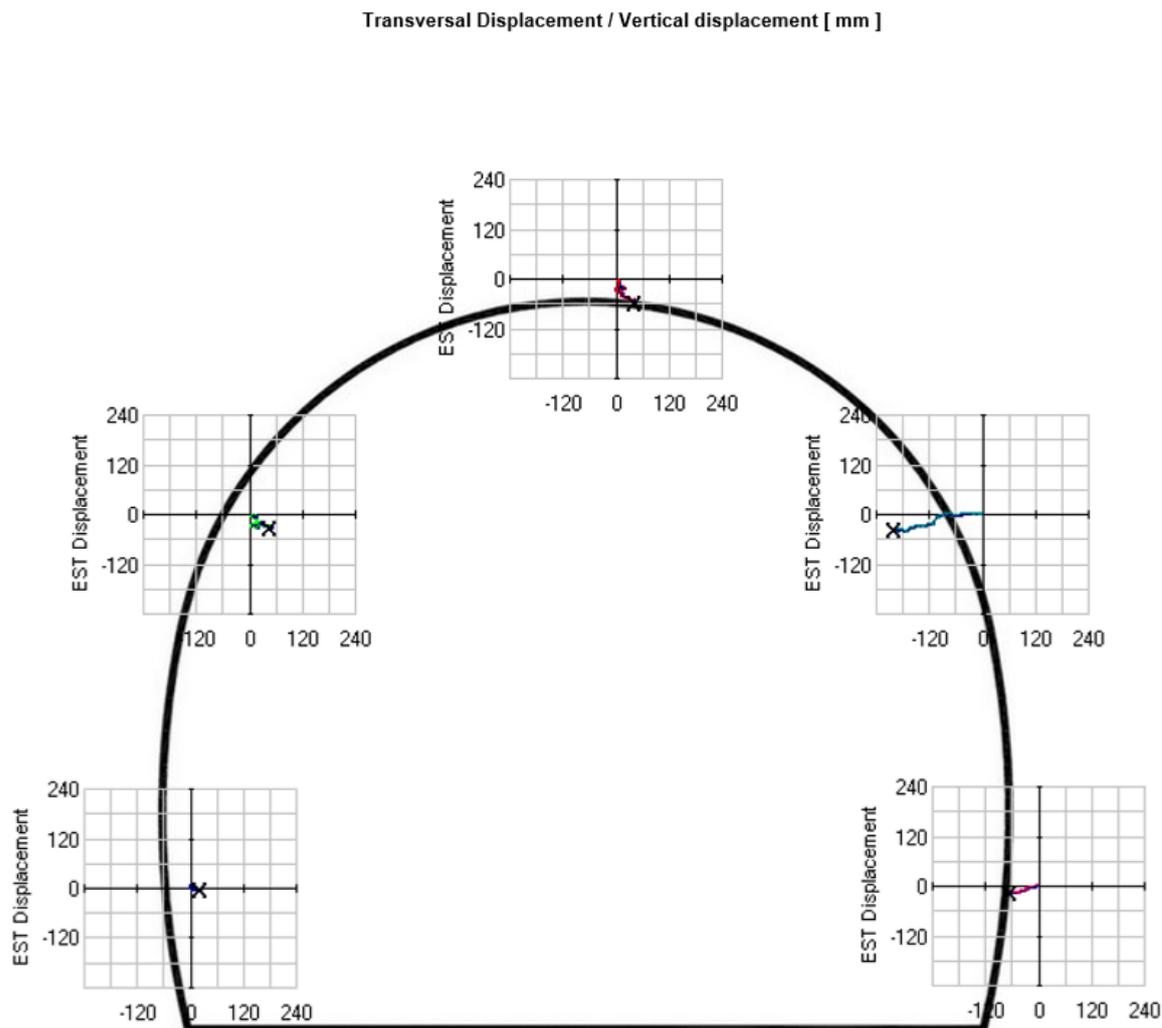


Figura 35: Spostamenti delle mire ottiche sulla sezione di scavo alla TM 948 all'ultima lettura

Nella Figura 36 viene mostrato il grafico delle convergenze calcolate sulle rispettive corde e si possono effettuare le medesime osservazioni fatte per gli spostamenti. In particolare, le corde che registrano i valori più elevati, superando abbondantemente la soglia di allarme (80mm), sono la T2-T4 e la T3-T4, poiché influenzate dai grandi spostamenti del target T4.

La convergenza è una misura importante poiché quantifica la deformazione della sezione della galleria e dunque la sollecitazione sul rivestimento di supporto; spostamenti elevati non stanno necessariamente a significare sollecitazioni elevate: si veda ad esempio il caso di una traslazione dell'intera sezione senza deformazioni e dunque l'assenza di sforzi sul rivestimento.

L'elevata velocità di spostamento durante lo scavo del ribasso è molto evidente per le corde T2-T4 e T3-T4 (si veda anche il grafico della Figura 37). È ancor più evidente, per tutte le

corde, la presenza di deformazioni viscosi, le quali tendono a stabilizzarsi molto tempo dopo l'installazione delle prime mire ottiche (09/07/12).

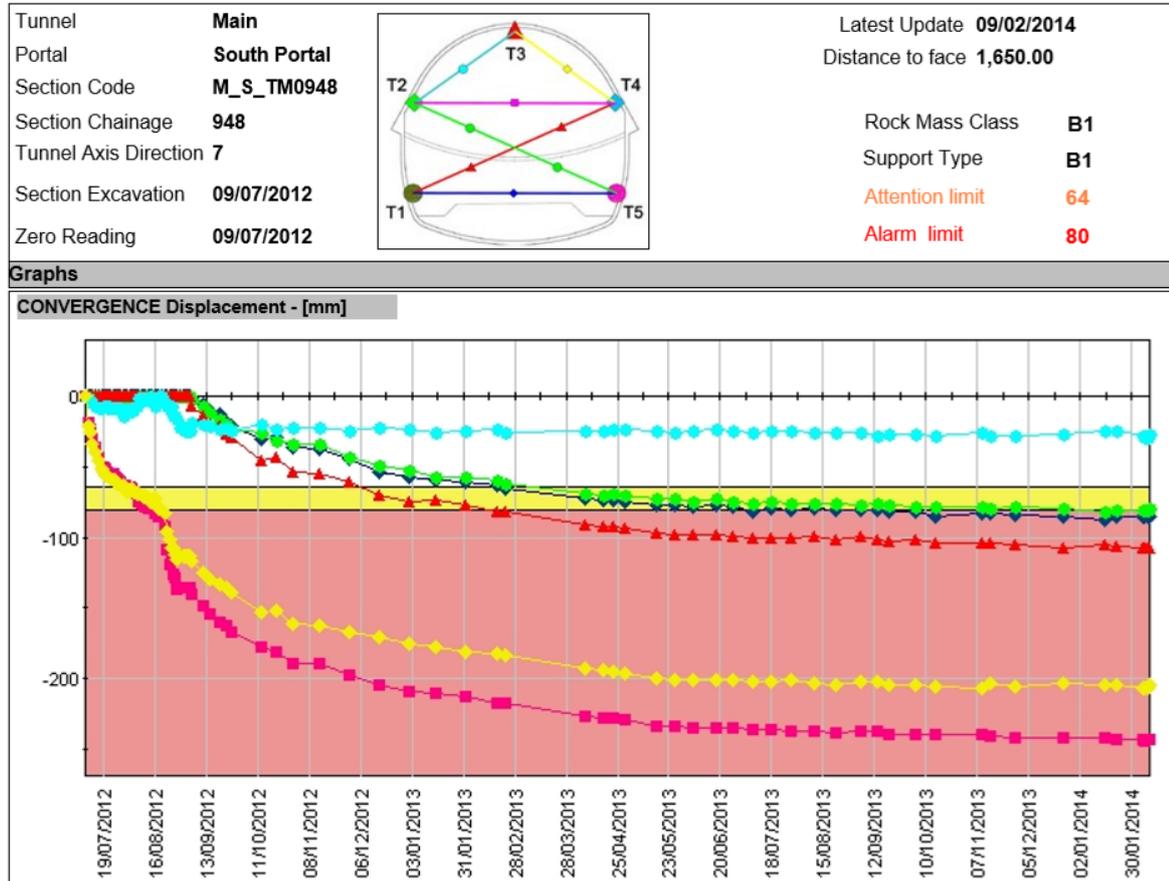


Figura 36: Grafico delle convergenze alla TM 948 all'ultima lettura

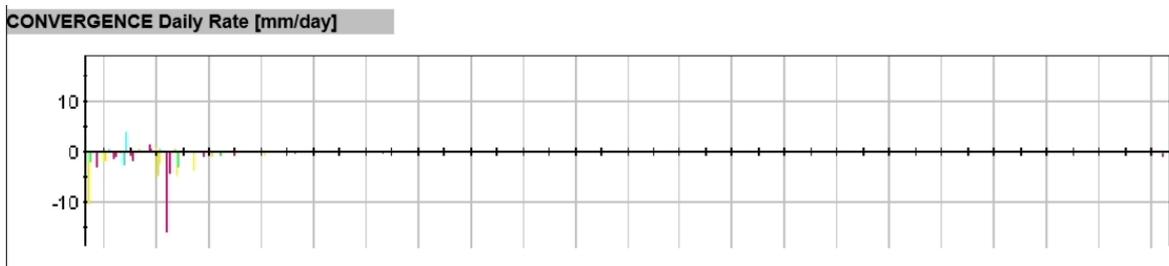


Figura 37: Grafico della velocità di convergenza alla TM 948 all'ultima lettura

3.6 Considerazioni finali

Il capitolo 3 ha elencato e descritto tutte le informazioni e i dati necessari alla realizzazione dei modelli numerici che saranno illustrati al capitolo 4. In particolare, i parametri dell'ammasso roccioso ottenuti dalla caratterizzazione geotecnica (paragrafo 3.3) sono il punto di partenza dell'analisi a ritroso. I dati sulla geometria e sui materiali del rivestimento provvisorio (paragrafo 3.4) sono indispensabili per rappresentare quest'ultimo sul modello in maniera opportuna; infatti, i dati di spostamento misurati in situ non dipendono solamente dalle caratteristiche della roccia ma sono frutto dell'interazione ammasso-struttura. Infine, i dati di monitoraggio (paragrafo 3.5) sono il punto focale dell'analisi a ritroso, ma solo se interpretati opportunamente, come infatti avverrà al paragrafo 4.2.

Capitolo 4

Analisi a ritroso per la scelta dei parametri

4.1 Premessa

In questo capitolo si riportano le ipotesi, i procedimenti di calcolo e i risultati dell'analisi a ritroso effettuata in corrispondenza della TM 948, ovvero a una distanza di 948 m dall'imbocco Sud del tunnel Chenani-Nashri.

Una volta identificata, interpretando opportunamente i dati di monitoraggio, la presenza del comportamento spingente, verranno determinati i parametri dell'ammasso roccioso, rappresentato dal modello visco-elastoplastico CVISC descritto al paragrafo 2.5.2.

Partendo dai dati mostrati nel capitolo 3, relativi al tipo di roccia, all'orientamento degli strati, allo stato tensionale in situ, alla geometria della sezione, alle fasi di scavo e alle caratteristiche del rivestimento, si costruiranno due modelli numerici:

- Un modello agli elementi finiti, con il software RS2 della RocScience.
- Un modello alle differenze finite, con il software FLAC della Itasca.

Il primo modello è più semplice da gestire ma non è in grado di rappresentare il comportamento dipendente dal tempo, ovvero il creep; è stato quindi utilizzato per un'analisi a ritroso semplificata, allo scopo di rappresentare il comportamento deformativo dell'ammasso roccioso durante le prime fasi di scavo, quando vi è una netta predominanza degli spostamenti meccanici dovuti all'avanzare dello scavo. Il risultato è una stima dei parametri di resistenza e di deformabilità elastica dell'ammasso roccioso, da utilizzare come punto di partenza per i parametri di resistenza del modello CVISC.

Il secondo modello permette di rappresentare il comportamento visco-elastoplastico, costituendo di fatto lo strumento di calcolo principale del presente lavoro.

4.2 Interpretazione dati di monitoraggio

Nel paragrafo 3.5.2 del capitolo 3 sono riportati i dati di monitoraggio relativi alla sezione TM 948, rilevati dal momento dell'installazione delle prime mire ottiche (09/07/2012) fino alla rimozione degli strumenti che precede la realizzazione del rivestimento definitivo (09/02/2014), per un totale di 580 giorni di misurazioni.

L'interpretazione dei dati effettuata nel presente paragrafo riguarda la registrazione degli spostamenti nel piano, s_x e s_z (Figura 33 al par. 3.5.2). Da ora in avanti, si farà sempre riferimento alla componente totale dello spostamento, chiamata s :

$$s = \sqrt{s_x^2 + s_z^2}$$

Inoltre, come si spiegherà nel corso del paragrafo, verranno considerati soltanto i dati relativi alle mire ottiche installate in corrispondenza della calotta (T2, T3 e T4). A partire dalla Figura 33, è quindi possibile ottenere il grafico della Figura 38, in cui viene mostrato l'andamento temporale degli spostamenti totali relativi alle tre mire ottiche in questione.

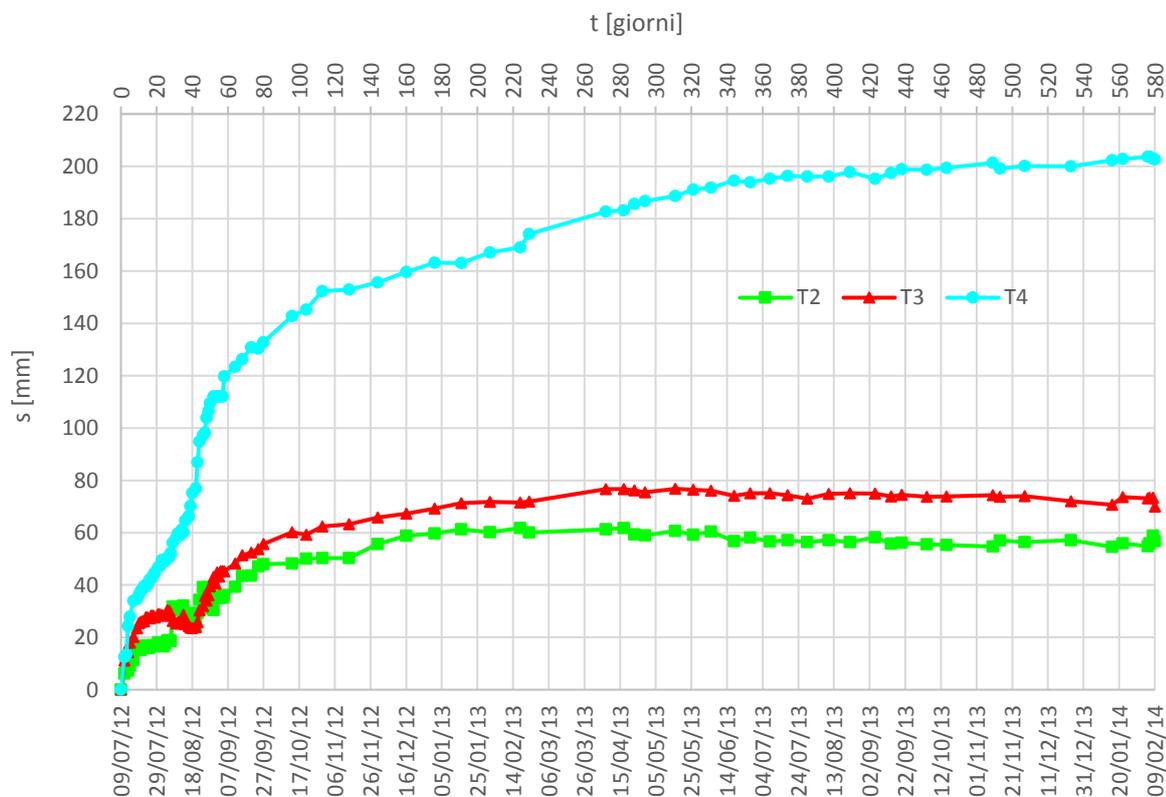


Figura 38: Andamento temporale degli spostamenti totali della calotta

4.2.1 Osservazioni preliminari

Dal momento che lo scavo della galleria avviene in due fasi (calotta e ribasso) e si è in presenza del comportamento spingente, gli spostamenti registrati sono dovuti, intuitivamente, a tre cause:

- 1) Al rilascio tensionale dovuto all'avanzamento dello scavo della calotta.
- 2) Al rilascio tensionale dovuto all'avanzamento dello scavo del ribasso.
- 3) Al comportamento spingente (spostamenti viscosi).

Con riferimento alla Figura 38, nelle fasi immediatamente successive all'installazione delle mire ottiche (T2, T3 e T4) si registra una rapida crescita degli spostamenti dovuta alla vicinanza del fronte di scavo della calotta, mentre quelli dovuti allo scavo del ribasso sono nulli poiché il relativo fronte di scavo si trova ancora molto distante. A seguito del progressivo allontanamento del fronte della calotta dalla sezione di monitoraggio, gli spostamenti meccanici associati ad esso tendono a stabilizzarsi e iniziano a distinguersi gli spostamenti di natura viscosa, già presenti in precedenza ma che erano abbastanza piccoli da poter essere trascurati. In una fase successiva, corrispondente alla vicinanza del fronte di scavo del ribasso, si torna ad avere una prevalenza degli spostamenti meccanici, dovuti a quest'ultimo. Infine, quando lo scavo risulta sufficientemente lontano dalla sezione di monitoraggio, gli spostamenti meccanici si stabilizzano e rimangono gli spostamenti viscosi, i quali rappresentano una quota molto importante dello spostamento finale; questi si stabilizzano dopo tempi molto lunghi (vedi par. 4.2.4).

Si possono distinguere, in maniera semplificata ma quantitativa, gli spostamenti meccanici da quelli viscosi utilizzando i profili longitudinali degli spostamenti (LDP) presenti in letteratura, secondo i quali le deformazioni meccaniche iniziano a manifestarsi quando il fronte di scavo si trova a una distanza inferiore a circa 4 volte il raggio R della galleria e si esauriscono a una distanza di circa 8 volte il raggio (Figura 39). In altre parole, considerando una galleria in avanzamento e immaginando di essere a un generico istante di tempo t , la zona che in quell'istante sta subendo degli spostamenti, detta "zona di influenza", si estende, lungo la direzione di scavo, fino a una distanza pari a $4R$ nell'ammasso ancora da scavare e a una distanza di $8R$ nell'ammasso già scavato.

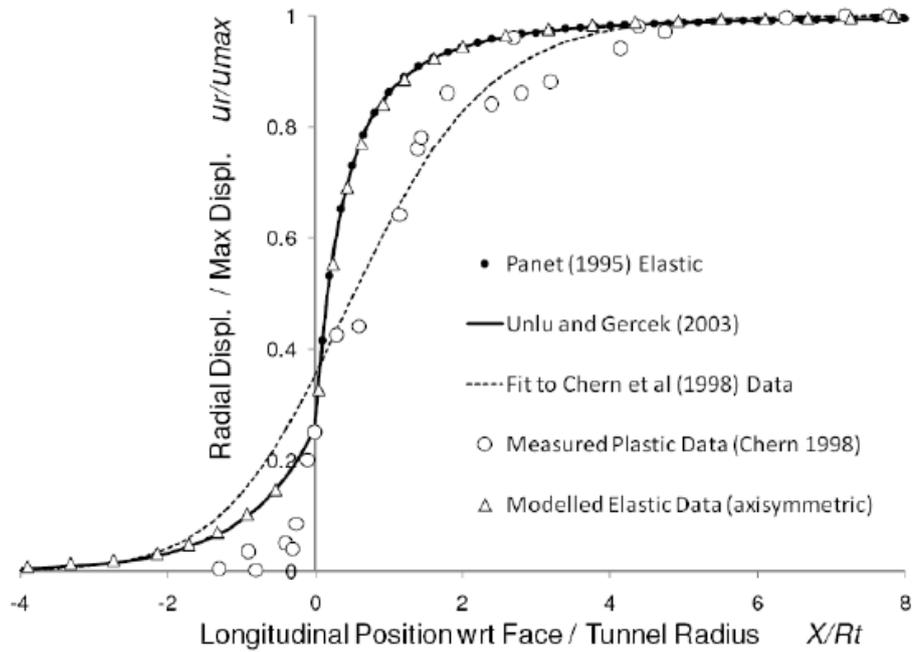


Figura 39: Profili degli spostamenti longitudinali in letteratura

Considerando una qualunque sezione di misura fissa nello spazio, si passa dal grafico dello spostamento in funzione della distanza dal fronte (LDP) a quello dello spostamento in funzione del tempo, individuando l'intervallo temporale in cui vengono registrati gli spostamenti dovuti all'avanzare del fronte di scavo; tale periodo inizia nell'istante di tempo, identificato da una determinata data, in cui il fronte di scavo si trova a una distanza inferiore a 4 volte il raggio rispetto alla sezione di monitoraggio e termina nell'istante, identificato da un'altra data, in cui il fronte supera la distanza di 8 volte il raggio. Questo discorso risulta valido soltanto se l'avanzamento avviene in maniera continua nell'intervallo temporale appena definito; infatti, durante un'eventuale interruzione, non si registrerebbe alcun tipo di spostamento meccanico, nonostante la sezione di monitoraggio si trovi all'interno della zona di influenza. Come si osserva dalla Figura 40, questa condizione non è sempre rispettata durante il periodo di misurazione della sezione TM 948, poiché ci sono delle lunghe interruzioni nel processo di scavo; tuttavia, come si dimostrerà nel seguito, queste pause non interferiscono nelle interpretazioni effettuate poiché avvengono quando la sezione TM 948 si trova al di fuori della zona di influenza.

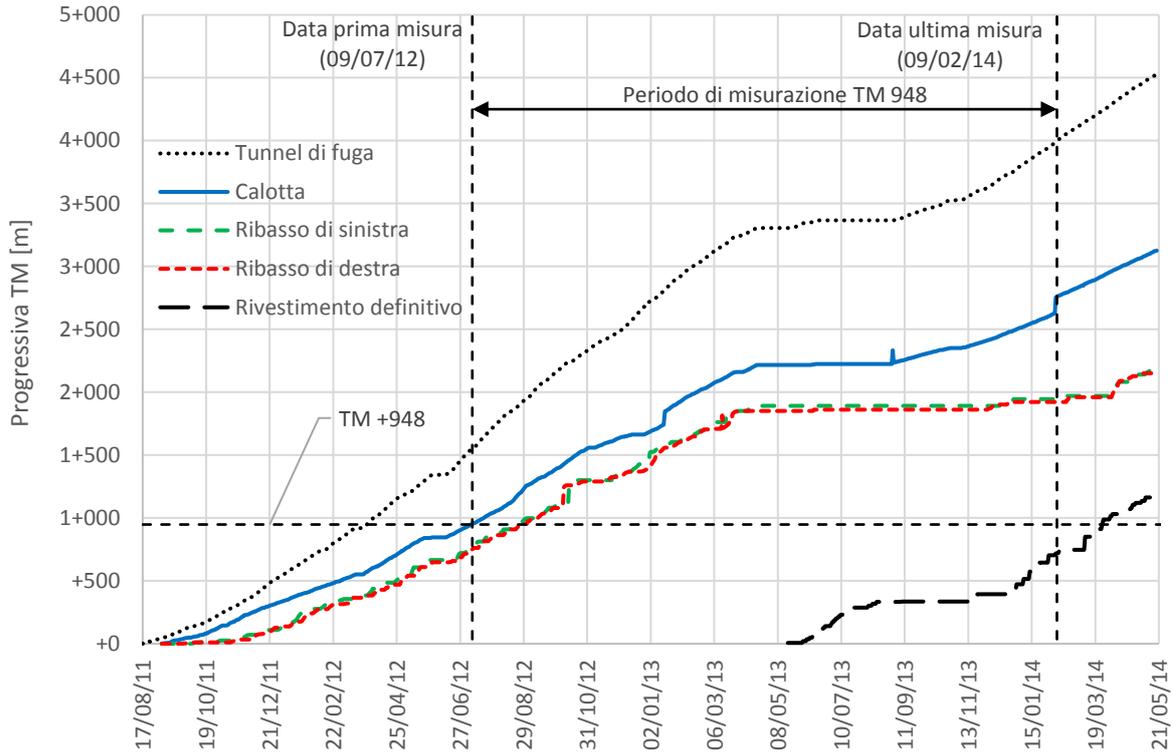


Figura 40: Grafico della progressiva dello scavo dall'imbocco Sud della galleria

La galleria in esame non ha sezione circolare, ma è possibile comunque calcolare un raggio equivalente R_{eq} , eguagliando l'area della sezione reale A_r con l'area del cerchio equivalente $A_{eq} = \pi R_{eq}^2$ e ottenendo:

$$R_{eq} = \sqrt{\frac{A_r}{\pi}} = \begin{cases} 4,84 \text{ m} & \text{(solo calotta)} \\ 6,75 \text{ m} & \text{(sezione finale)} \end{cases}$$

Ne deriva che, al generico istante di tempo t :

- La zona di influenza della calotta si estende per $-19,4 \text{ m} \leq X \leq 38,7 \text{ m}$.
- La zona di influenza del ribasso si estende per $-27 \text{ m} \leq X \leq 54 \text{ m}$.

dove X è la distanza tra il fronte di scavo e la sezione di monitoraggio TM 948.

In seguito, si mettono a confronto il grafico degli spostamenti nel primo periodo di registrazione (Figura 41), ricavato a partire da quello integrale della Figura 38, con un grafico in cui si riporta la distanza X tra il fronte di scavo e la sezione di monitoraggio TM 948 in funzione del tempo nel medesimo periodo di registrazione (Figura 42), ricavato da quello della progressiva (Figura

40). Su di essi, si individuano l'intervallo temporale in cui le mire ottiche registrano gli spostamenti meccanici dovuti allo scavo della calotta e l'intervallo temporale in cui le mire ottiche registrano gli spostamenti meccanici dovuti allo scavo del ribasso, secondo il metodo descritto in precedenza. Si è anche ricavato l'andamento della media degli spostamenti delle tre mire ottiche:

$$s_m = \frac{s_{T2} + s_{T3} + s_{T4}}{3}$$

Dal grafico della Figura 42 si può osservare che:

- Il fronte della calotta avanza in maniera continua, senza interruzioni, nel periodo in cui le registrazioni risentono dell'avanzamento dello scavo.
- Il ribasso è scavato in maniera discontinua, procedendo a tratti di lunghezza pari a circa 40-50 m; in pratica, si scava prima la parte di sinistra, con la parte destra ferma, e poi si procede con la parte di destra, fino a raggiungere il fronte del ribasso di sinistra. Di fatto, lo scavo non è mai fermo e si può assimilare a un processo di avanzamento continuo considerando, al posto delle due sottosezioni separate, la “media” delle posizioni delle due sottosezioni, definendo quindi un fronte di scavo equivalente che avanza in maniera continua nel tempo.

Sulla base di queste considerazioni, si può affermare che il fronte di scavo avanza in maniera continua nel periodo in cui la sezione TM 948 si trova all'interno della zona di influenza, sia per quanto riguarda la calotta che per il ribasso.

È ragionevole scostarsi leggermente dai limiti teorici della zona di influenza (X_{inf} e X_{sup}), andando a individuare i valori corrispondenti a una data in cui è stata rilevata una misura di spostamento ottenendo, in definitiva:

- $X_{inf} = -22$ m (03/07/12) e $X_{sup} = 50$ m (20/07/12) per la calotta.
- $X_{inf} = -37,5$ m (14/08/12) e $X_{sup} = 50$ m (11/09/12) per il ribasso.

4.2 – Interpretazione dati di monitoraggio

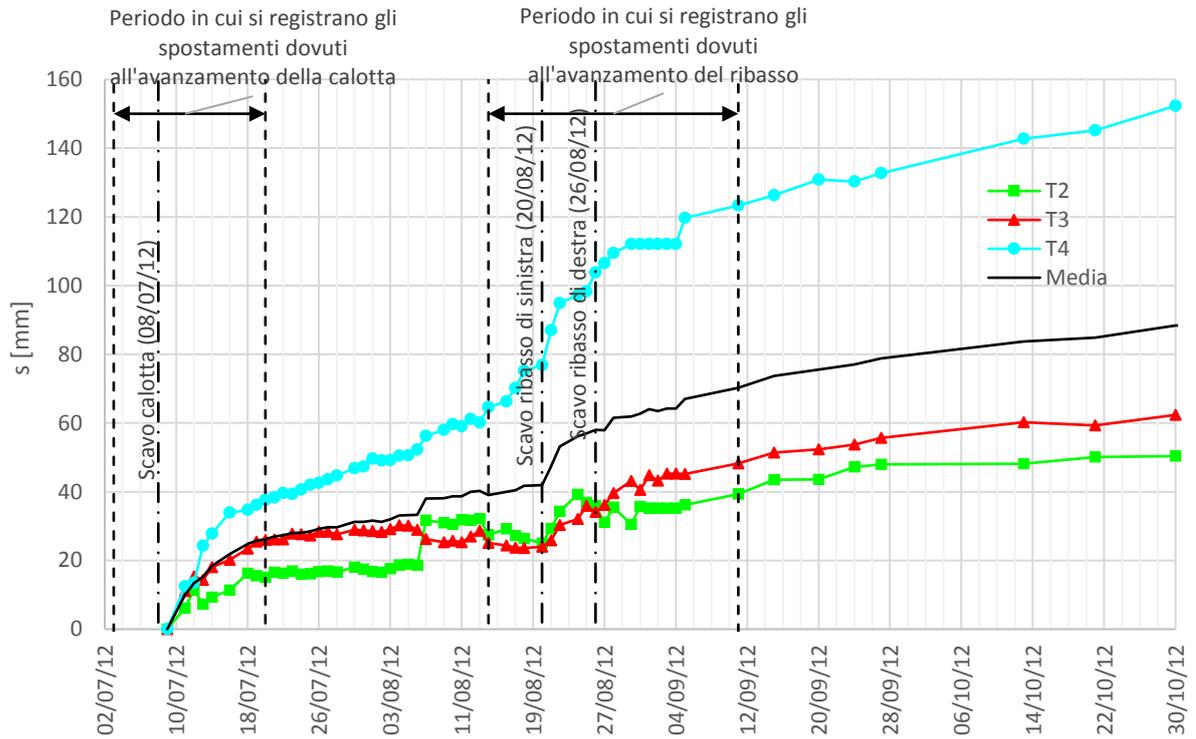


Figura 41: Grafico degli spostamenti totali nei primi 4 mesi di monitoraggio

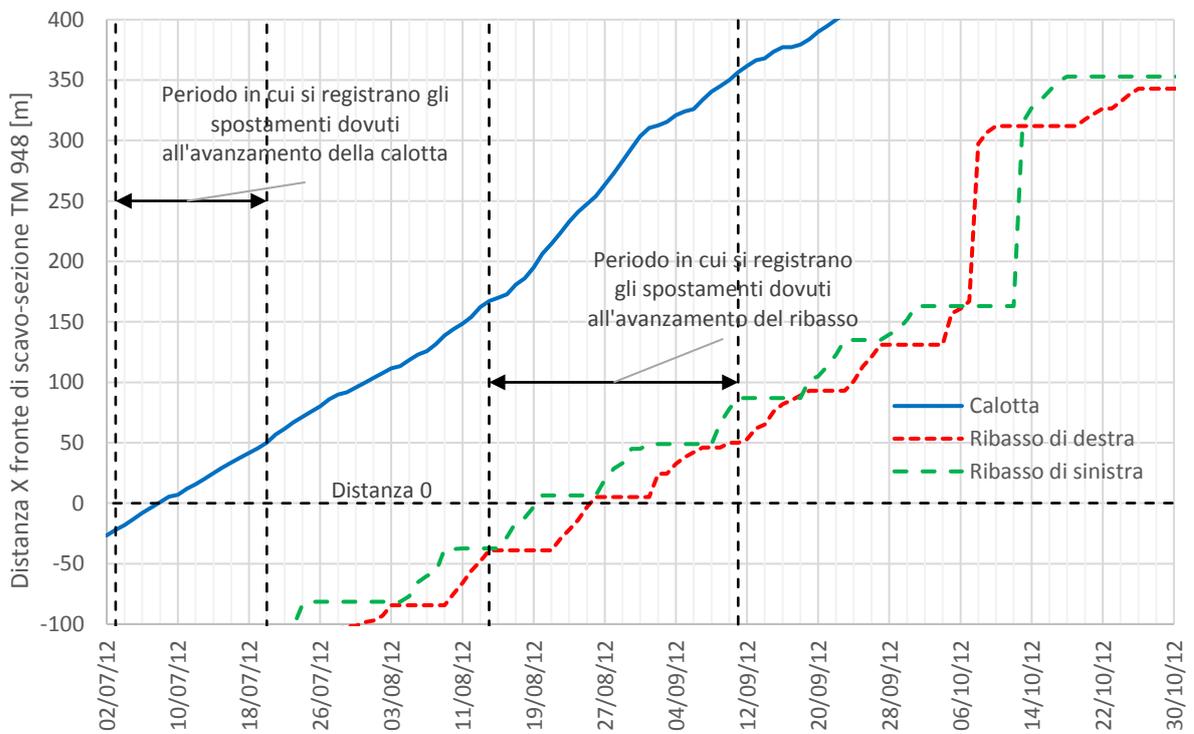


Figura 42: Grafico della distanza fronte di scavo-sezione TM 948 nei primi 4 mesi di monitoraggio

Con riferimento nuovamente al grafico della Figura 41, si può quindi concludere che:

- Nel periodo in cui si registrano gli spostamenti dovuti all'avanzamento della calotta, questi sono dovuti allo scavo della calotta e al creep, ma i primi risultano molto maggiori rispetto ai secondi.
- Nell'intervallo temporale in cui si registrano gli spostamenti dovuti all'avanzamento del ribasso, gli spostamenti sono dovuti allo scavo del ribasso (senza distinguere fra ribasso di destra o di sinistra) e al creep.
- Nei periodi temporali al di fuori dei due intervalli, gli spostamenti sono dovuti unicamente al creep, essendo il fronte di scavo abbastanza lontano dalla sezione di monitoraggio da considerare gli spostamenti meccanici trascurabili.

4.2.2 Individuazione della componente viscosa dello spostamento

Una volta individuati gli intervalli temporali in cui la sezione di monitoraggio TM 948 si trova all'interno delle zone di influenza dello scavo (vedi paragrafo 4.2.1), è possibile sottrarre l'aliquota di spostamento meccanico dai dati di monitoraggio, ricavando gli spostamenti di natura viscosa, o viceversa. Questo passaggio è importante per poter stimare opportunamente i parametri visco-elastoplastici dell'ammasso roccioso, come verrà spiegato nel corso di questo capitolo.

L'identificazione di una "quotaparte meccanica" e di una "quotaparte viscosa" riguarda soltanto i dati delle mire ottiche in corrispondenza della calotta (T2, T3, T4), le quali iniziano a registrare quando il fronte di scavo è distante appena 2 m. Infatti, le mire ottiche del ribasso (T1 e T5) vengono installate a 30/40 m dal fronte, quando si può assumere che la maggior parte dello spostamento meccanico sia già avvenuto, e quindi registrano solamente gli spostamenti di natura viscosa che si manifestano dopo la lettura zero (04/09/12).

È necessario sottolineare che la distinzione fra componente meccanica e viscosa si basa su delle ipotesi semplificative, che verranno descritte nel seguito; infatti, a causa del comportamento anisotropo e eterogeneo dell'ammasso roccioso, non sempre è possibile distinguere l'aliquota viscosa nello spostamento misurato, in particolare quando si è in prossimità del fronte di scavo. Peraltro, una stima molto precisa, oltre ad essere difficoltosa, non è di grande utilità, considerando che serve principalmente per realizzare un modello di per sé semplificato.

Vengono ora analizzati separatamente i dati delle tre mire ottiche della calotta; si indicherà con $s_{mis}(t)$ lo spostamento cumulato misurato dalla generica mira al tempo t , mentre con $s_{mecc}(t)$ e $s_{visc}(t)$ le aliquote meccanica e viscosa. Il creep può essere trascurato nel periodo in cui vengono registrati gli spostamenti dovuti all'avanzamento della calotta, essendo questo periodo relativamente breve. Ne risulta che, dall'inizio delle misurazioni fino al 20/07/12:

$$s_{mecc}(t) = s_{mis}(t)$$

$$s_{visc}(t) = 0$$

Con riferimento al grafico della Figura 41, si osserva che nel periodo compreso tra il 20/07/12 e il 14/08/12, essendo le deformazioni meccaniche trascurabili, l'incremento dello spostamento registrato è dovuto al creep e si può ricavare come differenza fra lo spostamento misurato al 14/08/12 e quello misurato al 20/07/12. Ne consegue:

$$s_{mecc}(t) = s_{mecc}(20/07/12) = s_{mis}(20/07/12) = \text{costante}$$

$$s_{visc}(t) = s_{mis}(t) - s_{mis}(20/07/12)$$

Ipotizzando che lo spostamento viscoso che si manifesta a causa dello scavo del ribasso, ovvero convenzionalmente fra il 14/08/12 e l'11/09/12 (28 giorni), cresca in maniera lineare e con la stessa velocità media di quello del periodo temporale fra il 20/07/12 e il 14/08/12 (25 giorni), gli spostamenti meccanici e viscosi si calcolano nel modo seguente:

$$s_{mecc}(t) = s_{mis}(t) - s_{visc}(t)$$

dove:

$$s_{visc}(t) = s_{visc}(t = 14/08/12) + \frac{s_{visc}(t = 14/08/12)}{25} \times t[\text{giorni}]$$

Infine, dopo l'11/09/12 l'incremento dello spostamento meccanico è ritenuto trascurabile e pertanto risulta:

$$s_{mecc}(t) = s_{mecc}(11/09/12) = \text{costante}$$

$$s_{visc}(t) = s_{visc}(t = 11/09/12) + [s_{mis}(t) - s_{mis}(11/09/12)]$$

Il metodo di calcolo appena descritto è adottato in realtà solamente per i dati associati alla mira ottica T4, essendo questi spostamenti molto marcati (Figura 47 e Figura 48). Per le altre due mire non si riescono a distinguere chiaramente le varie fasi nel periodo temporale in cui si risente dell'avanzamento dello scavo. In particolare:

- Dati T2 (Figura 43 e Figura 44). La variazione dello spostamento misurato fra il 14/08/12 e l'11/09/12 (periodo di influenza del ribasso) è piccola e l'andamento irregolare; si può assumere che lo spostamento viscoso sia nullo in tale periodo e che inizi a manifestarsi dopo l'11/09/12, benché siano state rilevate e tenute in conto le deformazioni viscoso nel periodo fra il 20/07/12 e il 14/08/12. Il creep viene registrato nuovamente dopo l'11/09/12 fino al termine della registrazione dati.
- Dati T3 (Figura 45 e Figura 46). Non si rilevano deformazioni viscoso apprezzabili nel periodo compreso fra il 20/07/12 e il 14/08/12 e si assume che queste non avvengano nemmeno fra il 14/08/12 e l'11/09/12. Il creep inizia ad essere registrato dopo l'11/09/12 fino al termine della registrazione dati.

4.2 – Interpretazione dati di monitoraggio

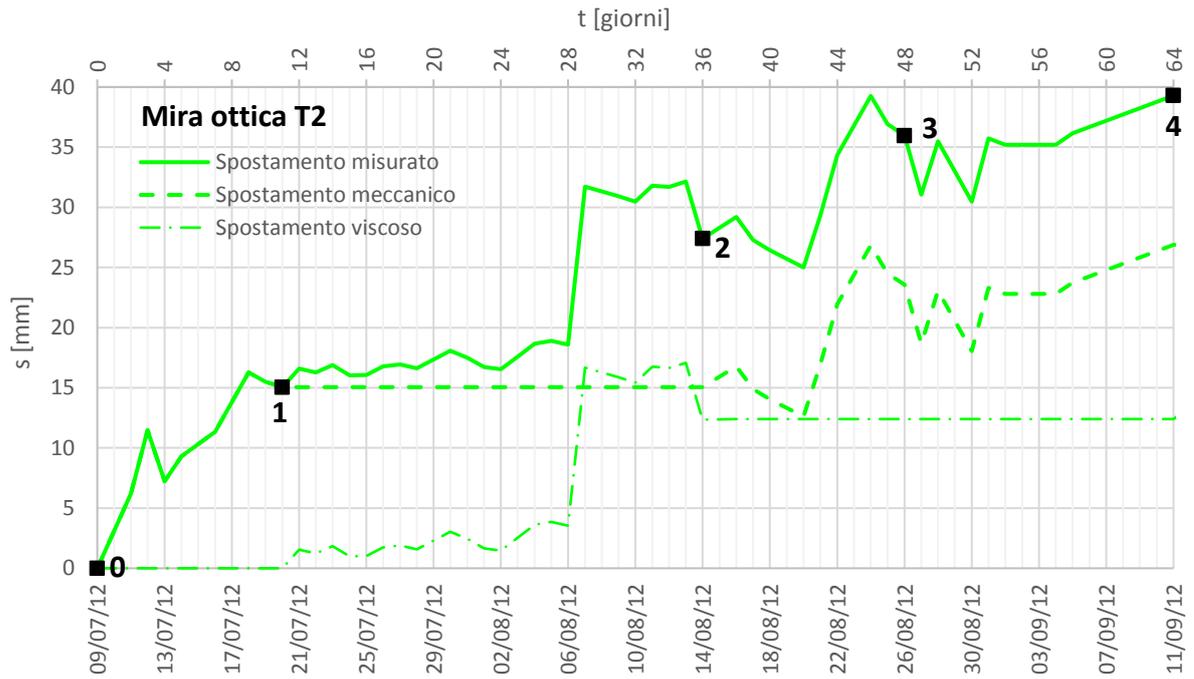


Figura 43: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T2 durante i primi 64 giorni di registrazione

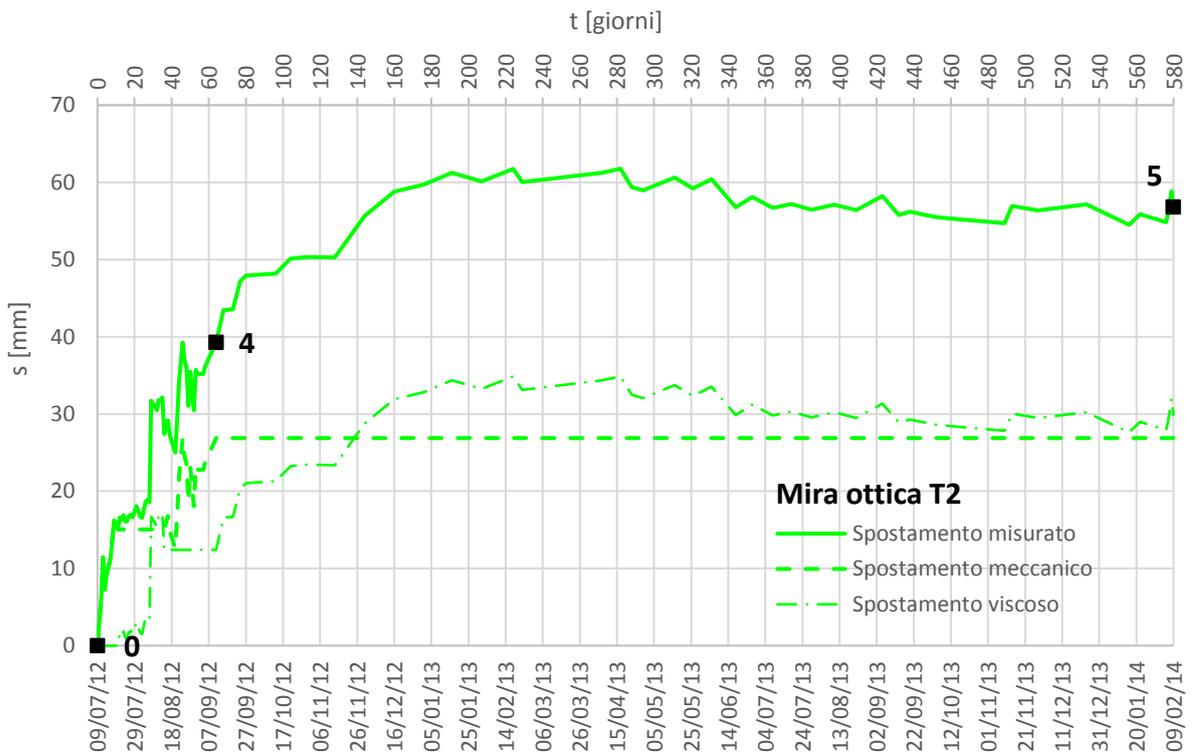


Figura 44: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T2 durante l'intero periodo di registrazione

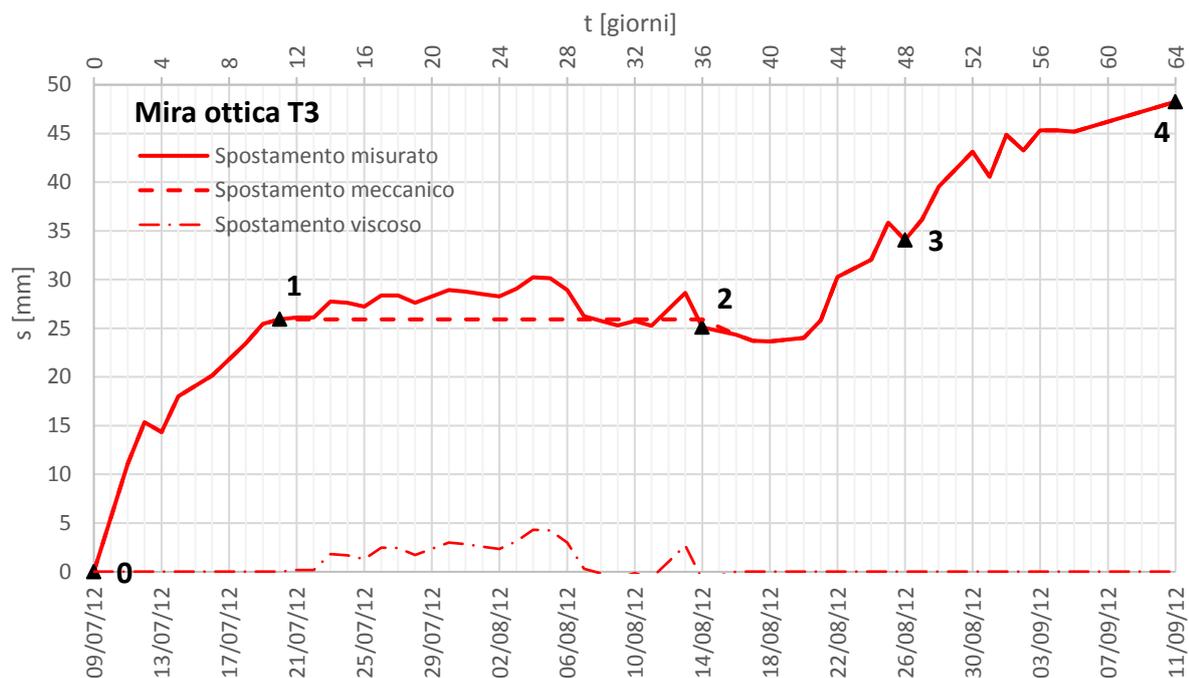


Figura 45: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T3 durante i primi 64 giorni di registrazione

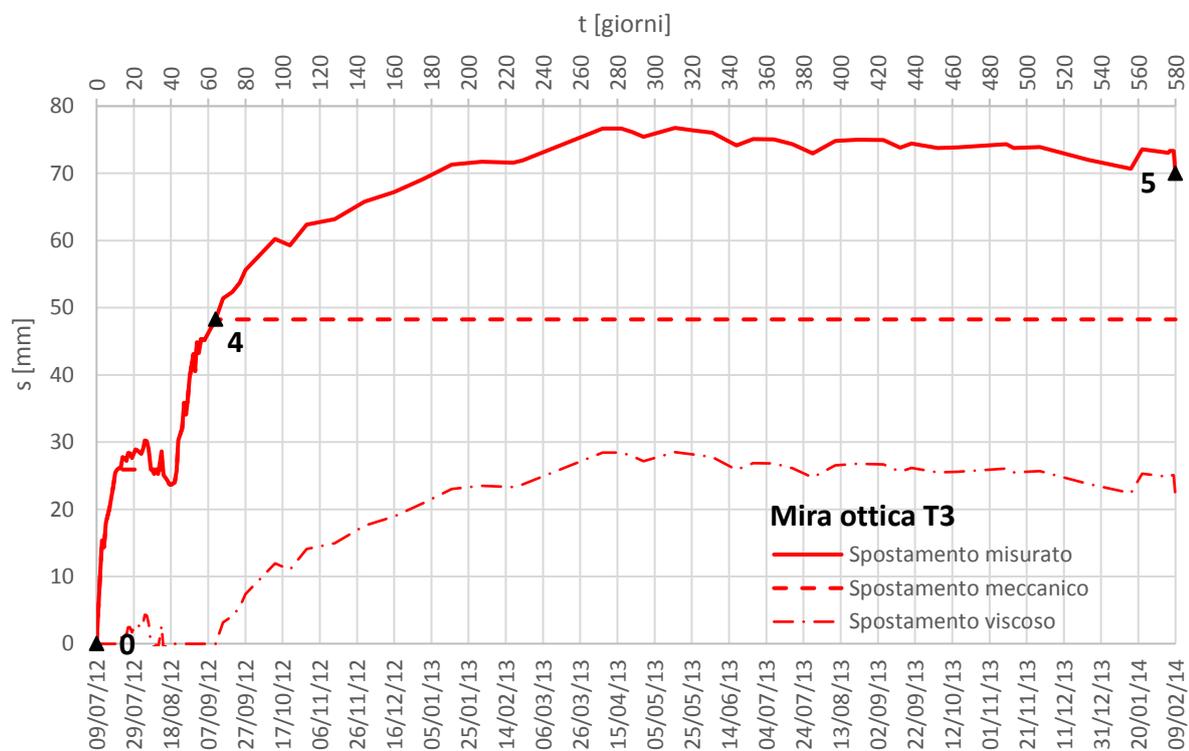


Figura 46: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T3 durante l'intero periodo di registrazione

4.2 – Interpretazione dati di monitoraggio

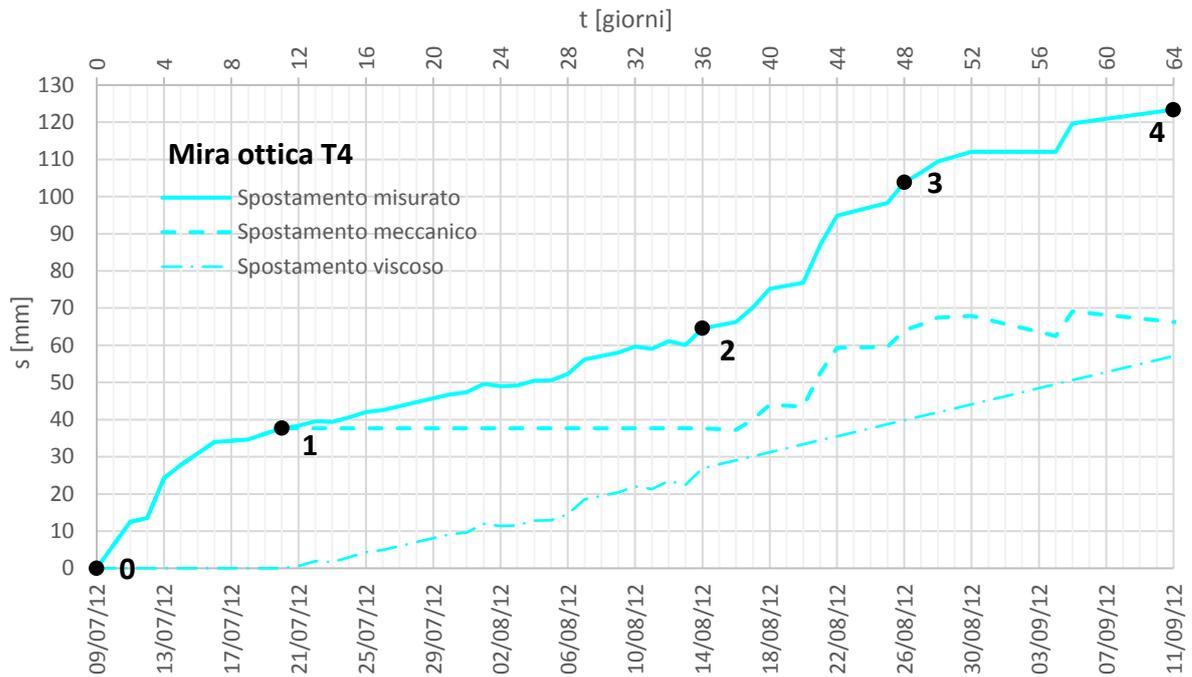


Figura 47: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T4 durante i primi 64 giorni di registrazione

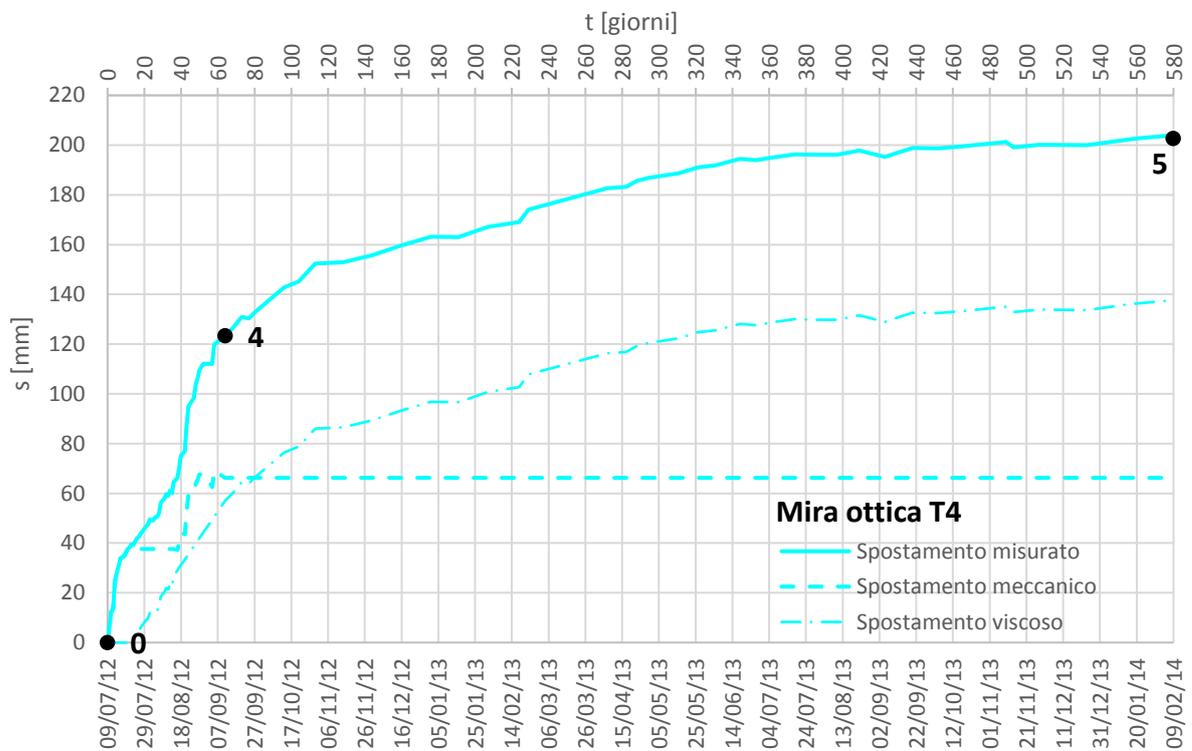


Figura 48: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T4 durante l'intero periodo di registrazione

Sui grafici sono indicati anche i punti, etichettati da 0 a 5, corrispondenti agli spostamenti misurati alle date significative, già in parte descritte in precedenza e di seguito riepilogate:

- 9 Luglio 2012 (Punto 0): Lettura zero.
- 20 Luglio 2012 (Punto 1): Data in cui si ipotizza il totale esaurimento degli spostamenti meccanici dovuti al rilascio tensionale causato dallo scavo della calotta e in cui si iniziano a rilevare gli spostamenti viscosi.
- 14 Agosto 2012 (Punto 2): Data in cui si iniziano a registrare gli spostamenti meccanici dovuti al rilascio tensionale causato dallo scavo del ribasso.
- 26 Agosto 2012 (Punto 3): Data in cui si assume il completo rilascio tensionale dovuto allo scavo della parte sinistra del ribasso.
- 11 Settembre 2012 (Punto 4): Data in cui si ipotizza il totale esaurimento degli spostamenti meccanici dovuti al rilascio tensionale causato dallo scavo del ribasso (parte destra).
- 9 Febbraio 2014 (Punto 5): Ultima lettura.

I valori misurati alle date significative sono riportati, assieme alle rispettive aliquote meccanica e viscosa, nelle seguenti tabelle (Tabella 15, Tabella 16, Tabella 17). Saranno questi i valori di riferimento che verranno utilizzati durante l'analisi a ritroso.

Tabella 15: Spostamenti meccanici e viscosi per la mira ottica T2

Punto	Data	Giorni trascorsi	ST2 [mm]		
			Misurato	Meccanico	Viscoso
0	09/07/2012	0	0	0	0
1	20/07/2012	11	15,1	15,1	0
2	14/08/2012	36	27,4	15,1	12,4
3	26/08/2012	48	36,0	23,6	12,4
4	11/09/2012	64	39,3	26,9	12,4
5	09/02/2014	580	56,8	26,9	29,9

Tabella 16: Spostamenti meccanici e viscosi per la mira ottica T3

Punto	Data	Giorni trascorsi	ST3 [mm]		
			Misurato	Meccanico	Viscoso
0	09/07/2012	0	0	0	0
1	20/07/2012	11	25,9	25,9	0
2	14/08/2012	36	25,9	25,9	0
3	26/08/2012	48	34,1	34,1	0
4	11/09/2012	64	48,3	48,3	0
5	09/02/2014	580	70,0	48,3	21,7

Tabella 17: Spostamenti meccanici e viscosi per la mira ottica T4

Punto	Data	Giorni trascorsi	ST4 [mm]		
			Misurato	Meccanico	Viscoso
0	09/07/2012	0	0	0	0
1	20/07/2012	11	37,7	37,7	0
2	14/08/2012	36	64,6	37,7	26,9
3	26/08/2012	48	103,8	64,0	39,8
4	11/09/2012	64	123,3	66,3	57,0
5	09/02/2014	580	202,6	66,3	136,3

Si osserva infine, ancora una volta, il comportamento fortemente anisotropo ed eterogeneo dell'ammasso roccioso; infatti, il creep si manifesta in corrispondenza della mira ottica T4 in maniera molto più marcata rispetto alle altre due mire e, inoltre, tende a stabilizzarsi dopo molto più tempo.

4.2.3 Deformazioni perse e rilascio tensionale

I dati registrati non tengono conto delle deformazioni avvenute prima dello scavo e di quelle avvenute tra lo scavo e la lettura zero della sezione di monitoraggio, ovvero le cosiddette deformazioni perse. Durante le analisi numeriche, risulta fondamentale separare gli spostamenti avvenuti prima della lettura zero da quelli avvenuti dopo, e comparare questi ultimi ai dati di monitoraggio.

È importante sottolineare che lo scavo di una galleria è un problema tridimensionale (3D), in quanto le deformazioni registrate dipendono dalla distanza rispetto al fronte di scavo, mentre

la modellazione agli elementi finiti viene effettuata nel piano (2D). La tridimensionalità del problema viene tipicamente trattata applicando una pressione interna p_i sul contorno della galleria, secondo il metodo della curva caratteristica. Pertanto, la distinzione fra spostamenti avvenuti prima e dopo la lettura zero è ottenuta calcolando la pressione interna p_i in corrispondenza della sezione di interesse (TM 948) al momento della lettura zero, funzione della distanza X dal fronte di scavo.

Si ricorda che mentre le mire ottiche della calotta (T2, T3 e T4) iniziano a registrare quando il fronte di scavo è distante appena 2 m, le mire ottiche del ribasso (T1 e T5) vengono installate a 30/40 m dal fronte, quando si può ragionevolmente assumere che la pressione interna abbia un valore prossimo allo 0, anche a causa dell'elevato rilascio tensionale che vi è già stato durante lo scavo della calotta; perciò, T1 e T5 registrano solamente gli spostamenti di natura viscosa. L'obiettivo è quindi calcolare la pressione interna da applicare sul contorno della galleria o, in altri termini, il rilascio tensionale, con riferimento alla sola calotta, in una fase in cui le deformazioni viscosi sono nulle o trascurabili.

Prima di trattare i dati occorre effettuare due importanti semplificazioni:

- Il metodo della curva caratteristica viene applicato e implementato (software RocSupport) per sezioni circolari, mentre lo scavo in questione è a forma di ferro di cavallo; occorre perciò ricondursi alla sezione circolare equivalente di raggio equivalente R_{eq} , che per la calotta vale 4,84 m (paragrafo 4.2.1).
- Nel metodo della curva caratteristica la pressione interna p_i è funzione dello spostamento radiale u_r , il quale è assunto uniforme su tutta la circonferenza, e si ipotizza che l'ammasso roccioso in cui è scavata la galleria sia omogeneo e isotropo; nella realtà gli spostamenti registrati non hanno direzione radiale e hanno valori differenti lungo il contorno della galleria, poiché di fatto la sezione reale non è circolare e l'ammasso roccioso è eterogeneo e anisotropo. Per ovviare a questo problema si calcola lo spostamento totale medio s_m :

$$s_m = \frac{s_{T2} + s_{T3} + s_{T4}}{3}$$

e si assume che sia uguale allo spostamento radiale, uniforme su tutta la circonferenza della sezione circolare equivalente:

$$u_r = s_m$$

Alla curva caratteristica viene associato il profilo degli spostamenti longitudinali (Figura 39), il quale mette in relazione il rapporto tra la distanza dal fronte di scavo X e il raggio della galleria R_{eq} con il rapporto tra lo spostamento radiale u_r e lo spostamento radiale massimo u_{max} corrispondente alla condizione di deformazione piana, in cui il fronte di scavo è sufficientemente lontano da considerare le deformazioni da esso indotte trascurabili ($p_i = 0$). Implementato anch'esso su RocSupport, si utilizza il profilo di Chern et al. (1998), il quale presenta la seguente formulazione:

$$\frac{u_r(X)}{u_{max}} = \left[1 + e^{\left(-\frac{X}{1,1R_{eq}} \right)} \right]^{-1,7}$$

Da essa si ricava che alla distanza $X = 2$ m, a cui viene installato il rivestimento provvisorio della calotta e viene fatta la lettura zero (T2, T3 e T4), lo spostamento già avvenuto è pari al 41,1% di quello massimo. Lo spostamento massimo misurato $u_{max,mis}$ alla distanza dal fronte della calotta ($X \approx 8R_{eq}$), assunta pari a 50 m (data 20/07/12, paragrafo 4.2.1), è pari a:

$$u_{max,mis} = s_{m,max} = 26,2 \text{ mm}$$

Esso non tiene conto dello spostamento antecedente alla lettura 0. Infatti, lo spostamento effettivo sarà pari a:

$$u_{max} = u_r(X = 2m) + u_{max,mis} = 0,411u_{max} + u_{max,mis}$$

da cui si ricava:

$$0,589u_{max} = u_{max,mis} \rightarrow u_{max} = \frac{u_{max,mis}}{0,589} = 1,698u_{max,mis} = 44,5 \text{ mm}$$

e:

$$u_r(X = 2m) = 0,411u_{max} = 18,3 \text{ mm}$$

Nella Figura 49 sono riepilogati gli spostamenti calcolati in precedenza.

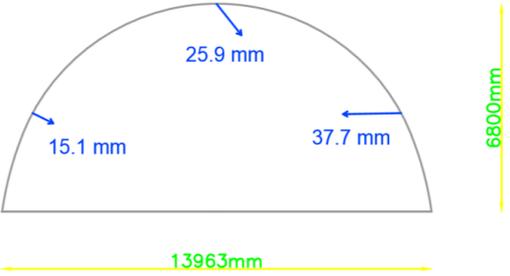
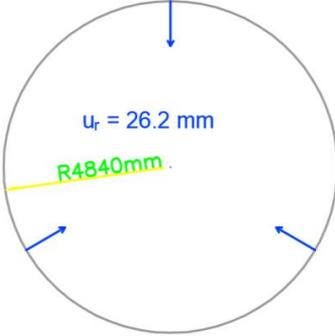
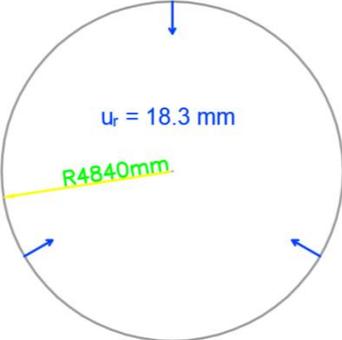
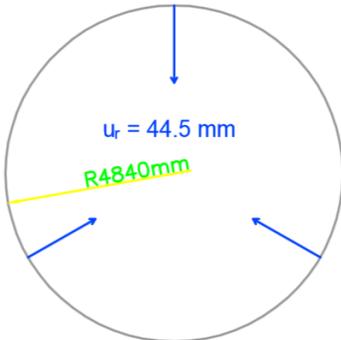
a) Sezione reale calotta, spostamenti effettivi delle mire ottiche misurati al 20/07/12	b) Sezione circolare equivalente, spostamento radiale medio misurato al 20/07/12 ($u_{max,mis}$)
	
c) Sezione circolare equivalente, spostamento radiale medio avvenuto prima del 09/07/12 (lettura zero) ($u_r(X = 2 \text{ m})$)	d) Sezione circolare equivalente, spostamento radiale medio totale al 20/07/12 (u_{max})
	

Figura 49: Riepilogo interpretazione dati calotta

Una volta stimato lo spostamento radiale massimo della sezione equivalente della calotta ($u_{max} = 44,5 \text{ mm}$), il passo successivo è la costruzione della curva caratteristica, secondo la soluzione di Carranza-Torres (2004), la quale si basa sull'applicazione del criterio di rottura di Hoek-Brown per l'ammasso roccioso, con legame costitutivo elastoplastico ideale. Per ricostruire la curva caratteristica si effettua un'analisi a ritroso su RocSupport, modificando i parametri fino a quando non si ottiene come spostamento massimo un valore prossimo a 44,5 mm.

Per un grado di disturbo D nullo, si considerano valide le seguenti espressioni:

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28}\right)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9}\right)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left[\exp\left(-\frac{GSI}{15}\right) - \exp\left(-\frac{20}{3}\right) \right]$$

$$E_d = \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}} 10^{\frac{GSI-10}{40}}$$

Si riducono così a 4 i parametri indipendenti:

- La resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta σ_c (o UCS).
- L'indice GSI (Geological Strength Index; Hoek, 1995).
- Il parametro di Hoek-Brown m_i , riferito alla roccia intatta.
- Il rapporto di Poisson ν .

Per rendere più semplice l'analisi a ritroso si cerca di capire quali variabili abbiano una maggiore influenza sull'espressione della curva caratteristica. In pratica, si effettua un'analisi di sensitività (vedi Allegato B: Analisi di sensitività), rilevando su RocSupport lo spostamento massimo u_{max} al variare dei parametri nell'intervallo fornito dai dati della mappatura del fronte (Tabella 9). Si osserva quindi che la UCS e il GSI hanno una grossa influenza sullo spostamento massimo nel loro intervallo di variazione. Viceversa, il parametro m_i ha poca influenza sullo spostamento massimo e può essere fissato al valore 9; ancor meno il rapporto di Poisson ν , che viene dunque fissato a 0,28.

Una volta effettuata l'analisi di sensitività, si procede all'analisi a ritroso per la determinazione della curva caratteristica, ottenendo i valori riportati nella Tabella 18, i quali producono uno spostamento massimo pari a:

$$u_{max} = 44,39 \text{ mm} \approx 44,5 \text{ mm}$$

Tabella 18: Parametri di Hoek-Brown dell'ammasso roccioso assunto come mezzo continuo, omogeneo e isotropo

Variabili indipendenti	
σ_{ci} [MPa]	48
GSI [-]	40
Variabili indipendenti fissate	
m_i [-]	9
ν [-]	0,28
Variabili dipendenti	
m_b [-]	1,056
s [-]	0,0013
α [-]	0,511
E_d [MPa]	3896

Una volta ottenuta la curva caratteristica (Figura 50), l'ultimo passaggio è calcolare la pressione interna alla distanza dal fronte di scavo $X = 2$ m. Entrando nella curva con il valore di spostamento radiale ottenuto dalla relazione di Chern et al., $u_r(X) = 18,3$ mm, si ottiene:

$$p_i(X = 2\text{m}) = 2,1 \text{ MPa}$$

che rapportata allo stato tensionale in situ diventa:

$$\frac{p_i}{p_0} = 0,17$$

In definitiva, si può assumere che, al momento della lettura 0, la pressione interna applicata sul contorno della galleria sia uguale al 17% dello stato tensionale in situ in condizioni geostatiche; in altre parole, il rilascio tensionale è pari all'83%.

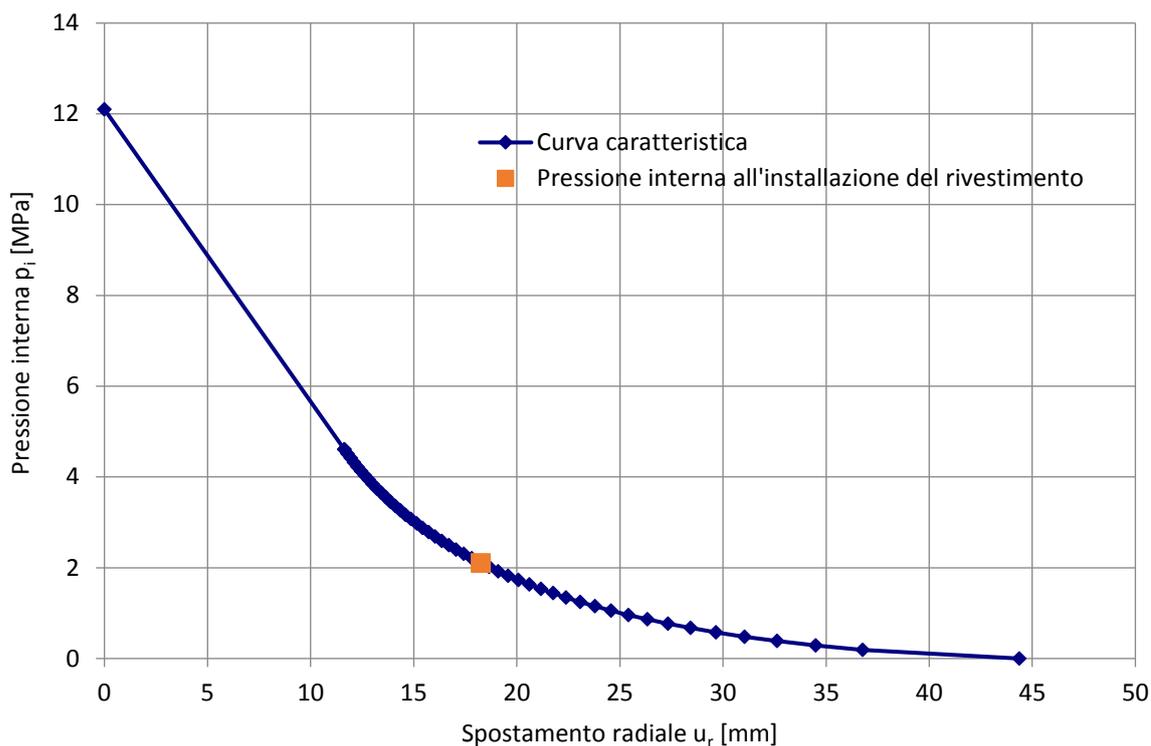


Figura 50: Curva caratteristica della galleria (calotta) dell'ammasso roccioso assunto come mezzo continuo, omogeneo e isotropo

4.2.4 Deformazioni viscosse a lungo termine

Secondo quanto dimostrato al par. 4.2.2, gli spostamenti di natura meccanica si esauriscono completamente, in quanto trascurabili, alla data convenzionale dell'11/09/12. Di conseguenza, le misure successive a tale data registrano spostamenti di natura puramente viscosa. In questo paragrafo si cerca invece di stabilire, per ciascuna delle tre mire ottiche in esame, una data convenzionale in cui anche le deformazioni di creep smettono di crescere.

Il sistema di monitoraggio GDMS (par. 3.5) effettua il passaggio da spostamenti registrati a convergenze e calcola la cosiddetta velocità di convergenza (Figura 37 al par. 3.5.2), espressa in mm/giorno; quando questa grandezza si trova al di sotto di un determinato valore, le deformazioni viscosse possono ritenersi trascurabili. Si può applicare il medesimo ragionamento al grafico degli spostamenti totali della Figura 38, calcolando la velocità di spostamento v_s come pendenza della curva spostamento-tempo, espressa in mm/giorno:

$$v_s = \frac{s(t_i) - s(t_{i-1})}{t_i - t_{i-1}}$$

dove:

t_i è il giorno di acquisizione della misura i ;

t_{i-1} è il giorno di acquisizione della misura precedente;

$s(t_i)$ e $s(t_{i-1})$ sono i rispettivi spostamenti misurati.

In ogni caso, è possibile omettere il calcolo di v_s osservando, dal grafico della Figura 38, che le date in cui gli spostamenti viscosi si stabilizzano sono abbastanza evidenti. In particolare:

- Per la mira ottica T2 si può convenzionalmente assumere che l'esaurimento avviene alla registrazione del 01/02/13, ovvero circa 200 giorni dopo l'installazione degli strumenti.
- Per la mira ottica T3 si può affermare che gli spostamenti si stabilizzano convenzionalmente alla data del 26/05/13, circa 300/350 giorni dopo l'installazione delle mire.
- Per la mira ottica T4 è evidente come il creep continui a manifestarsi anche dopo la rimozione del sistema di monitoraggio, seppure stia tendendo a stabilizzarsi.

Da queste osservazioni si può dedurre che:

- La velocità con cui il creep tende a stabilizzarsi è variabile nello spazio a causa dell'anisotropia e dell'eterogeneità dell'ammasso roccioso in cui la galleria è scavata.
- Gli spostamenti viscosi in corrispondenza dello strato di siltite-argillite di scadenti caratteristiche, in prossimità della mira ottica T4, continuano a manifestarsi anche dopo la rimozione degli strumenti, seppur in maniera contenuta, esaurendosi dopo un numero di giorni ignoto.
- Il rivestimento definitivo, installato immediatamente dopo la rimozione degli strumenti, sarà soggetto a delle sollecitazioni dovute al rilassamento dell'ammasso roccioso in corrispondenza dello strato di siltite-argillite (in alto a destra), presumibilmente molto contenute ma difficilmente quantificabili.

4.3 Caratteristiche dei modelli numerici

In questo paragrafo vengono descritte le caratteristiche dei due modelli numerici realizzati; la maggior parte di esse, quali la stratigrafia, le condizioni al contorno, lo stato di sforzo e le fasi di scavo considerate, sono sostanzialmente le stesse sia per FLAC che per RS2. Ciò che li distingue sono il metodo di calcolo utilizzato per arrivare al risultato, ovvero gli elementi finiti per RS2 e le differenze finite per FLAC, e la legge costitutiva utilizzata, elastoplastica per il primo, sia elastoplastica che visco-elastoplastica per il secondo.

Trattandosi di una galleria profonda, per il fatto che le sue dimensioni sono molto più piccole rispetto all'altezza della copertura ($H = 400$ m), si introduce l'ipotesi semplificativa di stato tensionale costante con la profondità; in altri termini, il modello non tiene conto della variazione dello stato di sforzo geostatico tra l'estremo superiore e l'estremo inferiore del dominio, poiché trascurabile.

4.3.1 Estensione del dominio

Il primo passo è quello di definire l'estensione dei modelli. La regola pratica, per le gallerie profonde, è quella di estendere il dominio rettangolare nelle due direzioni fino a una distanza pari a circa 10 volte il raggio delle stesse. Ponendo l'origine del sistema di riferimento in corrispondenza del punto medio della base della galleria, le coordinate dei vertici del rettangolo, di base 300 m e altezza 250 m, sono illustrate, nel caso di RS2, nella Figura 51; nel caso di FLAC sono esattamente le stesse.

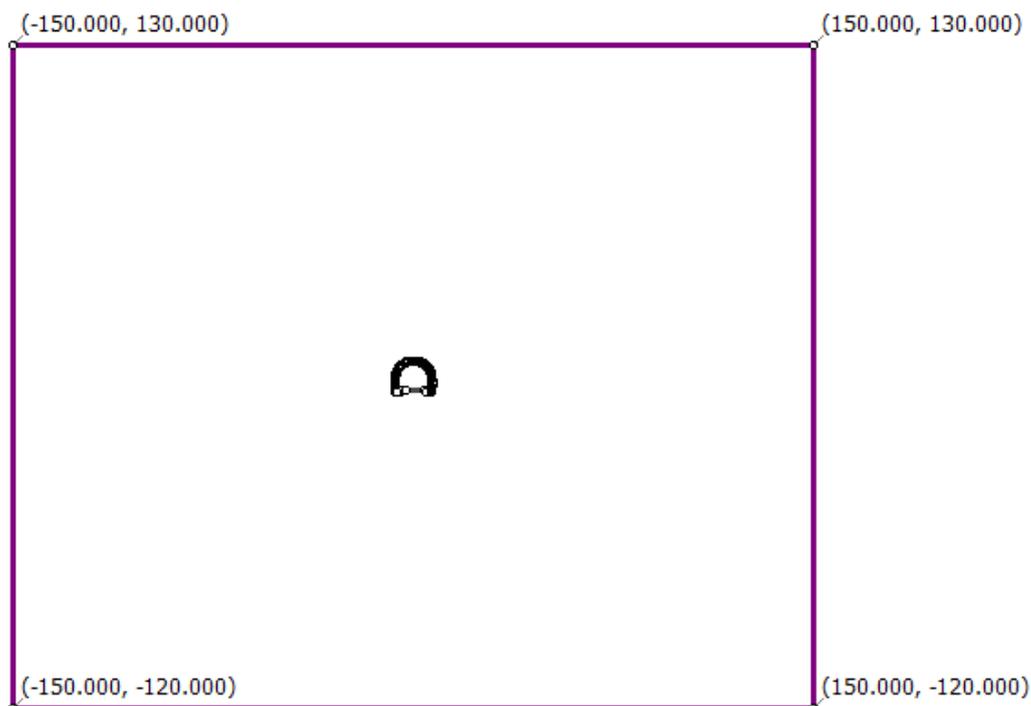


Figura 51: Coordinate dei vertici del dominio di estensione dei modelli

4.3.2 Stratigrafia

Con l'intento di rappresentare gli strati intercettati dallo scavo, sui modelli numerici viene realizzata la stratigrafia a partire dalla mappatura del fronte di scavo, che è stata effettuata per la sola calotta. Ogni materiale incontrato è rappresentato come un mezzo continuo, secondo il modello del continuo equivalente "eterogeneo" descritto al paragrafo 3.3. Dal momento che non si dispone delle informazioni relative agli strati che non intercettano la galleria, risulta poco sensato rappresentarli, oltre che oneroso da un punto di vista computazionale. Si ricorre pertanto a dei modelli "ibridi", cioè rappresentando solamente gli strati la cui esistenza è nota per certo, ovvero quelli in corrispondenza dello scavo della calotta, assumendo che la restante parte del dominio sia costituita da un mezzo continuo equivalente omogeneo, denominato semplicemente "flysch generico". Oltretutto, si introducono le seguenti ipotesi semplificative:

- Gli strati sono rettilinei e paralleli.
- Gli strati si estendono fino al bordo esterno del modello.
- Non è presente scorrimento fra gli strati: non occorre quindi inserire nessuna interfaccia di scorrimento.

Nello specifico, gli strati rappresentati sono i seguenti, visibili nella Figura 52 e nella Figura 53 per il modello RS2, nella Figura 54 e nella Figura 55 per il modello FLAC:

- Spesso strato di siltite che occupa quasi interamente la sezione della galleria.
- Strato di arenaria-siltite molto sottile, che secondo la mappatura del fronte attraversa la sezione in alto a destra, con caratteristiche meccaniche superiori alla siltite pura, intermedie fra la siltite e l'arenaria.
- Strato di siltite-argillite di medio spessore, che secondo la mappatura del fronte attraversa la sezione in alto a destra, con caratteristiche meccaniche molto scadenti.

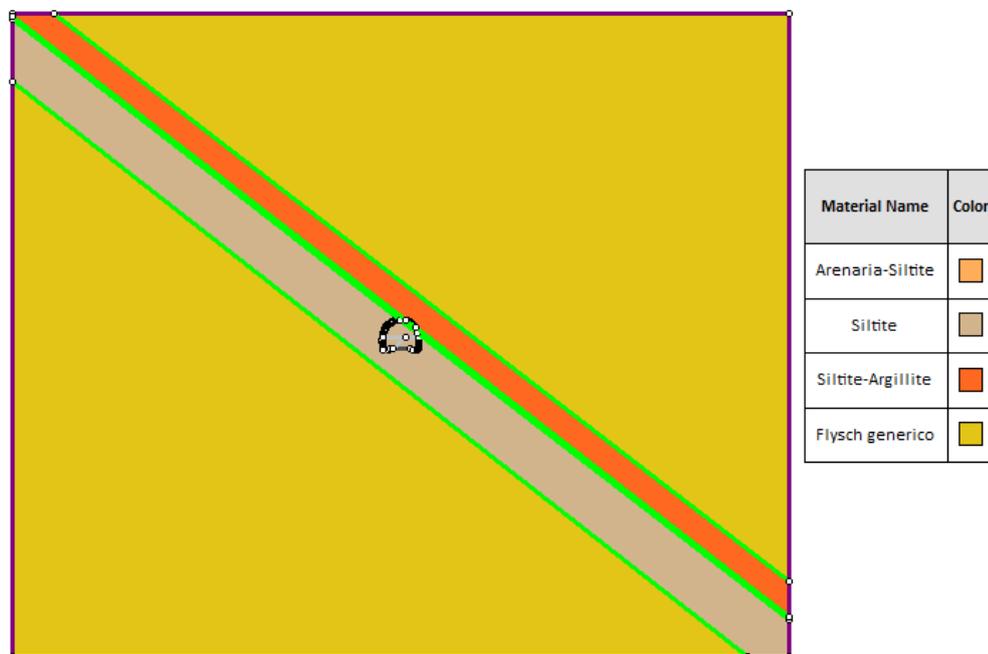


Figura 52: Stratigrafia del modello RS2

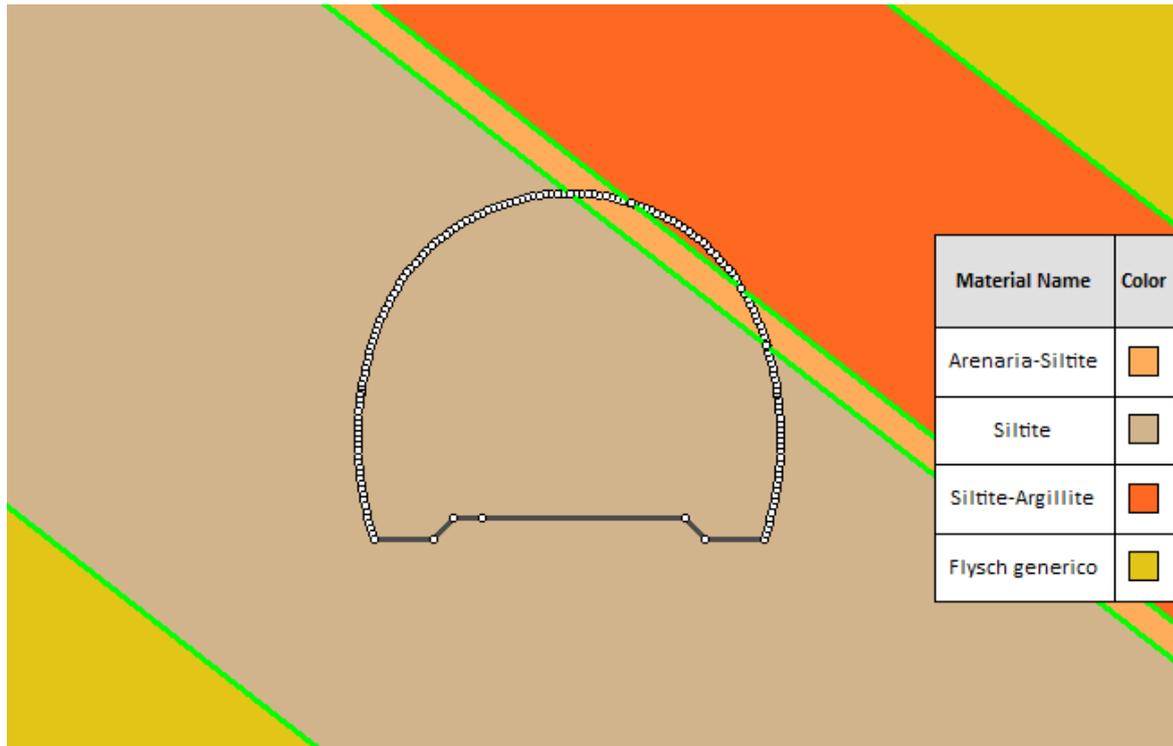


Figura 53: Stratigrafia del modello RS2 in corrispondenza della sezione della galleria

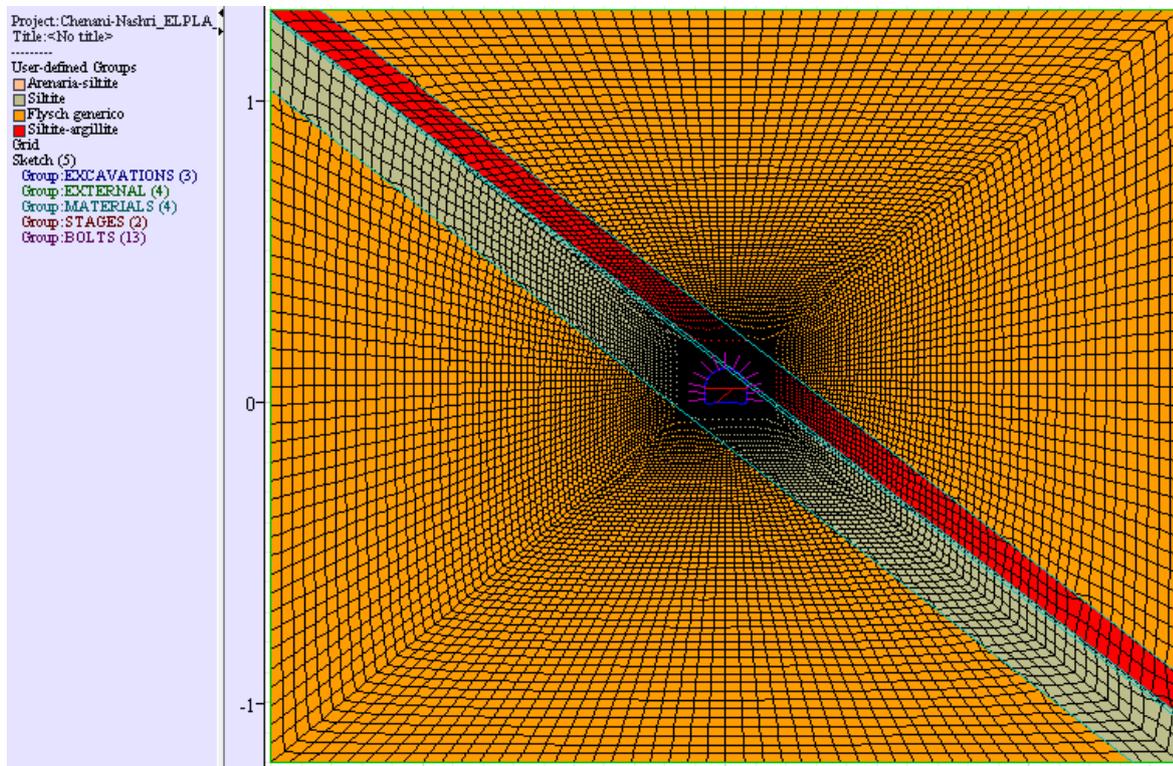


Figura 54: Stratigrafia e griglia (mesh) del modello FLAC

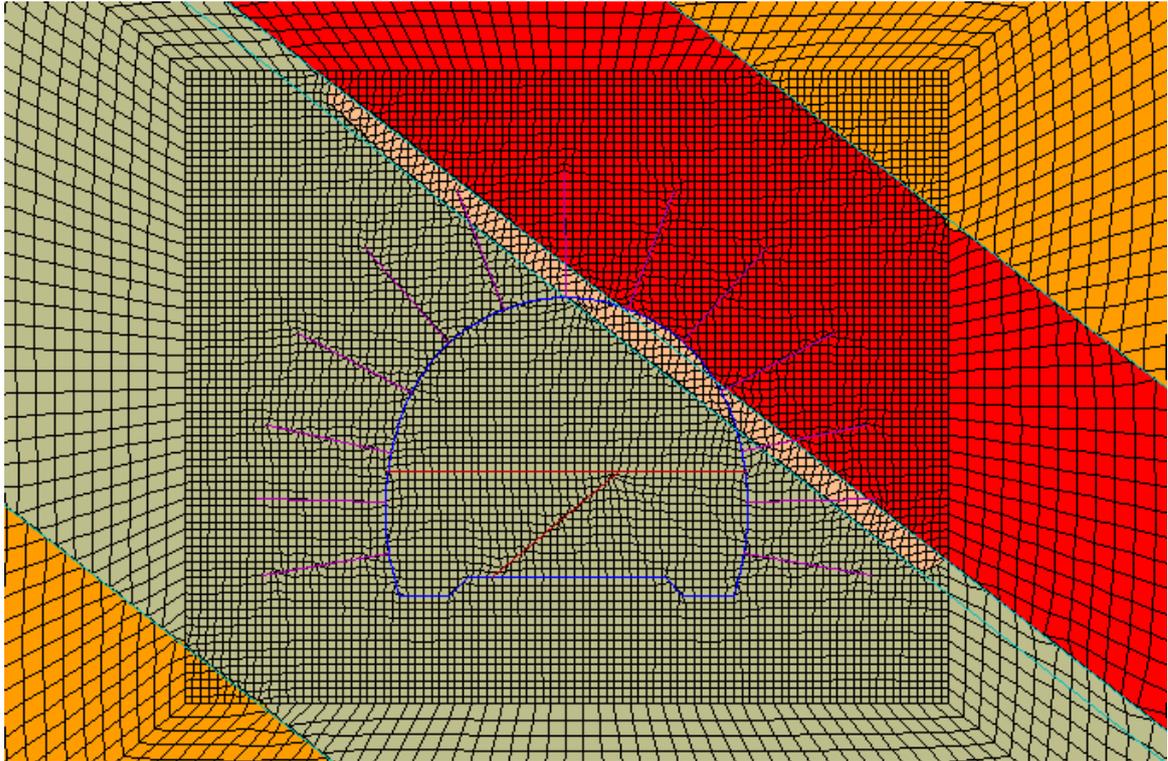


Figura 55: Stratigrafia e griglia (mesh) del modello FLAC in corrispondenza della sezione della galleria

4.3.3 Mesh

Come già affermato in precedenza, il software RS2 utilizza il metodo agli elementi finiti; ciascun elemento è costituito dai nodi, dai segmenti (lati) e dall'area interna. Le varie grandezze (spostamenti, deformazioni, tensioni, ecc.) vengono determinate in corrispondenza dei nodi e, per mezzo di una legge di variazione spaziale, anche all'interno degli elementi stessi, venendo quindi definite in ogni punto del dominio. Nel caso in esame, vengono utilizzati gli "elementi triangolari a 6 nodi" i quali, rispetto agli elementi triangolari classici, sono caratterizzati dalla presenza di un nodo aggiuntivo in corrispondenza del punto medio di ogni lato. Come si può apprezzare dalla Figura 56 e dalla Figura 59, la densità degli elementi deve essere aumentata in corrispondenza dello scavo e delle interfacce fra gli strati; questo si ottiene infittendo la discretizzazione del contorno della galleria, dei piani di strato e delle linee interne che identificano le sottoparti della sezione di scavo (calotta e ribasso).

Il software FLAC utilizza il metodo delle differenze finite e prevede la costruzione di una griglia di punti a maglie quadrilatera. Le grandezze vettoriali (velocità, spostamenti, forze, ecc.)

vengono calcolate in corrispondenza dei “punti griglia” (nodi) ma non all’interno degli elementi; le grandezze scalari (tensioni, parametri di resistenza, parametri di deformabilità, ecc.) sono invece definite nelle zone interne degli elementi. Come si può osservare dalla Figura 54 e dalla Figura 55, la costruzione della mesh avviene circoscrivendo la galleria con un rettangolo, avente al suo interno una griglia molto fitta con elementi quadrati di dimensioni costanti, e definendo una mesh di tipo radiale nella restante parte del dominio, con elementi di dimensioni via via crescenti allontanandosi dalla zona centrale. La mesh deve poi essere ottimizzata localmente, facendo in modo che i segmenti della griglia siano allineati con i piani di strato, il contorno della galleria, le linee che delimitano le sottoparti della sezione di scavo (calotta e ribasso) e i bulloni da roccia; in altre parole, questi elementi, rappresentati da delle linee, non devono intersecare nessuna cella della griglia. Questa operazione è resa più semplice andando a importare, da RS2, un file contenente le coordinate di questi elementi, che su FLAC viene visualizzato come un insieme di linee colorate ed è chiamato “sketch” (vedi Figura 54 e Figura 55); lo sketch risulta di particolare aiuto per l’allineamento dei punti griglia in corrispondenza dei bulloni.

4.3.4 Condizioni al contorno e condizioni iniziali

I bordi esterni del dominio, essendo sufficientemente distanti dalla zona dello scavo, subiscono degli spostamenti trascurabili; quindi, viene imposta la condizione al contorno di spostamento nullo, fissando gli spostamenti dei nodi in entrambe le direzioni del piano (x e y). Nel modello RS2 (Figura 56), tale condizione viene rappresentata da una fila di vincoli cerniera; nel modello FLAC (Figura 58), al posto delle cerniere sono presenti delle ‘B’, iniziali di “Both”, che stanno a indicare il vincolo di fissaggio in entrambe le direzioni (x e y).

Nelle condizioni iniziali, gli spostamenti devono essere nulli in ogni zona del modello, e lo stato di sforzo deve corrispondere a quello geostatico, secondo quanto definito al paragrafo 3.3.3. In particolare, gli sforzi principali sono costanti su tutto il dominio, in base all’ipotesi di galleria profonda, e devono essere orientati secondo la Figura 21. Essi valgono:

$$\sigma_1^{(TM\ 948)} = 15,6 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2^{(TM\ 948)} = 10,4 \text{ MPa}$$

Nel modello RS2 è sufficiente inserire uno stato di sforzo costante, dando i valori di intensità e orientazione delle tensioni principali, indicate in alto a destra nella Figura 56.

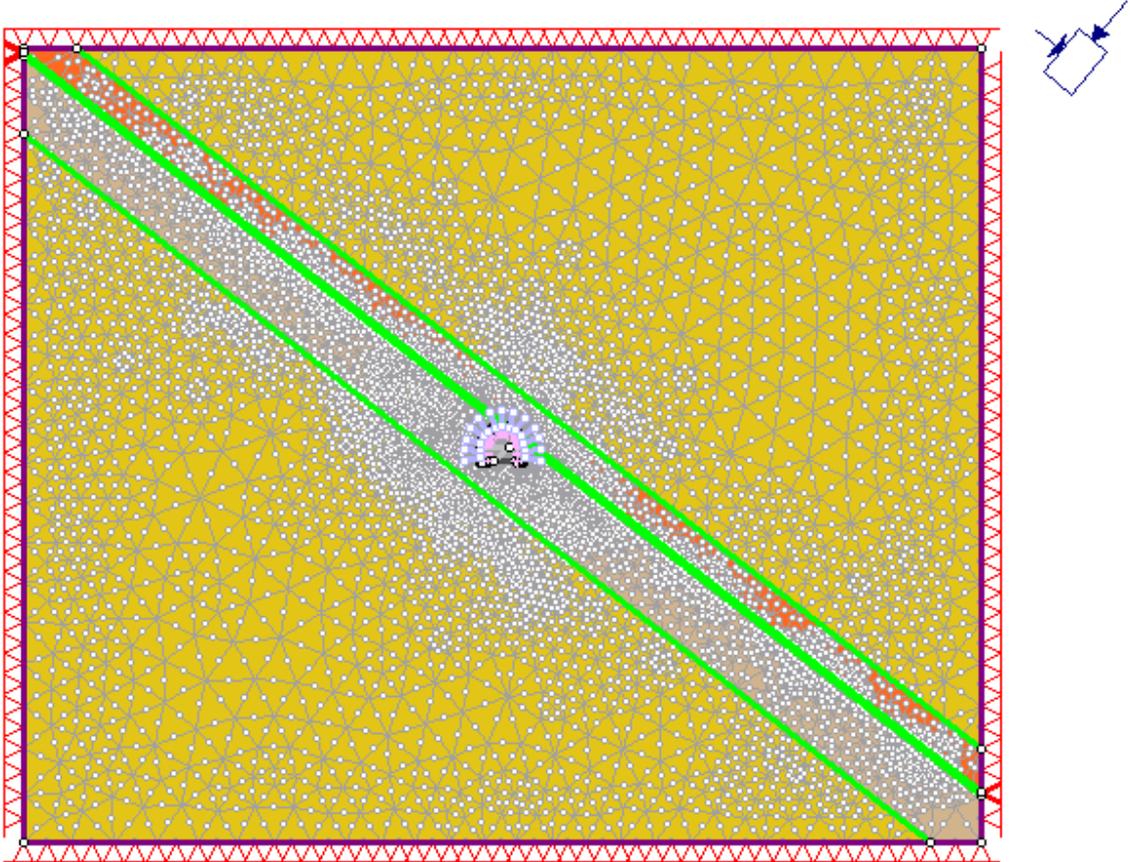


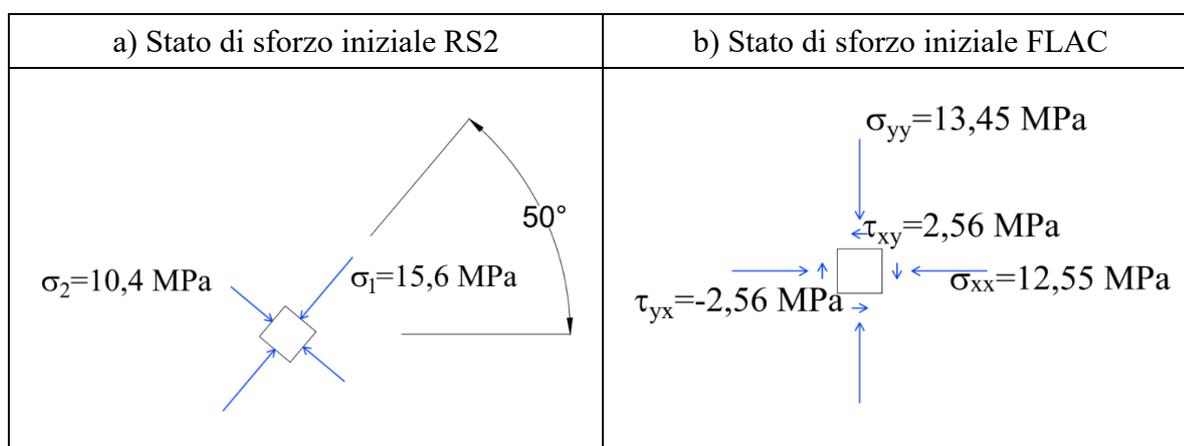
Figura 56: Mesh, condizioni al contorno sul bordo esterno e condizioni iniziali per il modello RS2

Nel modello FLAC non è possibile impostare direttamente la rotazione dei piani principali, poiché gli unici valori di tensione che si possono inserire sono gli sforzi normali orizzontale σ_{xx} e verticale σ_{yy} e gli sforzi di taglio τ_{xy} e τ_{yx} . Si può quindi ottenere lo stesso stato di sforzo della Figura 21 (e di RS2) ricorrendo alla teoria dei cerchi di Mohr, ricavando cioè uno stato di sforzo equivalente:

$$(\sigma_1; \sigma_2; \text{Angolo di rotazione}) \rightarrow (\sigma_{xx}; \sigma_{yy}; \tau_{xy} = \tau_{yx})$$

Questa operazione è stata fatta in maniera grafica (Figura 57c), secondo il seguente procedimento:

- 1) Si riportano sull'asse delle σ i valori principali delle tensioni (Figura 57a) ovvero lo stato di sforzo sul piano di inclinazione 50° ($\sigma = \sigma_2; \tau = 0$) e lo stato di sforzo sul piano di inclinazione 30° ($\sigma = \sigma_1; \tau = 0$).
- 2) Si disegna il cerchio di Mohr e si individua l'origine dei piani O_P , tracciando a partire dai punti definiti al punto (1) due rette di inclinazione 50 e 30° rispettivamente.
- 3) Si tracciano, a partire dall'origine dei piani, una retta orizzontale e una verticale fino a quando non viene intercettato il cerchio; i punti di intersezione, indicati in rosso rappresentano rispettivamente gli stati di sforzo agenti sul piano orizzontale ($\sigma = \sigma_{yy}; \tau = \tau_{xy}$) e sul piano verticale ($\sigma = \sigma_{xx}; \tau = \tau_{yx}$).
- 4) Una volta ottenuti i valori per via grafica (Figura 57b) questi vengono modificati secondo la convenzione di segno utilizzata da FLAC, anteponendo un segno meno quando necessario.



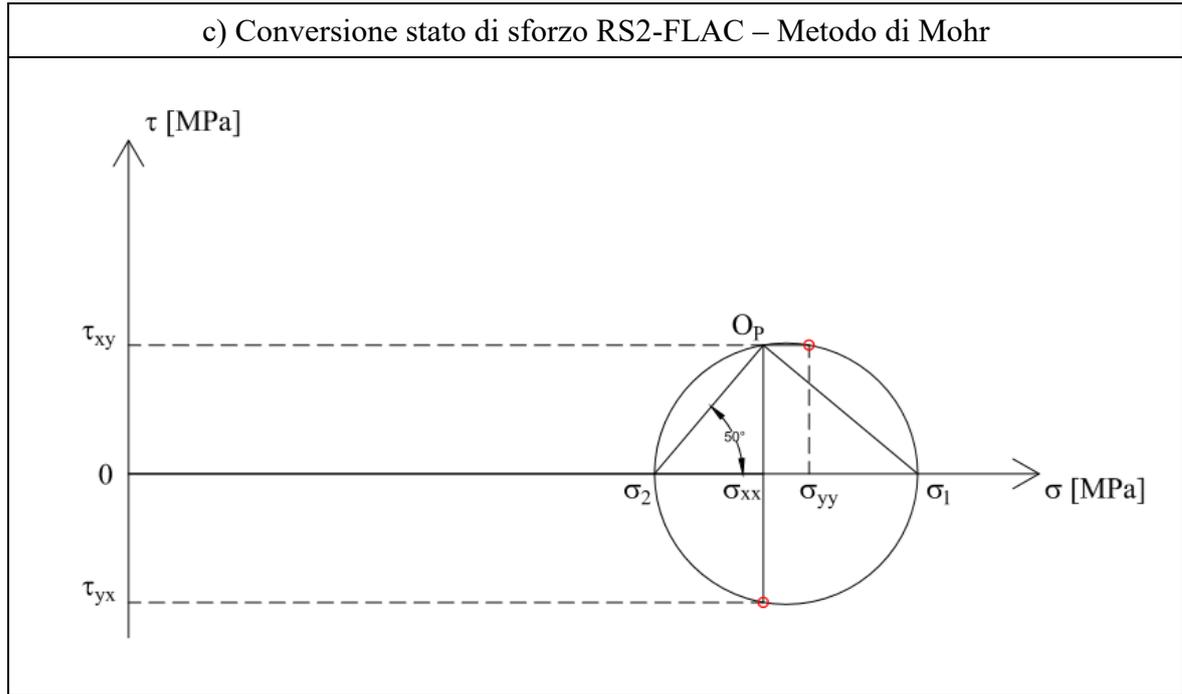


Figura 57: Metodo dei cerchi di Mohr per il calcolo dello stato di sforzo equivalente

Per riprodurre lo stato di sforzo geostatico, FLAC richiede anche l'applicazione di un sistema di forze lungo il bordo esterno del modello, in modo tale da garantire l'equilibrio con lo stato tensionale applicato all'interno del dominio. In realtà, è sufficiente applicare sul bordo superiore (o inferiore) e sul bordo sinistro (o destro) il medesimo stato di sforzo presente all'interno del dominio:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= 12,55 \text{ MPa (bordo sinistro)} \\ \sigma_{yy} &= 13,45 \text{ MPa (bordo superiore)} \\ \tau_{yx} = \sigma_{yx} &= -2,56 \text{ MPa (bordo sinistro e superiore)}\end{aligned}$$

Sarà poi il software stesso a convertire le tensioni in forze e ad applicarle ai nodi della griglia.

Il risultato finale del modello FLAC, comprendente tutte le condizioni al contorno, è riportato nella Figura 58.

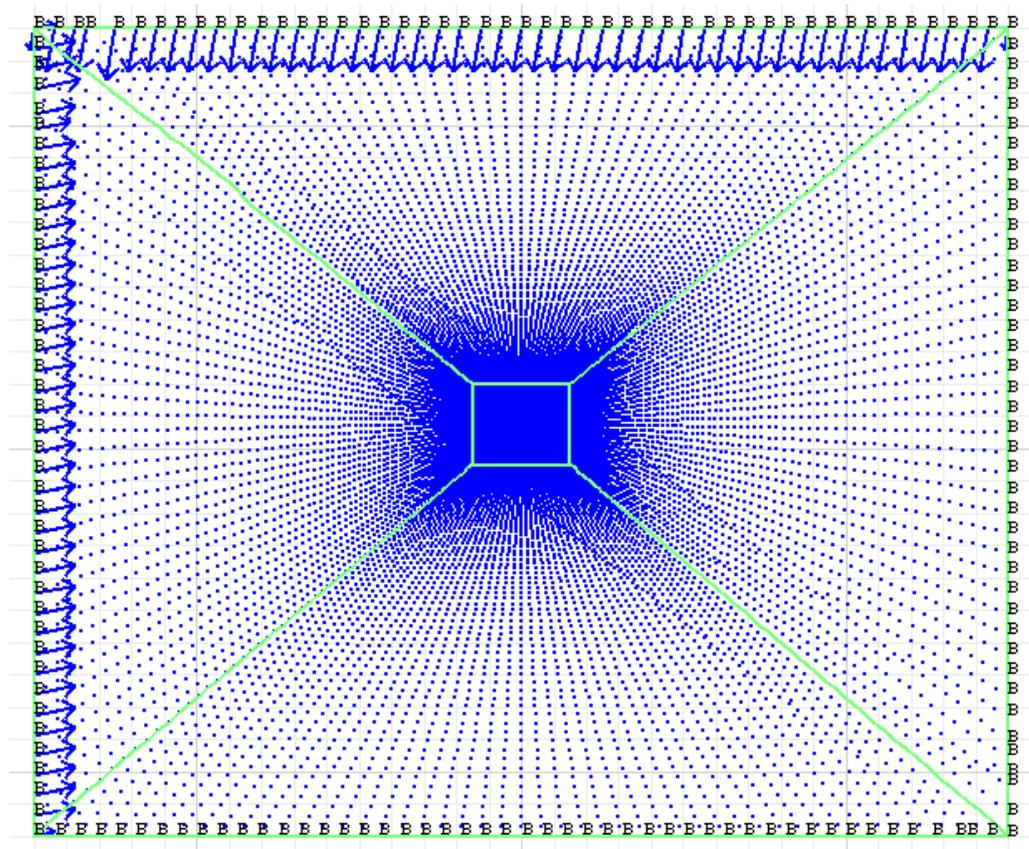


Figura 58: Condizioni al contorno sul bordo esterno per il modello FLAC

Nell'ambito delle condizioni al contorno rientra anche la pressione interna p_i , da applicare sul contorno della galleria per simulare il rilascio tensionale (vedi paragrafo 4.3.5).

4.3.5 Fasi di scavo e stage del modello

Uno dei passaggi più importanti della modellazione è la rappresentazione corretta delle fasi di scavo, per poter riprodurre in maniera appropriata gli spostamenti di tipo meccanico dovuti all'avanzamento della galleria. Sui software numerici si parla comunemente di "stage", ognuno dei quali presenta almeno una caratteristica differente dagli altri, per esempio l'aggiunta o la rimozione di materiale o la riduzione delle proprietà meccaniche della roccia. Nel caso in esame sono state identificate 5 fasi costruttive.

La prima fase (Figura 59a) si riferisce alla condizione geostatica, prima che l'ammasso venga scavato; si può dire che questa situazione permane fino al momento in cui l'ammasso

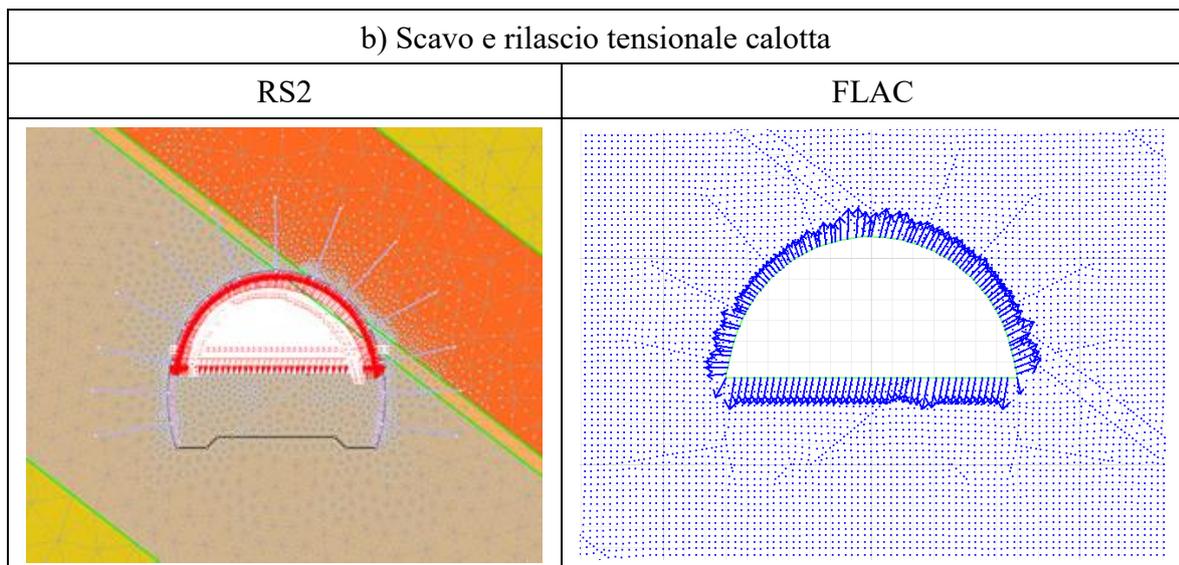
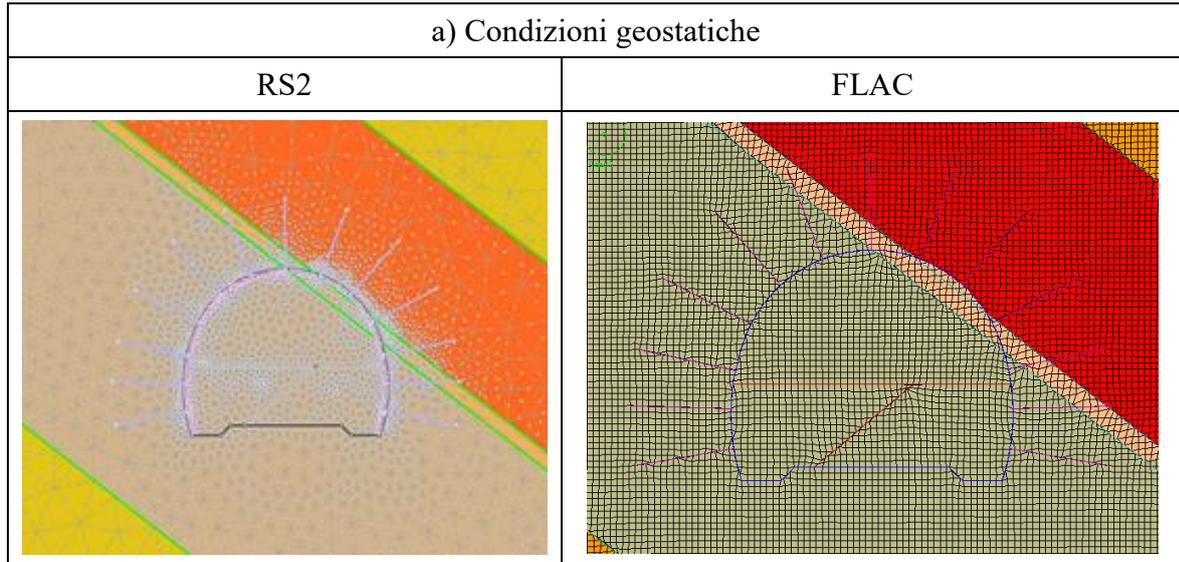
inizia ad essere perturbato dallo scavo della calotta, cioè ipoteticamente il 03/07/12 (vedi par. 4.2.1). Si definisce lo stato tensionale iniziale, come ampiamente descritto al paragrafo 4.3.4.

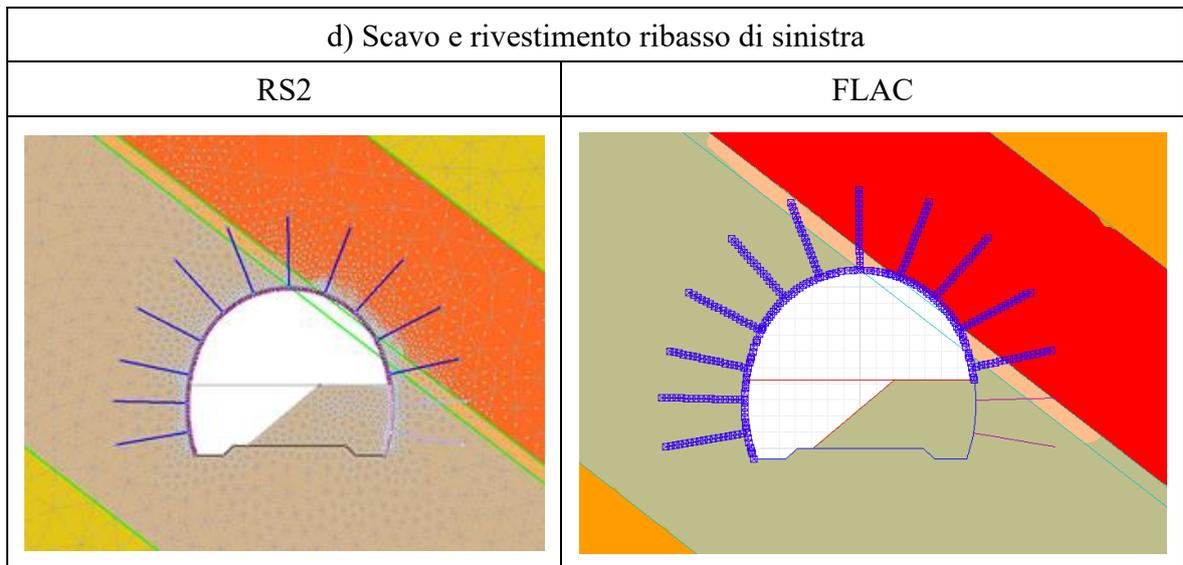
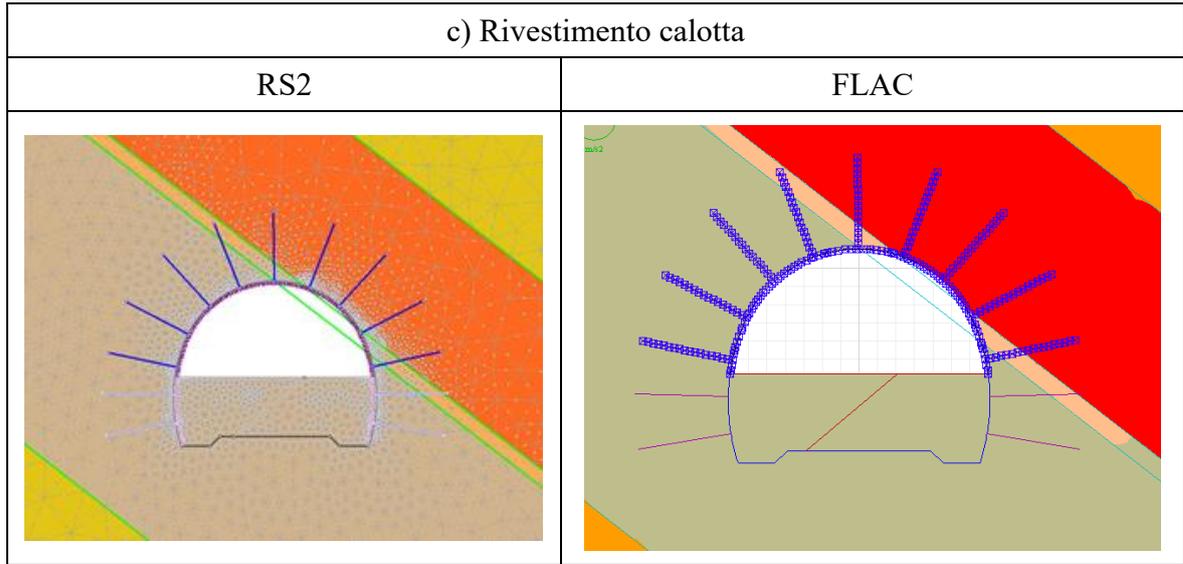
La seconda fase (Figura 59b) inizia ipoteticamente il 03/07/12 e si conclude in un istante di tempo, successivo allo scavo della calotta, immediatamente precedente all'installazione del rivestimento provvisorio e alla lettura zero della stazione di monitoraggio, ovvero il 09/07/12. Secondo il metodo della curva caratteristica, il rilascio tensionale dovuto allo scavo è simulato tramite l'applicazione della pressione interna p_i sul contorno della galleria, che in questo caso è pari al 17% dello stato tensionale iniziale p_0 (vedi paragrafo 4.2.3). Questa fase è molto importante perché permette, durante l'analisi numerica, di separare gli spostamenti avvenuti prima della lettura zero, le cosiddette deformazioni perse, da quelli effettivamente registrati.

La terza fase (Figura 59c) inizia dopo l'installazione del rivestimento provvisorio della calotta e la lettura zero, ovvero il 09/07/12, e viene completata nell'istante di tempo in cui, dopo l'installazione del rivestimento, avviene il completo rilascio tensionale causato dallo scavo della calotta. In questa data, ovvero il 20/07/12, lo spostamento meccanico si è stabilizzato e la pressione interna applicata sulla calotta è pari a 0. Questa condizione permane fino al 14/08/12, data in cui inizia a verificarsi il rilascio tensionale dovuto allo scavo del ribasso. Questa fase serve per rilevare gli spostamenti meccanici dovuti alla calotta, da confrontare con quelli effettivamente registrati.

La quarta fase (Figura 59d) inizia il 14/08/12 e termina, convenzionalmente, il 26/08/12, dopo lo scavo del ribasso di sinistra, che avviene il 20/08/12, e immediatamente prima dello scavo del ribasso di destra. In questa fase si effettua un'importante ipotesi semplificativa: si ipotizza che il rivestimento del ribasso venga installato immediatamente dopo lo scavo e che assorba tutto il rilascio tensionale dovuto allo scavo. Nella realtà il rivestimento provvisorio è installato presumibilmente a una distanza di qualche metro dal fronte e sarebbe dunque necessario stimare il rilascio tensionale antecedente all'installazione; dal momento che una stima della pressione interna è molto complessa, si assume che il rivestimento assorba tutto il carico. Questa ipotesi risulterà peraltro valida a seguito dell'analisi a ritroso.

La quinta fase (Figura 59e) è successiva allo scavo del ribasso di destra, ipotizzando nuovamente che il relativo sistema di rivestimento sia installato immediatamente dopo lo scavo e che assorba tutto il carico, come fatto per la fase precedente. In questo caso, si va dal 26/08/12 al 11/09/12, data in cui si ha il completo rilascio tensionale del ribasso. Questa condizione permarrà fino alla realizzazione del rivestimento definitivo in calcestruzzo armato.





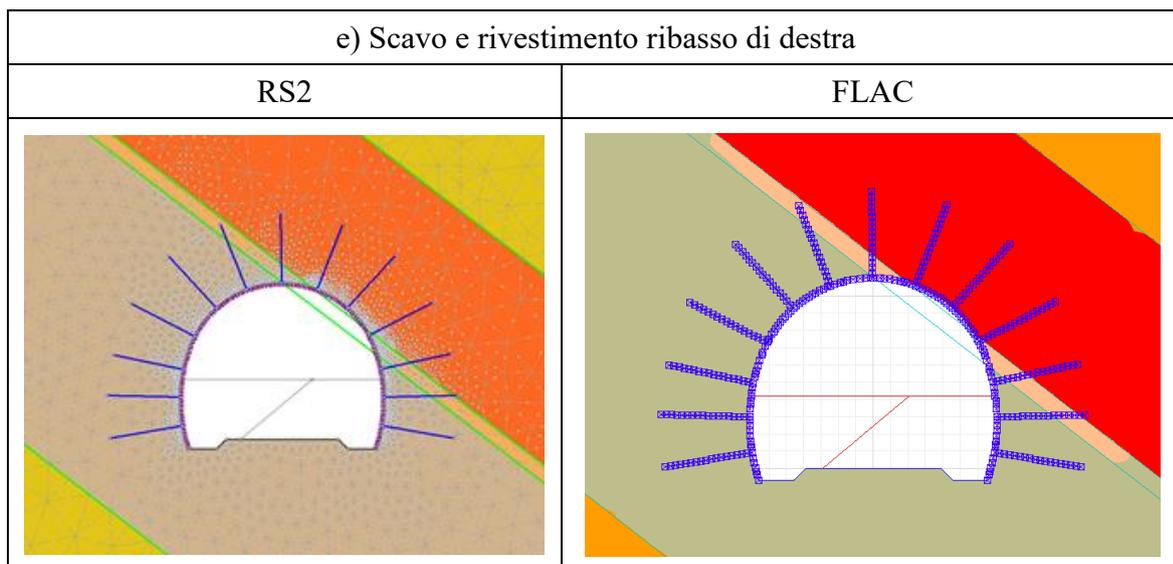


Figura 59: Fasi costruttive sui modelli numerici

Un aspetto a cui fare particolarmente attenzione riguarda gli stage del modello, i quali non sempre coincidono con le fasi di scavo.

Come già affermato più volte, l'analisi a ritroso effettuata con RS2 fa riferimento alla sola aliquota meccanica degli spostamenti registrati, andando a verificare la corrispondenza dei valori ogniqualvolta si ha una variazione dello stato tensionale causato dall'avanzamento dello scavo, senza tenere conto dell'istante temporale in cui questa variazione avviene. In pratica, l'analisi a ritroso viene effettuata ad ogni fase costruttiva della Figura 59 successiva alla lettura zero delle mire ottiche, senza tener conto degli spostamenti viscosi che avvengono prima, durante e dopo ogni fase. Quindi, nel caso del software RS2, il numero degli stage del modello coincide con quello delle fasi costruttive.

Nel caso di FLAC, l'analisi a ritroso deve tenere conto degli spostamenti di natura viscosa, i quali variano nel tempo e, durante lo scavo del ribasso, si manifestano contemporaneamente agli spostamenti meccanici. Risulta dunque necessario riportare alla scala del tempo reale anche gli spostamenti meccanici di ogni fase costruttiva, con particolare riferimento a quelli del ribasso, ma anche a quelli della calotta per una maggiore chiarezza dei risultati, come si vedrà in seguito. Inoltre, sono presenti lunghi periodi temporali in cui, nonostante non venga modificata la configurazione costruttiva, si hanno comunque delle variazioni dello stato deformativo e tensionale causate dal creep. Vanno quindi aggiunti uno stage in cui vengono rappresentati gli spostamenti viscosi che avvengono dal 20/07/12 al 14/07/12 e un altro stage

che riproduca gli spostamenti successivi al 11/09/12; di conseguenza, il numero degli stage sarà pari a 7 e superiore a quello delle fasi costruttive.

La Tabella 19 mette in relazione le fasi costruttive e il numero degli stage con il numero distintivo delle misure relative alle date significative; tali misure sono riportate nei grafici del paragrafo 4.2.2 (Figura 43, Figura 44, Figura 45, Figura 46, Figura 47 e Figura 48).

Tabella 19: Correlazione misure, fasi costruttive e stage dei modelli

Numero identificativo misura	Data	Fase costruttiva	Stage RS2	Stage FLAC
-	Ante 03/07/12	a	1	1
0	09/07/12	b	2	2
1	20/07/12	c	3	3
2	14/08/12	c	3	4
3	26/08/12	d	4	5
4	11/09/12	e	5	6
5	09/02/14	e	5	7

4.3.6 Rivestimento

Nel modello viene rappresentato solamente il rivestimento provvisorio, in quanto quello definitivo è installato dopo la rimozione del sistema di monitoraggio, quando le deformazioni viscosi sono abbastanza piccole da poter essere trascurate. Come già affermato nel paragrafo 3.4.3, il rivestimento è costituito da:

- Bulloni da roccia, 9 in corrispondenza della calotta e 4 in corrispondenza del ribasso (2 per lato), di lunghezza 5 m e installati ogni 1,5 m (Tabella 11).
- Calcestruzzo proiettato (sprit beton) di spessore 0,2 m, rinforzato con un'armatura metallica (Tabella 12).
- Centine costituite da travi reticolari in acciaio, installate ogni 1,5 m (Tabella 13 e Figura 29).

Il rivestimento viene realizzato sul modello adottando le semplificazioni di seguito elencate:

- I bulloni da roccia sono collegati rigidamente all'ammasso roccioso in corrispondenza delle due estremità, sono privi di resistenza a flessione e non si tiene conto di alcuna interfaccia bullone-roccia; ne consegue che saranno soggetti unicamente a uno sforzo normale costante lungo tutto il loro sviluppo.
- La tridimensionalità del problema è riprodotta nel piano trasversale calcolando una rigidezza equivalente nel piano, con particolare riferimento ai bulloni e alle centine, i quali sono elementi non continui nella direzione di avanzamento dello scavo; in pratica, la rigidezza è tanto maggiore quanto è minore la spaziatura in direzione longitudinale.
- Si assume che il rivestimento sulla superficie laterale dello scavo, detto comunemente "liner" e costituito dal calcestruzzo proiettato rinforzato e dalle centine, si comporti in maniera elastica durante l'analisi; la verifica di resistenza viene effettuata in un secondo momento, confrontando le sollecitazioni calcolate sul materiale elastico con il dominio di resistenza ottenuto a partire dai parametri geometrici e di resistenza della sezione.
- Il liner è modellato come se fosse un elemento unico, calcolandone la rigidezza equivalente; non è presente quindi alcun rivestimento composto né tantomeno un'interfaccia fra i diversi tipi di rivestimento.
- Assenza di interfaccia fra rivestimento e ammasso roccioso, i quali risultano dunque vincolati rigidamente.
- Si trascura la presenza della rete metallica, in quanto la sua rigidezza è molto inferiore a quella degli altri elementi; in pratica, il liner è modellato come se fosse un calcestruzzo rinforzato in cui l'armatura è costituita dalle centine, o in altri termini immaginando che le travi reticolari siano completamente annegate nel calcestruzzo proiettato.

Come si vedrà osservando i risultati, il parametro che maggiormente influenza l'entità degli spostamenti è la rigidezza equivalente del liner. Quest'ultimo, nell'ipotesi di comportamento elastico lineare, si deformerà in modo elastico, in maniera inversamente proporzionale alla sua rigidezza equivalente, senza che si formino delle cerniere plastiche.

Il software RS2, una volta inseriti i parametri geometrici (dimensioni della sezione e spaziatura) e di deformabilità (modulo di Young) delle travi reticolari e del calcestruzzo proiettato, calcola il modulo di Young equivalente del "calcestruzzo armato con travi reticolari" e uno spessore equivalente. Il comportamento del liner può essere quindi rappresentato unicamente dallo spessore del calcestruzzo ($s = 0,20$ m) e dal modulo di Young equivalente calcestruzzo-acciaio ($E = 6206$ MPa); il medesimo risultato si ottiene utilizzando lo spessore

equivalente della sezione calcestruzzo-acciaio ($s = 0,211$ m) e il modulo di Young del calcestruzzo ($E = 5000$ MPa).

Su FLAC, si inseriscono direttamente i parametri equivalenti ottenuti con RS2: si è scelto di utilizzare lo spessore del calcestruzzo proiettato e del modulo di Young equivalente (Tabella 20).

Tabella 20: Parametri del liner che influenzano la rigidezza equivalente

Parametro	Valore
Spessore	0,2 m
Modulo di Young equivalente	6206 MPa

4.4 Analisi a ritroso semplificata

4.4.1 Generalità

L'analisi a ritroso semplificata ha come obiettivo quello di calcolare i parametri di resistenza e deformabilità dell'ammasso roccioso in cui è scavata la galleria, andando a correggere, in maniera iterativa, i valori derivanti dalla caratterizzazione geomeccanica esistente (par. 3.3.2), potendo disporre dei dati di monitoraggio. In particolare, interessa determinare i parametri di resistenza del criterio di rottura di Mohr-Coulomb, in quanto sono parte integrante del modello CVISC che verrà applicato nell'analisi a ritroso completa. Infatti, essendo un modello visco-elastoplastico, il CVISC richiede la conoscenza sia dei parametri viscoelastici sia dei parametri del criterio di rottura, che sono indipendenti rispetto ai primi.

Come già affermato in precedenza, la procedura più corretta consiste nel determinare i parametri della roccia intatta mediante delle prove di laboratorio su dei campioni di roccia estratti e soltanto successivamente stimare i parametri relativi all'ammasso roccioso. Siccome non sono state effettuate delle prove di creep e non essendo possibile condurre ora queste prove, i parametri di viscosità dell'ammasso vengono stimati solamente sulla base dell'analisi a ritroso. Fatta questa breve ma importante premessa, il procedimento è il seguente:

- 1) Dopo aver stimato l'entità dello spostamento viscoso a partire dai dati misurati (par. 4.2.2), si determinano i parametri di resistenza del modello CVISC (criterio di Mohr-

Coulomb) e di deformabilità elastica (E e ν) con l'analisi a ritroso semplificata effettuata con il software RS2, riproducendo l'andamento degli spostamenti meccanici dovuti all'avanzamento dello scavo.

- 2) Assumendo valide le grandezze calcolate con l'analisi semplificata, si stimano i parametri viscoelastici del modello CVISC tramite analisi a ritroso, con il software FLAC, in modo tale da riprodurre l'andamento temporale degli spostamenti misurati.

Questo metodo di procedere è abbastanza lungo ma garantisce dei risultati relativamente precisi e aderenti alla realtà, facilitando moltissimo l'analisi a ritroso effettuata sul modello FLAC, in quanto si assumono noti, dall'analisi semplificata, i parametri di resistenza e di deformabilità elastica. Infatti, qualora non si facesse una distinzione tra aliquota meccanica e viscosa dello spostamento misurato, l'analisi su FLAC richiederebbe la variazione iterativa di un numero di parametri eccessivamente elevato, giungendo a un risultato poco affidabile. In altre parole, sarebbe possibile individuare diverse combinazioni di parametri che riprodurrebbero adeguatamente l'andamento temporale degli spostamenti misurati, ma senza sapere quale di queste sia quella corretta.

4.4.2 Procedimento

L'analisi a ritroso effettuata con il modello semplificato consiste nella modifica iterativa dei parametri di resistenza e deformabilità dei materiali costituenti l'ammasso roccioso, a partire dai valori derivanti dalla caratterizzazione geomeccanica esistente (par. 3.3.2), fino ad ottenere la configurazione che più si avvicina a quella degli spostamenti meccanici, distinti da quelli viscosi, rilevati dalle mire ottiche T2, T3 e T4 poste in corrispondenza della calotta (Tabella 15, Tabella 16 e Tabella 17). Per modifica iterativa si intende far variare i parametri procedendo per tentativi (metodo diretto, paragrafo 2.6.1), ma sempre in maniera ragionata, avvalendosi delle analisi di sensitività (Allegato B: Analisi di sensitività), per capire quali parametri abbiano una maggiore influenza sul comportamento dell'ammasso; occorre partire da dei valori iniziali che abbiano senso, avvalendosi cioè delle stime della caratterizzazione geotecnica iniziale (paragrafo 3.3.2.1), della mappatura del fronte di scavo (paragrafo 3.3.2.2) e dell'analisi a ritroso esistente (paragrafo 3.3.2.3).

L'analisi viene in primo luogo effettuata assumendo valido il criterio di rottura di Hoek-Brown, con modello costitutivo di tipo elastoplastico ideale. Questo perché si hanno a

disposizione molte informazioni preliminari da cui partire: la caratterizzazione geotecnica iniziale è stata fatta utilizzando Hoek-Brown, così come l'analisi a ritroso esistente (Palomba et al., 2013). Per ogni materiale, assumendo al solito un grado di disturbo D nullo, si devono dunque determinare i parametri di deformabilità E_d (modulo di deformabilità) e ν (rapporto di Poisson), la resistenza a compressione della roccia intatta σ_c e i parametri di resistenza m_b , s e α , per un totale di 6 variabili; essendo presenti 4 materiali distinti (arenaria-siltite, siltite, siltite-argillite e flysch generico), vi sono quindi ben 24 variabili. Naturalmente, non è possibile procedere in questo modo e si fanno perciò delle ipotesi semplificate, esattamente come fatto per la stima della pressione interna (paragrafo 4.2.3). In pratica, si ritengono valide le espressioni di Hoek-Brown (1997), che vengono nuovamente riportate:

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28}\right)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9}\right)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left[\exp\left(-\frac{GSI}{15}\right) - \exp\left(-\frac{20}{3}\right) \right]$$

$$E_d = \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}} 10^{\frac{GSI-10}{40}} \text{ per } \sigma_c < 100 \text{ MPa}$$

Di conseguenza, sono presenti 4 variabili indipendenti per ogni materiale, ovvero la resistenza a compressione della roccia intatta σ_c , l'indice GSI , il parametro m_i e il rapporto di Poisson; quest'ultimo, ritenuto poco influente dall'analisi di sensitività, viene assunto costante e pari a 0,28. Restano quindi 3 variabili indipendenti per ogni materiale, per un totale di 12 parametri. Fra questi, i più influenti sono sicuramente la resistenza a compressione della roccia intatta σ_c e l'indice GSI , poiché, come visto dall'analisi di sensitività, m_i ha poca influenza nell'intervallo di variazione determinato dalla mappatura del fronte. Per quanto riguarda gli strati, la siltite e la siltite-argillite rivestono un'importanza maggiore rispetto agli altri due, la prima perché attraversa quasi interamente la sezione della galleria, la seconda perché responsabile del comportamento più scadente dell'ammasso roccioso registrato in corrispondenza della mira ottica T4. L'arenaria-siltite è uno strato molto sottile, a cui è ragionevole assegnare dei parametri a partire da quelli della siltite, ma incrementati per tener conto della frazione di arenaria; il flysch generico è il più complicato da caratterizzare, poiché non si dispongono informazioni a riguardo, ma è ragionevole associargli dei parametri simili a quelli della siltite.

Una volta effettuata l'analisi a ritroso con il criterio di Hoek-Brown, si ripete il procedimento con il modello elastoplastico ideale e il criterio di Mohr-Coulomb, stimando i parametri di resistenza che saranno validi anche per il modello CVISC relativo all'analisi completa. Sono presenti 5 variabili per ogni materiale, per un totale di 20 variabili: i parametri di deformabilità E_d (modulo di deformabilità) e ν (rapporto di Poisson), la coesione c , l'angolo d'attrito φ e la resistenza a trazione σ_t . I parametri di deformabilità sono già stati determinati tramite l'analisi a ritroso con Hoek-Brown e non vengono modificati. Per quanto riguarda i parametri di resistenza si procede nel seguente modo:

- 1) Si effettua la linearizzazione del criterio di rottura di Hoek-Brown (Allegato A: Linearizzazione di Hoek-Brown) con l'ausilio del software RocLab (RosScience), ottenendo i parametri di Mohr-Coulomb per ogni materiale.
- 2) Si modificano i parametri ottenuti in modo che rientrino negli intervalli previsti dalla mappatura del fronte (Figura 10 e Tabella 9).
- 3) Si modificano ulteriormente i parametri in modo da riprodurre gli spostamenti meccanici misurati in situ, effettuando l'analisi a ritroso vera e propria, su RS2.

Dall'analisi di sensitività risulta che la resistenza a trazione dell'ammasso roccioso σ_t ha una scarsa influenza sui risultati e, pertanto, le uniche variabili sono c e φ , essendo valido del resto il discorso fatto per Hoek-Brown, secondo il quale gli strati più influenti sono la siltite e la siltite-argillite.

Il confronto fra gli spostamenti meccanici misurati e quelli ricavati dal modello numerico viene effettuato:

- Allo stage corrispondente allo scavo della calotta dopo il completo rilascio tensionale dello stesso (Fase costruttiva c, stage 3, Figura 59c).
- Allo stage corrispondente allo scavo del ribasso di sinistra (Fase costruttiva d, stage 4, Figura 59d).
- Allo stage corrispondente allo scavo completo del ribasso dopo il completo rilascio tensionale dello stesso (Fase costruttiva e, stage 5, Figura 59e).

4.4.3 Discrepanza dai dati reali

A causa di tutte le incertezze presenti nel modello, non è possibile ottenere una corrispondenza esatta fra gli spostamenti misurati s_{mis} e quelli ottenuti dal modello (s) e sarà pertanto sempre presente una cosiddetta “discrepanza” D fra i valori, espressa in termini percentuali:

$$D [\%] = \frac{s - s_{mis}}{s_{mis}} \times 100$$

Al tempo stesso, non è neppure semplice stabilire con certezza un limite al di sotto del quale la discrepanza deve rientrare per garantire la bontà delle analisi effettuate, poiché l’influenza delle incertezze del modello non è quantificabile. Viene così definita soltanto una soglia indicativa, pari al 25 %, al di sotto della quale la discrepanza deve preferibilmente rientrare per garantire che è stata effettuata un’ottima stima dei parametri. In altri termini, nei diagrammi spostamento-tempo, si definisce un cosiddetto “fuso” il cui limite inferiore corrisponde alla soglia del -25 % e il cui limite superiore è dato dalla soglia del +25 %, riferiti allo spostamento misurato s_{mis} . Durante l’analisi a ritroso si cercherà, nei limiti del possibile, di far rientrare i valori di spostamento ottenuti sul modello all’interno di tale fuso.

4.4.4 Risultati

Nel presente paragrafo vengono illustrati i risultati ottenuti con l’analisi a ritroso semplificata, effettuata, come noto, con il software agli elementi finiti RS2. Vengono cioè riportati i parametri dell’ammasso roccioso, che si assume comportarsi secondo una legge costitutiva elastoplastica ideale, determinati in base al confronto fra gli spostamenti ottenuti con il modello numerico e quelli misurati dalle mire ottiche del sistema di monitoraggio, depurati della cosiddetta aliquota viscosa (spostamenti meccanici). Sono inoltre mostrati, a scopo integrativo e come ulteriore validazione dei risultati:

- La verifica della convergenza in corrispondenza della corda orizzontale che collega le mire ottiche T2 e T4.
- L’estensione della fascia plastica nell’intorno della galleria.
- Le sollecitazioni sul liner, ovvero sforzo normale e momento flettente, per la verifica di resistenza a pressoflessione.

- Le sollecitazioni, di sforzo normale, sui bulloni da roccia.

Nel par. 4.4.4.1 si riportano i parametri dell'ammasso roccioso stimati utilizzando Hoek-Brown come criterio di rottura. In tal senso, si effettua un confronto con i risultati (spostamenti, convergenza, fascia plastica, sollecitazioni) ottenibili adottando i parametri di progetto determinati durante la caratterizzazione geomeccanica iniziale (vedi Tabella 8 al par. 3.3.2.1), mostrando come quelli corretti con l'analisi a ritroso siano maggiormente aderenti alla realtà.

Il par. 4.4.4.2 mostra invece i risultati ottenuti applicando il criterio di rottura di Mohr-Coulomb. I parametri dell'ammasso roccioso riportati resteranno invariati durante e dopo l'analisi a ritroso effettuata con la legge CVISC.

4.4.4.1 Criterio di rottura di Hoek-Brown

In base al procedimento descritto al par. 4.4.2, si effettua l'analisi a ritroso utilizzando una legge costitutiva elastoplastica ideale e il criterio di rottura di Hoek-Brown. Nella Tabella 21 viene mostrato il confronto fra i parametri dell'ammasso ricavati con l'analisi a ritroso e i valori di partenza derivanti dalla caratterizzazione geomeccanica di progetto, ripresi dalla Tabella 8 al par. 3.3.2.1. Nella Figura 60 viene invece illustrato, in forma grafica, il criterio di Hoek-Brown per ciascun materiale.

Tabella 21: Confronto parametri dell'ammasso roccioso ricavati con l'analisi a ritroso (criterio di Hoek-Brown) con quelli della caratterizzazione geomeccanica di progetto

a) Parametri caratterizzazione di progetto	UCS [MPa]	m_i [-]	GSI [-]	σ_t [-]	m_b [-]	α [-]	E_m [MPa]	ν [-]
Flysch (picco)	31,5	12	53	0,0758	2,2397	0,5047	4060	0,28
Flysch (residuo)	31,5	12	40	0,0285	1,4078	0,5114	4060	0,28

b) Parametri corretti con l'analisi a ritroso	UCS [MPa]	m_i [-]	GSI [-]	σ_t [-]	m_b [-]	α [-]	E_m [MPa]	ν [-]
Arenaria-Siltite	80	10	45	0,0022	1,4026	0,5081	6707	0,28
Siltite	75	10	45	0,0022	1,4026	0,5081	6494	0,28
Siltite-Argillite	15	6	45	0,0022	0,8415	0,5081	2904	0,28
Flysch generico	70	10	45	0,0022	1,4026	0,5081	6274	0,28

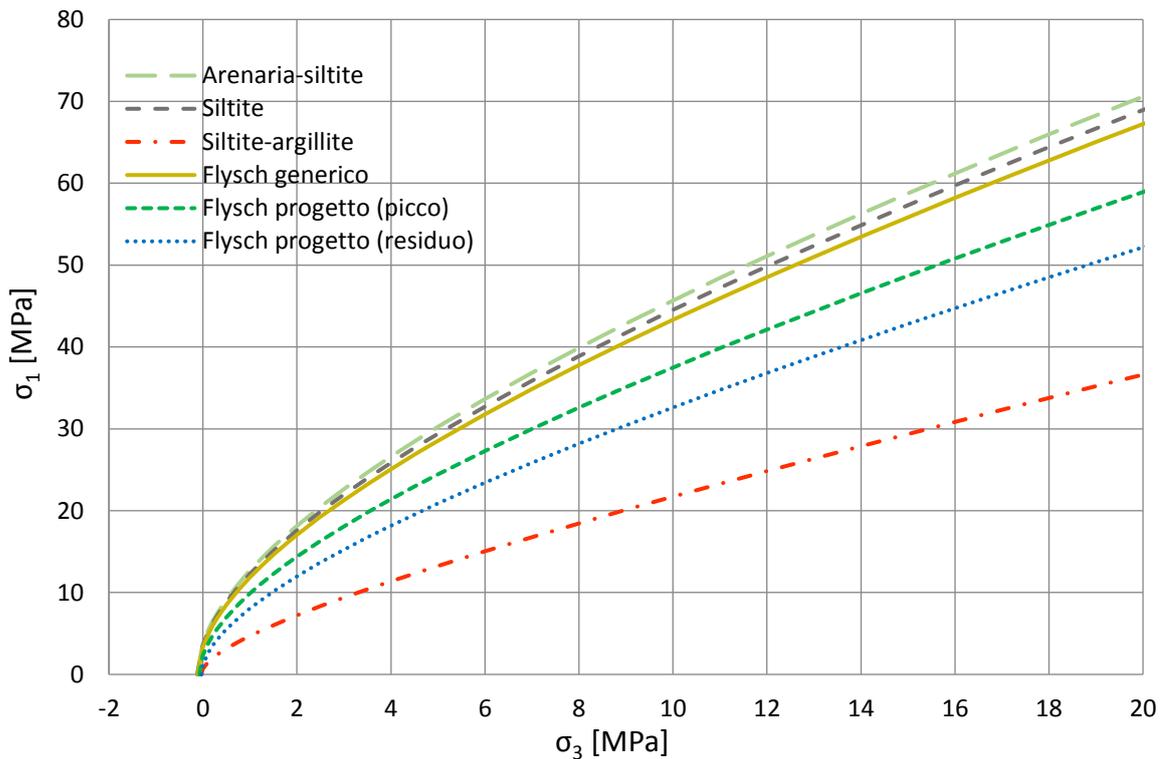


Figura 60: Criterio di Hoek-Brown per i 4 materiali caratterizzati

Si procede nel seguito a mostrare i vari risultati ottenuti con l'analisi numerica, i cosiddetti "output" del modello RS2.

Nel caso della caratterizzazione geomeccanica di progetto, i cui parametri sono noti a priori, si è realizzato un modello numerico (Figura 61) con caratteristiche in parte differenti da quelle descritte al paragrafo 4.3. Si è infatti utilizzato un unico materiale per tutto il dominio senza definire una stratigrafia, secondo il cosiddetto approccio del continuo equivalente omogeneo (vedi par. 3.3), poiché così era stato simulato in fase progettuale per la scelta del rivestimento provvisorio da adottare. Inoltre, sempre in linea con i dati di progetto a

disposizione, si è applicato uno stato di sforzo iniziale di tipo isotropo ($K_0 = 1$) e pari a 10,4 MPa su tutto il dominio.

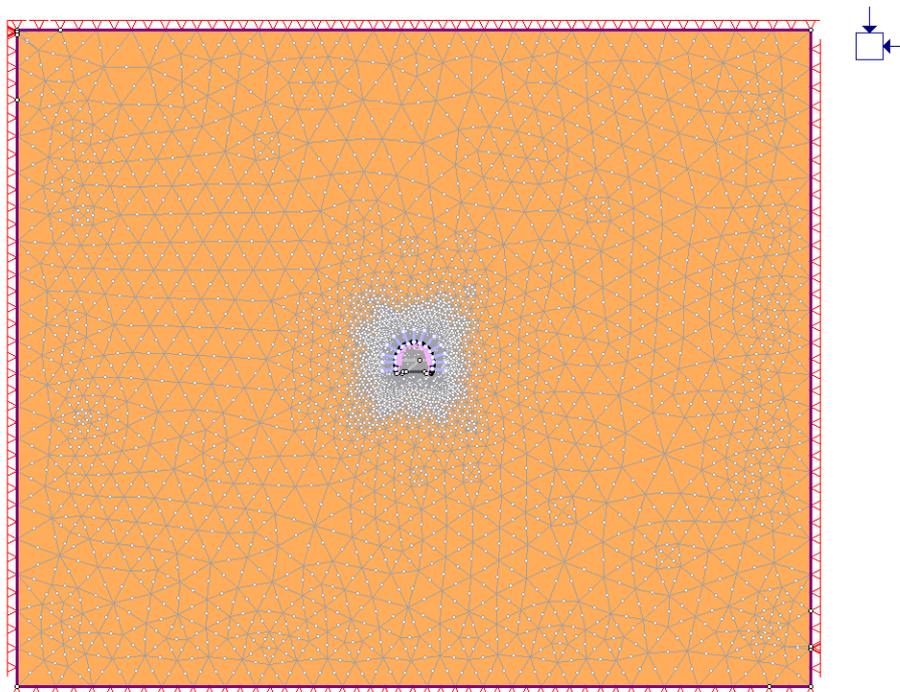


Figura 61: Modello RS2 ricostruito per riprodurre i risultati ottenuti in fase di progetto

La Figura 62 mostra l'entità dello spostamento totale, ovvero il modulo del vettore spostamento definito come $s_{tot} = \sqrt{s_x^2 + s_y^2}$, sull'intero dominio del modello; sono indicati inoltre i valori in corrispondenza delle 3 mire ottiche della calotta (T2, T3 e T4) e la deformata del contorno della galleria. Vengono illustrati i risultati ai tre stage di riferimento definiti al par. 4.4.1, confrontando il caso di progetto, in cui sono applicati i cosiddetti “parametri iniziali”, con i risultati definitivi dell'analisi a ritroso, ottenibili applicando i “parametri corretti”; lo stesso si farà per gli output successivi. In seguito, i valori calcolati sul modello in corrispondenza delle mire ottiche vengono comparati con i valori reali, ottenuti sottraendo l'aliquota viscosa dallo spostamento totale misurato, nella Tabella 22, indicando la relativa discrepanza. Nella Figura 63 si riporta infine il confronto con l'intero andamento temporale dello spostamento meccanico, mostrando quali valori si trovano all'interno dei limiti imposti al paragrafo 4.4.2 ($\pm 25\%$).

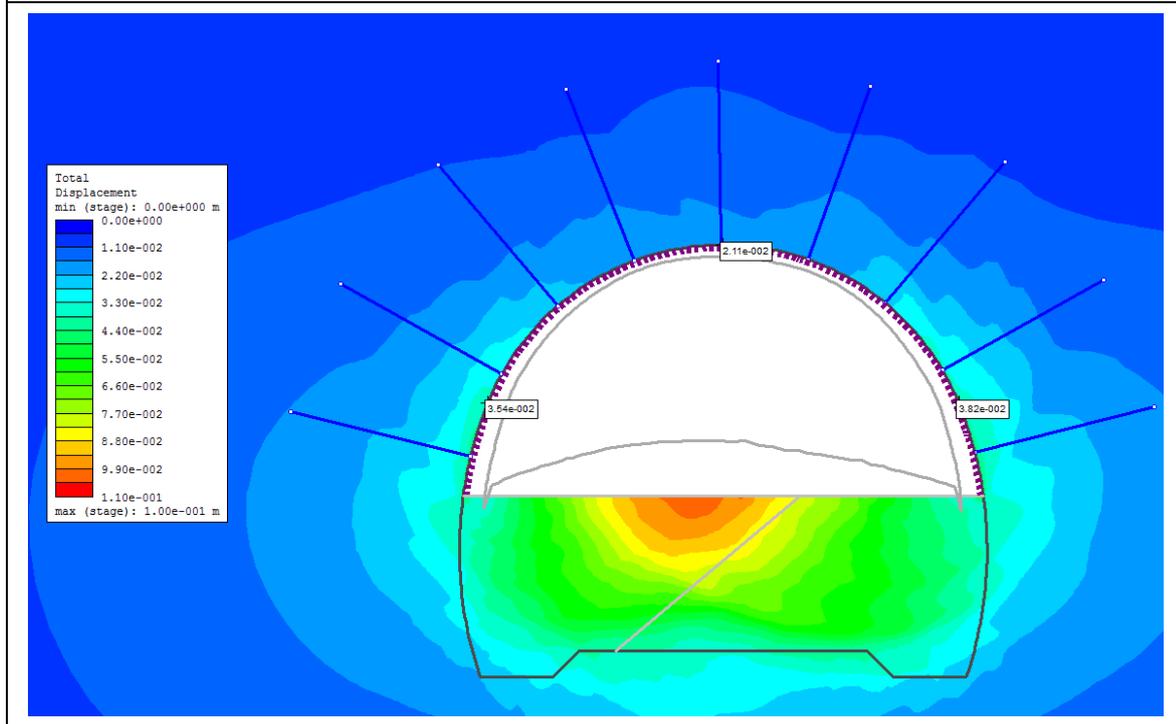
Nel caso dei parametri iniziali, essendo l'ammasso omogeneo e lo stato di sforzo iniziale simmetrico, si osserva una deformata del contorno della galleria tendenzialmente simmetrica,

con una leggera asimmetria dovuta unicamente allo scavo del ribasso in due fasi distinte. Questo va ovviamente contro i dati osservati in situ, che mostrano una marcata asimmetria della deformata, con spostamenti molto più grandi nella parte destra della calotta rispetto alla parte sinistra; ne consegue infatti, sul modello RS2, una leggera sottostima degli spostamenti a destra e una marcata sovrastima di quelli a sinistra, segno che i parametri stimati in fase di progetto sono globalmente più scadenti rispetto a quelli reali, ma migliori rispetto a quelli dello strato di siltite-argillite, come del resto si poteva facilmente dedurre dalla Tabella 21.

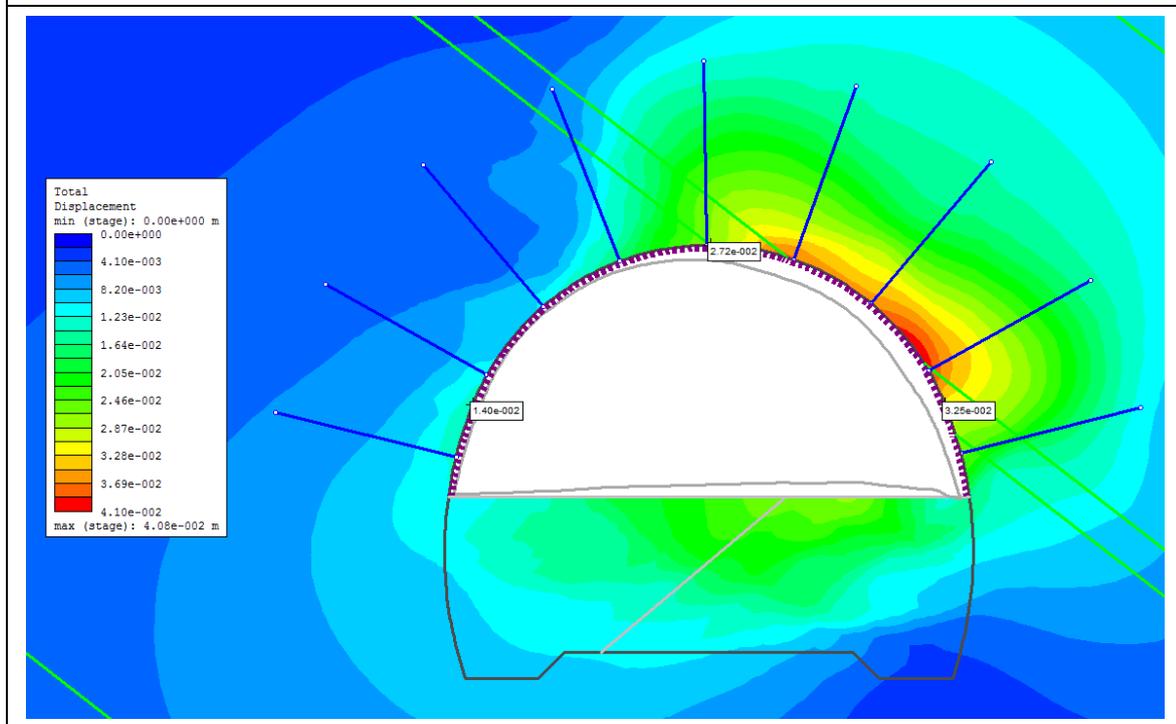
Nel caso dei parametri corretti, osservando lo stage 3 (Figura 62a2), a una sezione di scavo simmetrica corrisponde una deformata asimmetrica, con spostamenti maggiori nella parte destra causati dalla presenza dello strato di siltite-argillite; lo stesso discorso si può fare per lo stage 5 (Figura 62c2). Come era lecito aspettarsi, lo scavo del ribasso di sinistra (stage 4, Figura 62b2) porta a un incremento degli spostamenti maggiore nella parte sinistra, mentre lo scavo del ribasso di destra fa aumentare principalmente gli spostamenti nella parte destra (mira ottica T4); in generale, l'incremento maggiore si ha per lo scavo della parte sinistra. La discrepanza (Tabella 22) è sempre al di sotto del 25 % ed è un buon risultato al netto di tutte le incertezze del modello. Osservando lo stage 5, si nota una sottostima dello spostamento T3 e una sovrastima dello spostamento T4; presumibilmente, questo è dovuto alla semplificazione stratigrafica utilizzata nel modello, basata sulle evidenze della mappatura del fronte, le quali non permettono di certificare l'eventuale presenza di un materiale più scadente nell'ammasso al di sopra della mira ottica T3. Del resto, sono state effettuate anche delle analisi di prova con stratigrafie più complesse, ma non hanno portato a risultati migliori, finendo di fatto per allungare inutilmente i tempi di calcolo; di conseguenza, si è preferito mantenere il modello a strati rettilinei e paralleli, accettandone le relative discrepanze.

Riassumendo, gli spostamenti ottenuti con RS2 a seguito dell'analisi a ritroso sono molto più vicini ai dati reali rispetto a quelli ricavati utilizzando i parametri di partenza; i primi si trovano infatti sempre all'interno del fuso del ± 25 % (Figura 63), mentre i secondi si trovano spesso all'esterno, con discrepanze addirittura superiori al 50-100 % nel caso della mira ottica T2.

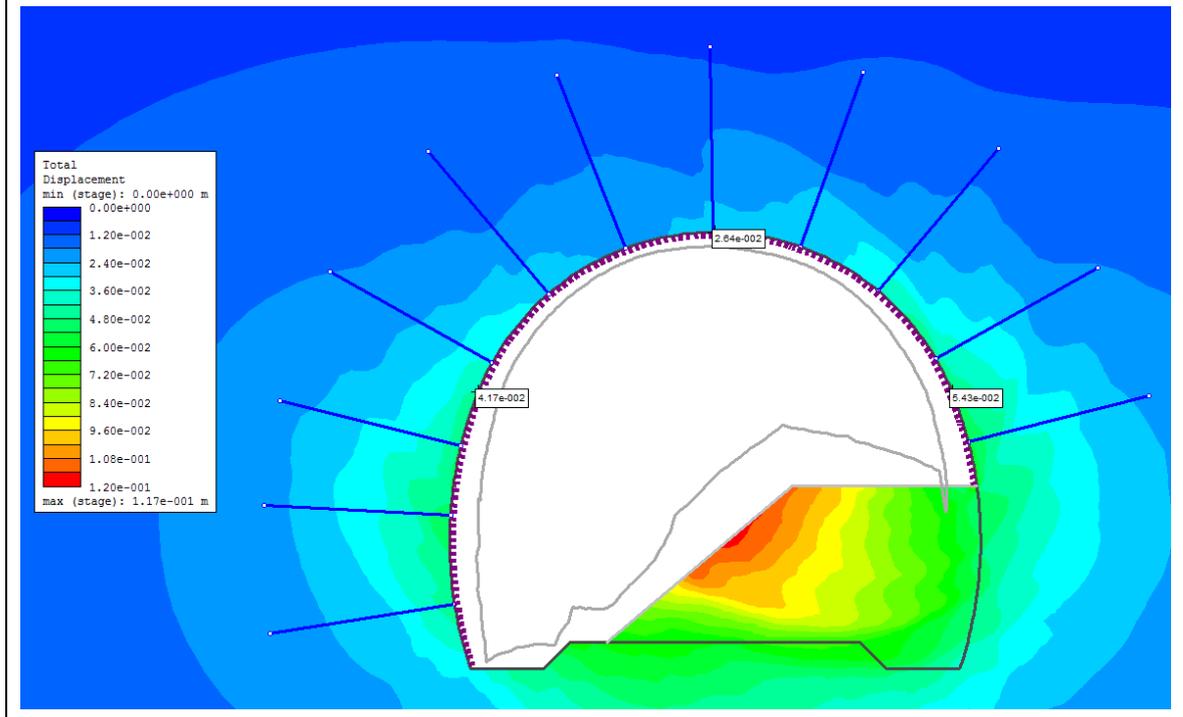
a1) Spostamenti stage 3 – Parametri iniziali



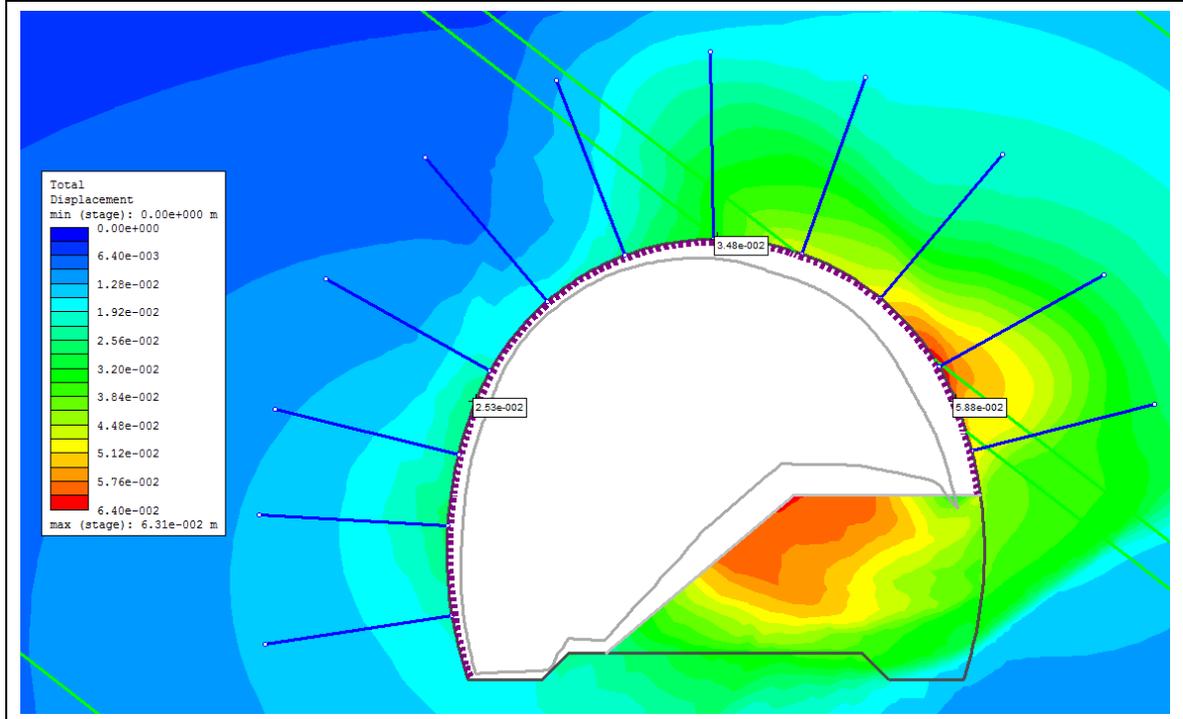
a2) Spostamenti stage 3 – Parametri corretti



b1) Spostamenti stage 4 – Parametri iniziali



b2) Spostamenti stage 4 – Parametri corretti



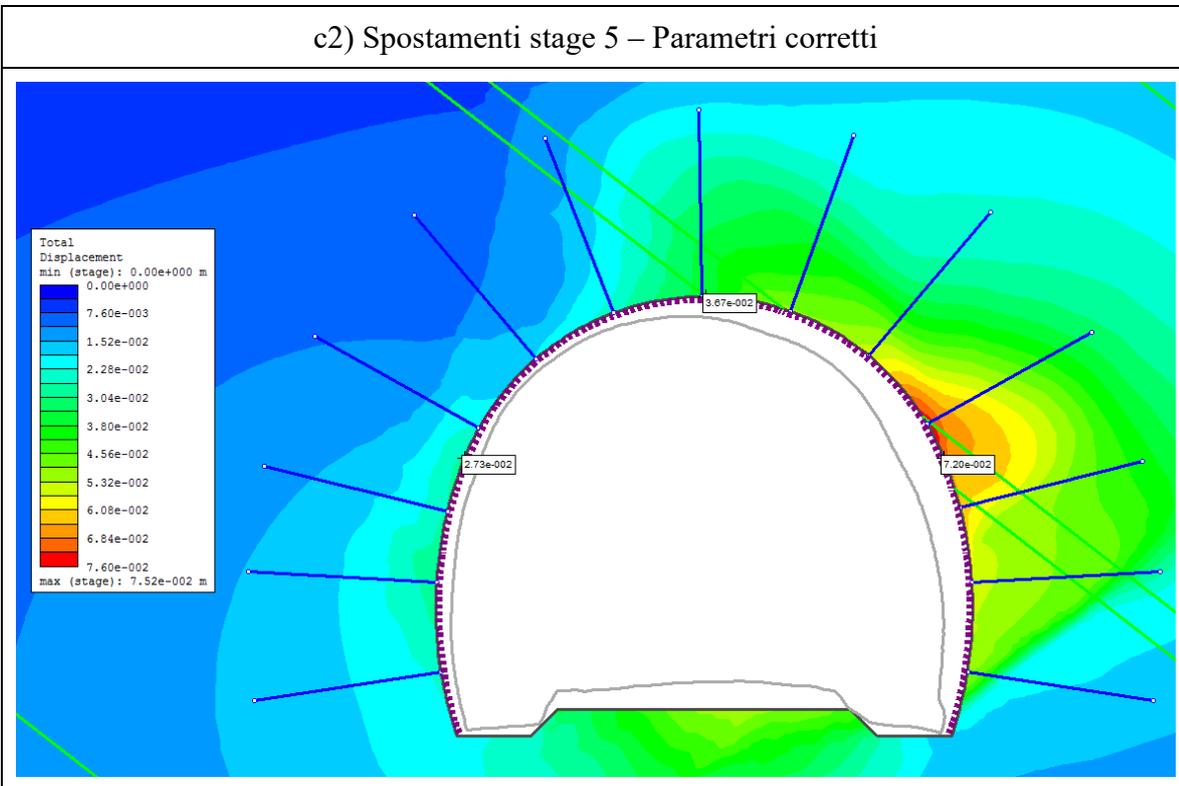
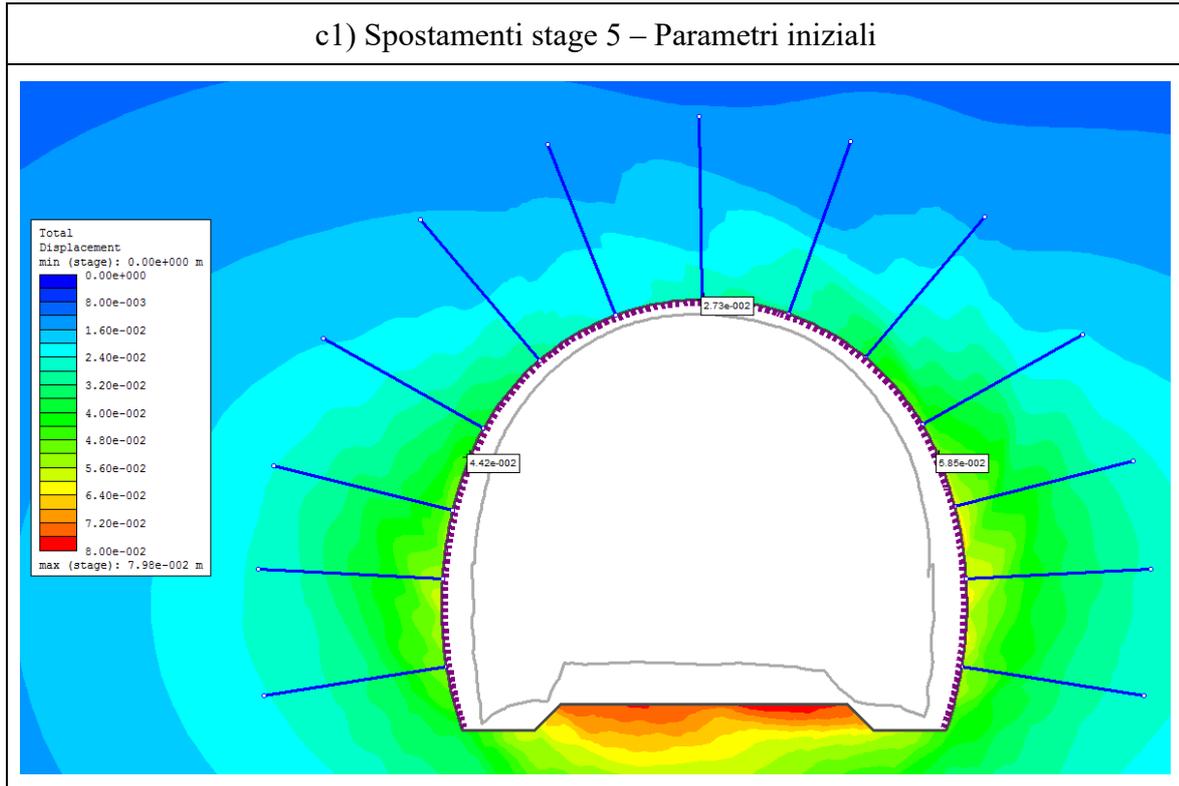
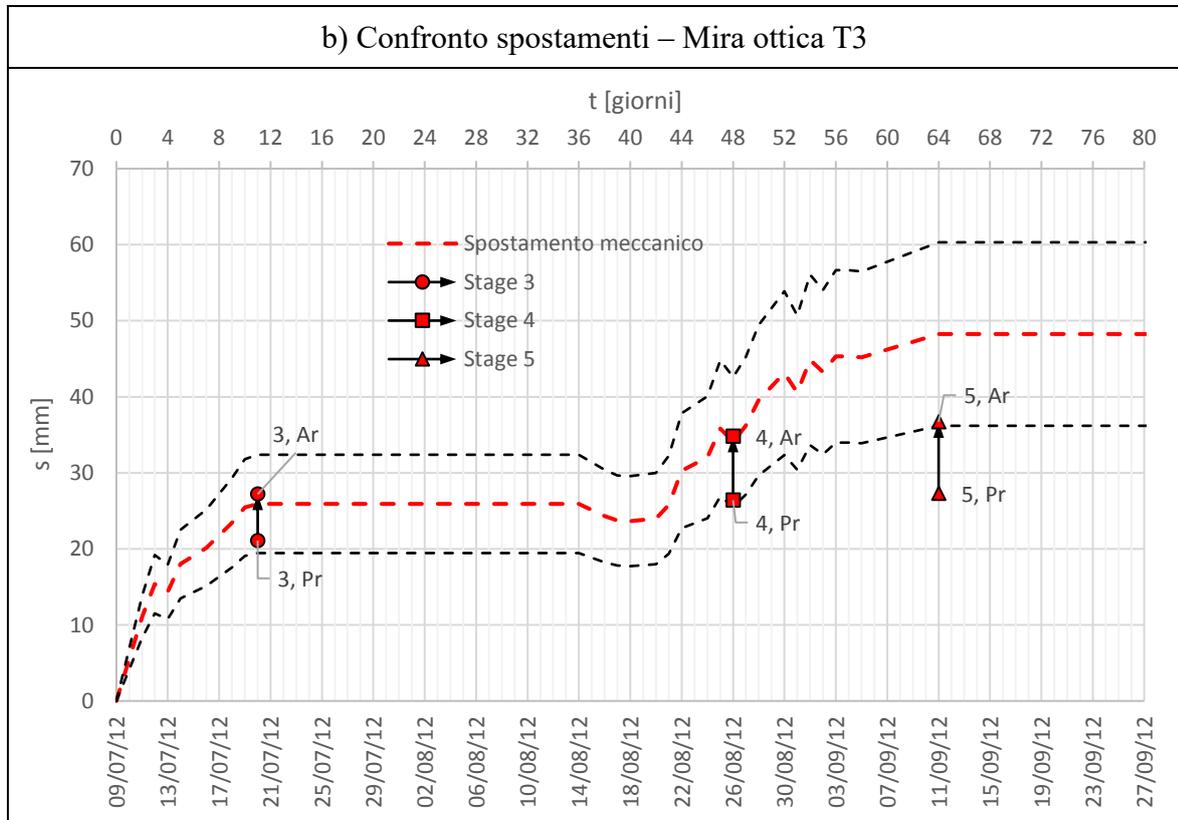
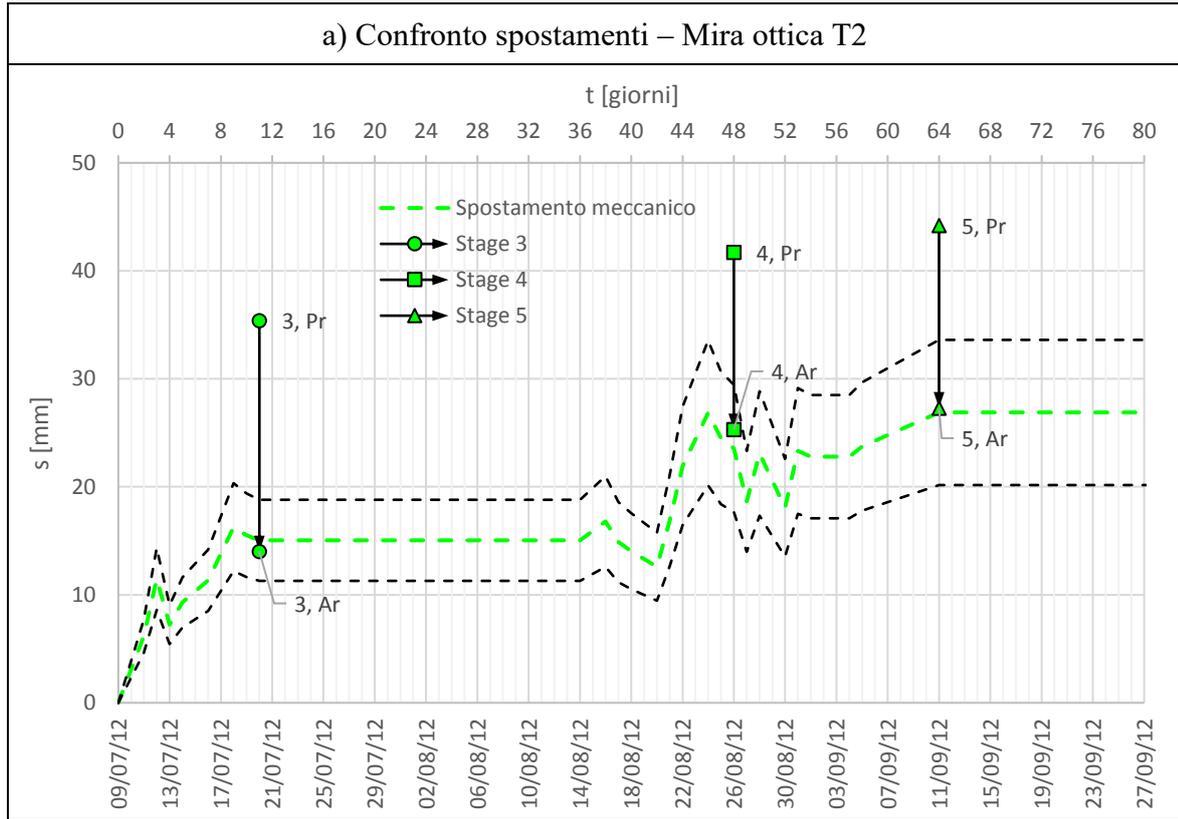


Figura 62: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Hoek-Brown)

Tabella 22: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Hoek-Brown) con l'aliquota meccanica degli spostamenti reali misurati

a) Parametri di progetto									
Stage	T2			T3			T4		
	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]
3	15,1	35,4	135,2	25,9	21,1	-18,6	37,7	38,2	1,4
4	23,6	41,7	77,0	34,1	26,4	-22,5	64,0	54,3	-15,1
5	26,9	44,2	64,4	48,3	27,3	-43,4	66,3	58,5	-11,8

b) Parametri corretti									
Stage	T2			T3			T4		
	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]
3	15,1	14,0	-7,0	25,9	27,2	4,9	37,7	32,5	-13,7
4	23,6	25,3	7,4	34,1	34,8	2,1	64,0	58,8	-8,1
5	26,9	27,3	1,5	48,3	36,7	-23,9	66,3	72,0	8,6



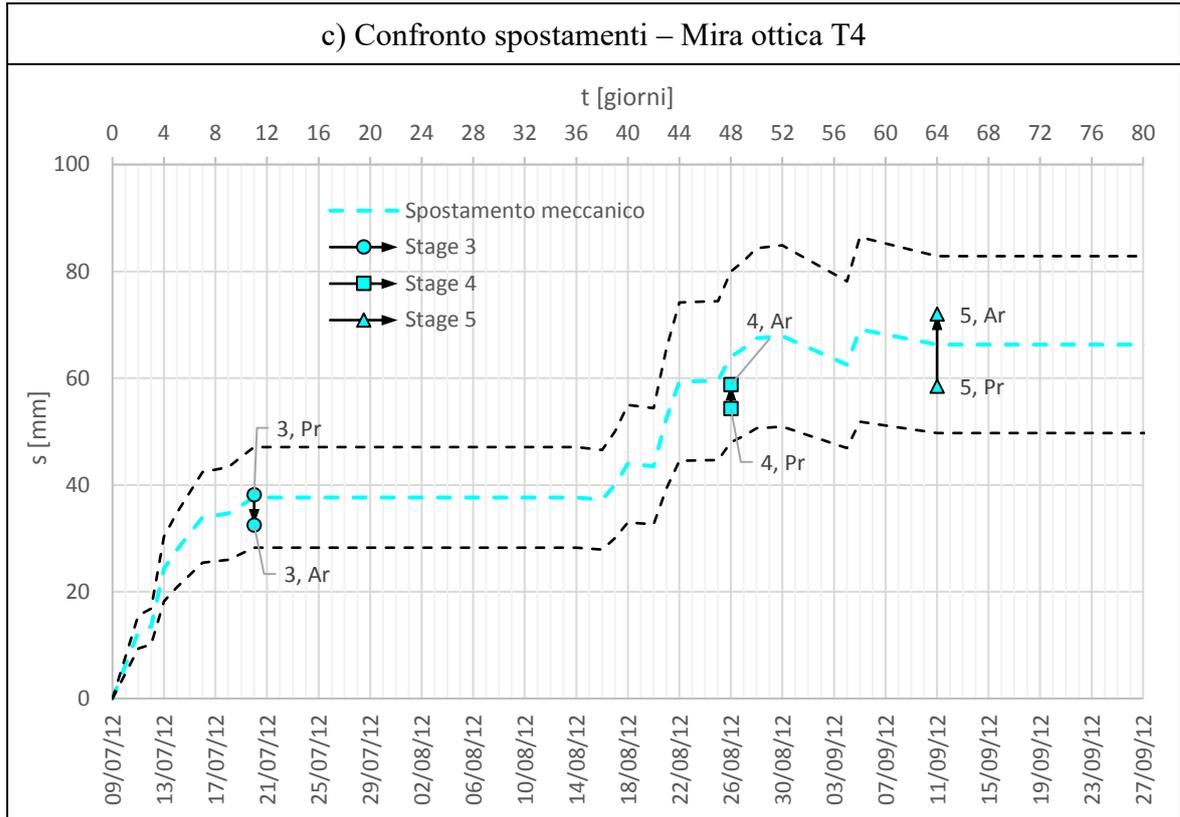


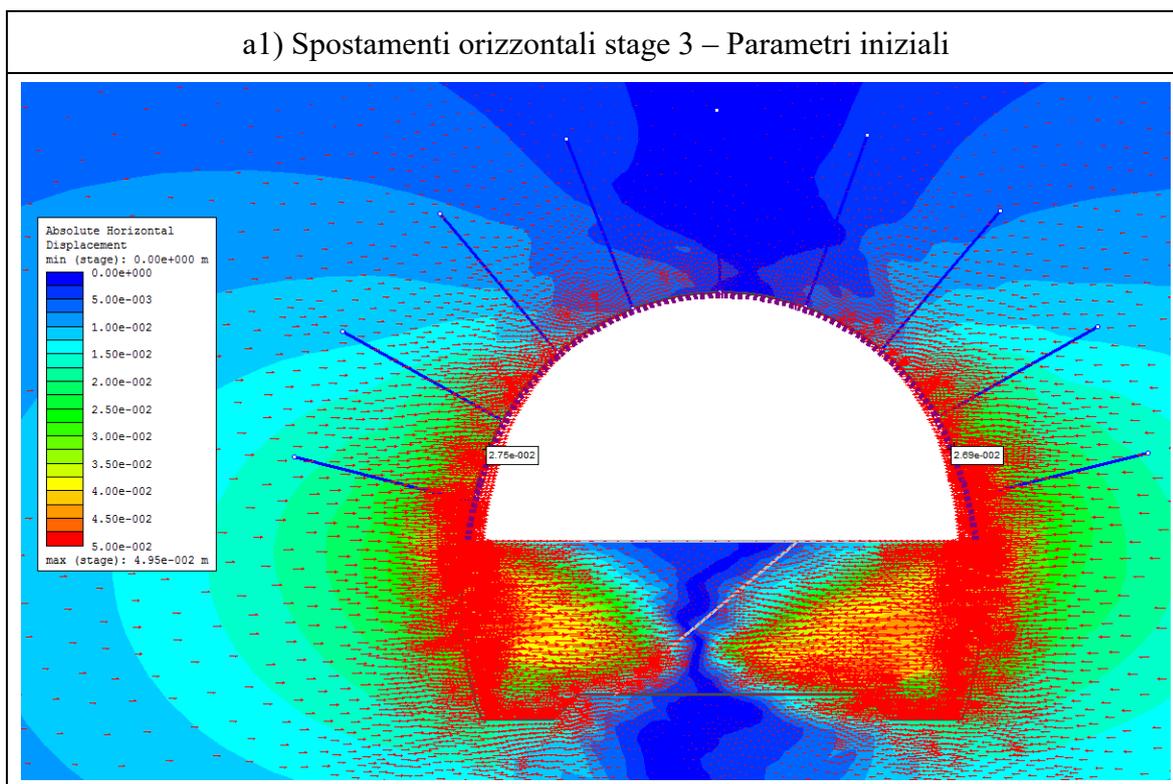
Figura 63: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Hoek-Brown) con l'andamento temporale reale degli spostamenti meccanici

Un'ulteriore verifica si può effettuare nei riguardi della convergenza, così come definita al paragrafo 3.5.1, con riferimento al caso della corda orizzontale che collega le mire ottiche T2 e T4. Nella Figura 65 si riporta in forma grafica il confronto tra la convergenza meccanica misurata, ricavata sottraendo allo spostamento orizzontale misurato la componente viscosa similmente a quanto fatto per lo spostamento totale, e quella calcolata con RS2, somma degli spostamenti orizzontali delle mire ottiche T2 e T4, mostrati nella Figura 64; lo stesso confronto, in forma tabellare e con la relativa discrepanza, è riassunto nella Tabella 23.

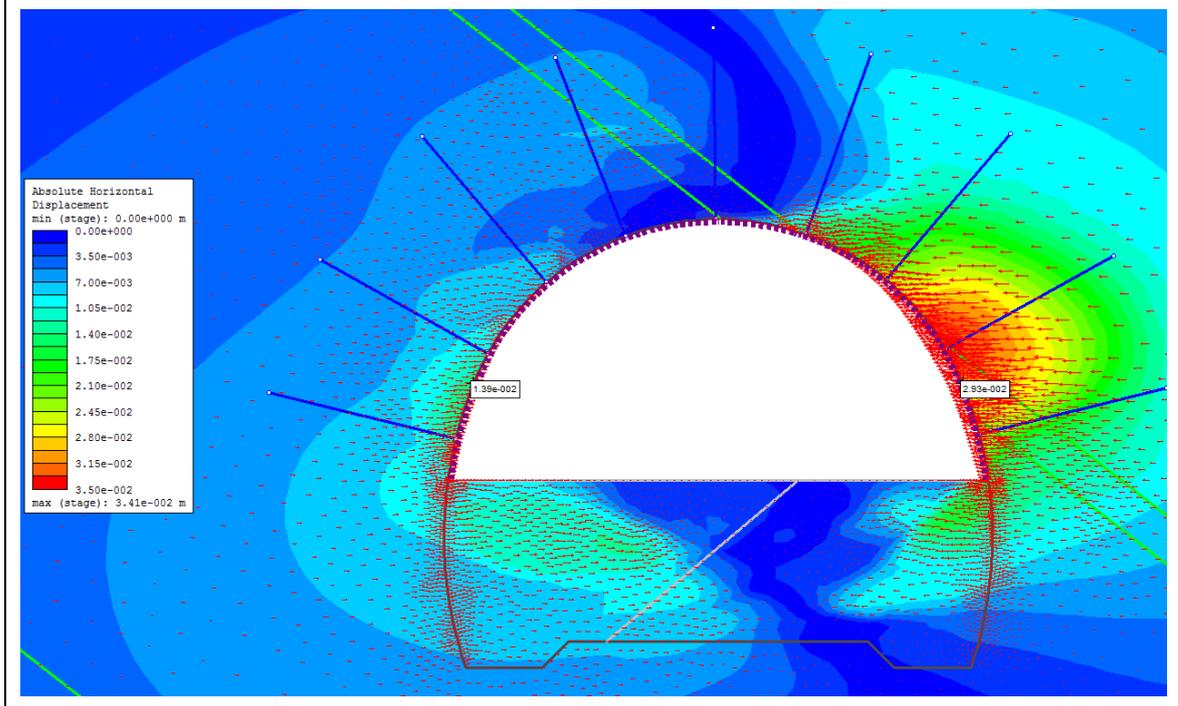
Diversamente da quanto osservato con la verifica degli spostamenti, non ci sono grosse differenze tra il caso di progetto e quello dell'analisi a ritroso e, in entrambe le situazioni, i valori si trovano all'interno del fuso del $\pm 25\%$. Questo è una prova di come sia necessaria la verifica agli spostamenti in caso di comportamento deformativo fortemente asimmetrico.

Soffermandosi sul caso dei parametri corretti, si registra una sottostima della convergenza per tutti e tre gli stage; questo è dovuto al fatto che la stima dei parametri è stata effettuata sui valori dello spostamento totale delle mire ottiche, trascurando di fatto la direzione del vettore

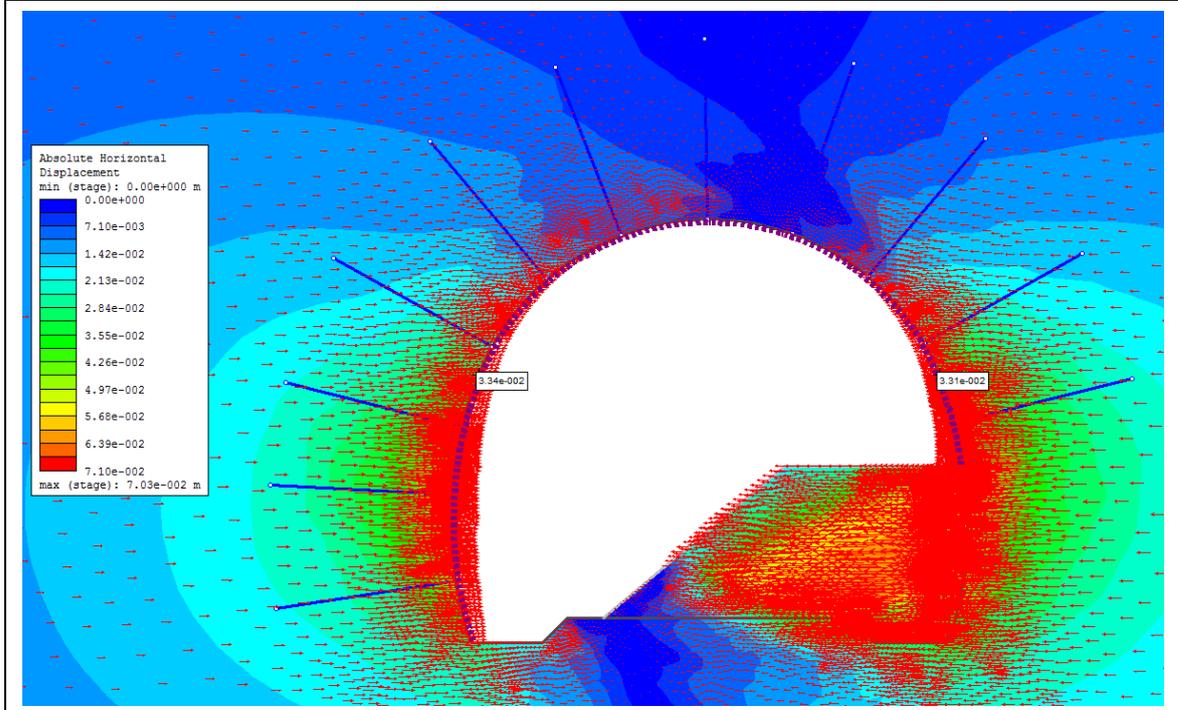
spostamento, o meglio limitandosi a verificare che non fosse troppo diversa da quella reale. Se si confrontano infatti i vettori spostamento della Figura 62 con quelli della Figura 35, si nota che lo spostamento della mira ottica T4 ha in realtà una direzione tendenzialmente orizzontale, mentre nel modello tende ad essere inclinato verso il basso; per questo motivo, la componente orizzontale del vettore spostamento di RS2 è inferiore rispetto a quella reale e, conseguentemente, anche quello della convergenza. In ogni caso, essendo la discrepanza abbastanza contenuta, si può trascurare questo problema.



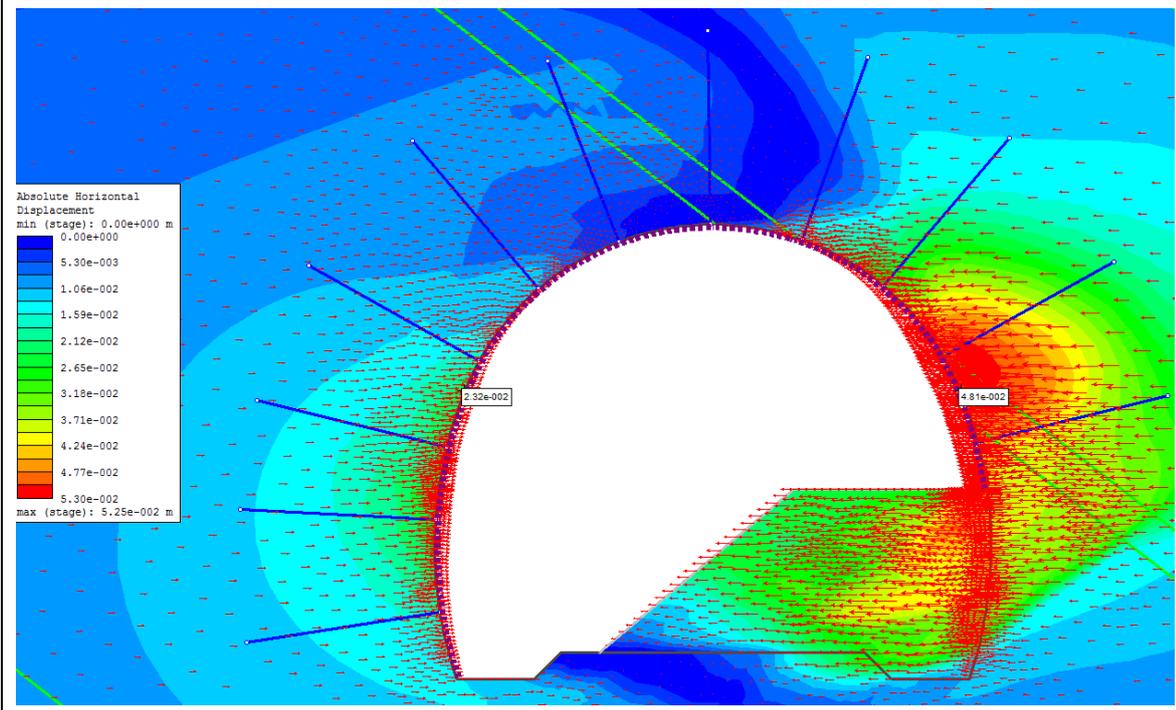
a2) Spostamenti orizzontali stage 3 – Parametri corretti



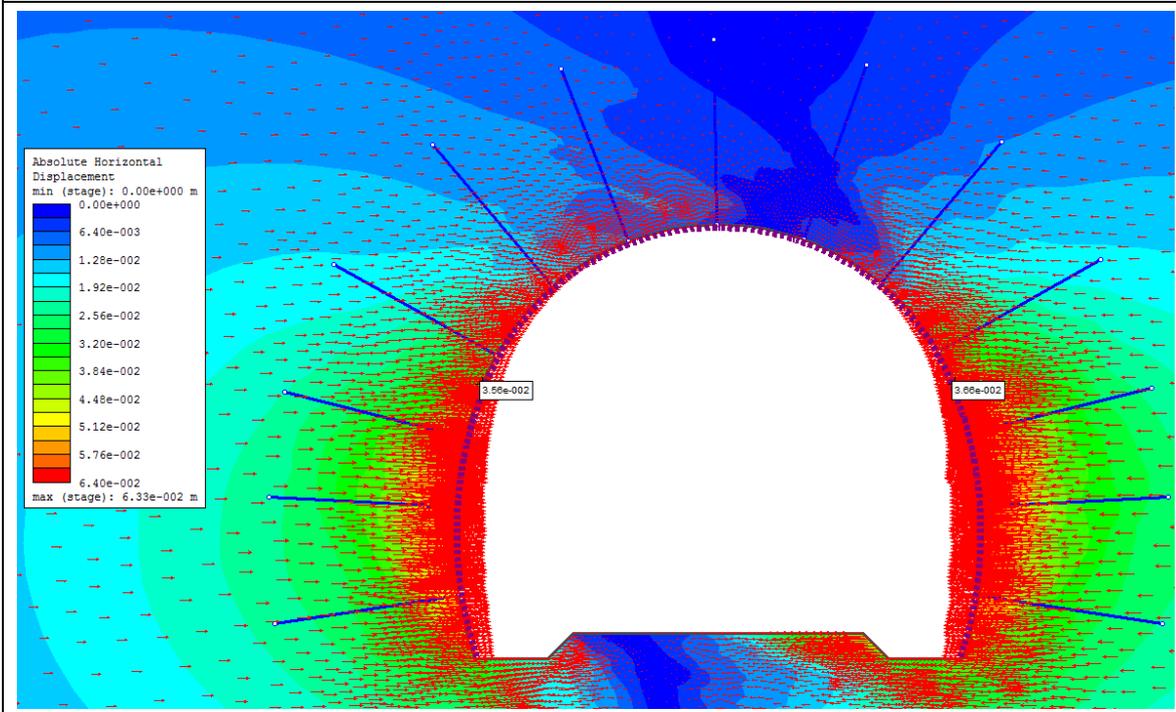
b1) Spostamenti orizzontali stage 4 – Parametri iniziali



b2) Spostamenti orizzontali stage 4 – Parametri corretti



c1) Spostamenti orizzontali stage 5 – Parametri iniziali



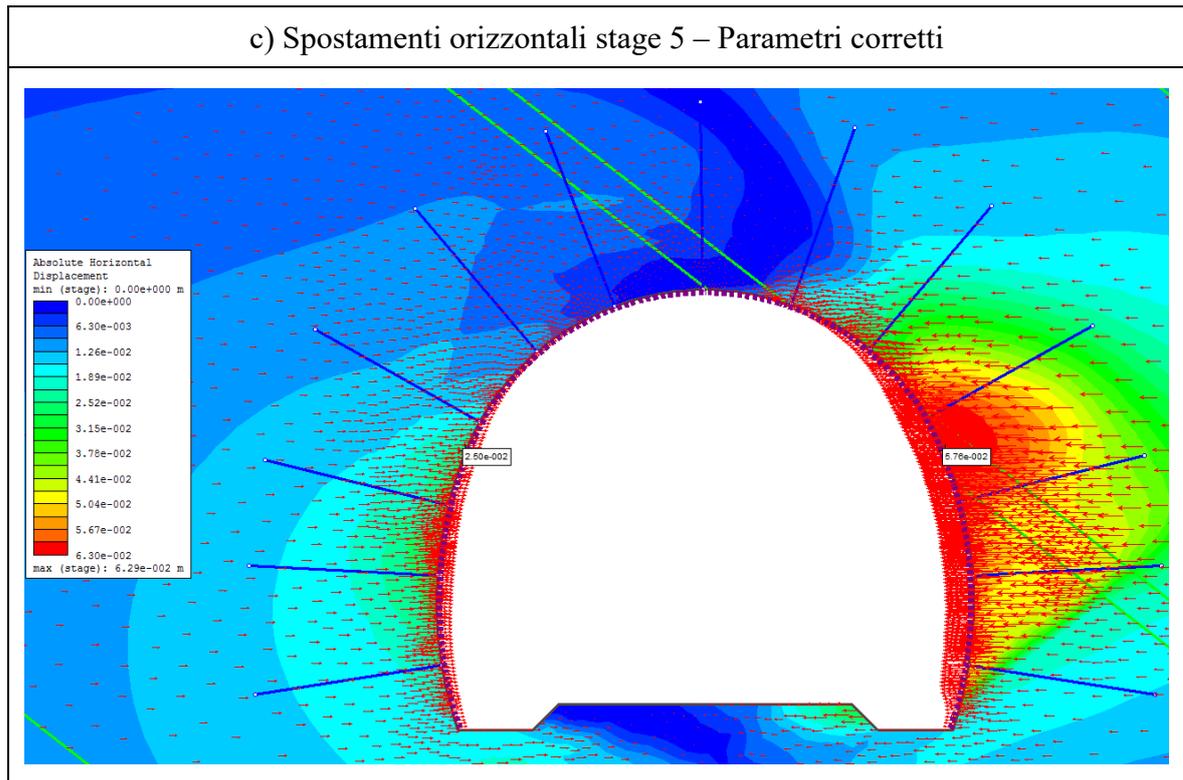


Figura 64: Confronto spostamenti orizzontali per la verifica alla corda T2-T4 (Hoek-Brown)

Tabella 23: Confronto convergenze ottenute sul modello (Hoek-Brown) con l'aliquota meccanica delle convergenze reali misurate

a) Valori iniziali	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discrepanza [%]
Stage 3	51,2	54,4	6,3
Stage 4	86,6	66,5	-23,2
Stage 5	93,9	72,2	-23,1

b) Valori corretti	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discrepanza [%]
Stage 3	51,2	43,2	-15,6
Stage 4	86,6	71,3	-17,6
Stage 5	93,9	82,6	-12,0

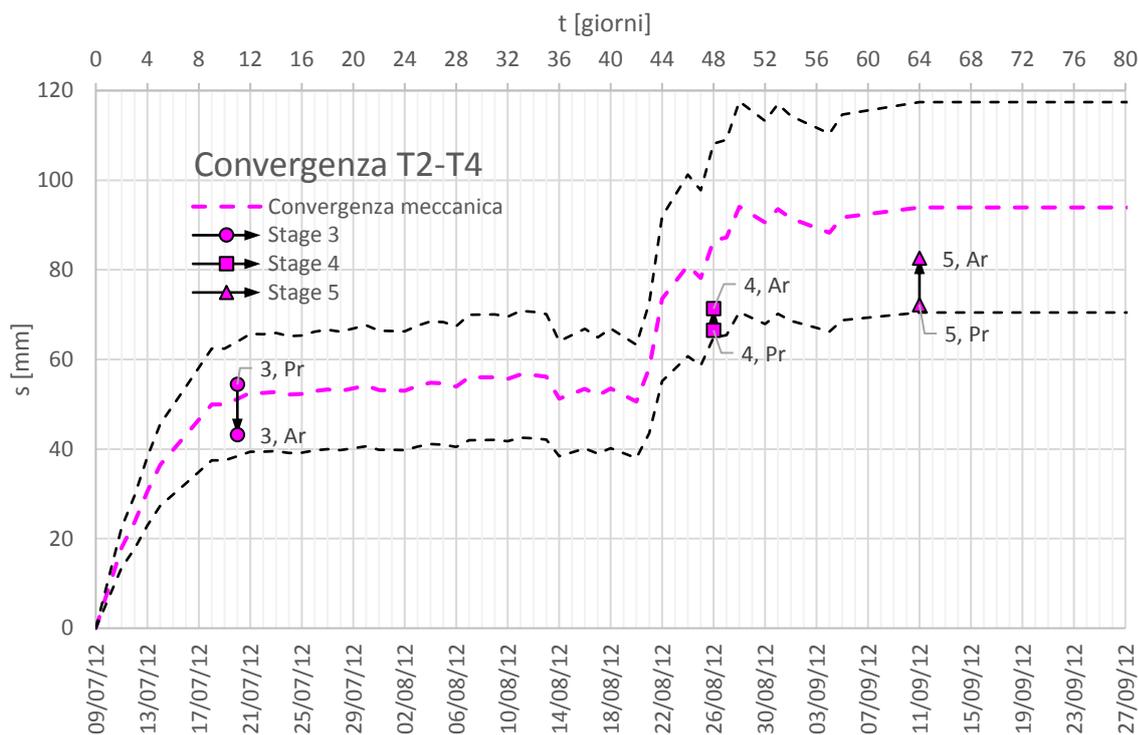


Figura 65: Confronto convergenze ottenute sul modello (Hoek-Brown) con l'andamento temporale reale delle convergenze meccaniche

Si riporta, a titolo di verifica, l'estensione della fascia plastica ai tre stage analizzati (Figura 66). Come era lecito attendersi, la zona plasticizzata è tendenzialmente simmetrica nel caso dei parametri iniziali, mentre si sviluppa maggiormente nello strato di siltite-argillite nel caso dei parametri corretti.

Gli spostamenti del contorno della galleria sono strettamente correlati all'estensione della fascia plastica poiché in campo plastico, all'aumentare dello sforzo applicato, le deformazioni crescono molto più rapidamente che in campo elastico. Si nota comunque che, relativamente al caso dei parametri corretti, tutto l'ammasso intorno alla galleria entra in campo plastico, anche il materiale meccanicamente più valido (siltite e arenaria-siltite). Al tempo stesso però la fascia plastica non va a interessare la zona in cui è presente il tunnel di fuga, il quale si trova a sinistra rispetto a quello principale, a una distanza di circa 25-40 m (vedi par. 3.4.1): di conseguenza, risulta accettabile la scelta semplificativa iniziale di non rappresentare sul modello la galleria d'emergenza.

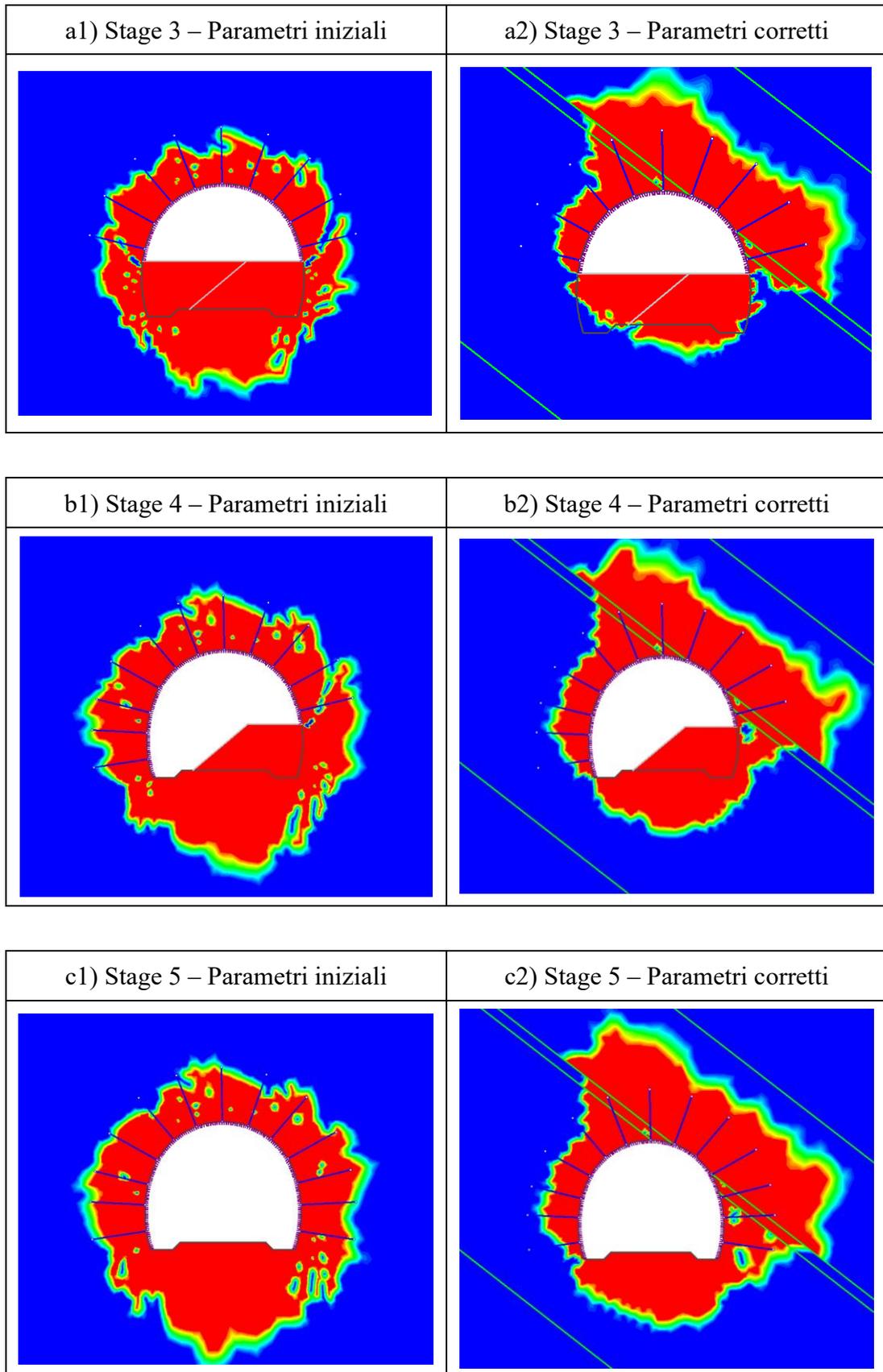
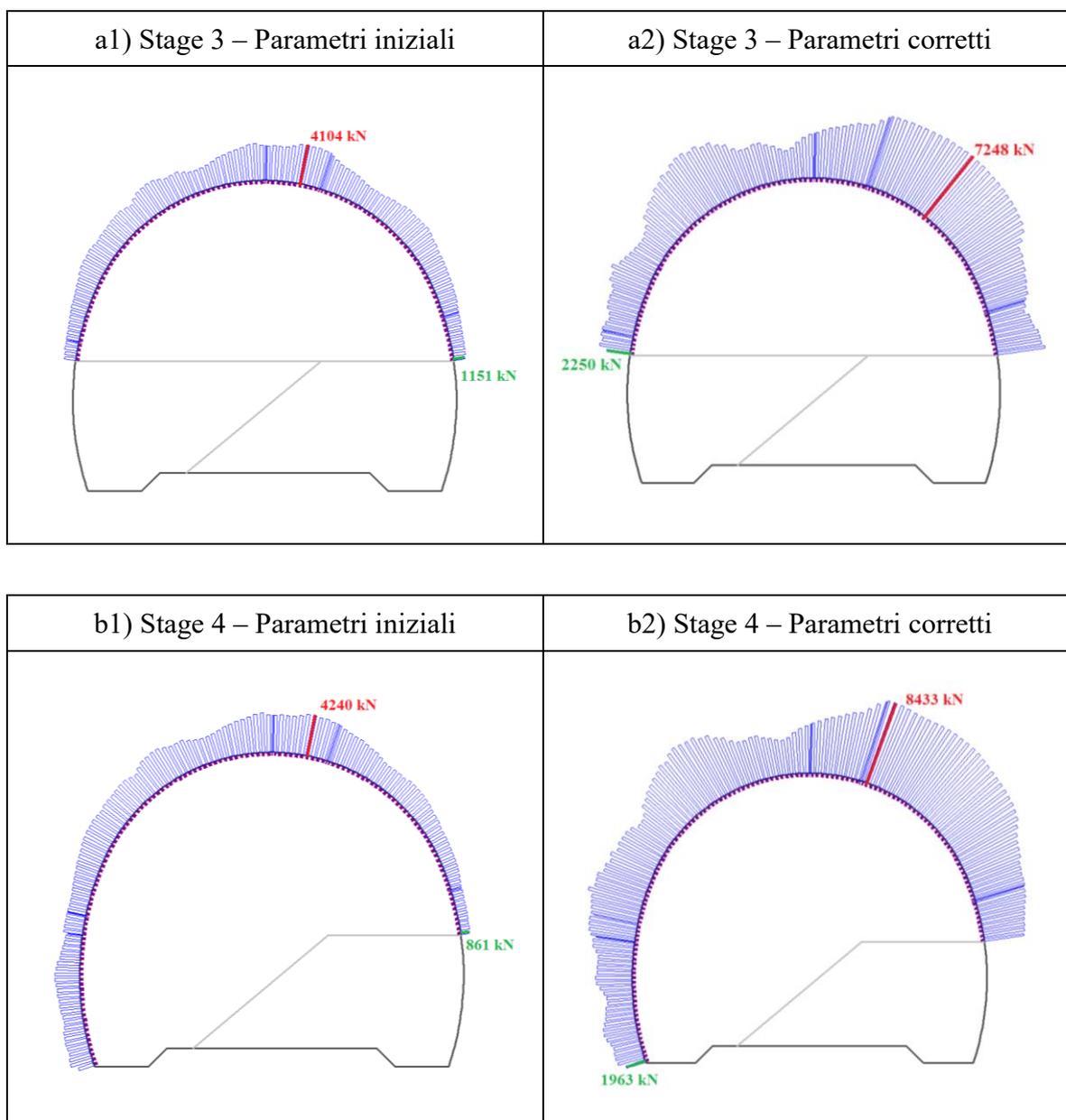


Figura 66: Confronto estensione delle fasce plastiche (Hoek-Brown)

Si effettua poi la verifica a pressoflessione del rivestimento (liner). Si illustrano l'entità dello sforzo assiale (Figura 67) e del momento flettente (Figura 68) agenti su una porzione di lunghezza pari a 1 m; sono indicati i punti in cui si hanno la massima e la minima sollecitazione e i valori sono riportati nella Tabella 24. Come era lecito attendersi, nel caso dei parametri corretti, il rivestimento risulta maggiormente sollecitato nella zona in corrispondenza dello strato di siltite-argillite, dove si registrano gli spostamenti maggiori, mentre nel caso dei parametri iniziali il liner è caricato in maniera pressoché simmetrica.



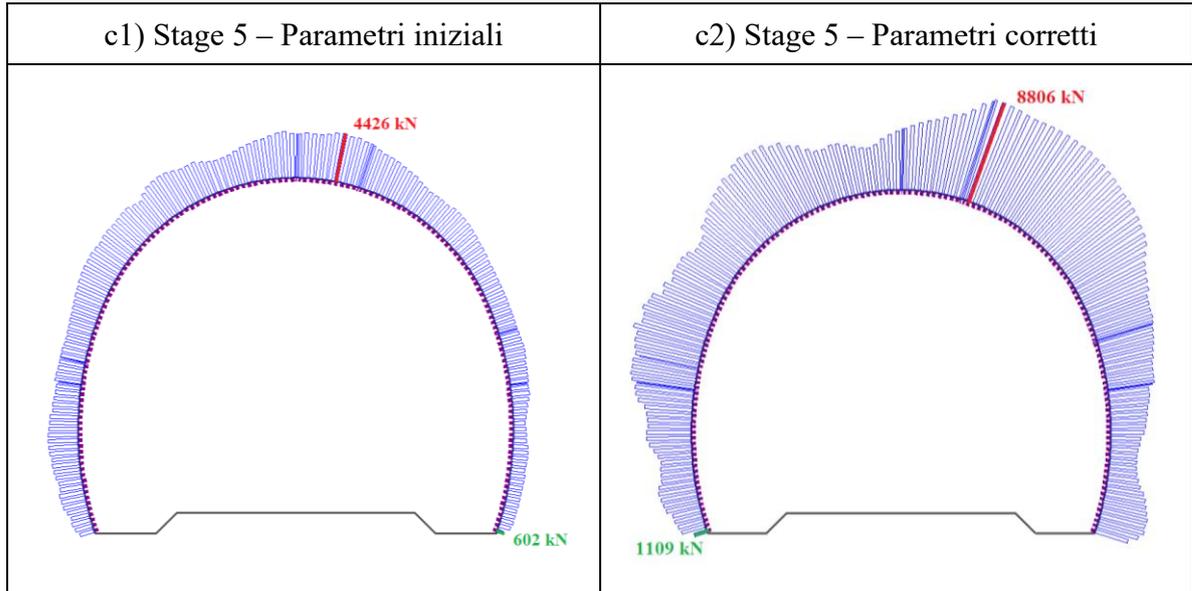
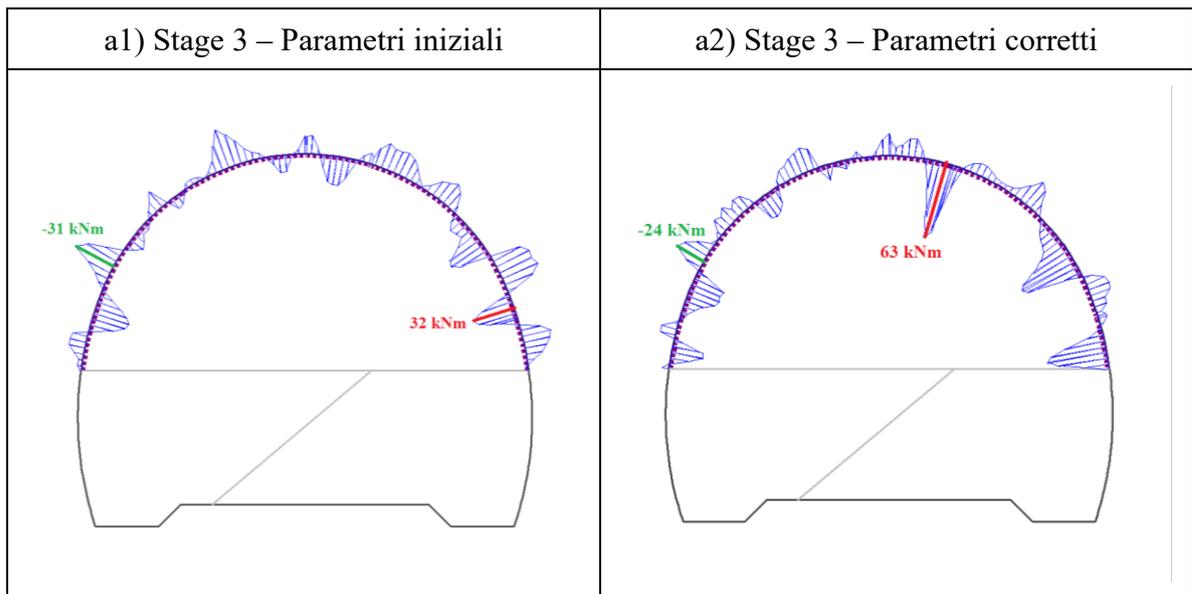


Figura 67: Confronto sforzi assiali sul liner (Hoek-Brown)



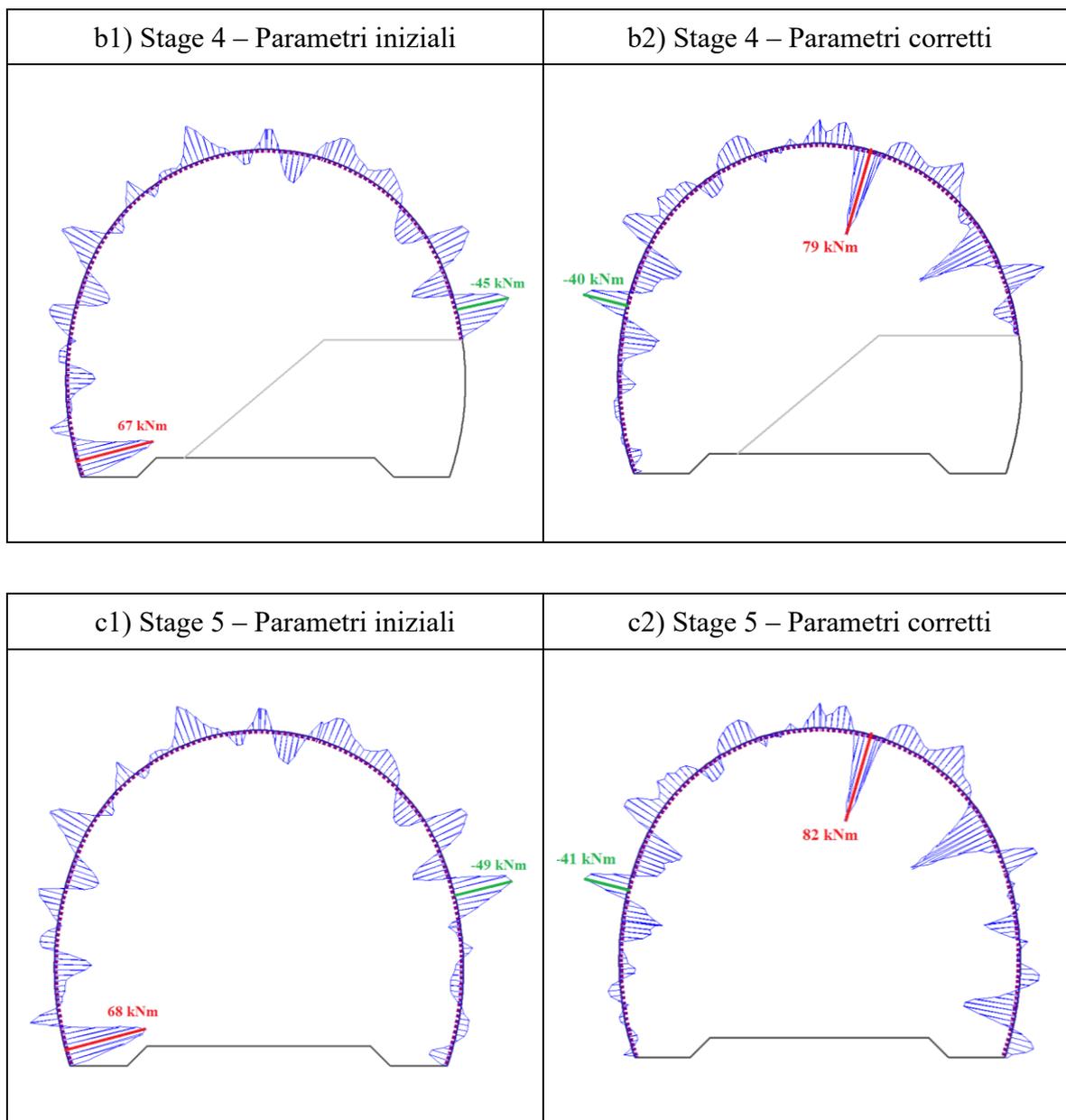


Figura 68: Confronto momenti flettenti sul liner (Hoek-Brown)

Tabella 24: Confronto intervalli di variazione dello sforzo normale e del momento flettente sul liner (Hoek-Brown)

a) Parametri iniziali	Stage 3	Stage 4	Stage 5
N_{\min} [kN]	1151	861	602
N_{\max} [kN]	4104	4240	4426
M_{\min} [kNm]	-31	-45	-49
M_{\max} [kNm]	32	67	68

b) Parametri corretti	Stage 3	Stage 4	Stage 5
N_{min} [kN]	2250	1963	1109
N_{max} [kN]	7248	8433	8806
M_{min} [kNm]	-24	-40	-41
M_{max} [kNm]	63	79	82

La verifica a pressoflessione è effettuata nel piano M-N (Figura 70) e ciascun punto colorato rappresenta lo stato di sollecitazione in una porzione del rivestimento, che è stato discretizzato sul software RS2 in tanti segmenti. L'involuppo di resistenza, indicato in nero, viene costruito tramite il software di verifica strutturale VCA SLU. La sezione di riferimento, di larghezza 1 m e altezza 0,20 m, è mostrata nella Figura 69: le caratteristiche geometriche e i parametri dei materiali sono quelli della Tabella 12 e della Tabella 13.

L'involuppo di resistenza è realizzato secondo la normativa italiana NTC 2008; in realtà, non si applica alcun coefficiente di sicurezza poiché interessano i valori di resistenza effettivi, per effettuare l'analisi a ritroso. Infatti, nella Figura 70b si osserva che molte zone del rivestimento risultano sollecitate al di là della loro capacità resistente; in altre parole, molti punti si trovano all'esterno del dominio di resistenza e, osservando nuovamente la Figura 67 e la Figura 68, si intuisce che si tratta degli elementi di rivestimento ubicati nella parte destra della sezione, ove si ha la presenza dello strato di siltite-argillite. Si osserva anche che la rottura avviene principalmente per compressione, essendo la sollecitazione assiale più grande rispetto a quella flessionale in rapporto alle rispettive resistenze.

Nel caso dei parametri della caratterizzazione iniziale la verifica viene invece superata a pieno; del resto, in fase di progetto, il rivestimento provvisorio di classe B1 (vedi par. 3.3.2.1 e 3.4.3) era stato ritenuto adatto proprio a seguito di una verifica condotta su un modello numerico molto simile a quello della Figura 61, utilizzando i medesimi parametri dell'ammasso.

Tornando al caso dei parametri modificati, si sottolinea come il non superamento della verifica non pregiudichi la validità delle analisi fin qui effettuate; anzi, confrontando la Figura 70 con uno scatto fotografico dell'area in esame (Figura 71), si osserva che la parte destra del rivestimento provvisorio si è effettivamente fessurata, segno evidente di un superamento della resistenza a compressione del calcestruzzo proiettato. Questo è dovuto probabilmente a una

sovrastima delle caratteristiche dell'ammasso roccioso in fase progettuale, che ha portato alla scelta di una classe di rivestimento (B1) inadeguata.

In definitiva, il confronto fra l'analisi numerica e la situazione reale del rivestimento fa anch'esso parte dell'analisi a ritroso e porta a un'ulteriore validazione del modello numerico.

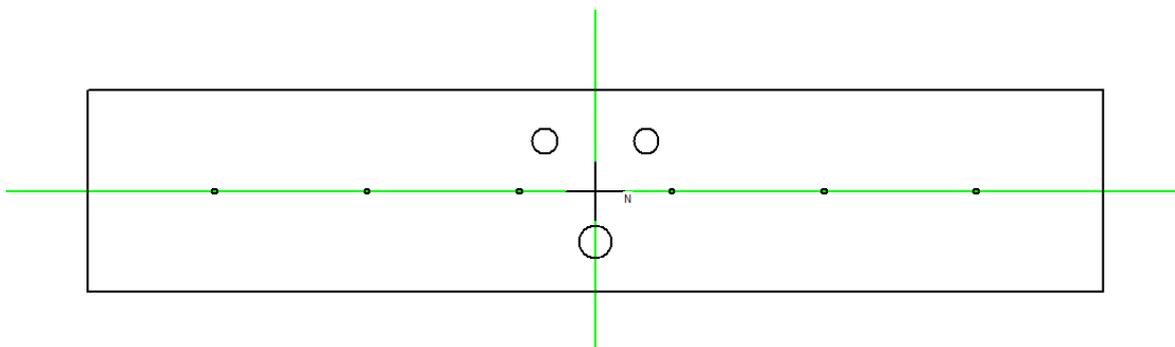
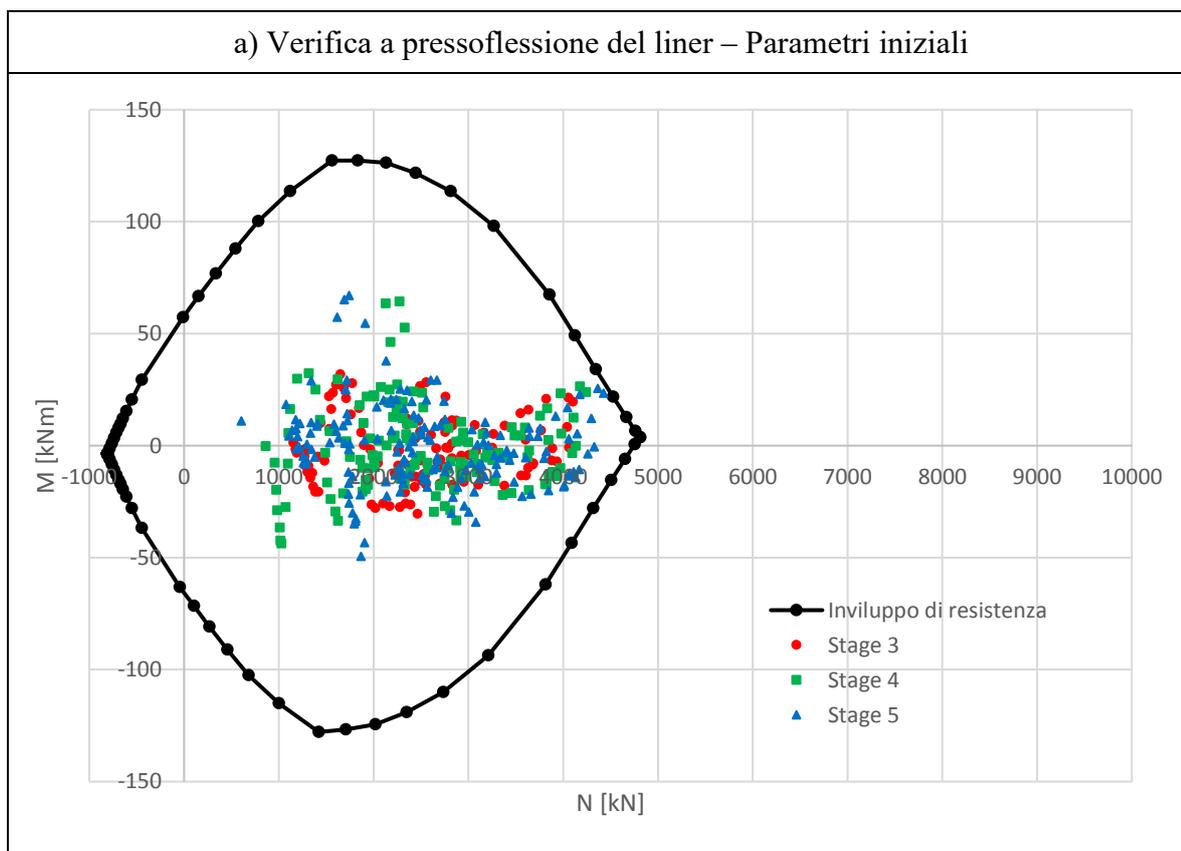


Figura 69: Sezione del rivestimento (liner) utilizzata per il calcolo del dominio di resistenza (VCA SLU)



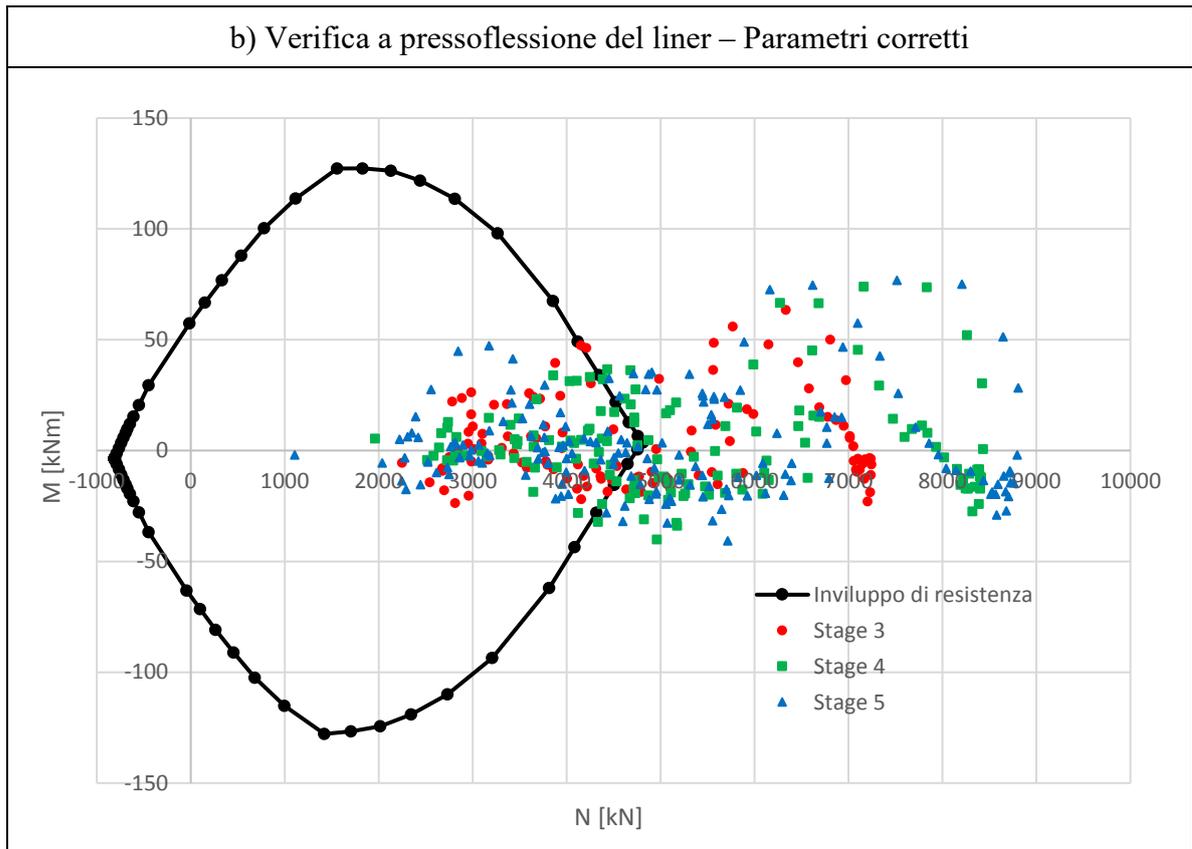
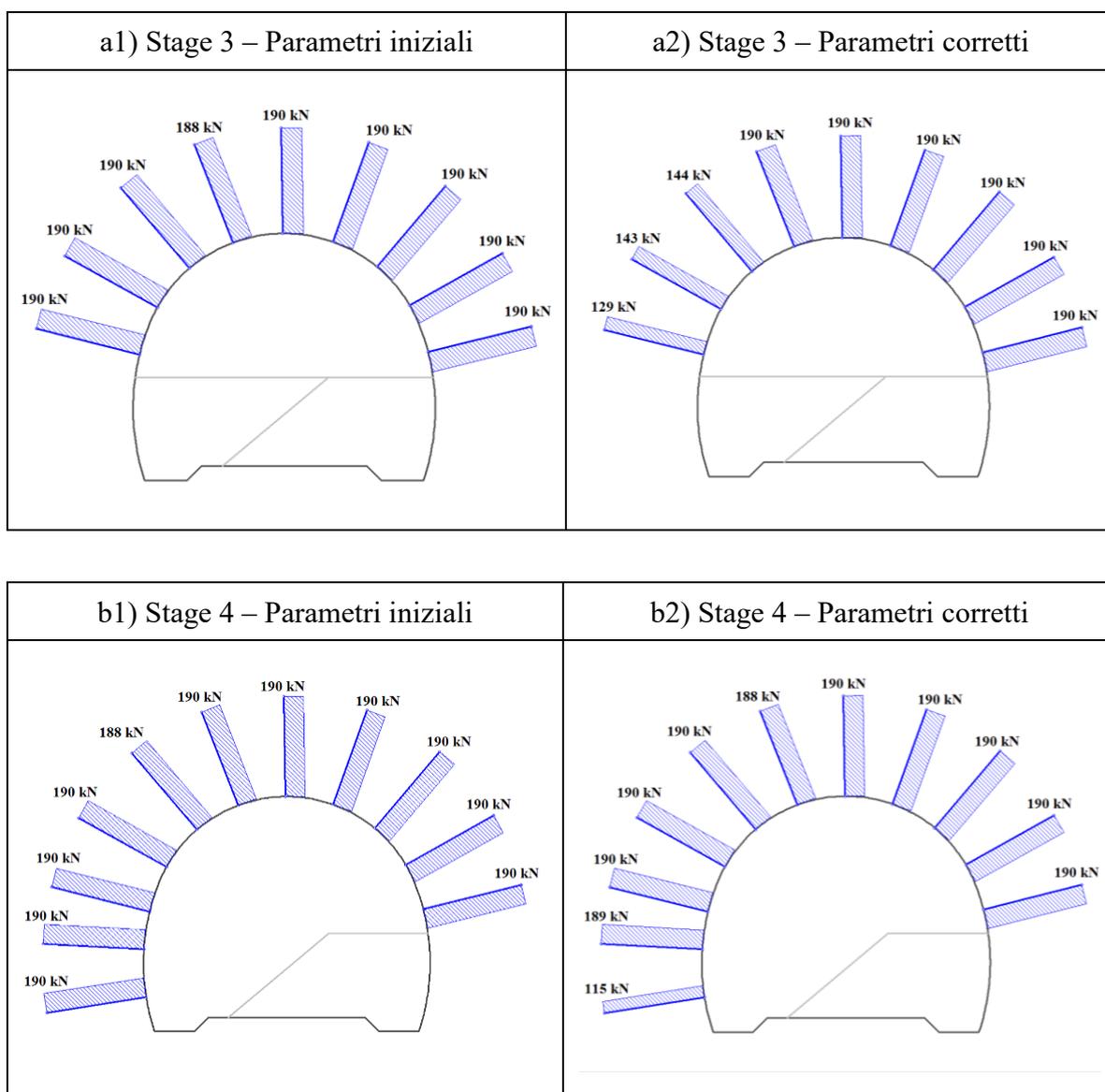


Figura 70: Confronto verifiche a pressoflessione del liner (Hoek-Brown)



Figura 71: Fotografie della zona in cui si è fessurato il rivestimento

Nella Figura 72 e nella Tabella 25 vengono infine riportate le sollecitazioni di sforzo assiale agenti sui bulloni da roccia, mostrando come in molti casi venga raggiunta la resistenza a compressione di 190 kN. Si è ipotizzato un comportamento elastoplastico ideale dei bulloni, senza definire una resistenza residua in quanto non specificata nei dati di progetto. In ogni caso, sono state effettuate diverse prove utilizzando anche bulloni collegati alla mesh lungo tutta la loro lunghezza (tipologia “Fully bonded”) e applicando un valore arbitrario di resistenza residua: i risultati ottenuti non si discostavano di molto rispetto a quelli attuali e, dunque, si è scelto di applicare, per semplicità, soltanto la resistenza di picco, che era noto essere appunto 190 kN (Tabella 11).



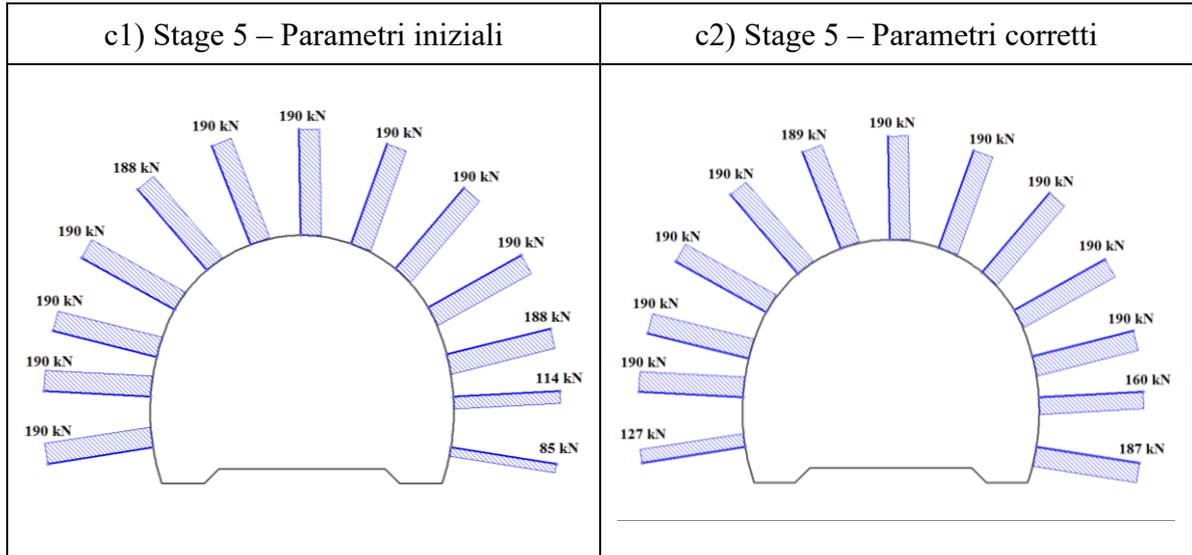


Figura 72: Confronto sforzi assiali sui bulloni da roccia (Hoek-Brown)

Tabella 25: Confronto intervalli di variazione dello sforzo normale sui bulloni da roccia (Hoek-Brown)

a) Parametri iniziali	Stage 3	Stage 4	Stage 5
N_{min} [kN]	181	188	85
N_{max} [kN]	190	190	190

b) Parametri corretti	Stage 3	Stage 4	Stage 5
N_{min} [kN]	129	115	127
N_{max} [kN]	190	190	190

4.4.4.2 Criterio di rottura di Mohr-Coulomb

In base al procedimento descritto al par. 4.4.2, si effettua l'analisi a ritroso utilizzando una legge costitutiva elastoplastica ideale e il criterio di rottura di Mohr-Coulomb, ottenendo i parametri della Tabella 26. Nella Figura 73 viene illustrato, in forma grafica, il criterio di Mohr-Coulomb per ciascun materiale.

Tabella 26: Parametri dell'ammasso roccioso ricavati con l'analisi a ritroso (Mohr-Coulomb)

MOHR-COULOMB	ϕ [°]	c [MPa]	σ_t [MPa]	E_m [MPa]	ν [-]
Arenaria-Siltite	35	1,40	0,127	6707	0,28
Siltite	32	1,40	0,119	6494	0,28
Siltite-Argillite	17	1,00	0,04	2904	0,28
Flysch generico	32	1,20	0,111	6274	0,28

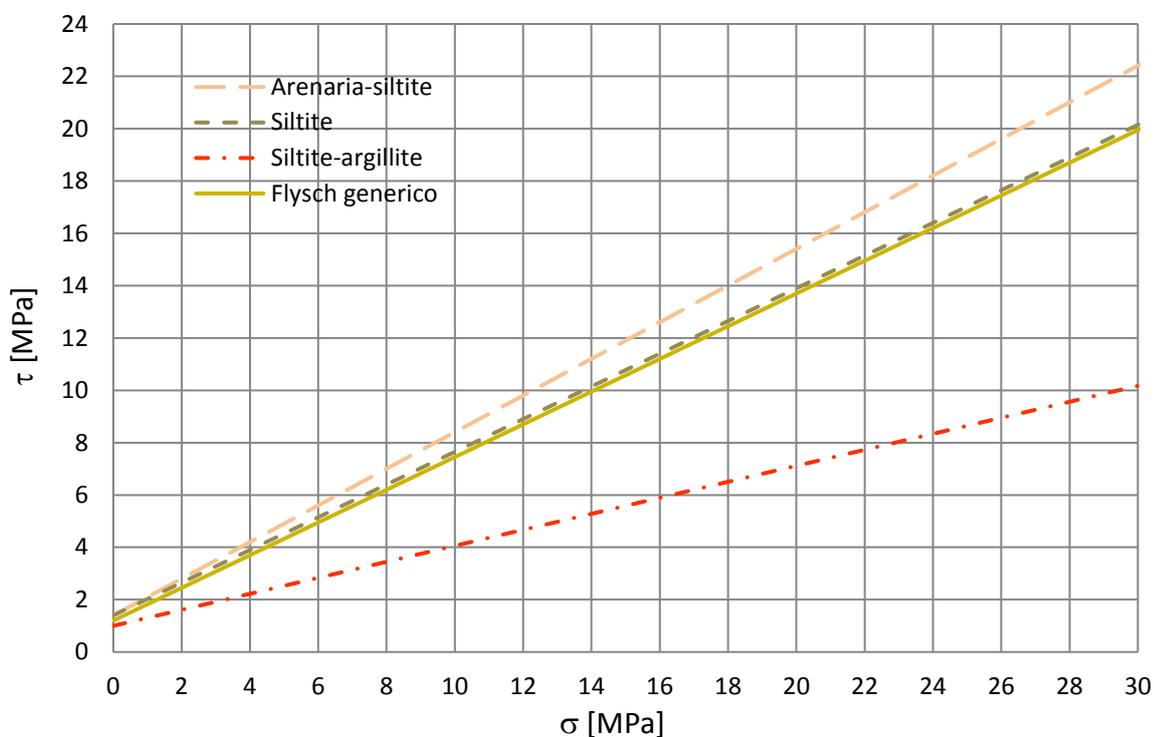


Figura 73: Criterio di Mohr-Coulomb per i 4 materiali caratterizzati

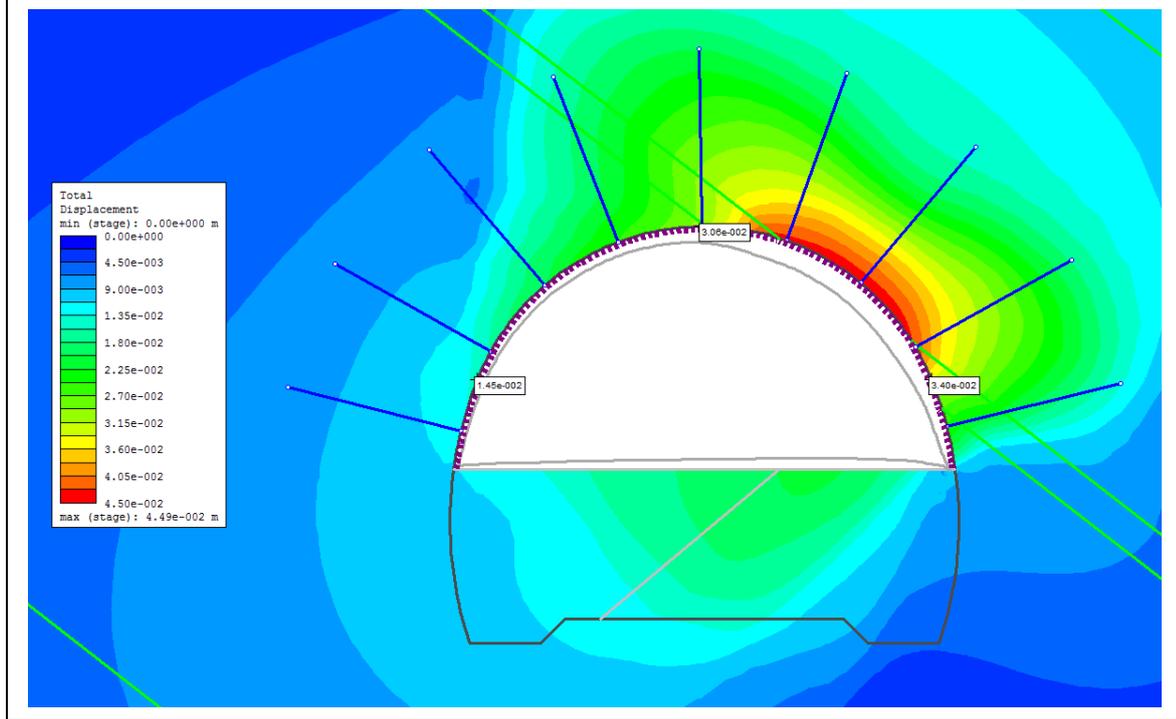
Si procede nel seguito a mostrare i vari risultati ottenuti con l'analisi numerica, i cosiddetti "output" del modello RS2, similmente a quanto fatto al par. 4.4.4.1 per il caso di Hoek-Brown. Non viene effettuata alcuna comparazione con i parametri di progetto poiché nel caso della caratterizzazione geomeccanica iniziale era stato utilizzato il criterio di rottura di Hoek-Brown. Dunque, il confronto riguarda unicamente i risultati definitivi, associati ai parametri della Tabella 26 ottenuti a seguito del processo iterativo di analisi a ritroso, con i dati misurati in situ, ovvero gli spostamenti e le convergenze dovuti all'avanzamento dello scavo in corrispondenza delle mire ottiche.

In generale, si riscontrano risultati molto vicini a quelli ricavati utilizzando il criterio di Hoek-Brown; pertanto, per evitare inutili ripetizioni, si fornisce nel seguito soltanto una descrizione sintetica, raccomandando di far riferimento ai commenti del par. 4.4.4.1.

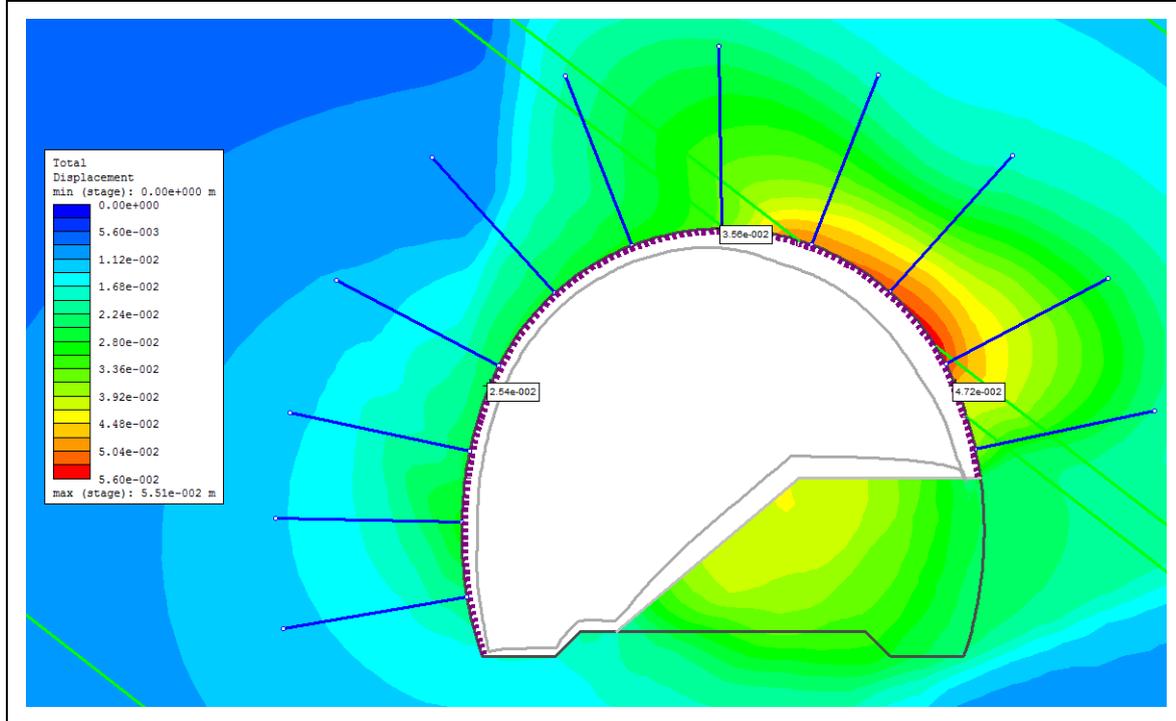
Nella Figura 74 è illustrata l'entità dello spostamento totale intorno alla galleria, assieme alla deformata e ai valori in corrispondenza delle 3 mire ottiche, i quali sono messi a confronto con gli spostamenti meccanici reali nella Tabella 27. La discrepanza è sempre al di sotto della prefissata soglia del 25 % (par. 4.4.3), fatta eccezione per la mira ottica T4 allo stage 4, dove si ha una sottostima del 28,6 %; considerando che lo stage 4 è uno stadio intermedio soggetto ad ulteriori incertezze, secondo quanto indicato al par. 4.3.5, è possibile accettare tale discrepanza, limitando la verifica agli stage 3 e 5. Si può inoltre osservare (Tabella 22) che una differenza così grande non era presente applicando il criterio di Hoek-Brown.

Nella Figura 75 si riporta in forma grafica il confronto tra l'andamento temporale degli spostamenti misurati e quelli ottenuti con RS2, mostrando come questi ultimi si trovino all'interno del fuso, i cui limiti non sono altro che ± 25 % dello spostamento meccanico misurato, fatta eccezione per il caso appena citato.

a) Spostamenti stage 3



b) Spostamenti stage 4



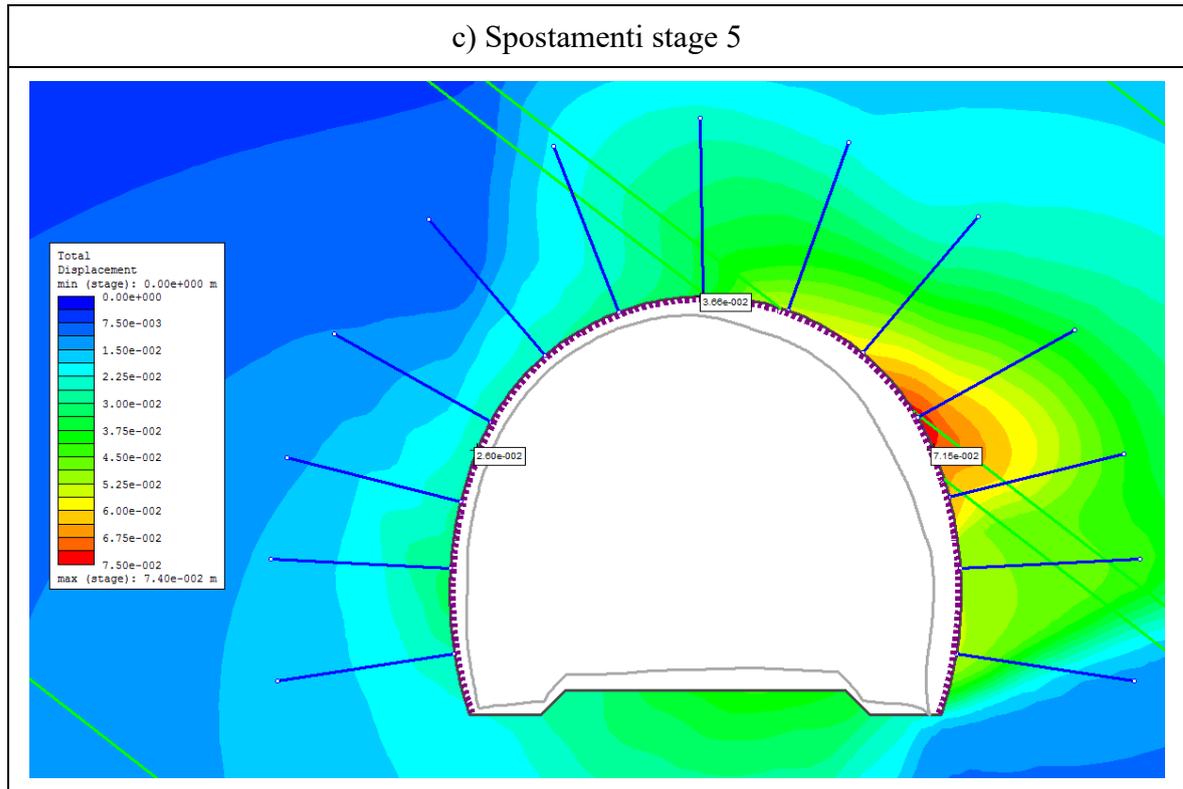
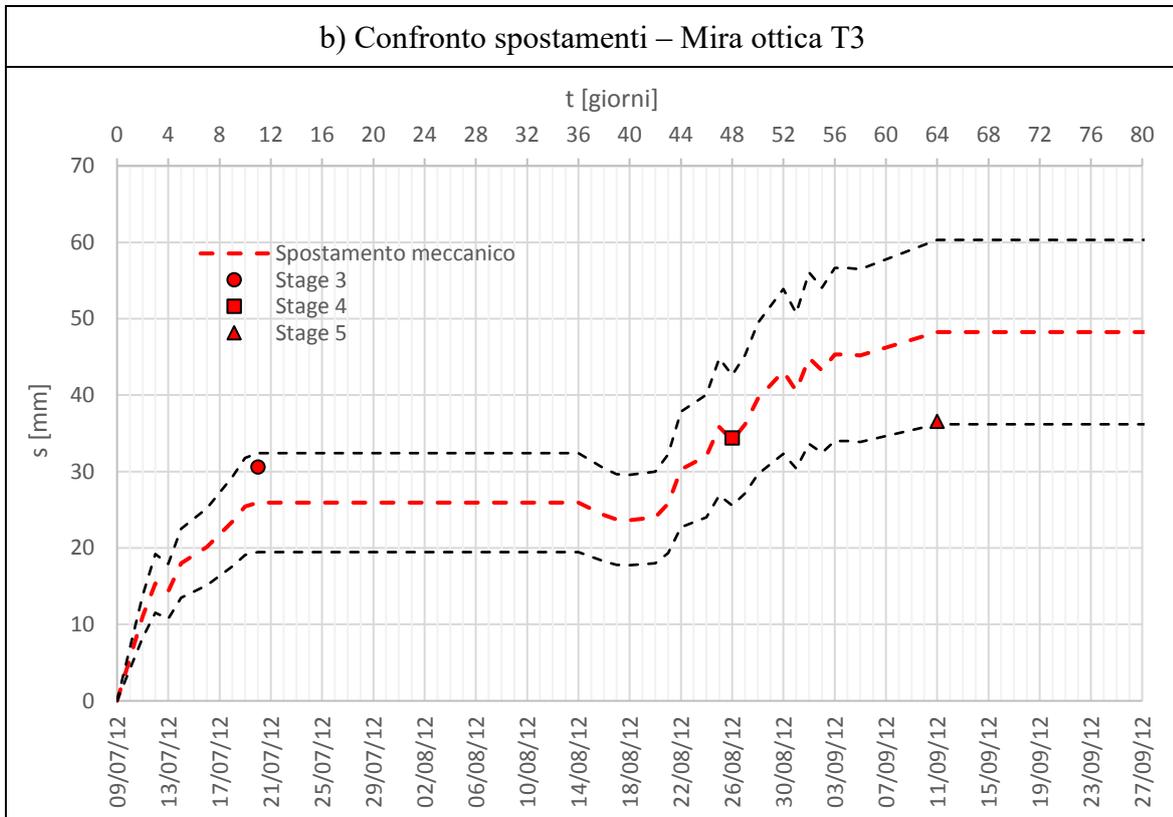
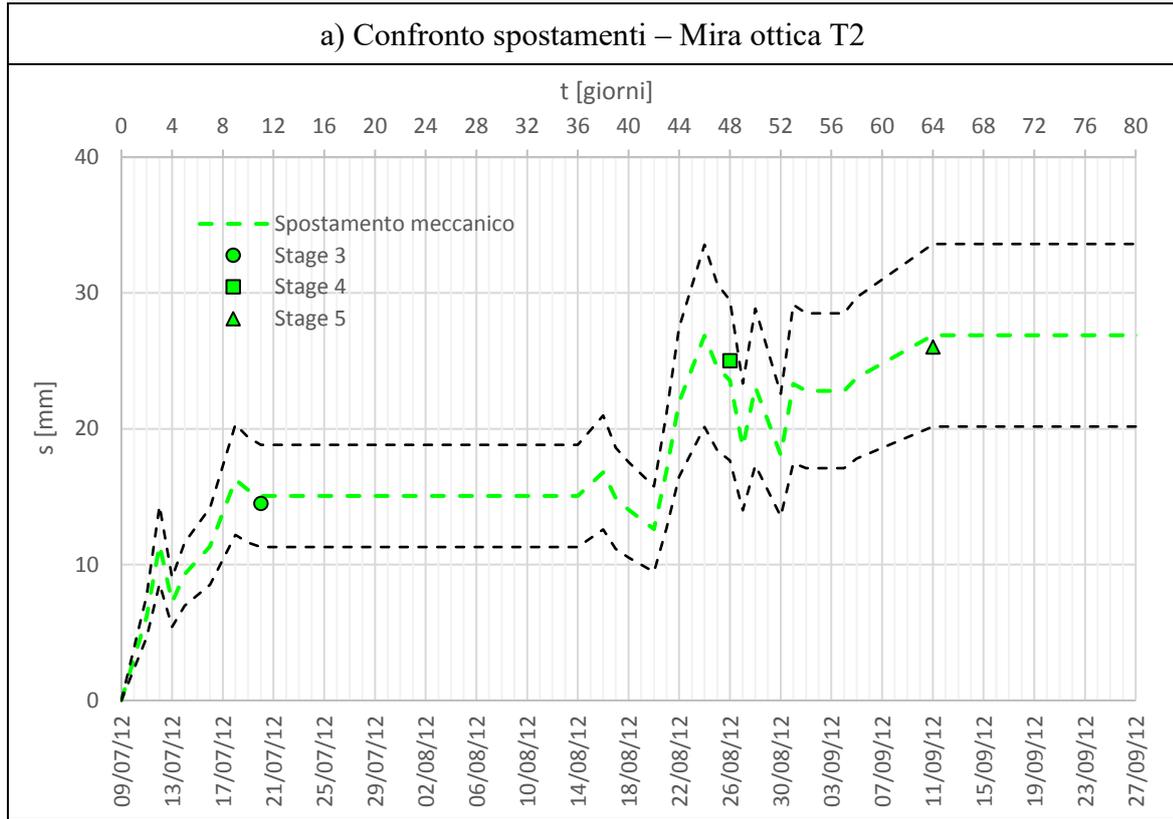


Figura 74: Spostamenti ottenuti sul modello (Mohr-Coulomb)

Tabella 27: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Mohr-Coulomb) con l'aliquota meccanica degli spostamenti reali misurati

	T2			T3			T4		
	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discr. [%]
Stage 3	15,1	14,5	-3,7	25,9	30,6	18,1	37,7	34,0	-9,7
Stage 4	23,6	25,0	6,1	34,1	34,4	1,0	64,0	45,7	-28,6
Stage 5	26,9	26,0	-3,3	48,3	36,6	-24,2	66,3	71,5	7,8



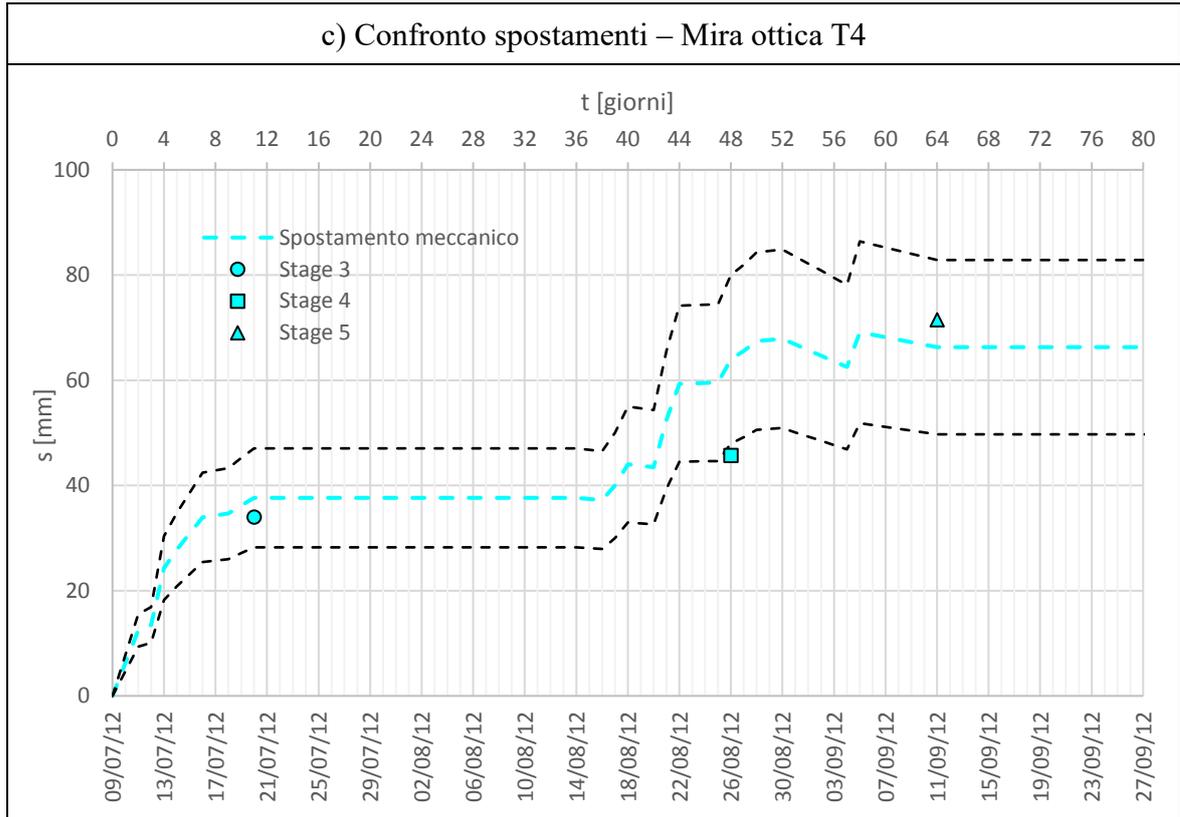
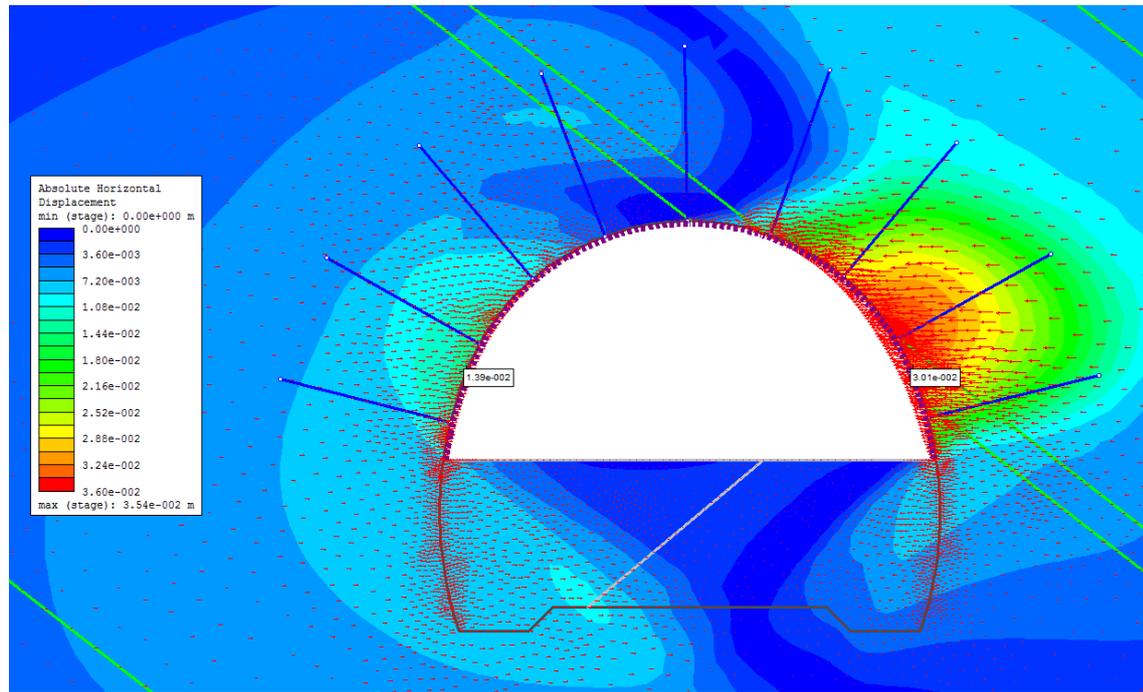


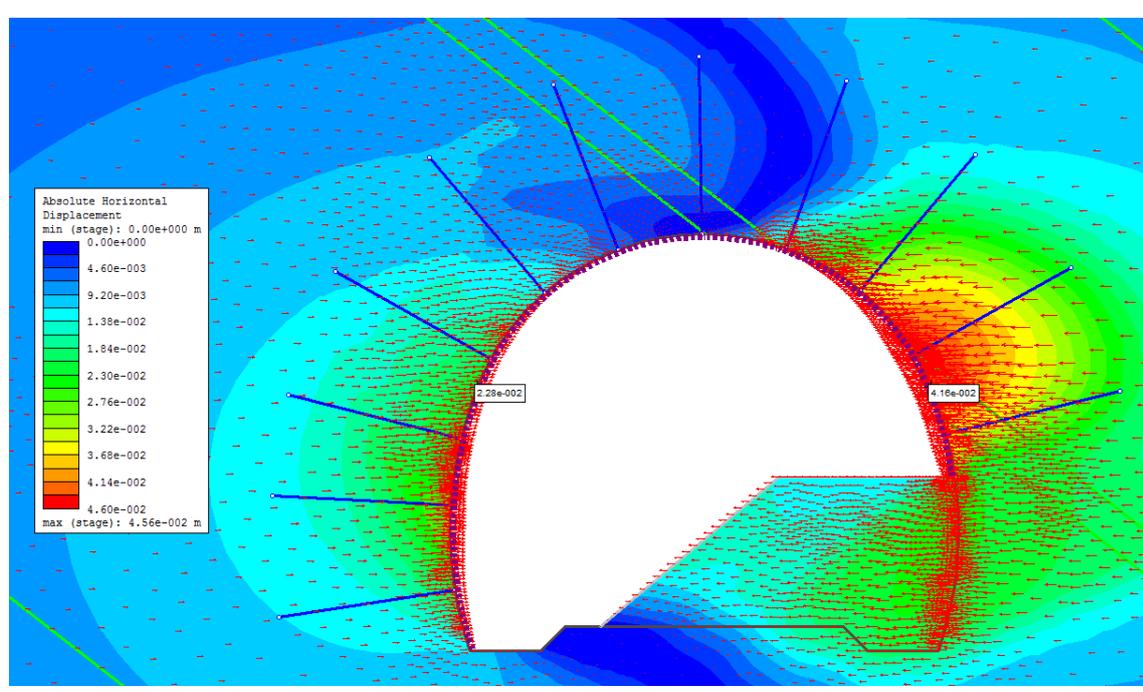
Figura 75: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Mohr-Coulomb) con l'andamento temporale reale degli spostamenti meccanici

La verifica nei riguardi della convergenza lungo la corda orizzontale che collega le mire ottiche T2 e T4, si effettua a partire dai rispettivi spostamenti orizzontali, evidenziati nella Figura 76. Nella Figura 77 si riporta il confronto tra l'andamento temporale della convergenza meccanica misurata, ricavata depurando dallo spostamento orizzontale misurato la componente viscosa similmente a quanto fatto per lo spostamento totale, e quella calcolata con RS2; lo stesso confronto, in forma tabellare e con la relativa discrepanza, è riassunto nella Tabella 28. Si registra anche in questo caso una sottostima della convergenza per tutti e tre gli stage, per la stessa ragione spiegata per il caso di Hoek-Brown; si può trascurare questo problema, essendo la discrepanza abbastanza contenuta.

a) Spostamenti orizzontali stage 3



b) Spostamenti orizzontali stage 4



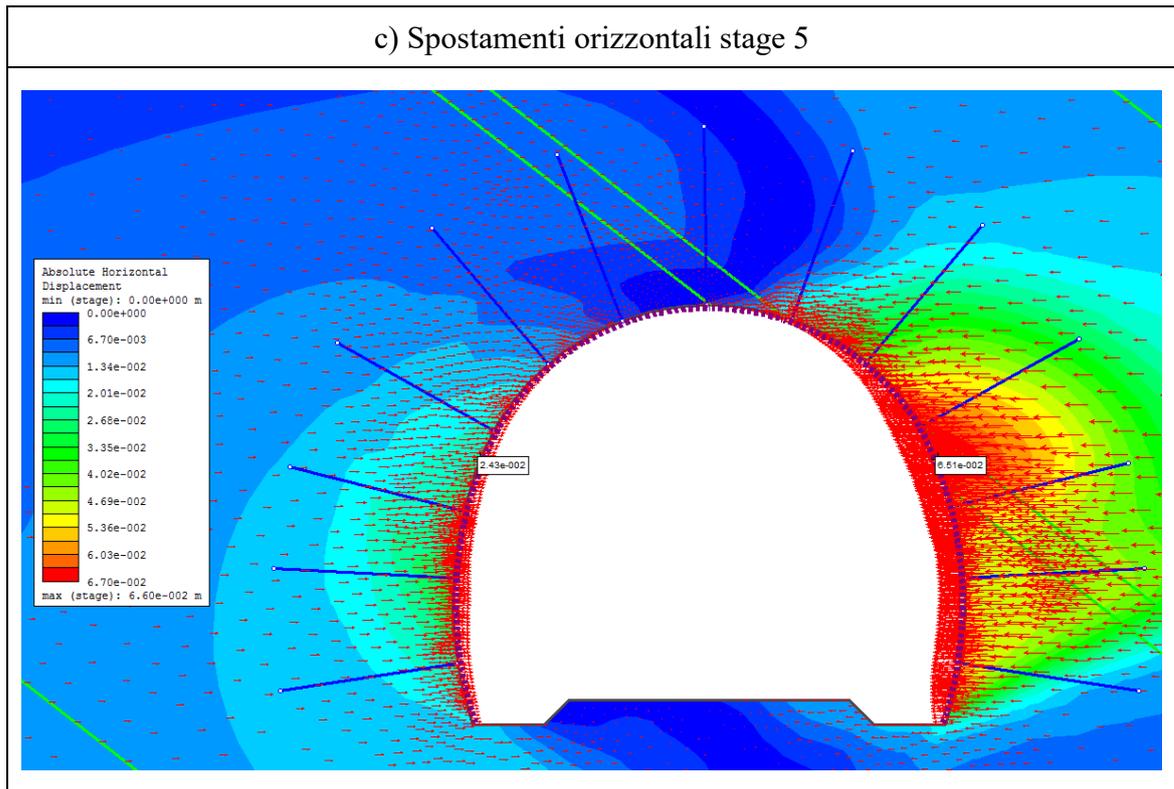


Figura 76: Spostamenti orizzontali per la verifica alla corda T2-T4 (Mohr-Coulomb)

Tabella 28: Confronto convergenze ottenute sul modello (Mohr-Coulomb) con l'aliquota meccanica delle convergenze reali misurate

	Reale [mm]	RS2 [mm]	Discrepanza [%]
Stage 3	51,2	44,0	-14,0
Stage 4	86,6	64,4	-25,6
Stage 5	93,9	89,4	-4,8

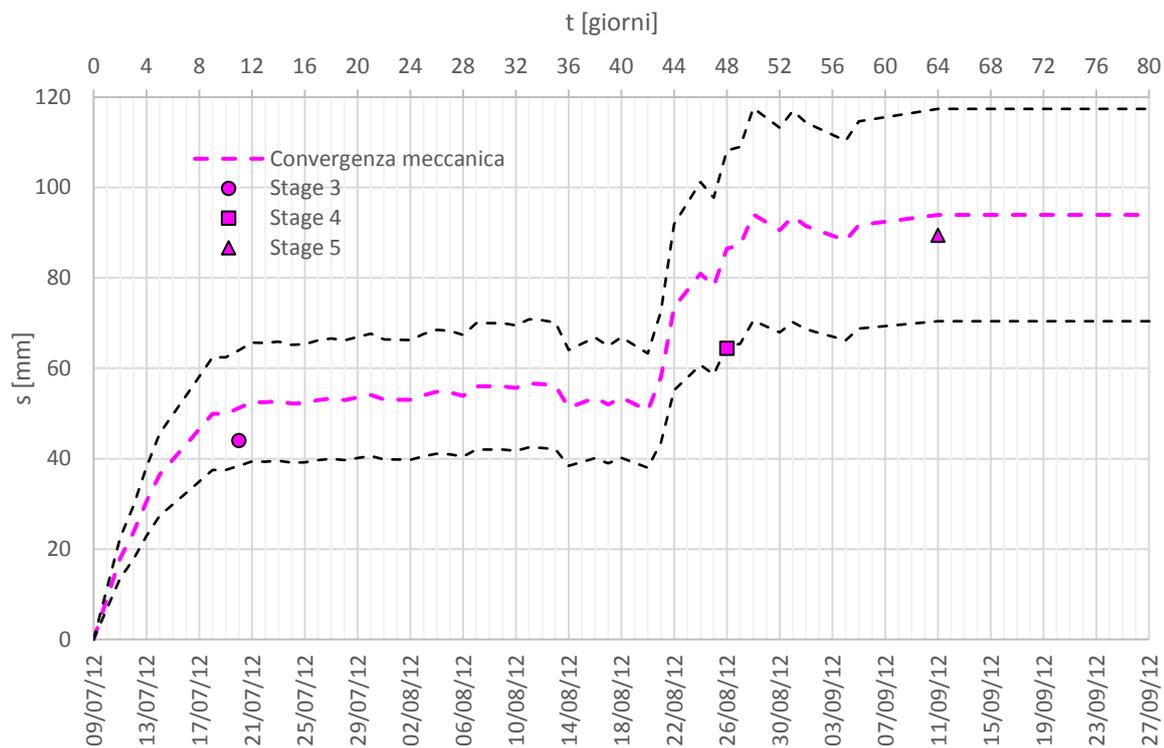


Figura 77: Confronto convergenze ottenute sul modello (Hoek-Brown) con l'andamento temporale reale delle convergenze meccaniche

Si riporta, a titolo di verifica, l'estensione della fascia plastica ai tre stage analizzati (Figura 78) notando come questa si sviluppi maggiormente nello strato di siltite-argillite, avendo questo dei parametri di resistenza inferiori rispetto agli altri materiali. Gli spostamenti del contorno della galleria sono strettamente correlati all'estensione della fascia plastica poiché in campo plastico, all'aumentare dello sforzo applicato, le deformazioni crescono molto più rapidamente che in campo elastico. Si nota comunque che tutto l'ammasso intorno alla galleria entra in campo plastico, anche il materiale meccanicamente più valido (siltite e arenaria-siltite). Al tempo stesso però la fascia plastica non va a interessare la zona in cui è presente il tunnel di fuga, il quale si trova a sinistra rispetto a quello principale, a una distanza di circa 25-40 m (vedi par. 3.4.1): di conseguenza, risulta accettabile la scelta semplificativa iniziale di non rappresentare sul modello la galleria d'emergenza. Le considerazioni appena effettuate sono del tutto identiche a quelle del par. 4.4.4.1.

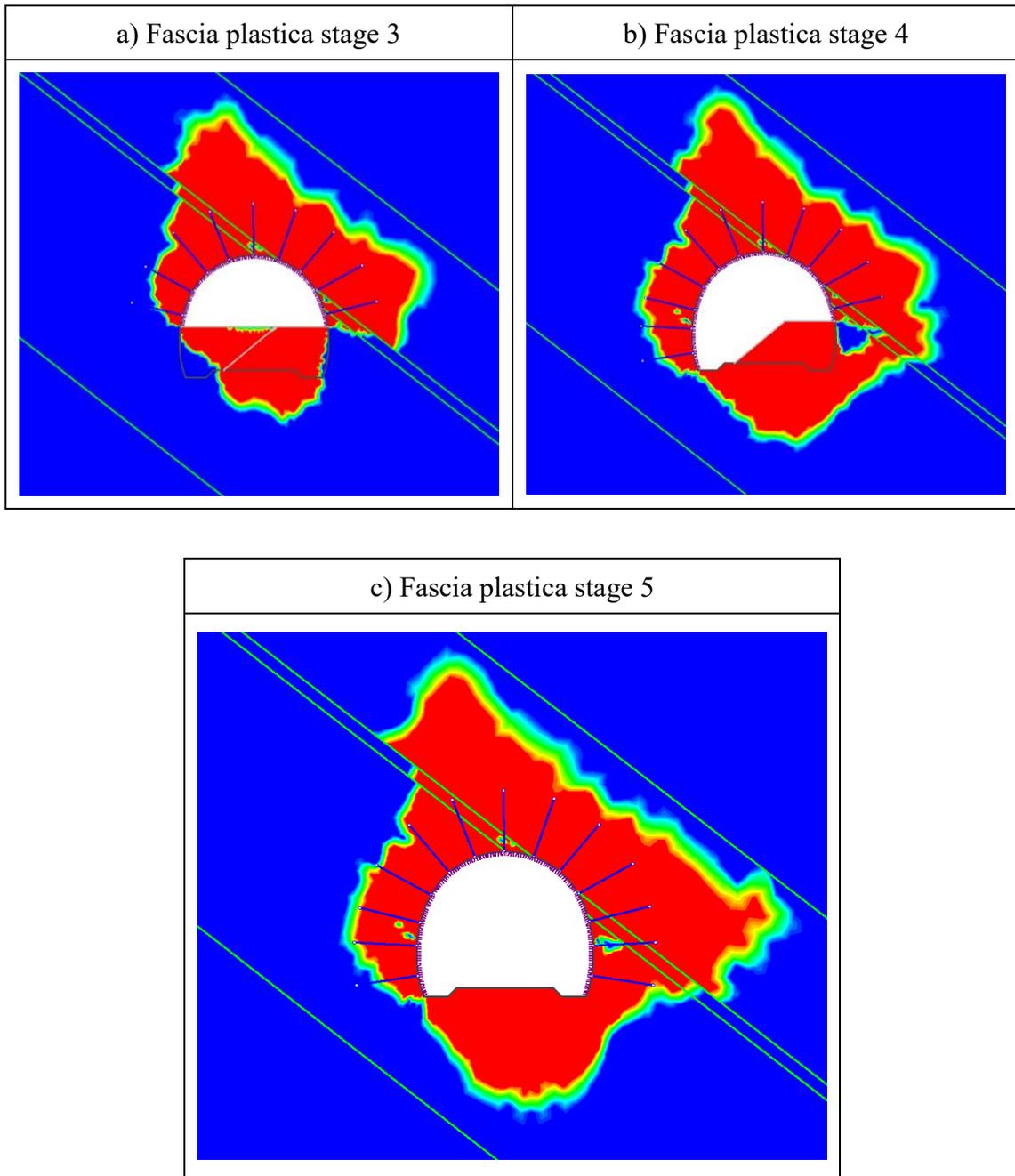


Figura 78: Estensione delle fasce plastiche (Mohr-Coulomb)

In ultimo, si riporta la verifica a pressoflessione del rivestimento (liner). Si illustrano l'entità dello sforzo assiale e del momento flettente (Figura 79) agenti su una porzione di lunghezza pari a 1 m; sono indicati i punti in cui si hanno la massima e la minima sollecitazione e i valori sono riportati nella Tabella 29.

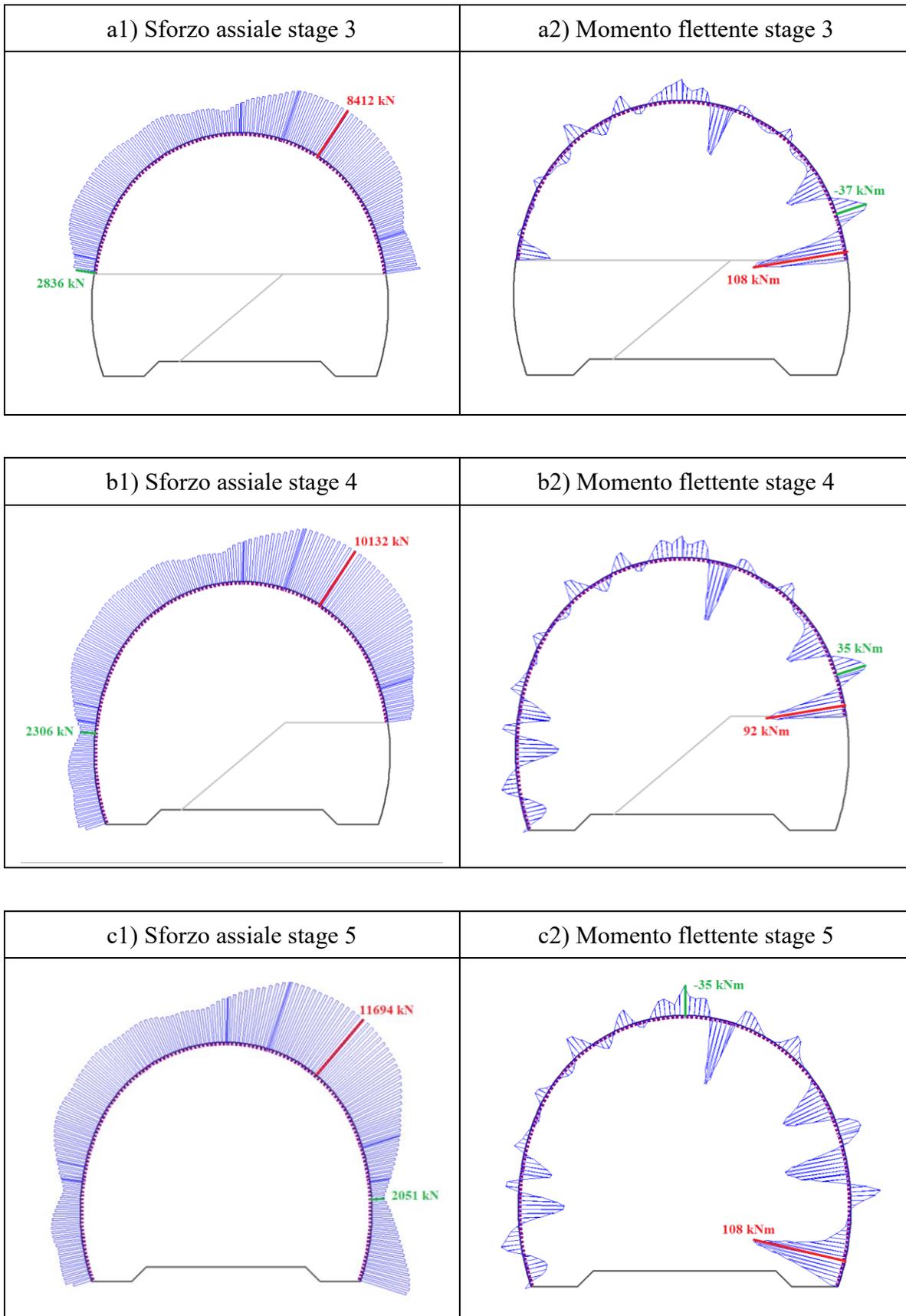


Figura 79: Sollecitazioni sul liner (Mohr-Coulomb)

Tabella 29: Intervalli di variazione dello sforzo normale e del momento flettente sul liner (Mohr-Coulomb)

	Stage 3	Stage 4	Stage 5
N_{min} [kN]	2836	2306	2051
N_{max} [kN]	8412	10132	11694
M_{min} [kNm]	-37	-35	-35
M_{max} [kNm]	108	92	108

La verifica a pressoflessione è effettuata nel piano M-N (Figura 80) e ciascun punto colorato rappresenta lo stato di sollecitazione in una porzione del rivestimento, che è stato discretizzato sul software RS2 in tanti segmenti. L'involuppo di resistenza, indicato in nero, viene costruito tramite il software di verifica strutturale VCA SLU; esso è il medesimo del caso di Hoek-Brown, essendo la sezione di riferimento la stessa (Figura 70) e le caratteristiche geometriche e i parametri dei materiali gli stessi (Tabella 12 e Tabella 13). Nella Figura 80 si osserva nuovamente che molte zone del rivestimento risultano sollecitate al di là della loro capacità resistente.

Esattamente come nel caso del criterio di Hoek-Brown, il non superamento della verifica non pregiudica la validità delle analisi fin qui effettuate; se infatti si fa nuovamente il confronto con lo scatto fotografico dell'area in esame (Figura 71), si otterrà un'ulteriore validazione del modello numerico.

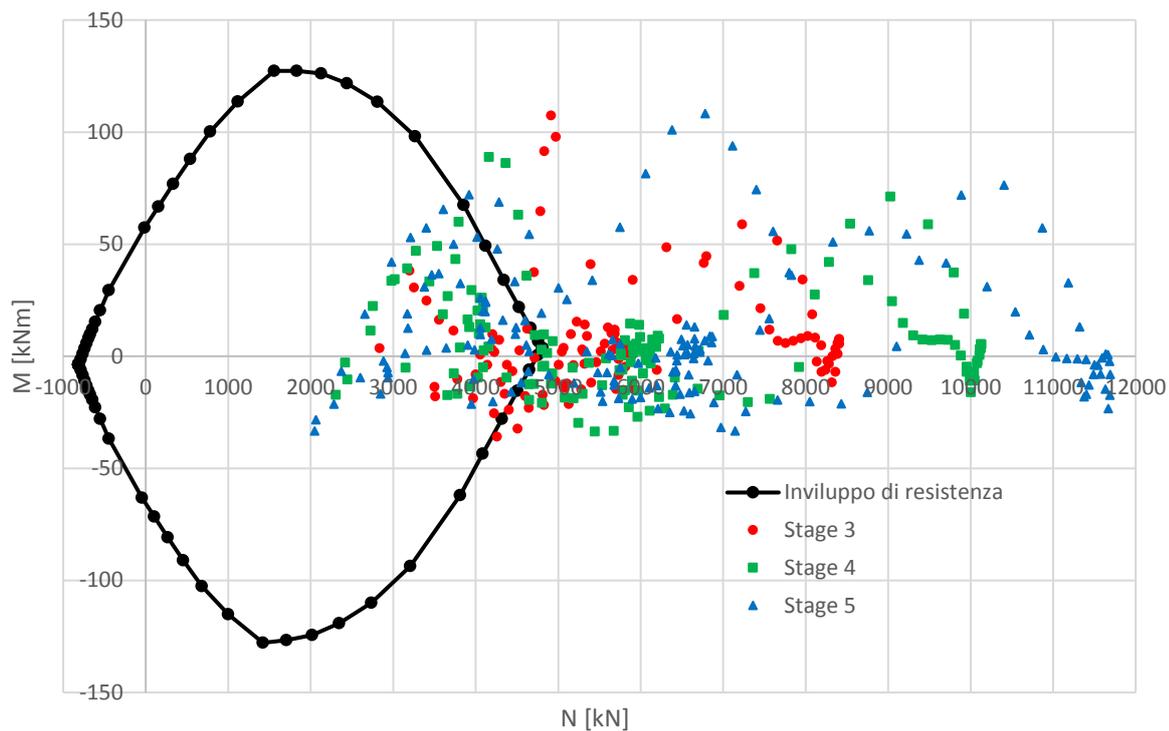


Figura 80: Verifica a pressoflessione del liner (Mohr-Coulomb)

Nella Figura 81 e nella Tabella 30 vengono infine riportate le sollecitazioni di sforzo assiale agenti sui bulloni da roccia, mostrando nuovamente come in molti casi venga raggiunta la resistenza a compressione di 190 kN (Tabella 11), valendo lo stesso discorso effettuato al par. 4.4.4.1 per il caso di Hoek-Brown. Si è infatti ipotizzato un comportamento elastoplastico ideale dei bulloni, senza definire una resistenza residua in quanto non specificata nei dati di progetto.

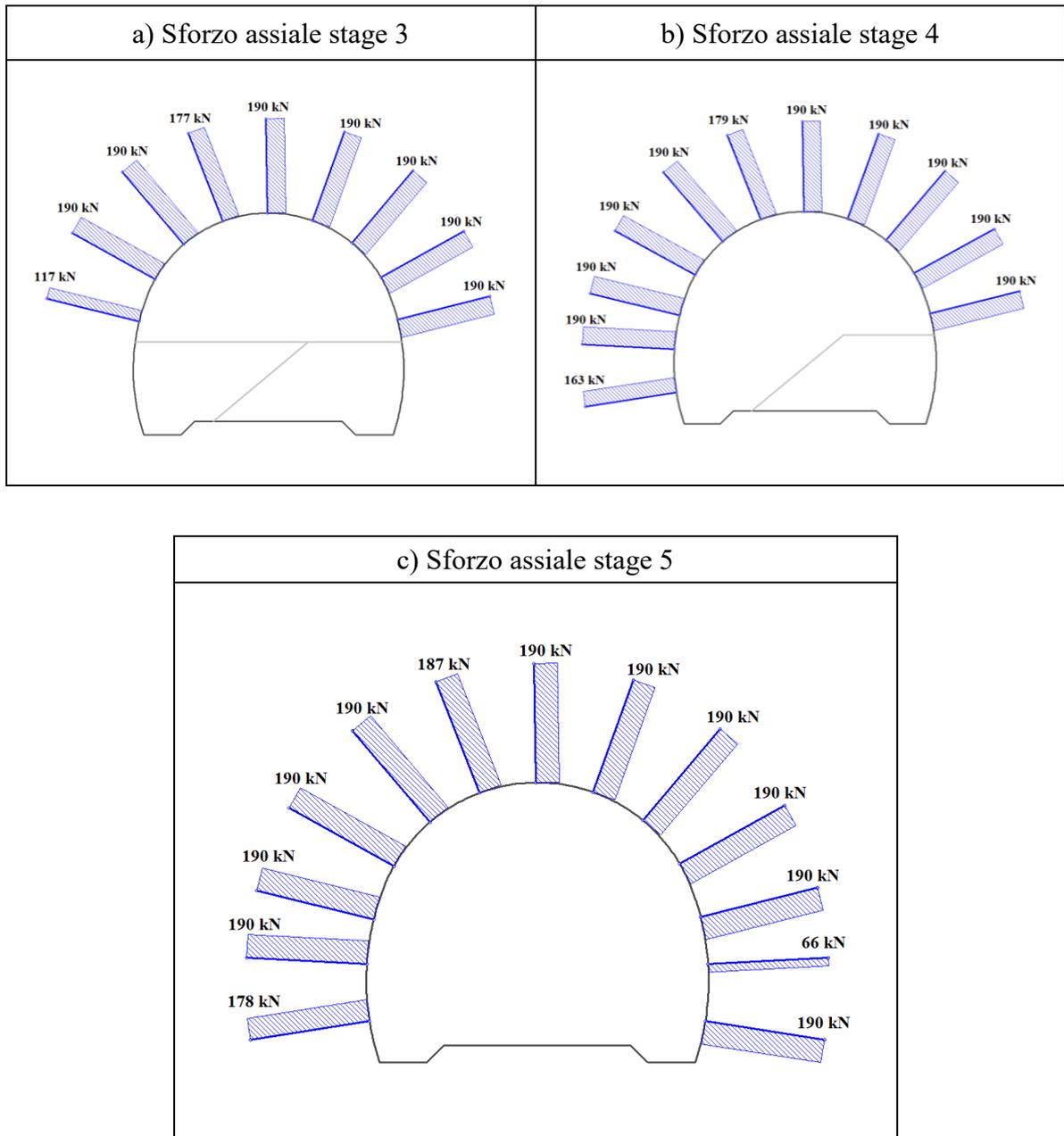


Figura 81: Sforzi assiali sui bulloni da roccia (Mohr-Coulomb)

Tabella 30: Intervalli di variazione dello sforzo normale sui bulloni da roccia (Mohr-Coulomb)

	Stage 3	Stage 4	Stage 5
N_{\min} [kN]	117	163	66
N_{\max} [kN]	190	190	190

4.5 Analisi a ritroso con la legge visco-elastoplastica

4.5.1 Generalità

Nel presente paragrafo viene descritta l'ultima e più importante fase della caratterizzazione geomeccanica, tramite analisi a ritroso, dell'ammasso roccioso, ipotizzando che questo segua la legge di comportamento visco-elastoplastica CVISC (vedi paragrafo 2.5.2.1). L'obiettivo finale consiste infatti nel determinare i parametri di tale modello di comportamento, sulla base delle evidenze fornite dai dati di monitoraggio rilevati al contorno della galleria.

Come già più volte affermato, una volta appurata la presenza del comportamento spingente, sarebbe buona norma effettuare delle prove di creep in laboratorio su campioni di roccia intatta; data l'impossibilità di ricorrere a queste prove, la stima dei parametri viscoelastici si basa solamente sull'analisi a ritroso, effettuata con il software FLAC (Itasca). I parametri di resistenza e di deformabilità elastica sono già stati stimati mediante l'analisi a ritroso semplificata, con il software RS2 (par. 4.4); non sarà pertanto necessario correggerli ulteriormente.

Il software FLAC utilizza il metodo di calcolo alle differenze finite, determinando le variabili di campo (tensioni, spostamenti, velocità, ecc.) in punti dello spazio discreti, tramite l'implementazione delle equazioni di moto, di congruenza e costitutive. Senza entrare troppo nel dettaglio, la peculiarità che contraddistingue questo metodo è l'utilizzo della legge del moto, che lega tensioni e accelerazioni e dipende dalla variabile tempo t ; questa equazione differenziale viene trasformata in un'equazione discreta, definendo un intervallo di tempo Δt , al posto del differenziale ∂t , durante il quale i valori delle variabili di campo rimangono "congelati", ovvero invariati. Tale ipotesi risulta valida se si assume un Δt così piccolo da impedire la propagazione fisica delle variabili nello spazio, cioè da elemento a elemento, in tale intervallo. In altri termini, viene definito un cosiddetto ciclo di calcolo di durata Δt , al termine del quale le grandezze di campo vengono aggiornate e può iniziare un nuovo ciclo. L'informazione si propaga quindi nello spazio con il passare dei cicli e il processo si interrompe quando le forze nodali applicate ai nodi della griglia del modello si trovano al di sotto di un certo valore prefissato, ovvero sono abbastanza piccole da poter essere trascurate. Una volta che il software arriva a una soluzione, è possibile visualizzare il modo in cui le variabili di campo, per esempio uno spostamento, giungono al valore finale in funzione del numero di cicli.

L'utilizzo di un metodo di soluzione dipendente dal tempo permette a FLAC, a differenza di RS2, di considerare i fenomeni differiti (es.: comportamento spingente e comportamento rigonfiante). Questo risulta possibile attraverso la definizione di un tempo t reale, detto "tempo di creep", e, nel caso del comportamento spingente, di una specifica legge di creep.

Con FLAC non solo è possibile correlare l'andamento degli spostamenti viscosi con il tempo reale di misurazione dei dati di monitoraggio, ma si può anche effettuare questo procedimento con gli spostamenti meccanici dovuti all'avanzamento dello scavo, simulando il rilascio tensionale attraverso la graduale riduzione, fino al valore zero, della pressione interna applicata sul contorno della galleria. Sostanzialmente, una volta inseriti i parametri della legge CVISC e stabilita la correlazione con il tempo reale, è possibile visualizzare l'andamento temporale degli spostamenti in corrispondenza delle mire ottiche, sia per quanto riguarda la sola aliquota meccanica (inserendo soltanto i parametri di resistenza e di deformabilità elastica) sia per lo spostamento complessivo (inserendo anche i parametri di viscosità). In altri termini, gli spostamenti non vengono determinati solamente alle date corrispondenti agli stage del modello (vedi Tabella 19 al par. 4.3.5) come nel caso di RS2, ma anche negli intervalli temporali compresi fra queste date.

Come già affermato in precedenza, alcuni parametri della legge CVISC sono già stati stimati con l'analisi a ritroso semplificata, su RS2. È buona norma, prima di effettuare l'analisi a ritroso visco-elastoplastica, riprodurre l'andamento degli spostamenti meccanici con FLAC, allo scopo di validare il modello numerico attraverso un confronto con i risultati ottenuti con RS2. Se i risultati dei due modelli, confrontati al par. 4.5.2, sono equivalenti, significa che il modello FLAC è stato realizzato in maniera corretta e si può procedere con l'analisi a ritroso dei parametri viscoelastici della legge CVISC.

4.5.2 Validazione del modello FLAC

Nel presente paragrafo viene mostrata la validazione del modello alle differenze finite (FLAC), attraverso un confronto con il corrispondente modello agli elementi finiti (RS2), senza considerare lo spostamento viscoso. Solamente dopo aver verificato la corrispondenza dei risultati, si può procedere alla realizzazione del modello tempo-dipendente.

Innanzitutto, si utilizzano i valori dei parametri di resistenza (criterio di Mohr-Coulomb) e deformabilità determinati in seguito all'analisi a ritroso semplificata (paragrafo 4.4.4.2, Tabella 26). FLAC richiede l'utilizzo del modulo volumetrico K e del modulo di taglio G , ricavabili dal modulo di Young E e dal rapporto di Poisson ν , secondo le seguenti espressioni:

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

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

I parametri dell'ammasso roccioso inseriti su FLAC e derivanti da quelli stimati su RS2 sono quindi riportati nella Tabella 31.

Tabella 31: Valori di input (FLAC) derivanti dai parametri dell'ammasso roccioso stimati con RS2

FLAC	ϕ [°]	c [Pa]	σ_t [Pa]	K [Pa]	G [Pa]
Arenaria-Siltite	35,0	1,4E6	127000	5,08E9	2,62E9
Siltite	32,0	1,4E6	119000	4,92E9	2,54E9
Siltite-Argillite	17,0	1,0E6	40000	2,20E9	1,13E9
Flysch generico	32,0	1,2E6	111000	4,75E9	2,45E9

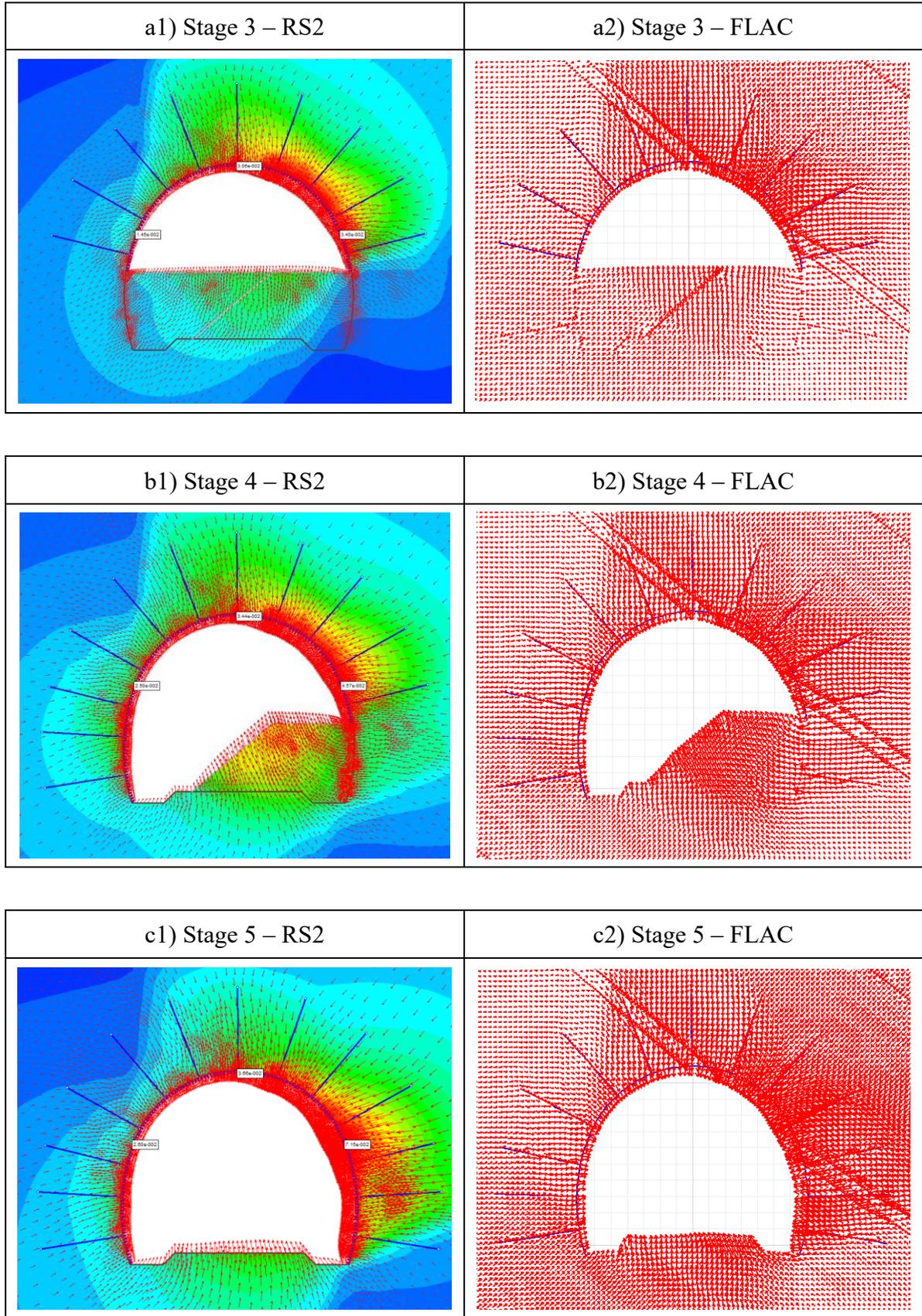


Figura 82: Confronto degli spostamenti totali RS2-FLAC

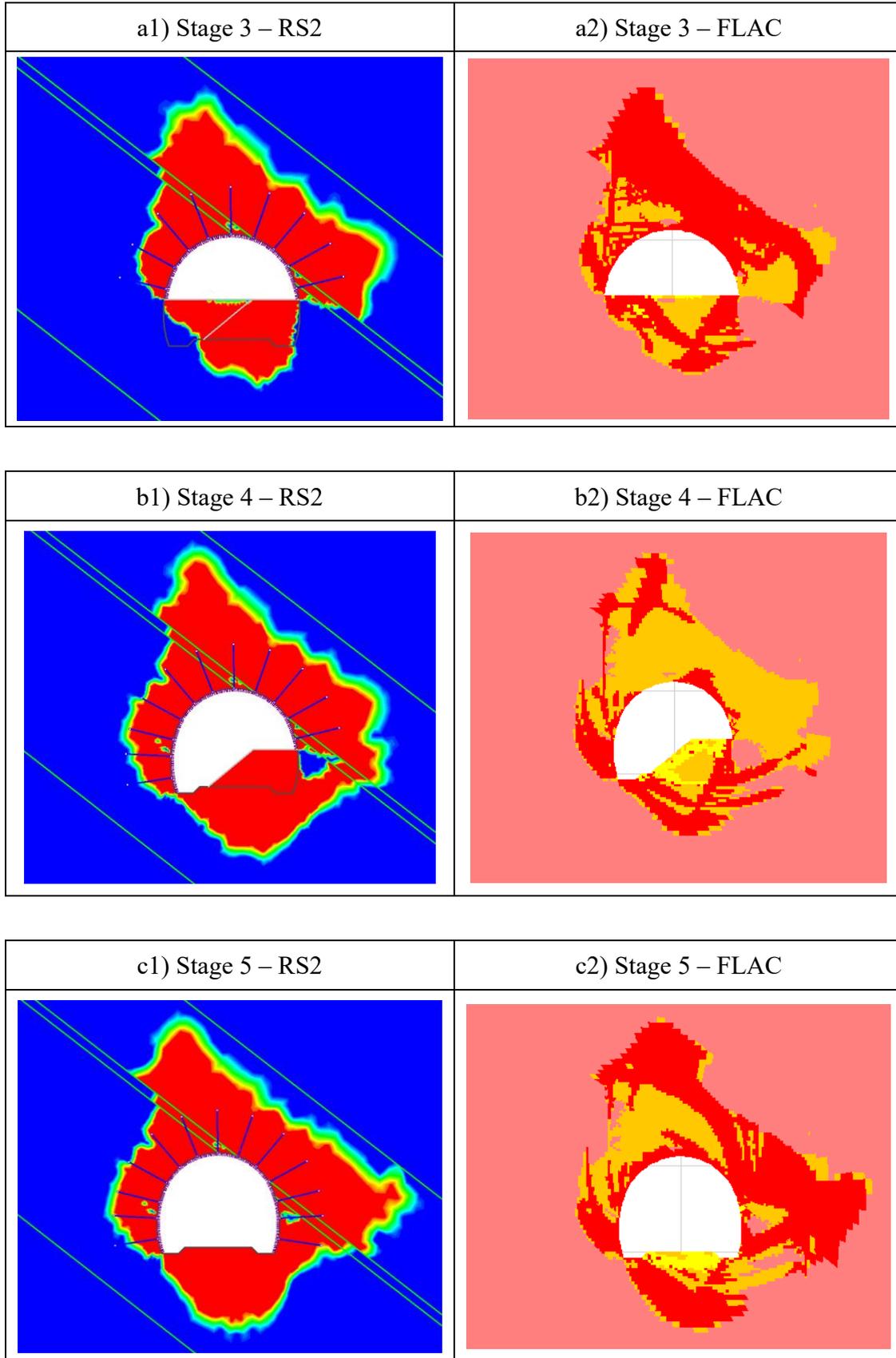


Figura 83: Confronto fascia plastica RS2-FLAC

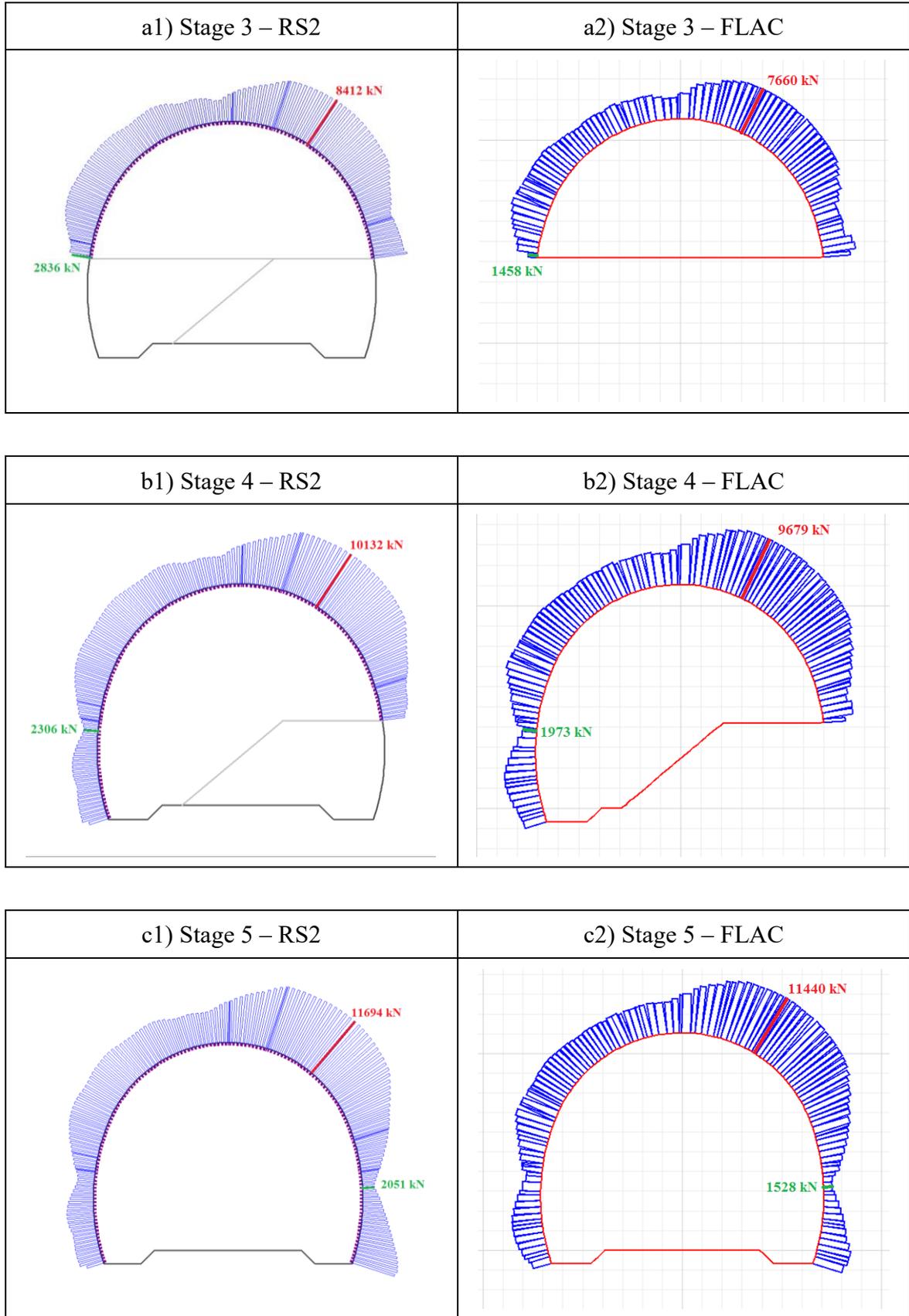


Figura 84: Confronto sforzo assiale sul liner RS2-FLAC

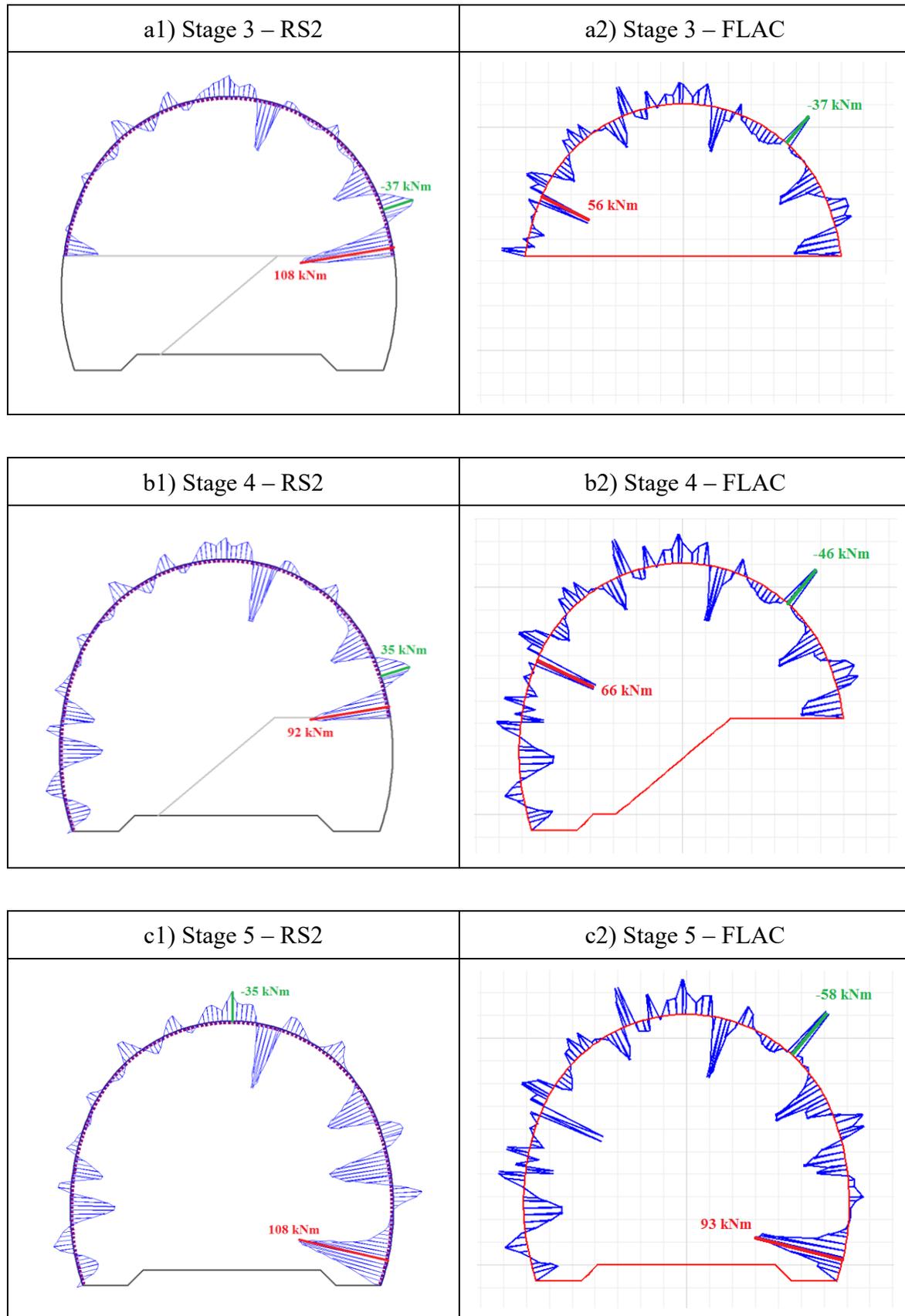


Figura 85: Confronto momento flettente sul liner RS2-FLAC

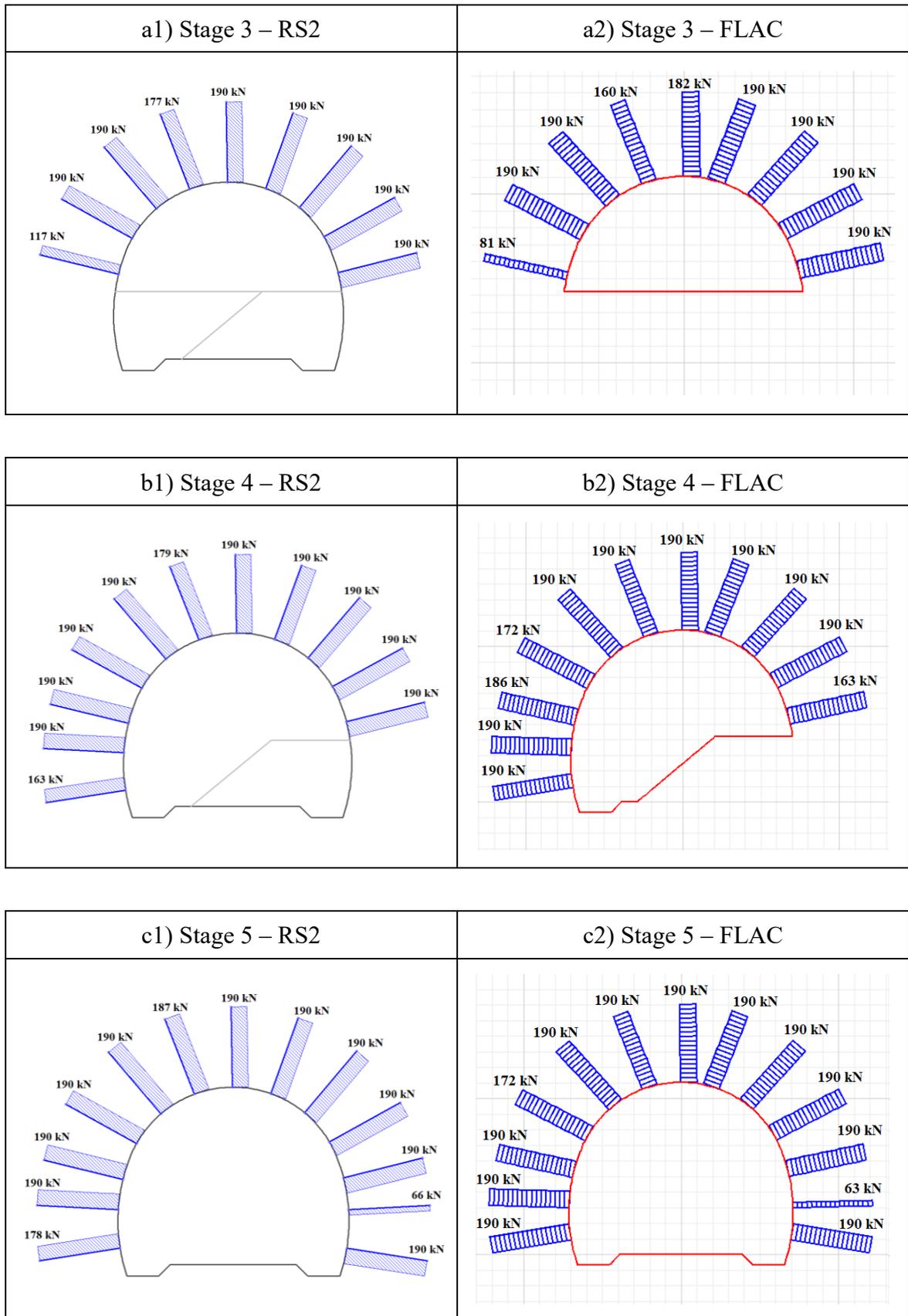


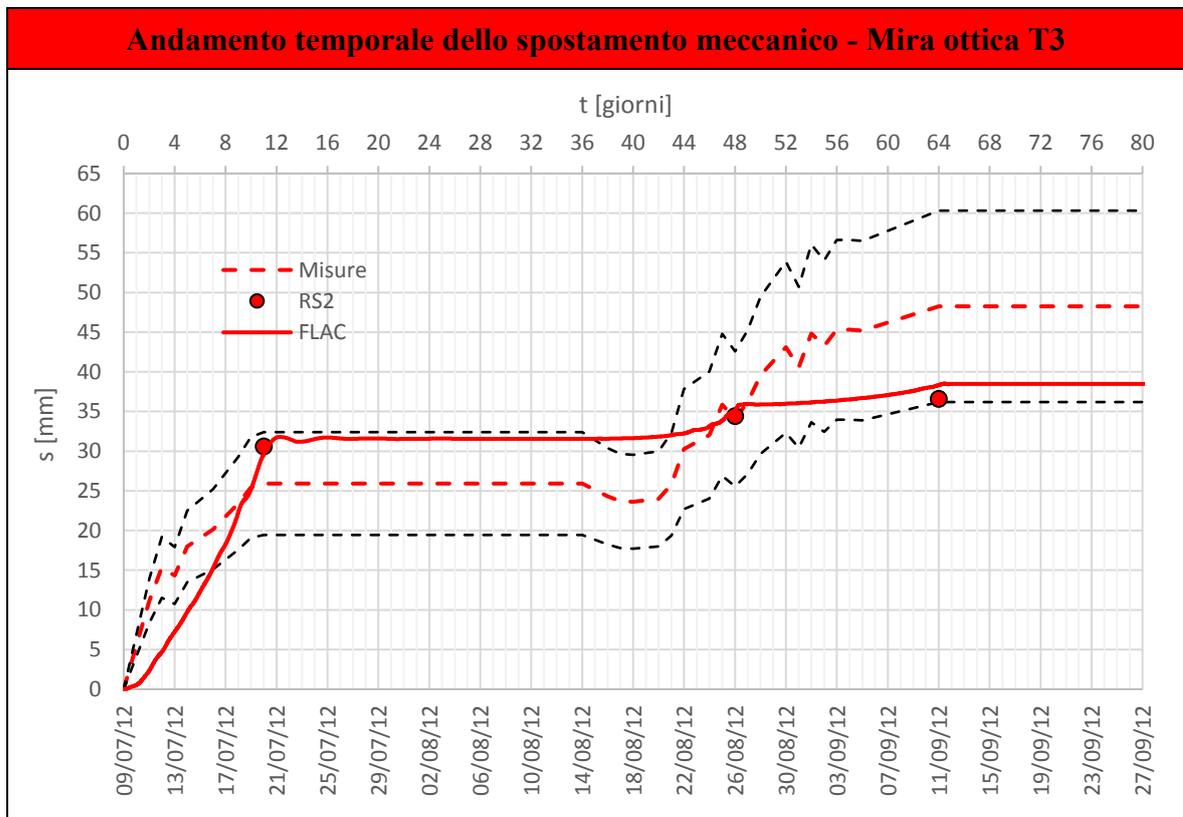
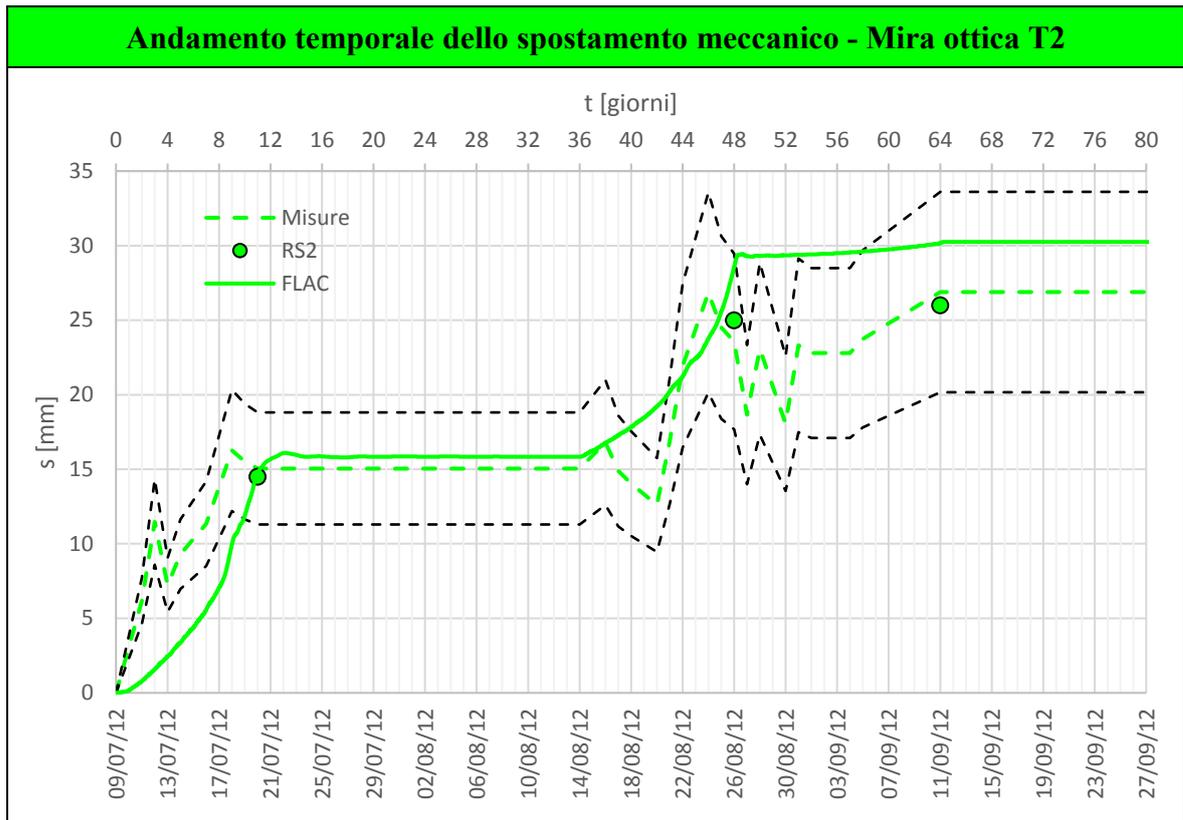
Figura 86: Confronto sforzo assiale sui bulloni da roccia RS2-FLAC

Nella Figura 82 vengono illustrati i vettori spostamento dei punti del dominio e si può osservare la corrispondenza tra il caso di RS2 e di FLAC. Gli spostamenti delle mire ottiche T2, T3 e T4 sono indicati nella medesima figura per RS2 e sono confrontati con i valori di FLAC nella Tabella 32. Gli stage del modello sono indicati secondo la numerazione di RS2 (vedi Tabella 19 al par. 4.3.5).

Nella Figura 87 si effettua, in forma grafica, il confronto tra i valori di spostamento ottenuti su RS2, l'andamento temporale dei valori calcolati con FLAC e l'andamento temporale reale degli spostamenti misurati, a cui come noto è stata sottratta l'aliquota viscosa. Come già anticipato al par. 4.5.1, con il software FLAC è infatti possibile ricavare, oltre ai valori a convergenza della Tabella 32, anche il modo in cui questi spostamenti arrivano a convergenza, ovvero il loro andamento nel tempo, attraverso la graduale riduzione della pressione interna applicata sul contorno della galleria. Le curve ottenute con FLAC si trovano quasi interamente all'interno del fuso del $\pm 25\%$, già definito al par. 4.4.3 per l'analisi a ritroso semplificata. Risulta comunque molto difficile riprodurre fedelmente le curve reali per tutte e tre le mire ottiche, sia per le approssimazioni effettuate nella simulazione dell'avanzamento dello scavo durante lo scavo del ribasso (vedi par. 4.3.5) che per quelle adottate in fase di interpretazione dati per la stima delle aliquote meccanica e viscosa (par. 4.2.2). Per questo motivo, è sempre meglio fare riferimento ai valori a convergenza, lasciando agli andamenti temporali la sola funzione di rendere più chiari i risultati dell'analisi numerica.

Tabella 32: Confronto FLAC-RS2 spostamenti meccanici delle tre mire ottiche agli stage di riferimento

	Data	T2 [mm]		T3 [mm]		T4 [mm]	
		RS2	FLAC	RS2	FLAC	RS2	FLAC
Stage 3	20/07/12	14,5	15,5	30,6	31,2	34,0	33,7
Stage 4	26/08/12	25,0	29,3	34,4	35,7	45,7	46,3
Stage 5	11/09/12	26,0	30,2	36,6	38,5	71,5	72,1



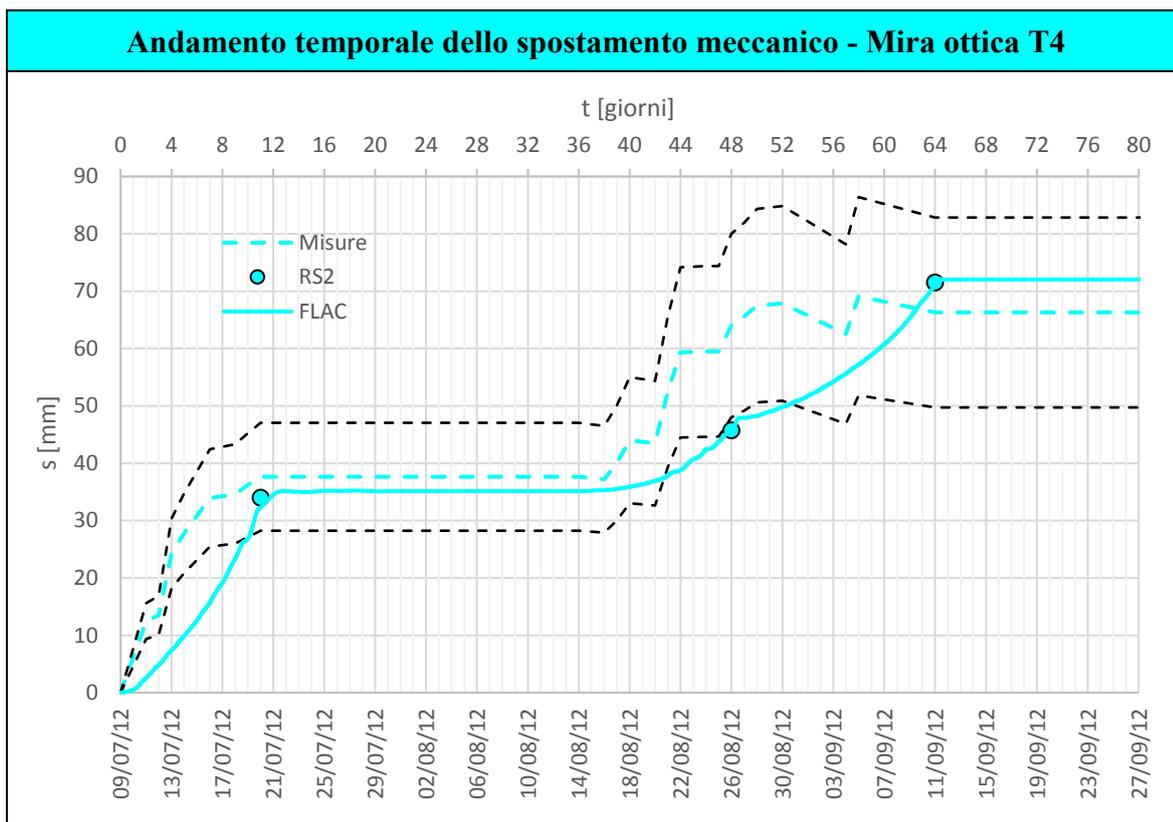


Figura 87: Confronto spostamenti RS2 e FLAC con gli andamenti temporali degli spostamenti meccanici misurati

Nella Figura 83 viene mostrato come la zona dell'ammasso roccioso che si plasticizza sia pressoché identica, in tutti e tre gli stage di riferimento, per entrambi i modelli.

Il medesimo discorso può essere fatto per le sollecitazioni agenti sul liner, ovvero lo sforzo assiale (Figura 84) e il momento flettente (Figura 85), i cui valori minimi e massimi sono messi a confronto nella Tabella 33. Ciò vale anche per lo sforzo assiale sui bulloni (Figura 86), i cui valori minimi e massimi sono comparati nella Tabella 34.

Tabella 33: Confronto RS2-FLAC delle sollecitazioni sul liner agli stage di riferimento

	Stage 3		Stage 4		Stage 5	
	RS2	FLAC	RS2	FLAC	RS2	FLAC
N_{min} [kN]	2836	1458	2306	1973	2051	1528
N_{max} [kN]	8412	7660	10132	9679	11694	11440
M_{min} [kNm]	-37	-37	-35	-46	-35	-58
M_{max} [kNm]	108	56	92	66	108	93

Tabella 34: Confronto RS2-FLAC dello sforzo normale sui bulloni da roccia agli stage di riferimento

	Stage 3		Stage 4		Stage 5	
	RS2	FLAC	RS2	FLAC	RS2	FLAC
N_{min} [kN]	117	81	163	163	66	63
N_{max} [kN]	190	190	190	190	190	190

In definitiva, a seguito del confronto, si può affermare che le discrepanze fra i risultati del modello FLAC e quelle del modello RS2 risultano relativamente piccole e sono presumibilmente dovute alla configurazione della mesh. Si può pertanto ritenere validato il modello alle differenze finite realizzato con FLAC e si può procedere all'analisi a ritroso con la legge visco-elastoplastica CVISC.

4.5.3 Procedimento

In linea con quanto affermato nel paragrafo conclusivo del Capitolo 2 (par. 2.7), il procedimento da compiere per giungere a una stima corretta dei parametri del modello CVISC non è semplice, per le seguenti ragioni:

- La legge di comportamento dipende da un numero elevato di parametri, che possono essere suddivisi in parametri di resistenza (criterio di Mohr-Coulomb) e di viscoelasticità (modello di Burger).
- Non sono state effettuate delle prove di creep in laboratorio sulla roccia scavata e, per questo motivo, l'analisi a ritroso dei parametri associati alla viscosità (modello di Burger) non si basa su dei valori iniziali di riferimento e, anzi, questi parametri hanno

un possibile intervallo di variazione estremamente ampio, risultando difficile stabilirne persino l'ordine di grandezza.

Il primo problema è stato parzialmente superato calcolando i parametri di resistenza (coesione c , angolo d'attrito φ e resistenza a trazione σ_t) e di deformabilità elastica (modulo di Young E e rapporto di Poisson ν) con l'analisi a ritroso semplificata (paragrafo 4.4), secondo il procedimento mostrato al paragrafo 4.2.2. Restano quindi incogniti il modulo volumetrico K i 4 parametri viscoelastici di Burger:

- G_K , modulo di taglio di Kelvin-Voight.
- η_K , viscosità dinamica di Kelvin-Voight.
- G_M , modulo di taglio di Maxwell.
- η_M , viscosità dinamica di Maxwell.

Come si vedrà nel seguito (paragrafo 4.5.3.1), attraverso lo studio del modello di Burger su un caso semplice è possibile comprendere il modo in cui i vari parametri influiscono sull'andamento degli spostamenti nel tempo; inoltre, in questo modo, è anche possibile stabilire dei valori di riferimento da cui partire.

4.5.3.1 Il modello di Burger

Se si considera un elemento soggetto a uno sforzo di taglio semplice τ , la legge di Burger (Figura 88) fornisce la seguente soluzione in forma chiusa:

$$\gamma(t) = \frac{\tau}{G_M} + \frac{\tau}{\eta_M} t + \frac{\tau}{G_K} \left(1 - e^{-\frac{G_K t}{\eta_K}} \right)$$

dove $\gamma(t) = \frac{\Delta l(t)}{l}$ è lo scorrimento angolare (deformazione a taglio) in funzione del tempo.

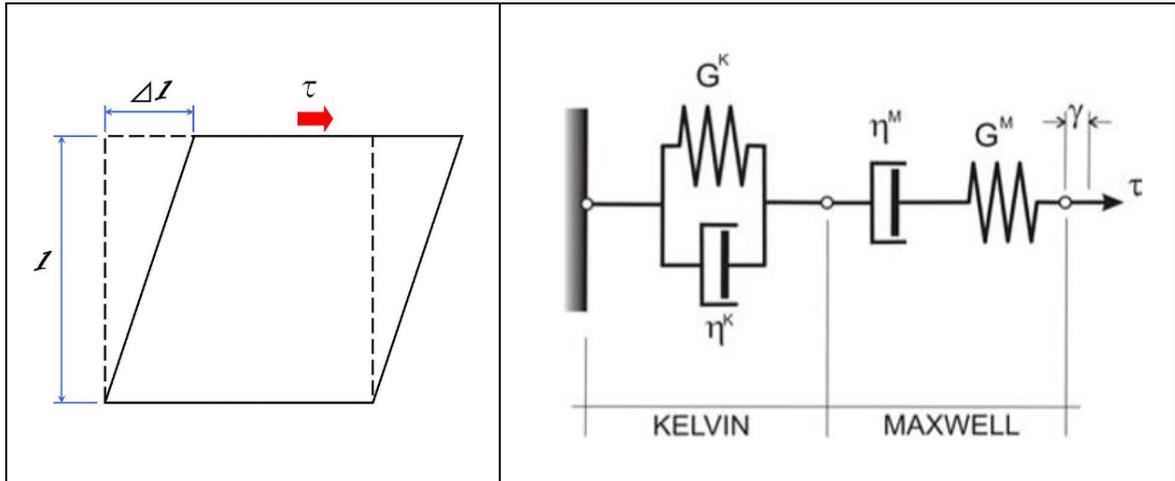


Figura 88: Modello di Burger su un elemento soggetto a taglio semplice

Questa soluzione è un utile spunto per comprendere il significato dei parametri del modello ai fini dell'analisi a ritroso e si applica al caso della prova di taglio diretto in laboratorio.

Innanzitutto, in un modello indipendente dal tempo ($t = 0$), l'espressione diventerebbe:

$$\gamma(t = 0) = \frac{\tau}{G_M}$$

In altre parole, il modulo di taglio di Maxwell G_M determina unicamente l'entità della deformazione elastica iniziale, contestuale all'applicazione del carico τ e pari a $\frac{\tau}{G_M}$. Nel caso della galleria, è proprio il parametro G_M , assieme al modulo volumetrico K , a determinare le deformazioni meccaniche in campo elastico. In sostanza, il modulo di taglio di Maxwell non è altro che il modulo di taglio G calcolato con la seguente espressione:

$$G_M = G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

mentre il modulo volumetrico K si calcola nel seguente modo:

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

Si può dedurre che, essendo noti il modulo di Young E e il rapporto di Poisson ν (par. 4.4.4.2), lo saranno anche il modulo volumetrico e il modulo di taglio di Maxwell, e l'analisi a ritroso riguarderà quindi soltanto 3 parametri (G_K, η_M, η_K).

Per capire il ruolo che i parametri di Burger hanno sull'andamento temporale delle deformazioni viscosi, nella Figura 89 è riportato il caso della deformazione a taglio γ che avviene su un elemento soggetto a uno sforzo di taglio unitario ($\tau = 1$).

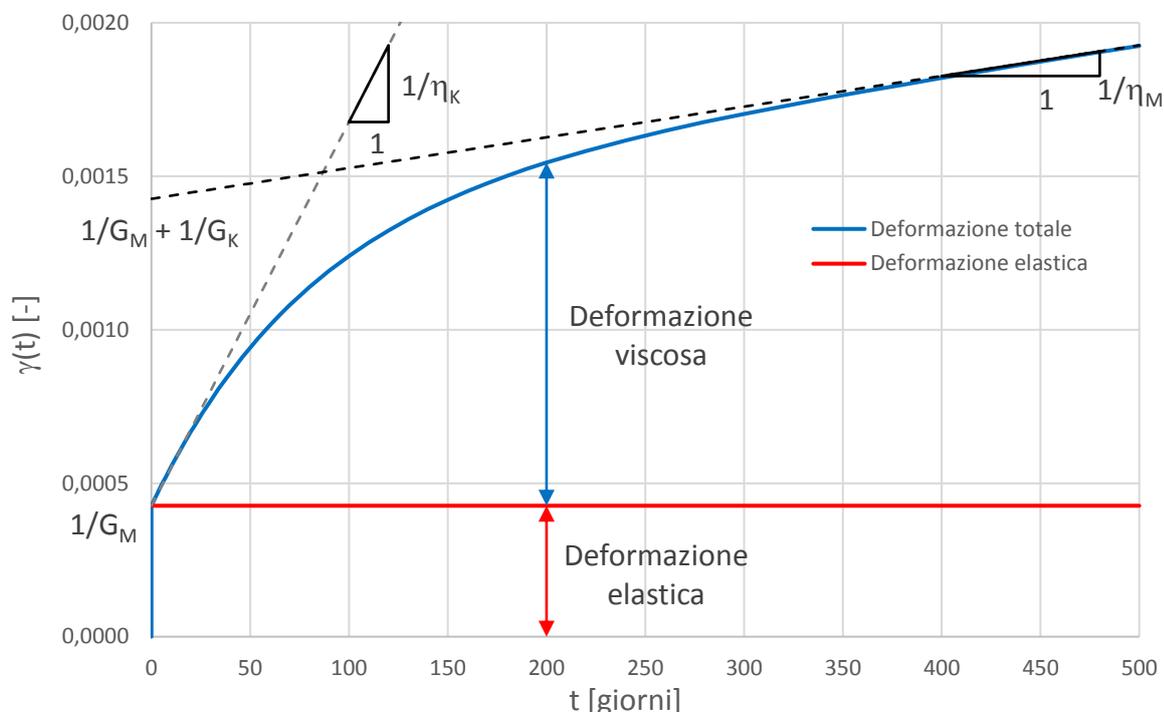


Figura 89: Andamento temporale della deformazione a taglio secondo il modello di Burger

Come già affermato in precedenza, la deformazione elastica aumenta al diminuire del modulo di taglio di Maxwell G_M e si mantiene costante nel tempo. La deformazione viscosa cresce nel tempo sempre meno rapidamente fino a tendere ad un asintoto obliquo con pendenza $\frac{1}{\eta_M}$; la pendenza iniziale è invece pari a $\frac{1}{\eta_K}$, con $\eta_K < \eta_M$. Quindi, la deformazione viscosa, per $t \rightarrow \infty$, crescerà in maniera lineare secondo la seguente espressione (asintoto di Maxwell):

$$\gamma(t) = \tau \left(\frac{1}{G_K} + \frac{1}{\eta_M} t \right)$$

Questo modello non trova molta corrispondenza con la realtà, poiché negli scavi di gallerie le deformazioni viscosi non crescono all'infinito ma tendono verosimilmente ad un valore costante (asintoto orizzontale). È quindi ragionevole assumere un valore della viscosità di

Maxwell molto grande, di diversi ordini di grandezza superiore rispetto agli altri parametri, ottenendo il grafico della Figura 90.

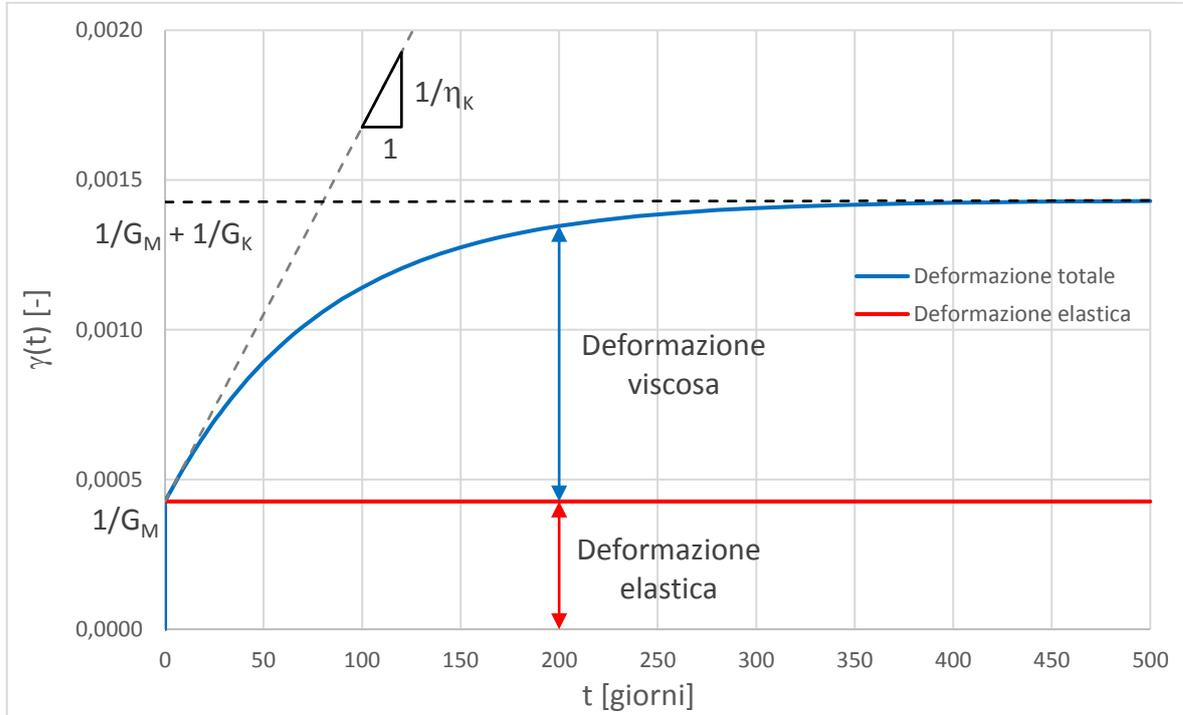


Figura 90: Andamento temporale della deformazione a taglio secondo il modello di Burger, con viscosità di Maxwell infinita

Riprendendo l'espressione di partenza, la deformazione viscosa si calcolerà nel seguente modo:

$$\gamma_{visc}(t) = \frac{\tau}{G_K} \left(1 - e^{-\frac{G_K t}{\eta_K}} \right)$$

Essa tenderà a un valore costante pari a $\frac{\tau}{G_K}$, tanto maggiore quanto inferiore sarà il modulo di taglio di Kelvin G_K . La rapidità con cui la deformazione tende a questo valore dipende dal rapporto $\frac{G_K}{\eta_K}$; una volta fissato G_K , si può dire che la velocità sarà tanto maggiore quanto minore sarà la viscosità di Kelvin η_K , come si può notare osservando la pendenza dell'asintoto iniziale.

Questo breve studio del modello di Burger ha quindi permesso di comprendere quali sono i parametri su cui intervenire durante l'analisi a ritroso della galleria, ovvero il modulo di taglio di Kelvin G_K e la viscosità di Kelvin η_K . Si sottolinea come siano presenti anche altre formulazioni analitiche di riferimento per altre prove di laboratorio, come ad esempio la prova

triassiale utilizzata da Debernardi (2004) per tarare, appunto, i parametri del modello di Burger. Nel paragrafo successivo si entrerà maggiormente nello specifico, fornendo un quadro completo della procedura per il caso in esame.

4.5.3.2 Il caso della galleria

Come dimostrato nel paragrafo precedente, analizzando il modello di Burger è possibile affermare che i due parametri viscoelastici incogniti sono il modulo di taglio di Kelvin G_K e la viscosità di Kelvin η_K . Si possono infatti fissare, a partire dall'analisi a ritroso semplificata, la coesione c , l'angolo d'attrito φ , la resistenza a trazione σ_t , il modulo volumetrico K e il modulo di taglio di Maxwell G_M , mentre si può ragionevolmente assumere la viscosità di Maxwell η_M come "tendente a infinito".

Resta il problema di come determinare i valori di G_K e η_K . Il primo passo consiste nello stabilire l'ordine di grandezza di questi parametri, confrontando i dati sugli spostamenti misurati con quelli del modello di Burger semplice (vedi paragrafo 4.5.3.1). I dati misurati, come noto, sono stati distinti in spostamenti meccanici e viscosi (par. 4.2.2) ed è stato determinato il valore dello spostamento meccanico finale $u_{mecc,max}$ (scavo completo della sezione) e quello dello spostamento viscoso a lungo termine $u_{visc,max}$. Nel caso del modello di Burger (Figura 90), cioè senza considerare la deformazione plastica, sarebbe valida la seguente proporzione:

$$\frac{\gamma_{visc,max}}{\gamma_{el}} = \frac{\frac{1}{G_K}}{\frac{1}{G_M}} = \frac{G_M}{G_K} \rightarrow \frac{u_{visc,max}}{u_{mecc,max}} = \frac{G_M}{G_K}$$

ovvero:

$$G_K = \frac{u_{mecc,max}}{u_{visc,max}} G_M$$

Essendo tuttavia $u_{mecc,max}$ uno spostamento elastoplastico, nel caso della galleria è più corretto scrivere:

$$G_K = \frac{u_{mecc,max}^{el}}{u_{visc,max}} G_M$$

e cioè:

$$G_K < \frac{u_{mecc,max}}{u_{visc,max}} G_M$$

Non è quindi immediato stabilire il valore del modulo di taglio di Kelvin G_K , ma si possono determinare l'ordine di grandezza e un valore di partenza tramite il confronto con il modello di Burger, per poi andarlo a modificare in maniera iterativa tramite l'analisi a ritroso sul software di calcolo numerico FLAC.

La viscosità di Kelvin η_K può essere stimata a partire dal modello di Burger semplice (par. 4.5.3.1), disegnando attraverso la soluzione analitica un grafico in modo tale che la deformazione a taglio $\gamma(t)$ si stabilizzi, cioè tenda a un valore costante, dopo un tempo pari al numero di giorni in cui si stabilizza lo spostamento misurato sulla galleria. Si può notare infatti che, una volta fissato il valore G_K , η_K influenza solamente la forma del grafico ed è del tutto indipendente dallo stato tensionale e dal tipo di parametro misurato (deformazione a taglio anziché spostamento).

Il caso della galleria presenta, rispetto al modello di Burger semplice, una serie di complicazioni:

- Si basa sul modello visco-elastoplastico CVISC e non su una legge viscoelastica, e questo impedisce di per sé di calcolare i parametri in maniera immediata, come appurato in precedenza riguardo al valore del modulo di taglio di Kelvin G_K .
- La geometria del problema è complicata (forma dello scavo, orientamento degli strati, asimmetria generale) rispetto al modello monodimensionale della Figura 88 e lo sforzo non è quindi applicato in maniera uniforme su tutto il dominio.
- Gli sforzi non sono applicati in maniera istantanea, ma crescono nel tempo contestualmente al manifestarsi del creep, per via del progressivo avanzamento dello scavo; il problema della sovrapposizione fra spostamenti meccanici e viscosi si ha in corrispondenza dello scavo del ribasso (vedi paragrafo 4.2.2).
- Sono presenti, come ben noto, 4 materiali distinti; di conseguenza, è necessario determinare 8 valori di G_K e η_K .

Per queste ragioni, è evidente la necessità di ricorrere all'analisi numerica su un software (FLAC) che sia in grado di tener conto delle deformazioni differite, ed effettuare l'analisi a

ritroso con il metodo diretto, modificando in maniera iterativa e ragionata gli 8 parametri incogniti partendo da dei valori di cui è noto l'ordine di grandezza (par. 4.5.3.1).

4.5.4 Discrepanza dai dati reali

Esattamente come fatto al par. 4.4.3 per l'analisi a ritroso semplificata, anche per l'analisi a ritroso completa viene definito e riportato graficamente un fuso del $\pm 25\%$ associato alla soglia di discrepanza D tra spostamenti misurati e spostamenti ottenuti sul modello numerico. Tuttavia, essendo in questo caso le incertezze ancora maggiori rispetto a prima, per via della presenza del creep, ed essendo oggettivamente difficile riprodurre fedelmente l'andamento temporale degli spostamenti di tutte le mire ottiche, vengono accettate anche discrepanze ben superiori al 25 %, specialmente durante le fasi intermedie quando vi è la presenza contemporanea degli spostamenti meccanici e viscosi.

Una correlazione qualitativa fra i valori di discrepanza e la bontà della stima dei parametri è riportata nella Tabella 35.

Tabella 35: Correlazione qualitativa fra discrepanza e bontà della stima dei parametri

Stima parametri/Analisi a ritroso	Discrepanza D [%]
Ottima	0-25
Buona	25-35
Modesta	35-50
Scarsa	>50

4.5.5 Risultati

Nel presente paragrafo vengono illustrati i risultati ottenuti a seguito dell'analisi a ritroso effettuata con il software alle differenze finite FLAC. Vengono cioè riportati i parametri dell'ammasso roccioso, secondo la legge di comportamento visco-elastoplastica CVISC, determinati in base al confronto fra gli spostamenti ottenuti con il modello numerico e quelli misurati dalle mire ottiche del sistema di monitoraggio.

Nella Tabella 36a sono riepilogati i valori di resistenza (angolo d'attrito ϕ , coesione c e resistenza a trazione σ_t), ricavati dopo l'analisi a ritroso semplificata (Tabella 26 al par. 4.4.4.2), secondo il criterio di rottura di Mohr-Coulomb. Nella Tabella 36b vengono indicati invece i parametri di deformabilità, sia quelli ottenibili a partire dal modulo di Young E e dal rapporto di Poisson ν , ovvero K e G_M , sia quelli derivanti dall'analisi a ritroso oggetto del presente paragrafo (G_K , η_M e η_K).

Tabella 36: Parametri dell'ammasso roccioso (CVISC) ricavati a seguito dell'analisi a ritroso

a) Resistenza	ϕ [°]	c [MPa]	σ_t [kPa]
Arenaria-Siltite	35	1,4	127
Siltite	32	1,4	119
Siltite-Argillite	17	1,0	40
Flysch generico	32	1,2	111

b) Deformabilità	K [MPa]	G_M [MPa]	G_K [MPa]	η_M [MPa*anno]	η_K [MPa*anno]
Arenaria-Siltite	5080	2620	3000	300000	16
Siltite	4920	2540	3000	300000	16
Siltite-Argillite	2200	1130	300	300000	95
Flysch generico	4750	2450	3000	300000	16

Si ricorda ancora una volta che i parametri di rigidità e viscosità di Kelvin (ricordando che si è assunta una viscosità di Maxwell nota a priori) non sono delle proprietà caratteristiche dei materiali costituenti l'ammasso roccioso, poiché relativi a un modello di comportamento di tipo fenomenologico, il quale oltretutto non fa riferimento a nessuna prova di laboratorio; piuttosto, l'obiettivo fondamentale è capirne l'ordine di grandezza, che può variare di molto da materiale a materiale. I risultati, in termini di spostamento, maggiormente aderenti alla realtà si ottengono con valori di rigidità di Kelvin G_K della siltite-argillite di un ordine di grandezza inferiori rispetto agli altri materiali; viceversa, la viscosità di Kelvin η_K del medesimo strato è stata stimata essere maggiore rispetto a quella degli altri materiali.

Gli spostamenti a convergenza delle mire ottiche ottenuti inserendo i parametri della Tabella 36 sono illustrati nella Tabella 37; lo stesso confronto viene effettuato nei riguardi degli

andamenti temporali di tali spostamenti (Figura 91 e Figura 92). Si può evincere un’ottima corrispondenza dei risultati per quanto riguarda la mira ottica T2 (Figura 92a), mentre nel caso delle altre due mire ottiche non è stato possibile ottenere discrepanze inferiori al 25 % a tutti gli stage di riferimento. Infatti, utilizzando valori più scadenti per lo strato di arenaria-siltite, la discrepanza di spostamento della T4 si abbassa al di sotto della soglia ma lo spostamento della T3 viene eccessivamente sovrastimato; viceversa, migliorando le caratteristiche dello strato in questione la discrepanza della T3 scende al di sotto della soglia ma lo spostamento della T4 viene largamente sottostimato. La causa di ciò è dovuta, presumibilmente, a una configurazione stratigrafica diversa da quella semplificata che è stata utilizzata, ma comunque impossibile da conoscere. Si è quindi cercato un compromesso, favorendo la corretta rappresentazione degli andamenti temporali a lungo termine rispetto a quelli delle fasi iniziali e accettando un margine d’errore maggiore relativamente alla mira ottica T3, il cui spostamento è stato largamente sovrastimato (Tabella 37b e Figura 92b).

In generale, facendo variare i parametri della siltite e del “flysch generico” viene alterata l’entità globale degli spostamenti, ma solo modificando i valori della silite-argillite si può riprodurre, nei limiti del possibile, l’andamento temporale degli spostamenti registrati.

Tabella 37: Confronto spostamenti ottenuti con FLAC con quelli reali misurati in situ

a) Mira ottica T2				
Stage FLAC	Data	Reale [mm]	FLAC [mm]	Discrepanza [%]
3	20/07/12	15,1	14,8	-2,0
4	14/08/12	27,4	30,4	10,9
5	26/08/12	36,0	45,3	26,0
6	11/09/12	39,3	50,5	28,5
7	09/02/14	56,8	60,7	6,9

b) Mira ottica T3				
Stage FLAC	Data	Reale [mm]	FLAC [mm]	Discrepanza [%]
3	20/07/12	25,9	29,6	14,3
4	14/08/12	25,1	52,3	108,3
5	26/08/12	34,1	61,5	80,5
6	11/09/12	48,3	70,5	46,1
7	09/02/14	70,0	100,1	43,0

c) Mira ottica T4				
Stage FLAC	Data	Reale [mm]	FLAC [mm]	Discrepanza [%]
3	20/07/12	37,7	32,3	-14,3
4	14/08/12	64,6	57,0	-11,7
5	26/08/12	103,8	75,7	-27,1
6	11/09/12	123,3	106,4	-13,7
7	09/02/14	202,6	165,6	-18,3

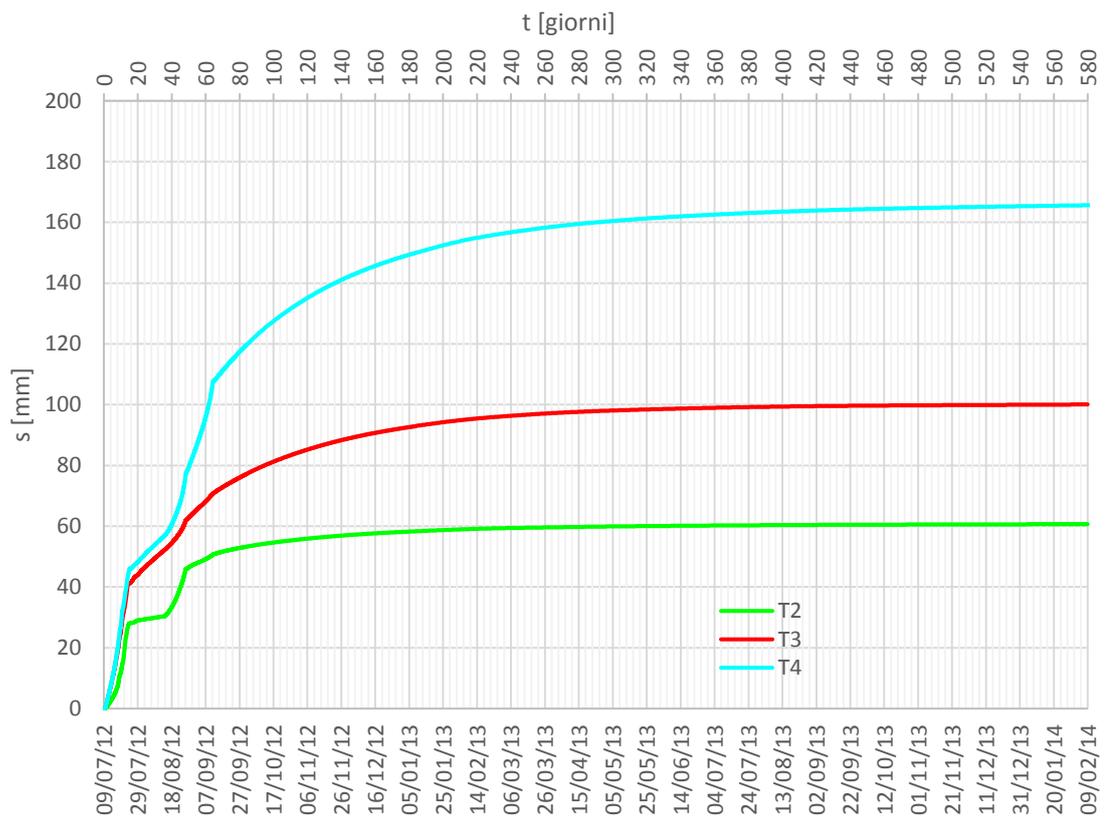
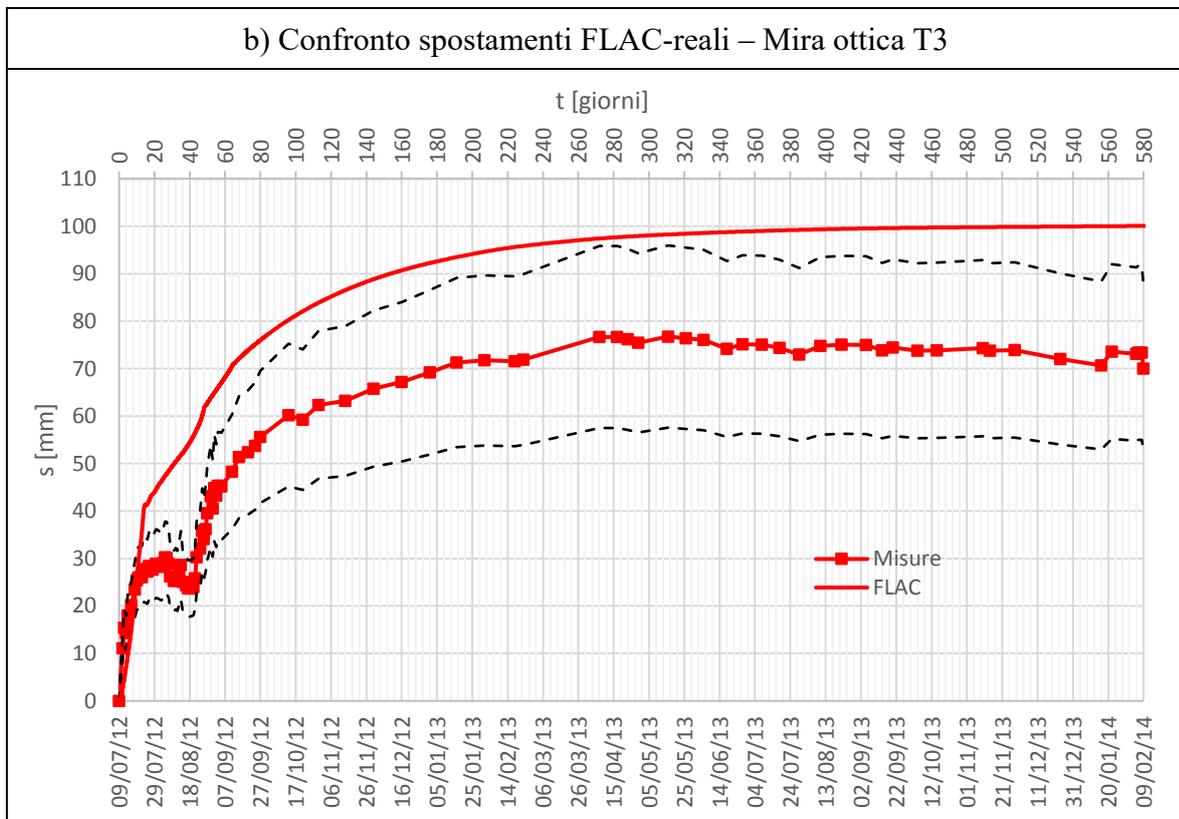
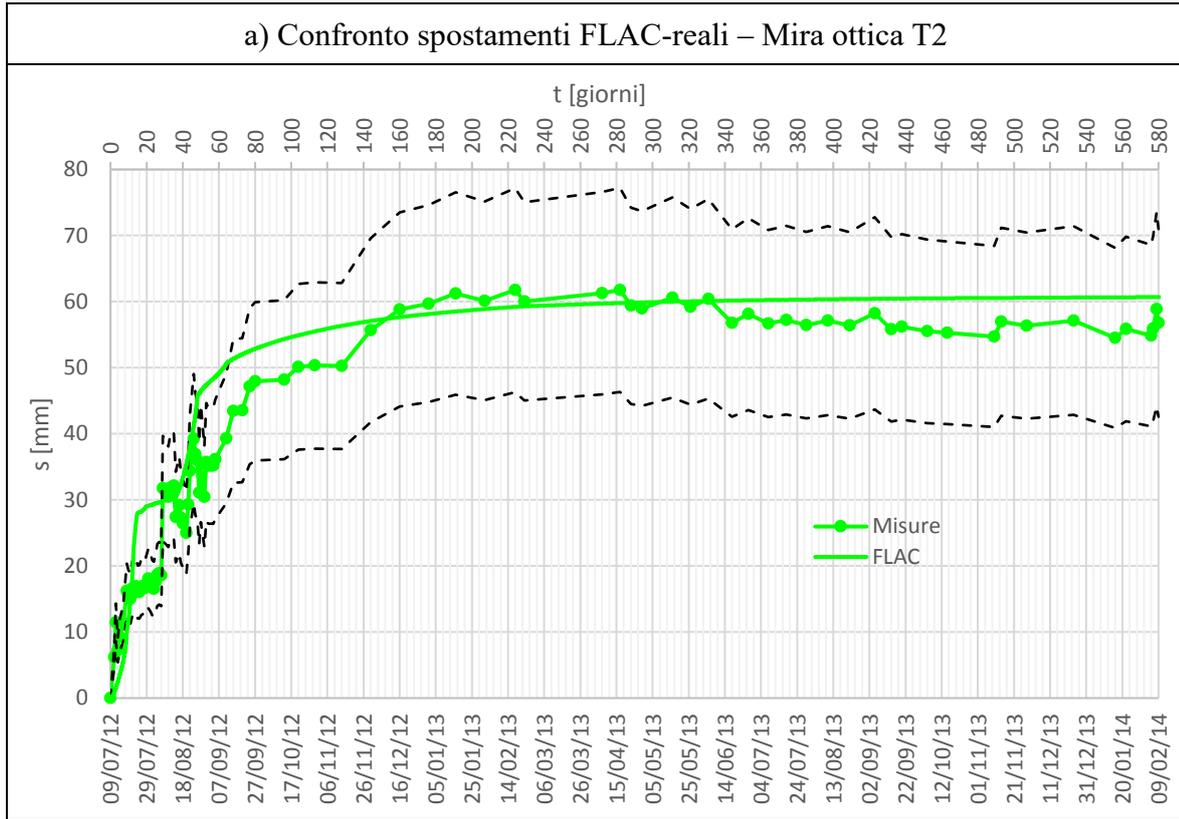


Figura 91: Andamenti temporali degli spostamenti ottenuti con FLAC



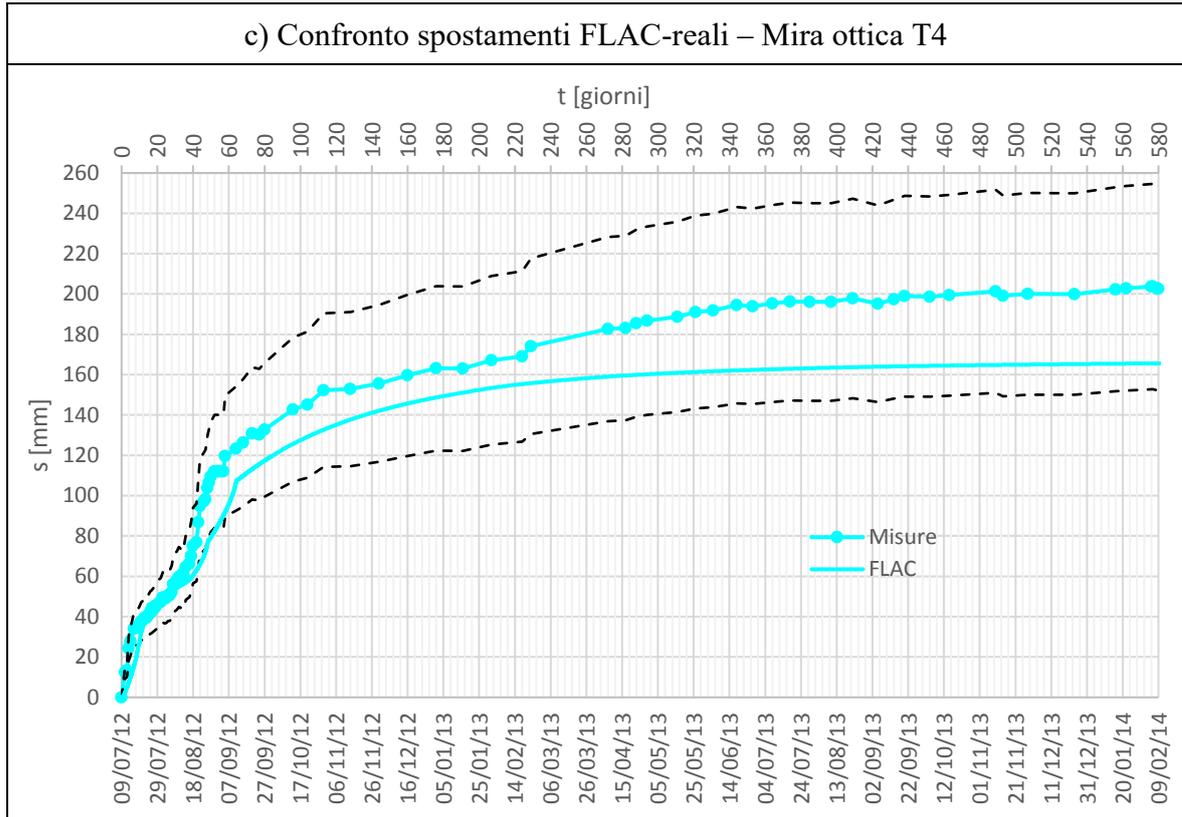
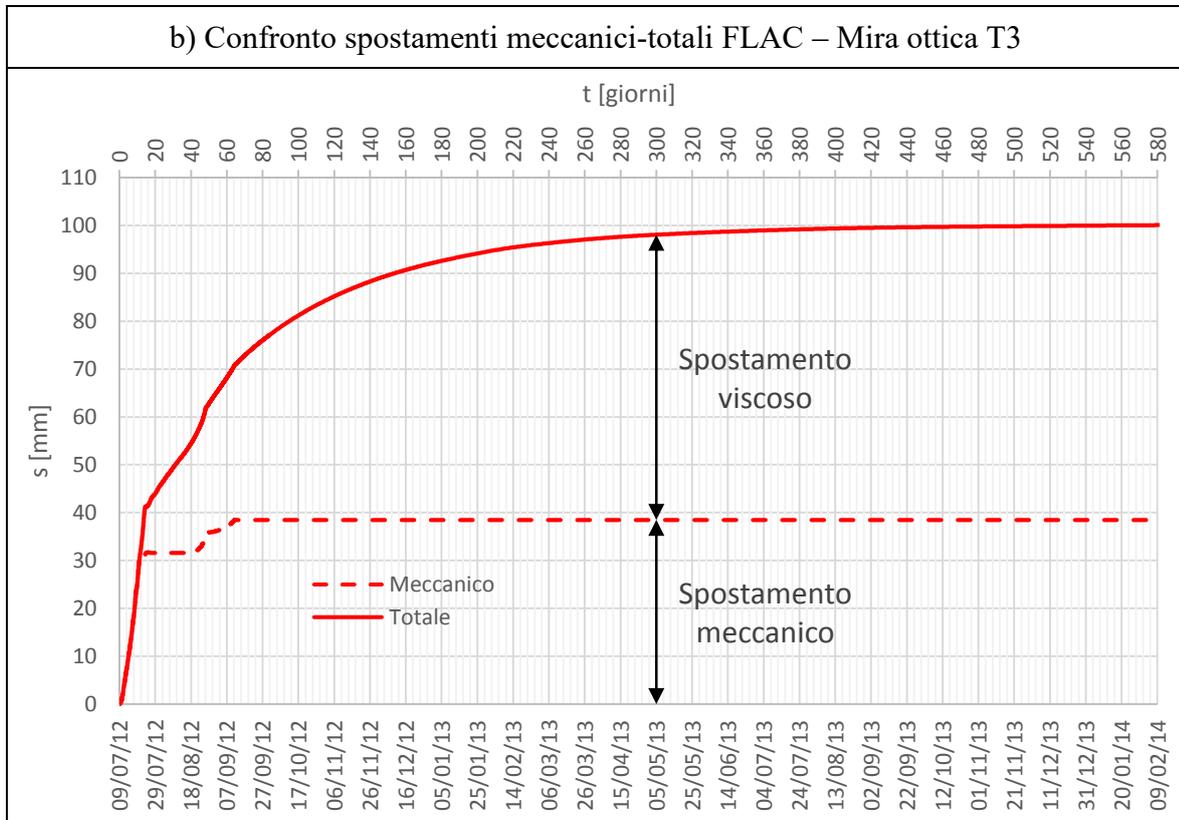
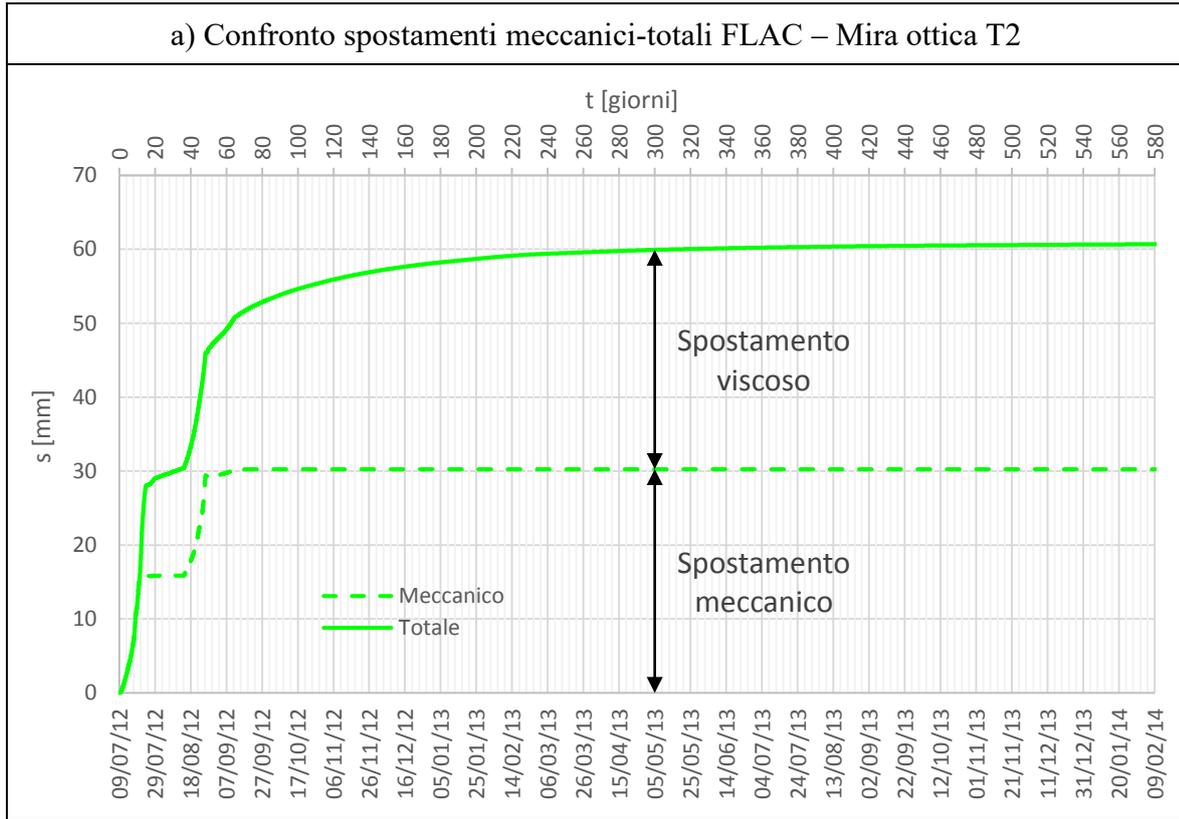


Figura 92: Confronto andamenti temporali degli spostamenti ottenuti con FLAC e quelli misurati

A scopo integrativo, si riportano i seguenti risultati:

- Il confronto fra l'andamento FLAC degli spostamenti meccanici del paragrafo 4.5.2 con quelli totali del presente paragrafo (Figura 93).
- I vettori spostamento dei punti del dominio, nell'intorno dello scavo (Figura 94).
- Le sollecitazioni di sforzo assiale (Figura 95) e momento flettente (Figura 96) agenti sul liner ai 5 stage di riferimento, i cui valori massimi sono elencati nella Tabella 38. Si nota come, a causa del rilassamento dell'ammasso roccioso dovuto al manifestarsi del creep, le sollecitazioni a lungo termine sono anche 2 volte maggiori rispetto al caso in cui il comportamento spingente non viene considerato, come del resto era lecito aspettarsi.
- Le sollecitazioni di sforzo assiale sui bulloni da roccia (Figura 97 e Tabella 39).



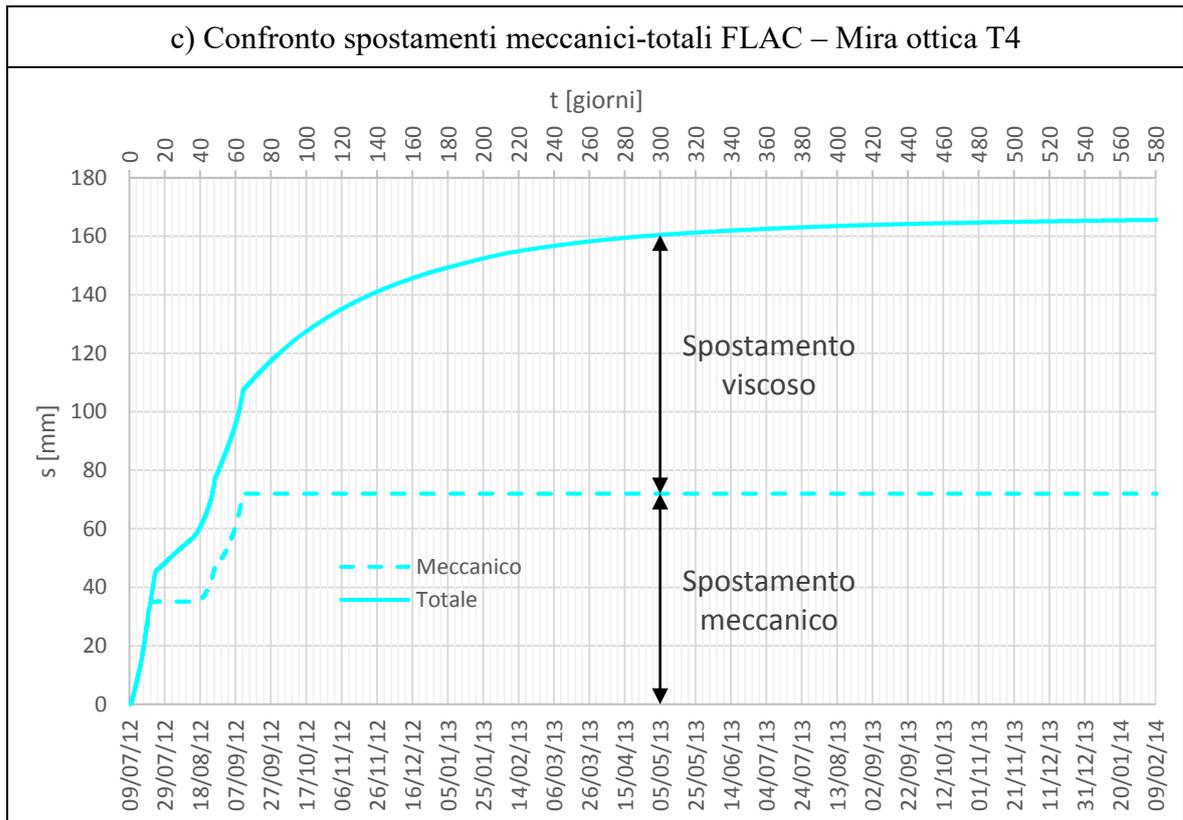
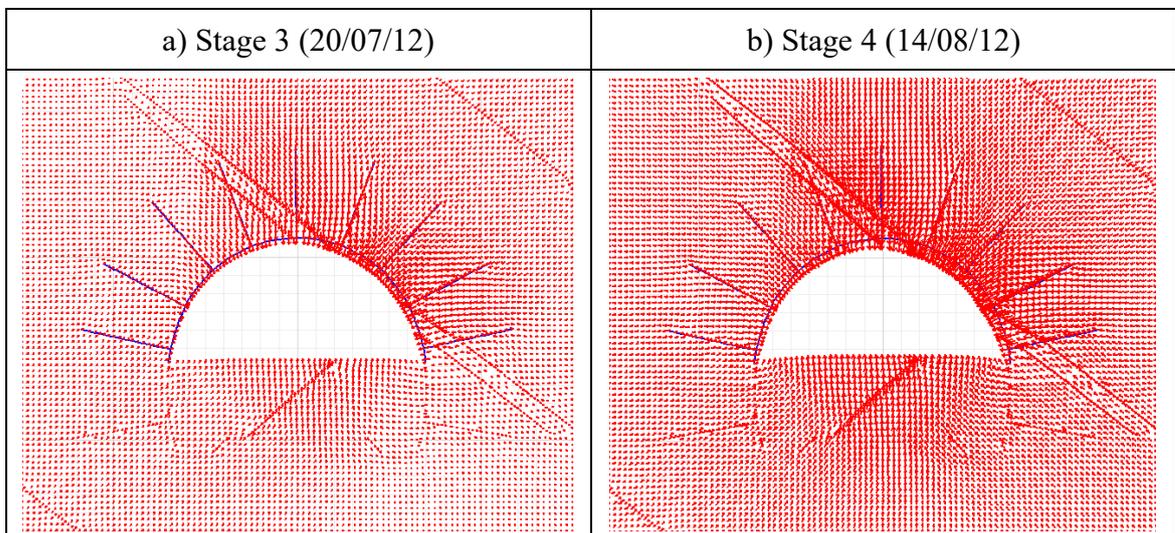


Figura 93: Confronto andamenti temporali degli spostamenti meccanici e totali ottenuti con FLAC



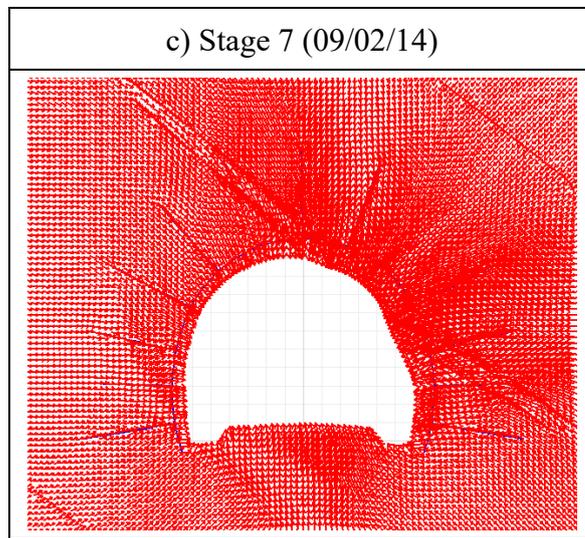
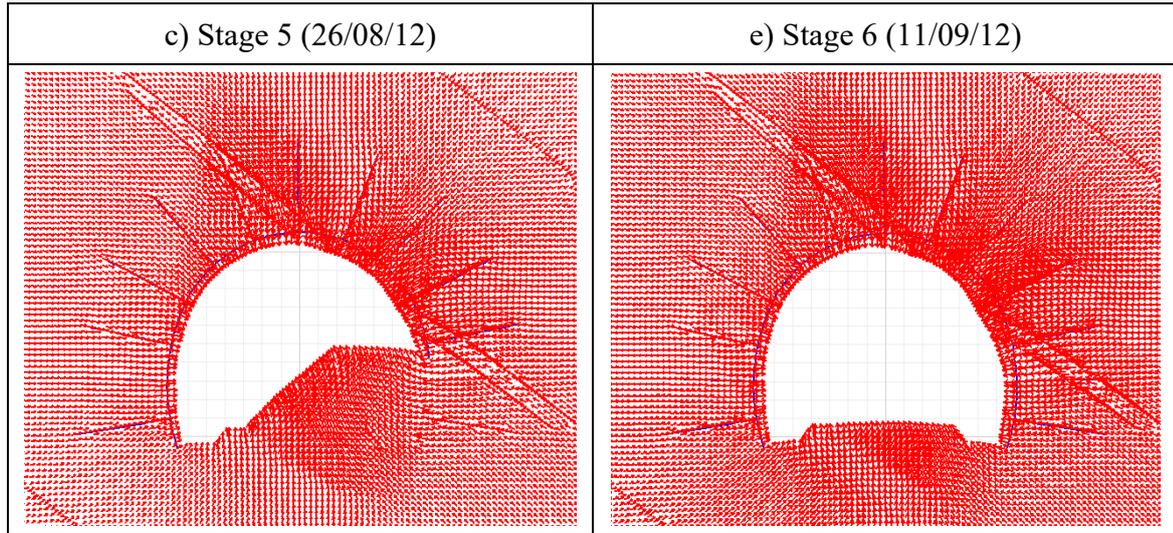
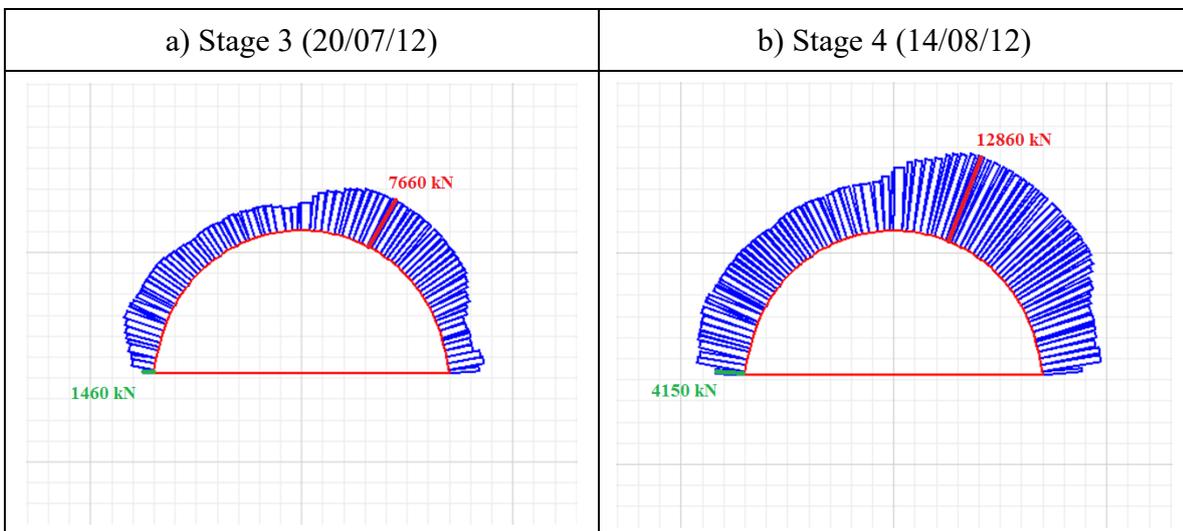


Figura 94: Spostamenti totali nell'intorno della galleria



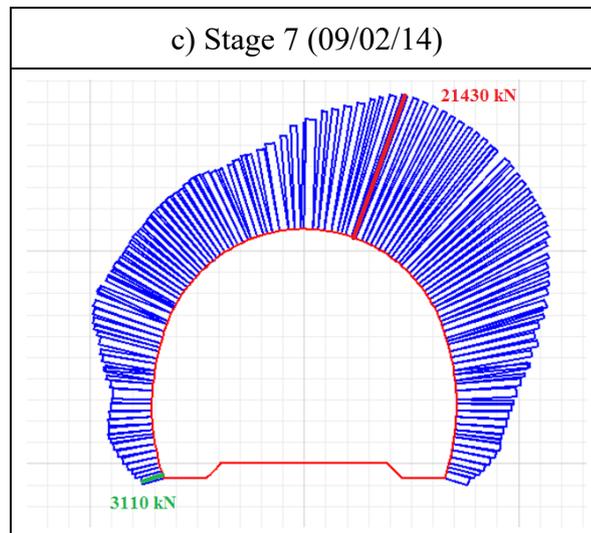
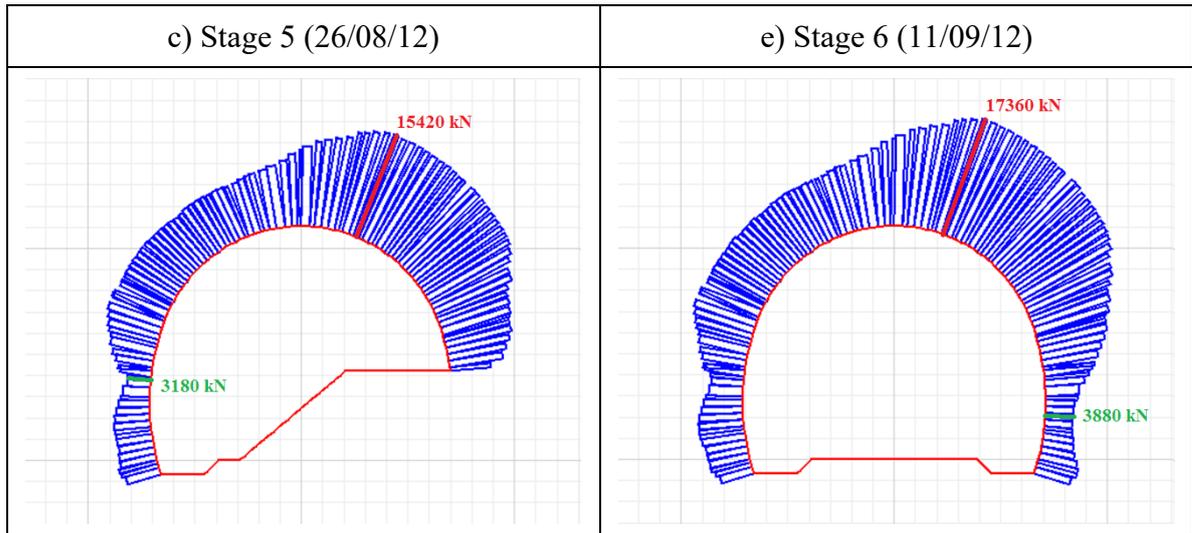


Figura 95: Sollecitazioni di sforzo assiale sul liner

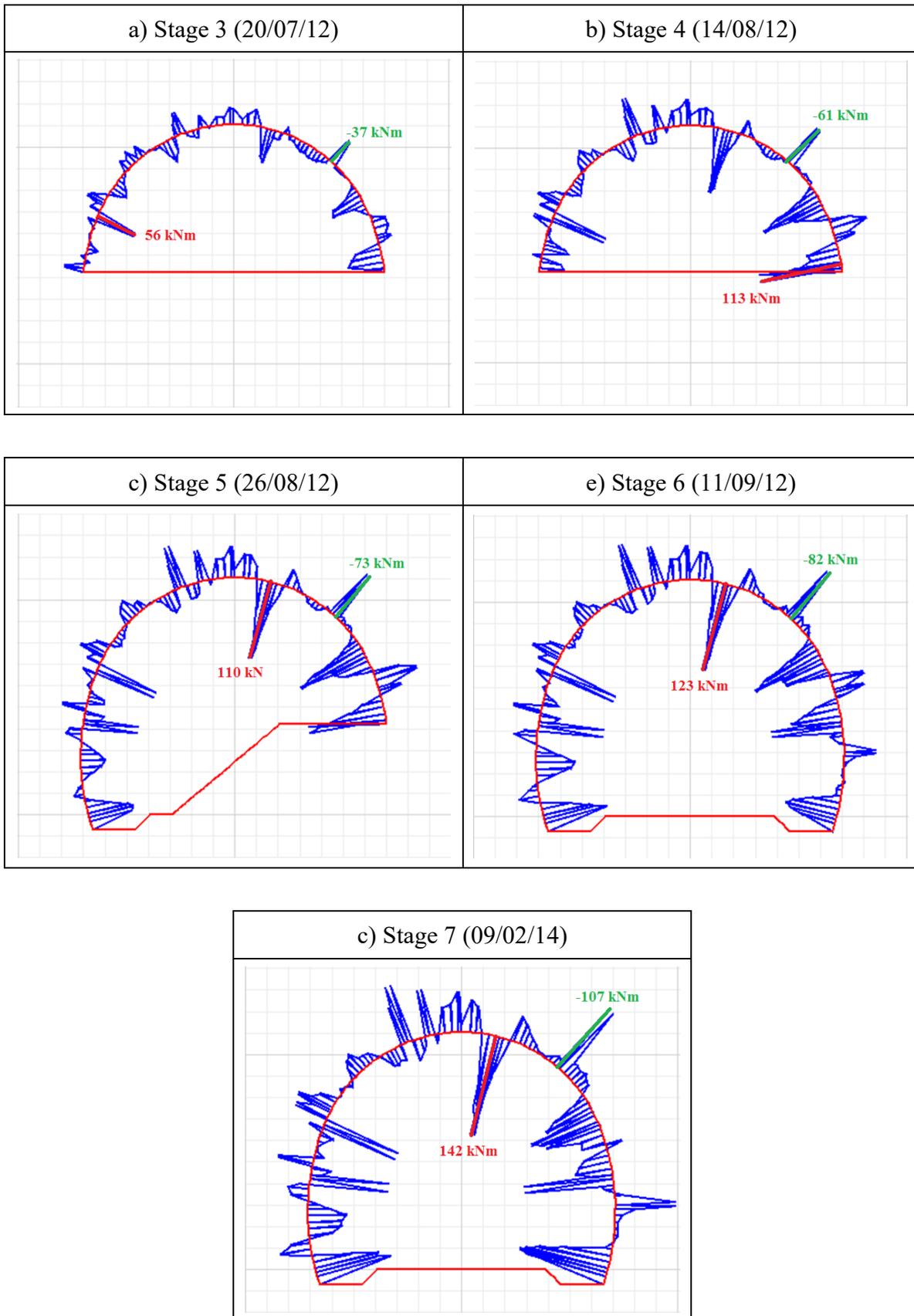


Figura 96: Sollecitazioni di momento flettente sul liner

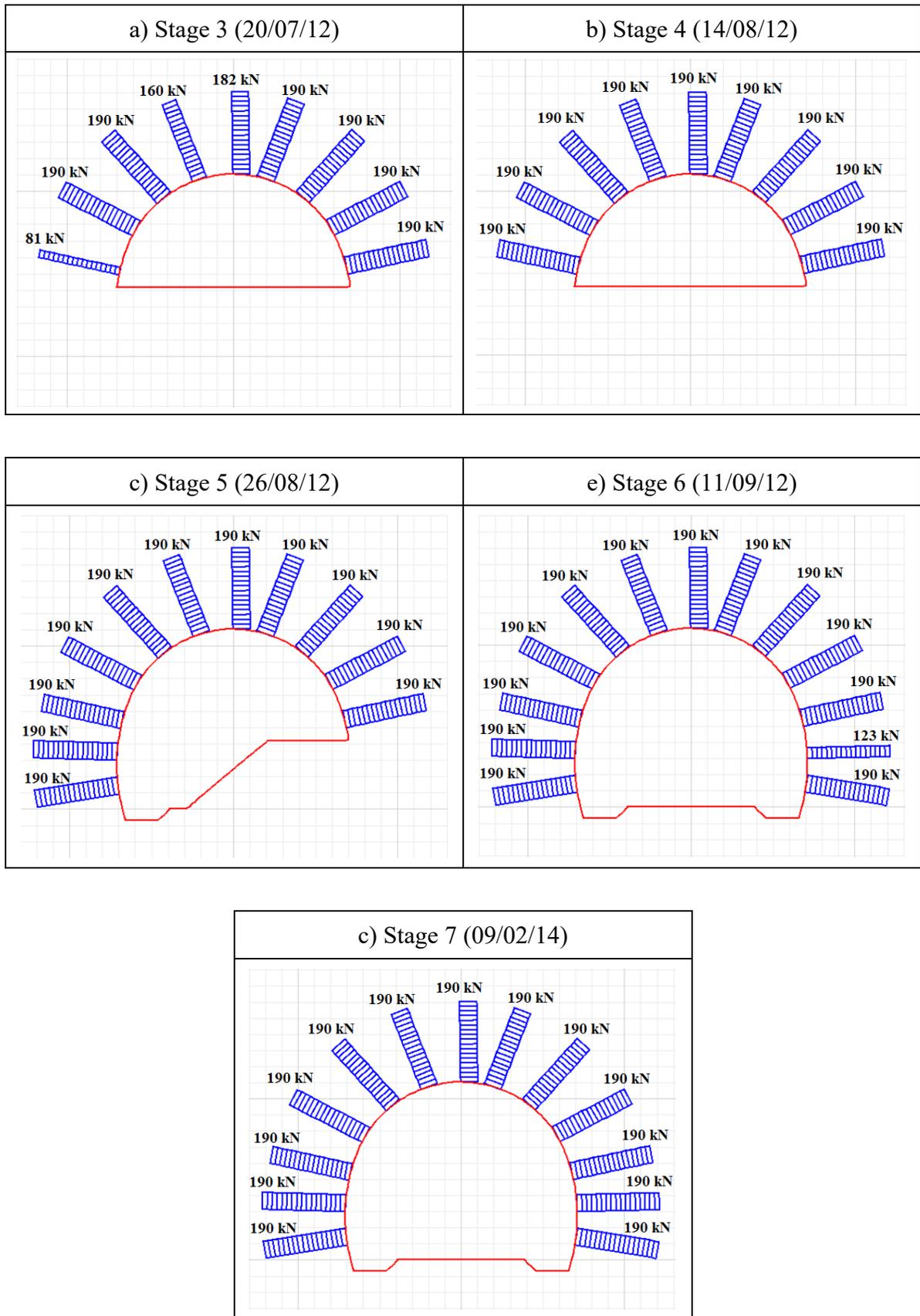


Figura 97: Sollecitazioni di sforzo assiale sui bulloni da roccia

Tabella 38: Valori massimi di sforzo assiale e momento flettente sul liner

	Stage 3	Stage 4	Stage 5	Stage 6	Stage 7
N_{min} [kN]	1460	4150	3180	3880	3110
N_{max} [kN]	7660	12860	15420	17360	21430
M_{min} [kNm]	-37	-61	-73	-82	-107
M_{max} [kNm]	56	113	110	123	142

Tabella 39: Valori minimi e massimi di sforzo assiale sui bulloni da roccia

	Stage 3	Stage 4	Stage 5	Stage 6	Stage 7
N_{min} [kN]	81	190	190	123	190
N_{max} [kN]	190	190	190	190	190

Si mostra infine come l'analisi numerica possa essere utilizzata in funzione previsionale. Calcolati infatti i parametri del modello CVISC tramite analisi a ritroso, calibrando gli andamenti temporali degli spostamenti nell'intervallo di misurazione, è possibile conoscere l'entità delle grandezze di interesse (spostamenti e sollecitazioni) dopo la data di rimozione delle mire. Nel caso degli spostamenti, si può fare riferimento al grafico della Figura 98, in cui la simulazione numerica è stata portata avanti per altri 2 anni dopo la rimozione delle mire, notando come T4 continui a registrare un aumento anche dopo la data del 09/02/14, in linea con quanto ipotizzato al par. 4.2.4.

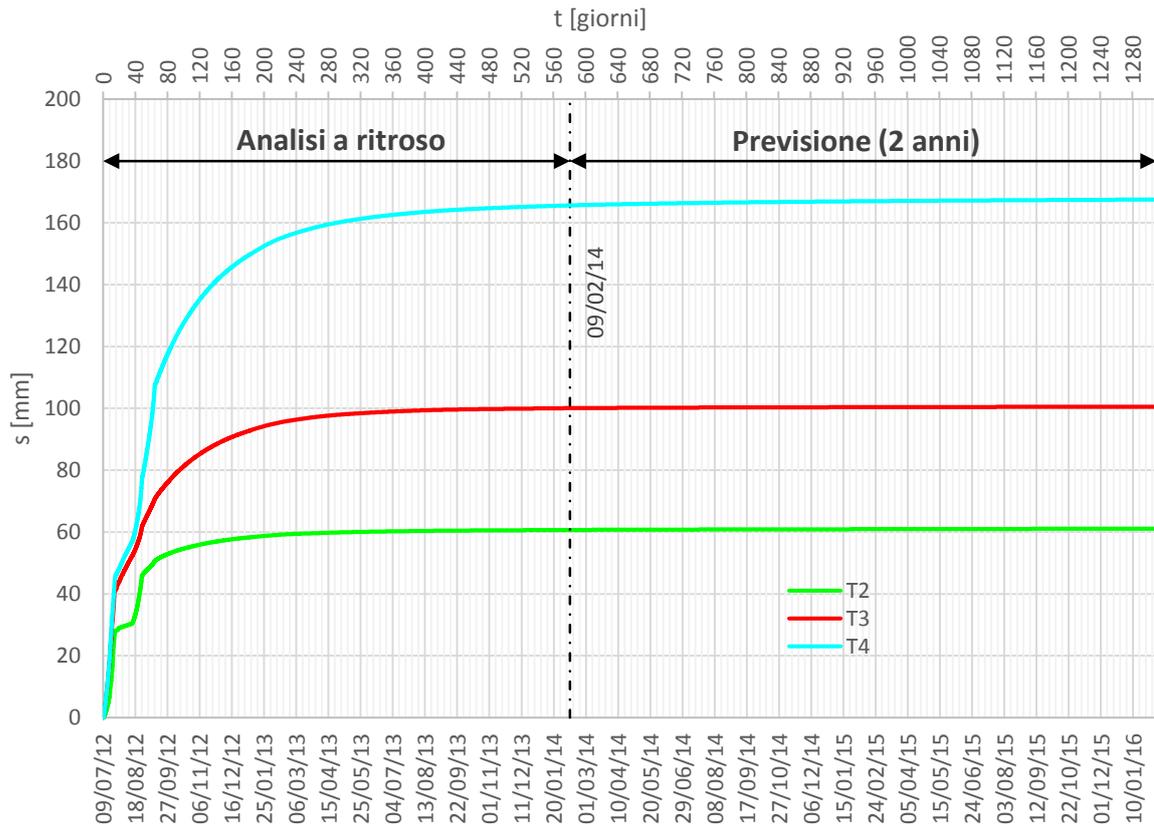


Figura 98: Previsione dell'andamento temporale degli spostamenti dopo la rimozione della stazione di monitoraggio (FLAC)

Un modo efficace per calibrare l'andamento temporale è l'utilizzo della cosiddetta velocità di spostamento v_s , calcolata come pendenza della curva spostamento-tempo ed espressa in mm/mese. È noto infatti (vedi par. 4.2.4) che nella realtà la deformazione viscosa tende a stabilizzarsi ($v_s \approx 0$) alla data convenzionale del 01/02/13 per la mira ottica T2 e alla data convenzionale del 26/05/13 per la mira ottica T3. Con riferimento al grafico della Figura 99, per calibrare al meglio i parametri del modello CVISC, si deve quindi andare a verificare che la velocità di spostamento v_s , alle due date appena citate, sia molto piccola e pressoché identica per le mire ottiche T2 e T3, ovvero:

$$v_{s,T2}(01/02/13) \approx v_{s,T3}(26/05/13)$$

Se il modello è stato realizzato correttamente, è possibile identificare il momento in cui la velocità di spostamento della mira ottica T4 si attesta su valori simili a quelli di T2 e T3 alle

date 01/02/13 e 26/05/13, prevedendo in definitiva dopo quanto tempo il creep si esaurirà su tutto l'intorno della galleria.

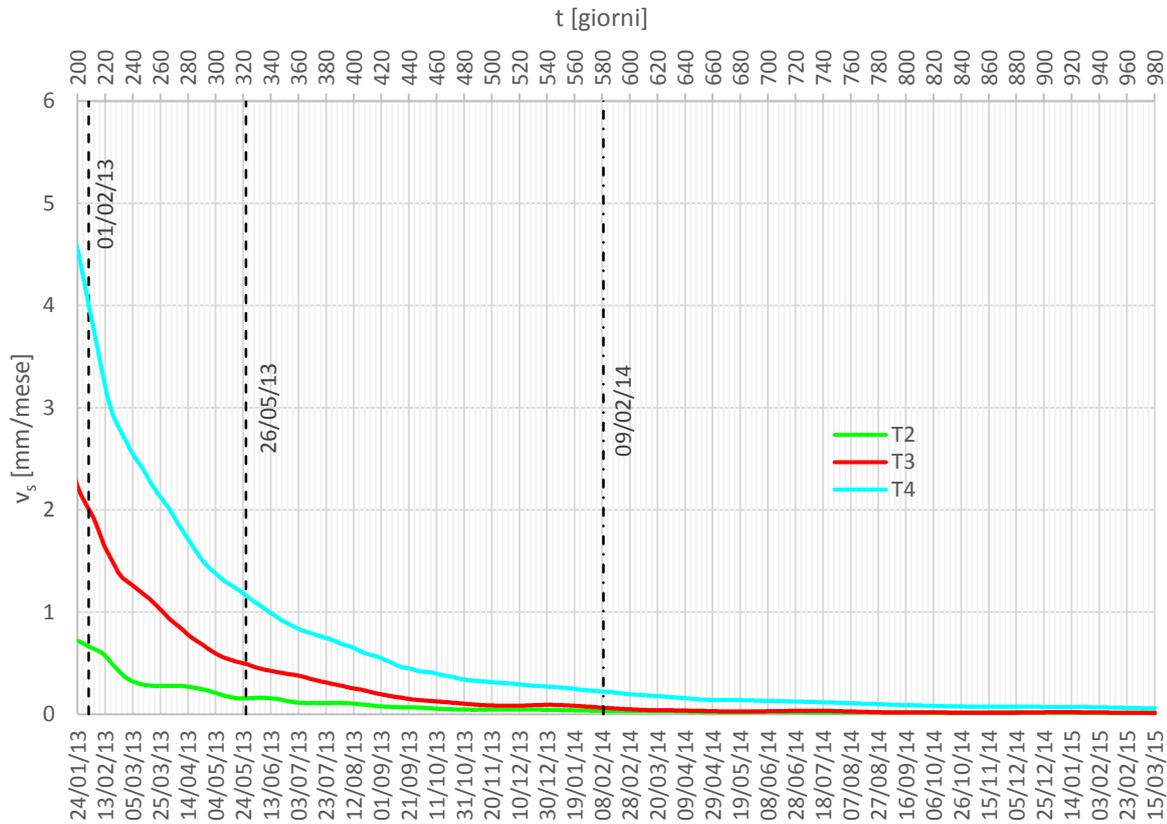


Figura 99: Andamento temporale della velocità di spostamento (FLAC)

4.6 Considerazioni finali

Prima di passare alle conclusioni della tesi, è opportuno fare un riepilogo degli argomenti affrontati e dei risultati ottenuti nel capitolo 4. Con l'obiettivo di fornire, correggendo i valori di partenza con l'analisi a ritroso, una stima attendibile dei parametri dell'ammasso roccioso, in cui è risultata evidente la presenza del comportamento spingente, sono stati seguiti i seguenti passaggi:

- 1) Sono stati interpretati nel dettaglio i dati di monitoraggio disponibili, con particolare riferimento ai valori di spostamento, distinguendo la cosiddetta aliquota viscosa dagli spostamenti totali. Di fatto, dall'andamento temporale effettivo dello spostamento totale

si è ottenuto un andamento temporale dell'aliquota meccanica, effettuando una serie di ipotesi semplificative; si fa riferimento, in particolare, all'assunzione della validità dei profili longitudinali di spostamento, al metodo della curva caratteristica e alla sezione circolare equivalente.

- 2) Una volta ritenuta opportuna la scelta del CVISC come modello di comportamento dell'ammasso, si è dimostrato quanto fosse conveniente calcolare, in prima battuta, i parametri di resistenza e di deformabilità elastica tramite un'analisi a ritroso semplificata, con riferimento all'andamento temporale dello spostamento meccanico dovuto all'avanzamento dello scavo e partendo dai valori di resistenza e deformabilità a disposizione, lasciando a un'analisi successiva la stima dei parametri viscoelastici. È stato quindi realizzato un modello numerico su RS2; l'ottima interfaccia grafica, la possibilità di generare una mesh con relativa semplicità e la rapidità di calcolo, rendono questo software molto adatto per le analisi numeriche in assenza di fenomeni differiti nel tempo. Anche in questa fase sono state fatte diverse ipotesi semplificative, fra cui spiccano per importanza la configurazione degli strati di roccia e le tempistiche di installazione del rivestimento in corrispondenza del ribasso.
- 3) Una volta fissati i valori di resistenza e deformabilità, si è proceduto a stimare i parametri del modello costitutivo di Burger, parte integrante della legge CVISC, attraverso un ulteriore procedimento di analisi a ritroso, in modo da ottenere una corrispondenza con l'andamento temporale effettivo degli spostamenti registrati in situ. In questo caso, è stato utilizzato un software (FLAC) in grado di simulare i fenomeni differiti nel tempo fra i quali, appunto, il comportamento spingente

Capitolo 5

Conclusioni

Nella presente Tesi di Laurea è stata affrontata l'applicazione, al caso reale della galleria Chenani-Nashri (India), di una legge di comportamento di tipo avanzato, per la caratterizzazione geomeccanica di un ammasso roccioso in presenza del comportamento spingente, un fenomeno che vede il manifestarsi, a seguito del rilascio tensionale indotto dallo scavo, di deformazioni dipendenti dal tempo di natura viscosa (creep). Non potendo disporre di prove di creep in laboratorio, è stato necessario ricorrere al metodo osservazionale, sfruttando la conoscenza delle condizioni geologico-geotecniche incontrate durante lo scavo (mappatura del fronte) e soprattutto le informazioni fornite dal sistema di monitoraggio installato lungo tutta la progressiva. Il caso studio si è quindi prestato molto bene all'utilizzo della cosiddetta analisi a ritroso, nei riguardi degli spostamenti registrati al contorno della galleria dalle mire ottiche del sistema di monitoraggio, in corrispondenza di una determinata sezione della progressiva di scavo.

La scelta della legge di comportamento è ricaduta sul modello visco-elastoplastico CVISC, il quale ha permesso di riprodurre in maniera abbastanza precisa e accurata il comportamento deformativo rilevato in situ in corrispondenza della sezione in esame, con particolare riferimento all'andamento temporale degli spostamenti delle mire ottiche installate sul bordo della calotta. Se da un lato non è stato possibile rientrare sempre all'interno del margine di errore del 25 % imposto in partenza, dall'altro è stata ottenuta una riproduzione molto fedele degli spostamenti totali durante l'avanzamento del fronte di scavo, con particolare riferimento al ribasso della sezione.

In generale, si è appurato che la determinazione dei parametri di una legge avanzata di tipo visco-elastoplastico, senza prove di creep in laboratorio, ad un ammasso roccioso in cui è scavata una galleria, non è affatto un procedimento veloce e privo di difficoltà poiché richiede un'accurata interpretazione dei dati di monitoraggio e l'utilizzo di molte analisi numeriche di

tentativo, le quali possono richiedere anche tempi molto lunghi. Di contro però, i metodi semplificati che non considerano la dipendenza dal tempo, utilizzati spesso nella pratica corrente, esulano da quella che è una rappresentazione realistica del fenomeno. Se si stabilisce con chiarezza un iter procedurale per condurre l'analisi a ritroso con un modello tempo-dipendente come il CVISC, quest'ultimo può essere applicato ad altre gallerie.

Un caso tipico è quello di un tunnel di lunghezza elevata, il cui scavo può durare mesi o anni e in cui è possibile avere una grossa mole di dati di monitoraggio. Interpretando opportunamente i dati relativi a una determinata sezione trasversale ed effettuando l'analisi a ritroso, si potrà avere una buona stima delle sollecitazioni agenti sui rivestimenti del prosieguo dello scavo correggendo, se necessario, la classe di rivestimento stabilita in fase di progetto.

Una seconda possibile applicazione risiede nella progettazione del rivestimento definitivo (analisi previsionale). Una volta che sono stati corretti o determinati i parametri dell'ammasso roccioso tramite analisi a ritroso degli andamenti temporali degli spostamenti registrati, si può portare avanti l'analisi numerica per conoscere l'entità delle sollecitazioni, dovute al creep, che gravano sul rivestimento finale, il quale deve essere a sua volta rappresentato sul modello numerico.

Allegati

Allegato A: Linearizzazione di Hoek-Brown

I criteri di rottura di Hoek-Brown (2002) e Mohr-Coulomb (1773) sono quelli più comunemente utilizzati nella meccanica delle rocce e i relativi parametri sono stimati a partire dalle prove di laboratorio su campioni di roccia estratti. Qualora fosse necessario, come ad esempio nell'implementazione del modello CVISC, utilizzare il criterio di Mohr-Coulomb, risulta comodo utilizzare la seguente procedura (Hoek-Brown, 1997):

- 1) Si stimano i parametri del criterio di Hoek-Brown (σ_c , m_b , s e α) a partire dalle prove di laboratorio.
- 2) Si ricavano i valori delle tensioni σ_1 e σ_3 per 8 punti appartenenti all'involuppo di rottura, ottenuti dividendo l'intervallo compreso fra $\sigma_3 = 0$ e $\sigma_3 = 0,25\sigma_c$ in 7 parti uguali (Figura 100).
- 3) Si effettua un'interpolazione lineare di questi 8 punti, ottenendo i valori dell'intercetta e della pendenza, le quali non sono altro che i parametri di Mohr-Coulomb sul piano σ_1 - σ_3 , indicati rispettivamente con C_0 e N_φ .
- 4) Infine, si definisce il criterio di Mohr-Coulomb sul piano σ - τ , ricavando la coesione c e l'angolo d'attrito φ dalle seguenti relazioni:

$$c = \frac{C_0}{2\sqrt{N_\varphi}}$$
$$\varphi = \arcsin\left(\frac{N_\varphi - 1}{N_\varphi + 1}\right)$$

Il procedimento appena descritto è noto come determinazione del criterio di rottura di Mohr-Coulomb tramite linearizzazione del criterio di Hoek-Brown. Viene applicato, mediante il software RocLab (RocScience), per avere una stima di partenza dei parametri di Mohr-Coulomb.

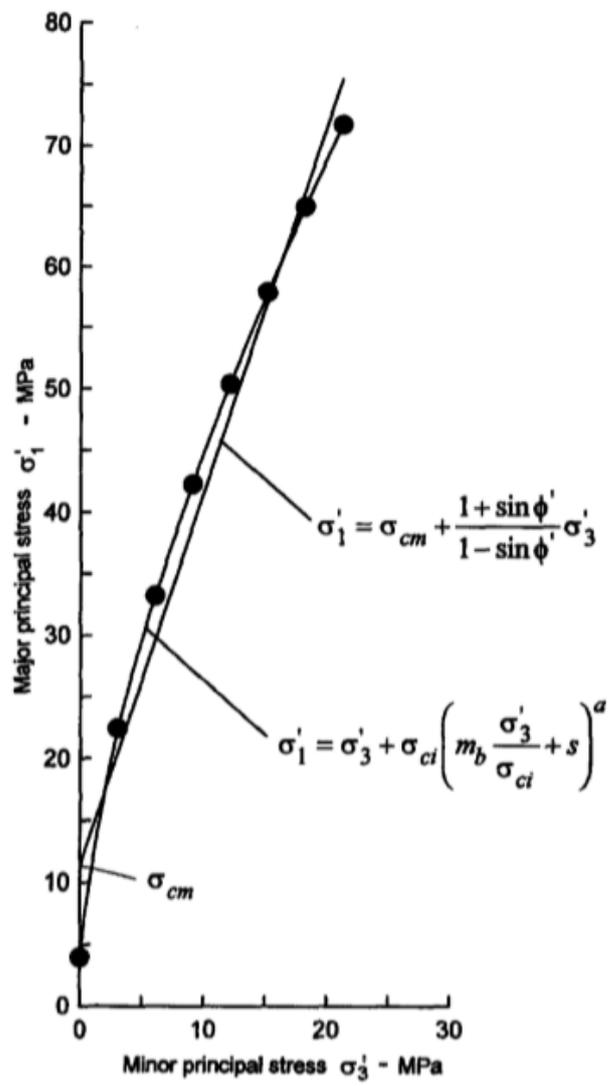


Figura 100: Linearizzazione del criterio di Hoek-Brown

Allegato B: Analisi di sensitività

Si descrive nel presente allegato l'analisi di sensitività effettuata per costruire la curva caratteristica sul software RocSupport (RocScience), al paragrafo 4.2.3, indispensabile per la stima della pressione interna p_i . Lo scopo era quello di far coincidere il valore dello spostamento radiale massimo ottenuto con il software con quello misurato, facendo variare i parametri UCS (resistenza a compressione della roccia intatta), GSI (indice di qualità dell'ammasso roccioso), m_i (parametro del criterio di Hoek-Brown per la roccia intatta) e ν (rapporto di Poisson). L'intervallo di variazione dei parametri è quello indicato nella tabella associata alla mappatura del fronte di scavo (Figura 10): se la variazione dello spostamento radiale massimo ottenuta con il software è sufficientemente piccola in questo intervallo, il relativo parametro si può fissare, diminuendo il numero delle variabili e semplificando notevolmente l'analisi a ritroso.

Come si può osservare dalla Figura 101 e dalla Figura 102, i parametri UCS e GSI hanno una grossa influenza sullo spostamento massimo nel loro intervallo di variazione. Viceversa, il parametro m_i ha poca influenza sullo spostamento massimo (Figura 103) e può essere fissato al valore 9; ancor meno il rapporto di Poisson ν (Figura 104), che viene dunque fissato a 0.28. In definitiva, le uniche variabili indipendenti diventano la resistenza a compressione UCS e l'indice GSI.

Nei grafici è anche indicato, con una linea nera, il valore dello spostamento radiale massimo misurato, ovvero quello che si vuole ottenere con l'analisi a ritroso effettuata con RocSupport.

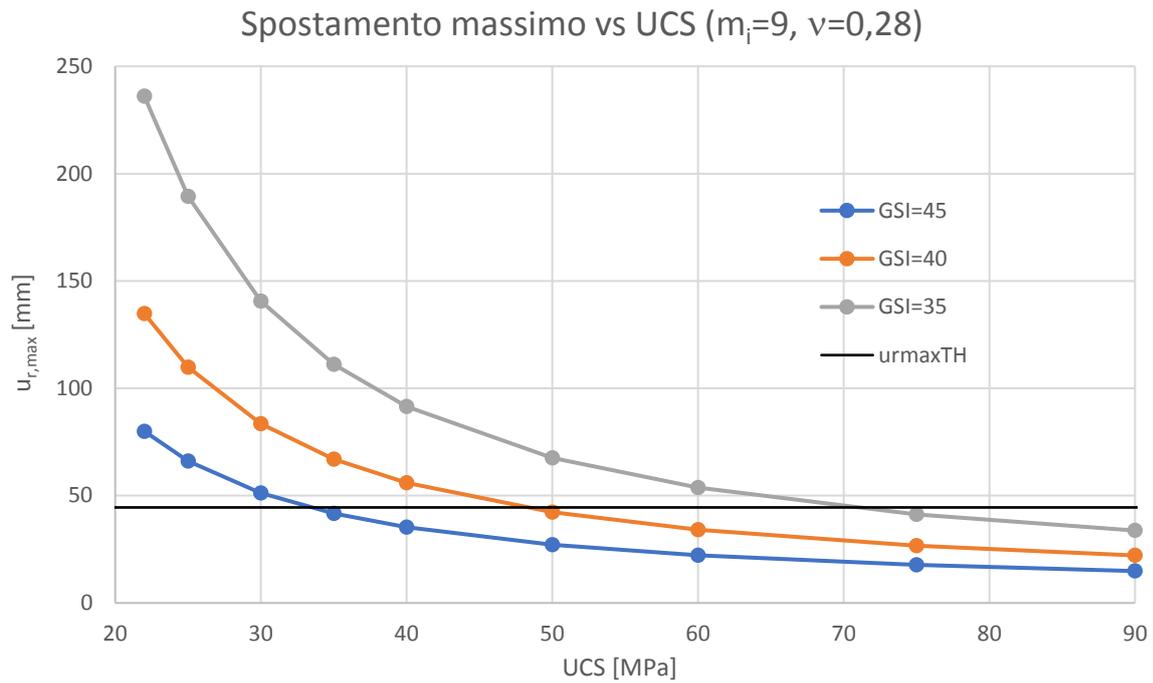


Figura 101: Variazione dello spostamento massimo al variare della resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta UCS

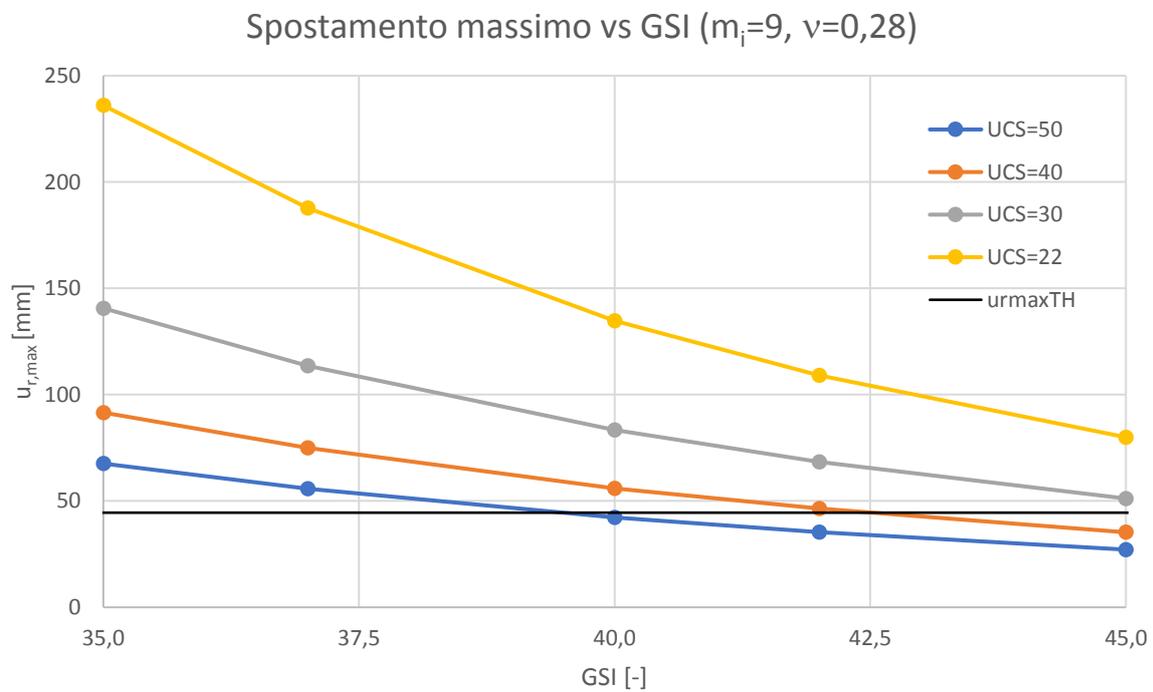


Figura 102: Variazione dello spostamento massimo al variare del GSI

Spostamento massimo vs m_i (UCS=30 MPa, $\nu=0,28$)

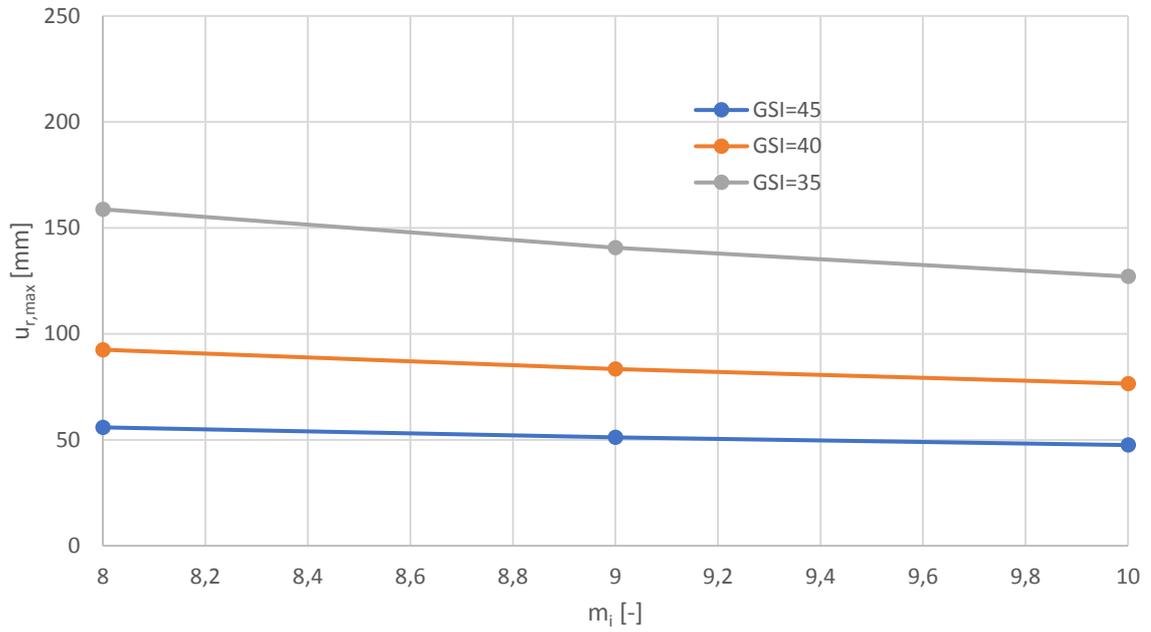


Figura 103: Variazione dello spostamento massimo al variare del parametro della roccia intatta m_i

Spostamento massimo vs ν (UCS=30 MPa, $m_i=9$)

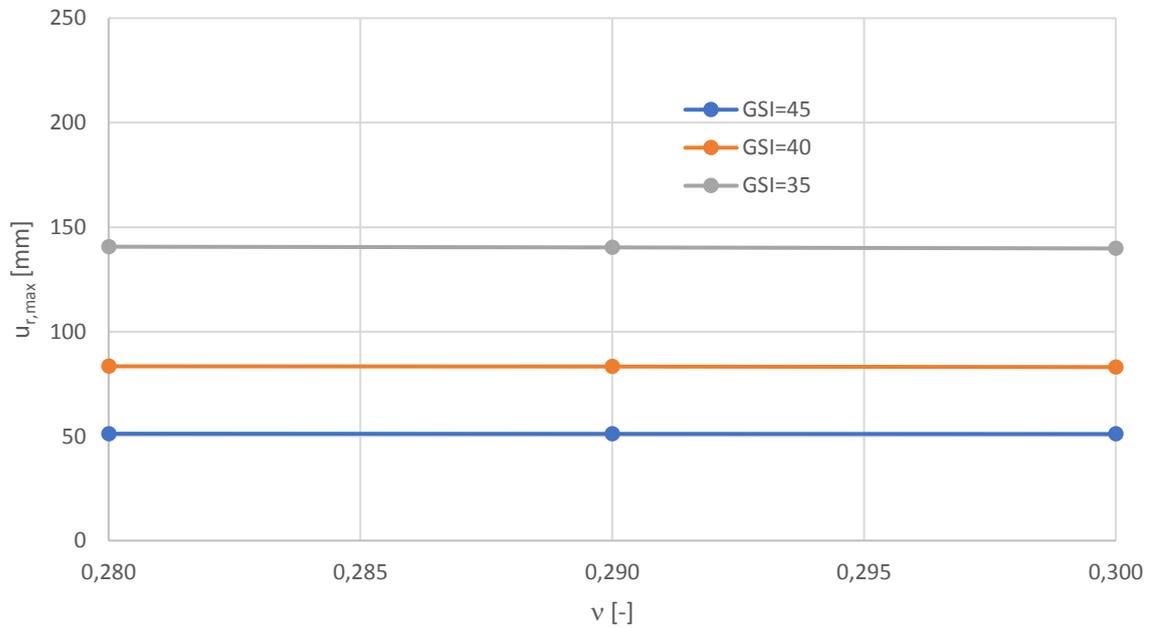


Figura 104: Variazione dello spostamento massimo al variare del rapporto di Poisson ν

Figure

Figura 1: Classificazione del comportamento spingente (Hoek e Marinos, 2000).....	5
Figura 2: Metodi convenzionali di scavo in presenza di comportamento spingente (Kovari, 1998): a) Scavo ad attacchi laterali b) Scavo a calotta e ribasso c) Scavo a sezione piena	6
Figura 3: Curva caratteristica della galleria per modelli elastoplastici (Barla, 2001)	9
Figura 4: Alcuni modelli costitutivi viscoelastici (Debernardi, 2008)	10
Figura 5: Schematizzazione del modello CVISC (Itasca)	12
Figura 6: Mappa dell'India con l'ubicazione dell'opera	22
Figura 7: Localizzazione del progetto sulla mappa regionale	23
Figura 8: Profilo longitudinale della galleria con indicazione della sezione di studio (TM 948)	24
Figura 9: Stereogramma dei piani di strato individuati nell'area investigata	25
Figura 10: Mappatura della sezione TM 948 e relativi dati geologici e geotecnici.....	27
Figura 11: Metodi utilizzati per rappresentare un ammasso roccioso	28
Figura 12: Esempi di modello omogeneo e eterogeneo.....	29
Figura 13: Modelli costitutivi dell'ammasso roccioso utilizzati	32
Figura 14: Criteri di rottura per l'ammasso roccioso.....	33
Figura 15: Grafico multiplo (Russo, 2008)	37
Figura 16: Grafico multiplo (Russo, 2008) e classi di rivestimento provvisorio NATM.....	38
Figura 17: Profilo geomeccanico della galleria.....	39
Figura 18: Posizione delle sezioni TM 820 e TM 948 sul profilo longitudinale della galleria	43
Figura 19: Modello numerico realizzato da Palomba et al. (2013) per l'analisi a ritroso alla TM 820. 44	
Figura 20: Direzione dello sforzo di compressione maggiore nell'area di interesse secondo la World Stress Map	46
Figura 21: Stato di sforzo in situ e morfologia del pendio in corrispondenza della sezione TM 820 ...	47
Figura 22: Altezza della copertura in corrispondenza delle sezioni TM 820 e TM 948	47
Figura 23: Profilo planimetrico schematizzato della galleria in corrispondenza della sezione TM 948	49
Figura 24: Sezione funzionale del tunnel principale	49
Figura 25: Profilo "as built" in corrispondenza della TM 948	51
Figura 26: Caratteristiche del rivestimento provvisorio della Classe B1	51
Figura 27: Sezione trasversale dello scavo e del rivestimento per la Classe B1	52
Figura 28: Profilo longitudinale dello scavo e del rivestimento di classe B1.....	52
Figura 29: Dettagli costruttivi sulle travi reticolari	55
Figura 30: Illustrazione del sistema di monitoraggio GDMS.....	56
Figura 31: Collocazione delle mire ottiche e delle corde	56

Figura 32: Illustrazione grafica del calcolo della convergenza	57
Figura 33: Grafici degli spostamenti delle mire ottiche alla TM 948 nelle 3 direzioni all'ultima lettura	60
Figura 34: Posizione del fronte di scavo lungo la progressiva della galleria	60
Figura 35: Spostamenti delle mire ottiche sulla sezione di scavo alla TM 948 all'ultima lettura.....	61
Figura 36: Grafico delle convergenze alla TM 948 all'ultima lettura.....	62
Figura 37: Grafico della velocità di convergenza alla TM 948 all'ultima lettura	62
Figura 38: Andamento temporale degli spostamenti totali della calotta	66
Figura 39: Profili degli spostamenti longitudinali in letteratura	68
Figura 40: Grafico della progressiva dello scavo dall'imbocco Sud della galleria	69
Figura 41: Grafico degli spostamenti totali nei primi 4 mesi di monitoraggio	71
Figura 42: Grafico della distanza fronte di scavo-sezione TM 948 nei primi 4 mesi di monitoraggio.	71
Figura 43: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T2 durante i primi 64 giorni di registrazione.....	75
Figura 44: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T2 durante l'intero periodo di registrazione	75
Figura 45: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T3 durante i primi 64 giorni di registrazione.....	76
Figura 46: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T3 durante l'intero periodo di registrazione	76
Figura 47: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T4 durante i primi 64 giorni di registrazione.....	77
Figura 48: Andamento temporale degli spostamenti misurati, meccanici e viscosi della mira ottica T4 durante l'intero periodo di registrazione	77
Figura 49: Riepilogo interpretazione dati calotta.....	82
Figura 50: Curva caratteristica della galleria (calotta) dell'ammasso roccioso assunto come mezzo continuo, omogeneo e isotropo	85
Figura 51: Coordinate dei vertici del dominio di estensione dei modelli.....	88
Figura 52: Stratigrafia del modello RS2	89
Figura 53: Stratigrafia del modello RS2 in corrispondenza della sezione della galleria.....	90
Figura 54: Stratigrafia e griglia (mesh) del modello FLAC	90
Figura 55: Stratigrafia e griglia (mesh) del modello FLAC in corrispondenza della sezione della galleria	91
Figura 56: Mesh, condizioni al contorno sul bordo esterno e condizioni iniziali per il modello RS2 ..	93
Figura 57: Metodo dei cerchi di Mohr per il calcolo dello stato di sforzo equivalente.....	95

Figura 58: Condizioni al contorno sul bordo esterno per il modello FLAC.....	96
Figura 59: Fasi costruttive sui modelli numerici	100
Figura 60: Criterio di Hoek-Brown per i 4 materiali caratterizzati	109
Figura 61: Modello RS2 ricostruito per riprodurre i risultati ottenuti in fase di progetto	110
Figura 62: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Hoek-Brown).....	114
Figura 63: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Hoek-Brown) con l'andamento temporale reale degli spostamenti meccanici.....	117
Figura 64: Confronto spostamenti orizzontali per la verifica alla corda T2-T4 (Hoek-Brown).....	121
Figura 65: Confronto convergenze ottenute sul modello (Hoek-Brown) con l'andamento temporale reale delle convergenze meccaniche	122
Figura 66: Confronto estensione delle fasce plastiche (Hoek-Brown).....	123
Figura 67: Confronto sforzi assiali sul liner (Hoek-Brown).....	125
Figura 68: Confronto momenti flettenti sul liner (Hoek-Brown)	126
Figura 69: Sezione del rivestimento (liner) utilizzata per il calcolo del dominio di resistenza (VCA SLU)	128
Figura 70: Confronto verifiche a pressoflessione del liner (Hoek-Brown)	129
Figura 71: Fotografie della zona in cui si è fessurato il rivestimento	129
Figura 72: Confronto sforzi assiali sui bulloni da roccia (Hoek-Brown)	131
Figura 73: Criterio di Mohr-Coulomb per i 4 materiali caratterizzati	132
Figura 74: Spostamenti ottenuti sul modello (Mohr-Coulomb)	135
Figura 75: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Mohr-Coulomb) con l'andamento temporale reale degli spostamenti meccanici	137
Figura 76: Spostamenti orizzontali per la verifica alla corda T2-T4 (Mohr-Coulomb)	139
Figura 77: Confronto convergenze ottenute sul modello (Hoek-Brown) con l'andamento temporale reale delle convergenze meccaniche	140
Figura 78: Estensione delle fasce plastiche (Mohr-Coulomb)	141
Figura 79: Sollecitazioni sul liner (Mohr-Coulomb).....	142
Figura 80: Verifica a pressoflessione del liner (Mohr-Coulomb)	144
Figura 81: Sforzi assiali sui bulloni da roccia (Mohr-Coulomb).....	145
Figura 82: Confronto degli spostamenti totali RS2-FLAC.....	149
Figura 83: Confronto fascia plastica RS2-FLAC	150
Figura 84: Confronto sforzo assiale sul liner RS2-FLAC	151
Figura 85: Confronto momento flettente sul liner RS2-FLAC.....	152
Figura 86: Confronto sforzo assiale sui bulloni da roccia RS2-FLAC.....	153

Figura 87: Confronto spostamenti RS2 e FLAC con gli andamenti temporali degli spostamenti meccanici misurati	156
Figura 88: Modello di Burger su un elemento soggetto a taglio semplice.....	159
Figura 89: Andamento temporale della deformazione a taglio secondo il modello di Burger.....	160
Figura 90: Andamento temporale della deformazione a taglio secondo il modello di Burger, con viscosità di Maxwell infinita.....	161
Figura 91: Andamenti temporali degli spostamenti ottenuti con FLAC	167
Figura 92: Confronto andamenti temporali degli spostamenti ottenuti con FLAC e quelli misurati..	169
Figura 93: Confronto andamenti temporali degli spostamenti meccanici e totali ottenuti con FLAC	171
Figura 94: Spostamenti totali nell'intorno della galleria.....	172
Figura 95: Sollecitazioni di sforzo assiale sul liner.....	173
Figura 96: Sollecitazioni di momento flettente sul liner	174
Figura 97: Sollecitazioni di sforzo assiale sui bulloni da roccia	175
Figura 98: Previsione dell'andamento temporale degli spostamenti dopo la rimozione della stazione di monitoraggio (FLAC)	177
Figura 99: Andamento temporale della velocità di spostamento (FLAC)	178
Figura 100: Linearizzazione del criterio di Hoek-Brown	184
Figura 101: Variazione dello spostamento massimo al variare della resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta UCS.....	186
Figura 102: Variazione dello spostamento massimo al variare del GSI	186
Figura 103: Variazione dello spostamento massimo al variare del parametro della roccia intatta m_i	187
Figura 104: Variazione dello spostamento massimo al variare del rapporto di Poisson ν	187

Tabelle

Tabella 1: Proprietà dell'arenaria intatta.....	31
Tabella 2: Proprietà della siltite/argillite intatta	31
Tabella 3: Proprietà della siltite/siltite sabbiosa intatta.....	32
Tabella 4: Parametri degli ammassi rocciosi in arenaria.....	34
Tabella 5: Parametri degli ammassi rocciosi in flysch.....	35
Tabella 6: Comportamento dello scavo in base alle analisi tensionale e geostrutturale.....	36

Tabella 7: Correlazione fra categorie di comportamento, condizioni geostretturali e classi di rivestimento	38
Tabella 8: Parametri dell'ammasso roccioso utilizzati per la verifica del rivestimento provvisorio di Classe B1 alla TM 948	40
Tabella 9: Parametri dell'ammasso roccioso alla TM 948 secondo la mappatura del fronte di scavo..	42
Tabella 10: Parametri dell'ammasso roccioso alla TM 820 secondo l'analisi a ritroso (Palomba et al., 2013).....	43
Tabella 11: Caratteristiche dei bulloni da roccia	53
Tabella 12: Caratteristiche del calcestruzzo proiettato e della rete metallica	53
Tabella 13: Caratteristiche delle travi reticolari	54
Tabella 14: Fasi temporali del monitoraggio.....	59
Tabella 15: Spostamenti meccanici e viscosi per la mira ottica T2.....	78
Tabella 16: Spostamenti meccanici e viscosi per la mira ottica T3.....	79
Tabella 17: Spostamenti meccanici e viscosi per la mira ottica T4.....	79
Tabella 18: Parametri di Hoek-Brown dell'ammasso roccioso assunto come mezzo continuo, omogeneo e isotropo	84
Tabella 19: Correlazione misure, fasi costruttive e stage dei modelli	101
Tabella 20: Parametri del liner che influenzano la rigidità equivalente	103
Tabella 21: Confronto parametri dell'ammasso roccioso ricavati con l'analisi a ritroso (criterio di Hoek-Brown) con quelli della caratterizzazione geomeccanica di progetto	108
Tabella 22: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Hoek-Brown) con l'aliquota meccanica degli spostamenti reali misurati.....	115
Tabella 23: Confronto convergenze ottenute sul modello (Hoek-Brown) con l'aliquota meccanica delle convergenze reali misurate	121
Tabella 24: Confronto intervalli di variazione dello sforzo normale e del momento flettente sul liner (Hoek-Brown).....	126
Tabella 25: Confronto intervalli di variazione dello sforzo normale sui bulloni da roccia (Hoek-Brown)	131
Tabella 26: Parametri dell'ammasso roccioso ricavati con l'analisi a ritroso (Mohr-Coulomb)	132
Tabella 27: Confronto spostamenti ottenuti sul modello (Mohr-Coulomb) con l'aliquota meccanica degli spostamenti reali misurati.....	135
Tabella 28: Confronto convergenze ottenute sul modello (Mohr-Coulomb) con l'aliquota meccanica delle convergenze reali misurate	139
Tabella 29: Intervalli di variazione dello sforzo normale e del momento flettente sul liner (Mohr-Coulomb).....	143

Tabella 30: Intervalli di variazione dello sforzo normale sui bulloni da roccia (Mohr-Coulomb)	145
Tabella 31: Valori di input (FLAC) derivanti dai parametri dell'ammasso roccioso stimati con RS2	148
Tabella 32: Confronto FLAC-RS2 spostamenti meccanici delle tre mire ottiche agli stage di riferimento	154
Tabella 33: Confronto RS2-FLAC delle sollecitazioni sul liner agli stage di riferimento	157
Tabella 34: Confronto RS2-FLAC dello sforzo normale sui bulloni da roccia agli stage di riferimento	157
Tabella 35: Correlazione qualitativa fra discrepanza e bontà della stima dei parametri	164
Tabella 36: Parametri dell'ammasso roccioso (CVISC) ricavati a seguito dell'analisi a ritroso	165
Tabella 37: Confronto spostamenti ottenuti con FLAC con quelli reali misurati in situ	166
Tabella 38: Valori massimi di sforzo assiale e momento flettente sul liner	176
Tabella 39: Valori minimi e massimi di sforzo assiale sui bulloni da roccia	176

Bibliografia

- Avitabile E., Beccaria G., Carrieri G., Guglielmetti V., Pediconi P., Sartore P. (2008) – *Metropolitana di Torino, LINEA 1. Lo scavo della galleria con TBM-EPB nel Lotto 2 della seconda tratta*. Quarry & Constructions, Dicembre 2008, pp. 59-70.
- Aydan Ö., Akagi T., Kawamoto T. (1993) – *The squeezing potential of rock around tunnels: theory and prediction*. Rock Mechanics and Rock Engineering 2, pp. 137-163.
- Barla G. (1995) – *Squeezing rocks in tunnels*. ISRM News Journal 3/4, pp. 44-49.
- Barla G., Borgna (1999) – *Tunneling in squeezing rock conditions*. International Conference on Rock Engineering Techniques for Site Characterization, Bangalore, India, Volume: 1.
- Barla G. (2001) – *Tunnelling under squeezing rock conditions*. Tunnel. Mech., Eurosummer School, D. Kolymbas, ed., Logos-Verlag, Berlin, 169-268.
- Barla G., Bonini M., Debernardi D. (2008) – *Time dependent deformations in squeezing tunnels*. The 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG), 1-6 October, 2008 Goa, India.
- Bieniawski Z.T. (1989) – *Engineering rock mass classifications*. John Wiley, Rotterdam.
- Cai M., Kaiser P.K., Tasaka Y., Minami M. (2007) – *Determination of residual strength parameters of jointed rock masses using the GSI system*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 44 (2), pp. 247-265.
- Carranza-Torres C. (2004) – *Elasto-plastic solution of tunnel problems using the generalized form of the Hoek–Brown failure criterion*. Proceedings of the ISRM SINOROCK.
- Chern J.C., Shiao F.Y., Yu C.W. (1998) – *An empirical safety criterion for tunnel construction*. Proceedings of the Regional Symposium on Sedimentary Rock Engineering. Taipei, Taiwan, pp. 222-227.
- Cividini, A., Jurina, G., Gioda, G. (1981) – *Some aspects of characterization problems in geomechanics*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 18, 487-503.
- Coulomb C.A. (1773) – *Essai sur une application des règles de maximis et de minimis à quelques problèmes de Statique relatifs à l'Architecture*. Mémoires de Mathématique et de Physique, Academie des Sciences par divers Savans, Tome VII.
- Cristescu N. (1993) – *Rock rheology*. Comprehensive Rock Engineering, Pergamon Press, J.A. Hudson ed., 1, pp. 523-544.
- Debernardi D. (2004) – *Prove specialistiche e analisi numeriche a ritroso riguardanti lo scavo di gallerie profonde in Argille Scagliose tenendo conto della dipendenza dal tempo*. Tesi di Laurea, Politecnico di Torino, I Facoltà di Ingegneria, Italia.
- Debernardi D. (2008) – *Viscoplastic behaviour and design of tunnels*. PhD Thesis, Politecnico di Torino, Department of Structural and Geotechnical Engineering, Italy.
- Goel R.K., Jethwa J.L. and Paithakan A.G. (1995) – *Tunnelling through the young Himalayas: a case history of the Maneri-Uttarkashi power tunnel*. Engrg. Geol. 39, pp. 31-44.
- Hoek E., Brown E.T. (1997) – *Practical estimates of rock mass strength*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 34, pp. 1156-1186.
- Hoek E., Marinos P. (2000) – *Predicting tunnel squeezing problems in weak heterogeneous rock masses*. Tunnels and Tunnelling International, pp. 45-51: part one; pp. 33-36: part two.

- Hoek E., Diederichs M.S. (2006) – *Empirical estimation of rock mass modulus*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 43, pp. 203-215.
- Itasca Inc. 2011. Flac2D 7.0, User's Manual. Minneapolis, USA.
- Jethwa J.L., Singh B., Singh B. (1984) – *Estimation of ultimate rock pressure for tunnel linings under squeezing rock conditions: a new approach*. Design and Performance of Underground Excavations, ISRM Symposium, Cambridge, E.T. Brown and J.A. Hudson eds., pp. 231-238.
- Kovari K. (1998) – *Tunnelbau in druckhaftem Gebirge - Tunnelling in squeezing rock*. Tunnel 5, pp. 12-31.
- Ladanyi B. (1993) – *Time-dependent response of rock around tunnels*. Comprehensive Rock Engineering, Pergamon Press J.A. Hudson ed., vol. 2, pp. 78-112.
- Lemaitre J., Chaboche J.L. (1996) – *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 253-341.
- Palomba M., Russo G., Amadini F., Carrieri G., Jain A.R. (2013) – *Chenani-Nashri Tunnel, the longest road tunnel in India: a challenging case for design-optimization during construction*. World Tunnel Congress, Geneva.
- Panet M. and Guenot A. (1982) – *Analysis of convergence behind the face of a tunnel*. Tunnelling 82, IMM, Brighton, pp. 199-204.
- Paraskevopoulou C., Diederichs M. (2018) – *Analysis of time-dependent deformation in tunnels using the Convergence Confinement Method*. Tunnelling and Underground Space Technology 71, pp. 62-80.
- Perzyna P. (1966) – *Fundamental Problems in Viscoplasticity*. Advances in Applied Mechanics, Academic Press, 9, pp. 243-377.
- Rabcewicz, L. (1964) – *The new Austrian tunnelling method*. Part one, Water Power (November), 453-457. Part two, Water Power (December), 511-515.
- Rabcewicz, L. (1965) – *The new Austrian tunnelling method*. Part three. Water Power 5 (January), 19-24.
- Russo G., Kalamaras G.S., Grasso P. (1998) – *A discussion on the concepts of geomechanical classes, behavior categories and technical classes for an underground project*. Gallerie e grandi opere sotterranee, N. 54, pp. 40-51.
- Russo G., Grasso P. (2007) – *On the classification of rock mass excavation behaviour in tunneling*. 11th Congress of International Society of Rock Mechanics ISRM, Lisbon.
- Russo G. (2008) – *A simplified rational approach for the preliminary assessment of the excavation behavior in rock tunneling*. Tunnels et Ouvrages Souterraines n. 207.
- Singh B., Jethwa J.L., Dube A.K., Singh B. (1992) – *Correlation between observed support pressure and rock mass quality*. Tunnelling and Underground Space Technology, 7, pp. 59-74.
- Sulem J., Panet M., Guenot A. (1987) – *Closure Analysis in Deep Tunnels*. International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 24(3), 145-154.
- Sulem J. (1994) – *Analytical methods for the study of tunnel deformation during excavation*. Gallerie in condizioni difficili, MIR '94, Torino, G. Barla ed., pp. 301-317.
- Vardakos, S. (2007) – *Back-Analysis Methods for Optimal Tunnel Design*. Ph.D. Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, January 2007, 180 p.

Ringraziamenti

Desidero innanzitutto ringraziare il professor Marco Barla, per la fiducia accordatami accettando il ruolo di Relatore, svolto con grande professionalità, gentilezza e serietà, ma anche per i preziosi insegnamenti del suo corso, i quali sono stati senza dubbio determinanti nella scelta dell'argomento della Tesi.

Ci tengo moltissimo a ringraziare Geodata Engineering S.p.a., per avermi accolto prima come tirocinante e poi come tesista, dandomi quindi la possibilità di collaborare e dialogare con moltissimi esperti del settore, e per la quantità e qualità del materiale fornitomi ai fini della Tesi. In particolare, vorrei ringraziare Giovanni, per la sua professionalità e disponibilità in qualità di Co-Relatore, Heidy, per il suo preziosissimo insegnamento e supporto nell'utilizzo del software di calcolo e soprattutto Michele che, con infinita disponibilità, pazienza e simpatia, mi ha fornito un continuo supporto tecnico, senza il quale non sarebbe certamente stato possibile portare avanti questo lavoro.

Il ringraziamento più grande va senza dubbio ai miei genitori, i quali mi hanno dato un continuo sostegno morale ed economico lungo tutto il mio percorso universitario, senza il quale il raggiungimento di questo obiettivo sarebbe stato praticamente impossibile.

Vorrei poi ringraziare di cuore il resto della mia famiglia, mia nonna Teresina, mio fratello Riccardo e tutti gli zii, zie, cugini e cugine che si sono sempre interessati moltissimo all'andamento del mio percorso universitario, fra i quali spicca senza dubbio mio zio Mauro, esimio collega.

Un ringraziamento speciale va infine a tutti i miei amici, sparsi fra Savona e Torino o in giro per il mondo. In primis i miei coinquilini passati e presenti, specialmente Chiara che è stata costretta a sopportarmi addirittura dal primo anno. Il mio gruppo di amici conosciuti alla triennale, con i quali sono felice di aver mantenuto uno stretto legame nonostante i diversi percorsi di studio, e i cari compagni della magistrale, con i quali ho condiviso lezioni, esami, progetti e uscite e coi quali mi auguro con tutto il cuore di mantenere amicizia e contatti. I miei più cari amici savonesi, Stella, Luca, Valerio, Davide, Marta e tutti gli altri...

Grazie, grazie davvero, Filippo.