



ALMA MATER STUDIORUM
UNIVERSITÀ DI BOLOGNA

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CIVILE, CHIMICA, AMBIENTALE
E DEI MATERIALI

CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN
INGEGNERIA CIVILE

**Modellazione numerica dell'interazione tra scudo,
terreno e rivestimento nello scavo meccanizzato di
gallerie in condizioni spingenti**

Relatrice:
Prof.ssa Ing. Daniela Boldini

Presentata da:
Riccardo Tosatto

Corelatori:
Dott. Ing. Edoardo Lusini
Dott. Ing. Paolo Perazzelli

Sessione Ottobre 2024
Anno accademico 2023/2024

*A mia mamma e mio papà
che mi hanno sempre
sostenuto e motivato ad
inseguire le mie ambizioni*

Indice

Elenco delle figure	iii
Elenco delle tabelle	vii
1 Introduzione	1
2 Lo scavo meccanizzato	3
2.1 Generalità	3
2.2 Tipologie di macchine di scavo	3
2.2.1 TBM per lo scavo in roccia	4
2.2.2 TBM per lo scavo nei terreni	7
2.2.3 TBM multimodali	10
2.3 Lo scavo meccanizzato in condizioni spingenti	11
2.3.1 Problematiche generali dello scavo meccanizzato	11
2.3.2 Comportamento spingente di rocce e terreni	12
2.3.3 Contromisure per prevenire il blocco della TBM	13
2.4 Calcolo della spinta richiesta di una TBM	14
2.4.1 Forza dovuta all'attrito macchina-terreno	15
2.4.2 Forza data dalle spazzole	16
2.4.3 Forza di scavo	16
2.4.4 Forza data dalla pressione sul fronte	16
2.4.5 Forza di trascinamento del back-up	16
3 Metodi di calcolo della pressione su scudo e rivestimento	17
3.1 Metodo delle curve caratteristiche	17
3.1.1 Profilo longitudinale degli spostamenti	18
3.1.2 Curva caratteristica del cavo	20
3.1.3 Curva caratteristica del rivestimento	23
3.1.4 Limiti del metodo delle curve caratteristiche	24
3.2 Modelli numerici	27
3.2.1 Metodo step-by-step	27
3.2.2 Metodo dello stato stazionario	30
4 Modellazione numerica con Plaxis	37
4.1 Generalità	37
4.2 Modellazione dello scudo e del gap ΔR	39
4.2.1 Verifica del funzionamento del cheat file	39
4.2.2 Confronto con il metodo delle curve caratteristiche	45
4.3 Analisi assialsimmetrica con il metodo step-by-step	47
4.3.1 Modello semplificato	48

4.3.2	Modellazione del rivestimento	53
4.3.3	Modello completo	53
4.4	Validazione dei risultati	57
4.4.1	Modello semplificato	57
4.4.2	Modello completo	57
4.5	Il caso elasto-plastico	62
4.5.1	Applicazione degli irrigidimenti nella simulazione di uno scavo meccanizzato	63
5	Caso studio: la galleria Scaletta	65
5.1	Inquadramento dell'opera	65
5.2	Contesto geologico	68
5.3	Contesto geomeccanico	70
5.3.1	Classificazione in base all'indice GSI	70
5.3.2	Caratteristiche fisiche	72
5.3.3	Caratteristiche di resistenza	73
5.3.4	Caratteristiche di deformabilità	75
5.4	Parametri geotecnici per la modellazione	77
5.4.1	Criterio di Hoek-Brown per l'ammasso roccioso	77
5.4.2	Criterio di Mohr-Coulomb equivalente	78
5.4.3	Modulo elastico dell'ammasso roccioso	79
5.4.4	Parametri dell'ammasso nella sezione più gravosa	79
5.5	Valutazione delle condizioni spingenti	80
5.6	TBM e rivestimento	81
5.6.1	Scudo della TBM e sovrascavi	81
5.6.2	Sistema di spinta	83
5.6.3	Anello di rivestimento	83
5.7	Modello numerico per la valutazione della pressione sullo scudo	86
5.7.1	Modello 1	87
5.7.2	Modello 2	90
5.8	Calcolo della spinta richiesta	95
5.8.1	Forza dovuta all'attrito tra macchina e ammasso	95
5.8.2	Forza data dalle spazzole	95
5.8.3	Forza di scavo	95
5.8.4	Forza data dalla pressione sul fronte	96
5.8.5	Forza di trascinamento del back-up	96
5.8.6	Verifica della spinta installata	96
6	Conclusioni	97
	Bibliografia	99

Elenco delle figure

1	Esempio di TBM aperta (www.henrrenknecht.com).	5
2	Processo di scavo di una TBM aperta.	5
3	Esempio di TBM a scudo singolo (www.henrrenknecht.com).	6
4	Esempio di TBM a doppio scudo (www.henrrenknecht.com).	7
5	Campi di applicazione delle TBM slurry ed EPB in funzione della granulometria del terreno ([5]).	8
6	Schema di funzionamento di una TBM slurry.	9
7	Esempio di TBM EPB (www.henrrenknecht.com).	10
8	Blocco di una TBM a scudo singolo in ammasso spingente durante le operazioni per liberarla (Uluabat Tunnel, Turchia)([16]).	12
9	Esempio di evoluzione della pressione radiale su scudo e rivestimento e della convergenza durante un fermo macchina ([19]).	14
10	A sinistra il profilo degli spostamenti radiali in parete (convergenza) al variare della distanza dal fronte; a destra le curve caratteristiche del terreno e del rivestimento ([4]).	18
11	Effetto statico del fronte in un'analisi piana mediante l'applicazione di una pressione fittizia q^* ([20]).	19
12	Possibili zone plastiche che possono svilupparsi nelle vicinanze del fronte ([20]).	20
13	A sinistra il modello di comportamento elastico-perfettamente plastico; a destra il modello di comportamento elasto-plastico perfettamente fragile.	21
14	Curva caratteristiche di una galleria in un mezzo elastico ed elasto-plastico. q rappresenta la pressione di sostegno ed S lo sforzo litostatico originario ([20]).	23
15	Evoluzione delle tensioni radiali (σ_{rr}), tangenziali (σ_{tt}), assiali (σ_{yy}) e di taglio (σ_{ry}) lungo il cavo della galleria per diversi valori della rigidezza del rivestimento e della lunghezza non supportata ([4]).	25
16	Evoluzione delle tensioni radiali (σ_{rr}), tangenziali (σ_{tt}), assiali (σ_{yy}) e di taglio (σ_{ry}) lungo il cavo della galleria scavata con una TBM a scudo singolo e relativo percorso tensionale del terreno ([18]).	26
17	Ciclo di calcolo nel metodo step-by-step ([4]).	28
18	Andamento tipico degli spostamenti radiali e delle pressioni radiali nel metodo step-by-step ([4]).	29

19	Effetto della lunghezza dello step s sulla distribuzione longitudinale delle pressioni. Il caso con $s = 0$ rappresenta il metodo dello stato stazionario ([14]).	30
20	Dominio del modello utilizzato per ricavare i nomogrammi ([17]).	31
21	Legami costitutivi usati per simulare lo scudo (a sinistra) e il rivestimento (a destra) ([18]).	32
22	Effetto delle rigidzze normalizzate dello scudo $K_s R/E$ e del rivestimento $K_l R/E$ sulla spinta normalizzata richiesta F_r per due diverse TBM ([17]).	33
23	Nomogrammi per una TBM a scudo singolo con $L_s/R = 2$ ([17]).	35
24	Nomogrammi per una TBM a scudo singolo con $L_s/R = 5$ ([17]).	36
25	Elementi finiti implementati in PLAXIS 2D ([3]).	37
26	Esempio di modello a deformazione piana (a sinistra) e di modello assialsimmetrico (a destra) ([3]).	38
27	Esempio di cheat file che applica il gap ad un elemento interfaccia.	39
28	Geometria del modello a deformazione piana utilizzato per verificare il funzionamento del cheat file.	41
29	Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elastico lineare.	42
30	Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elasto-plastico.	43
31	Geometria del modello assialsimmetrico utilizzato per verificare il funzionamento del cheat file.	43
32	Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elastico lineare.	44
33	Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elasto-plastico.	45
34	Confronto con le soluzioni ottenute su PLAXIS 2D con le curve caratteristiche nel caso elastico.	46
35	Confronto con le soluzioni ottenute su PLAXIS 2D con le curve caratteristiche nel caso elasto-plastico.	46
36	Valutazione dello spostamento imposto da applicare all' i -esima fase.	47
37	Confronto tra i profili di pressione longitudinale ottenuti con il modello semplificato e con il modello che considera il rivestimento ([18]).	48
38	Effetto arco che si manifesta tra il fronte di scavo ed il punto di contatti tra scudo e terreno.	49

39	Geometria del modello semplificato. A destra sono stati messi in evidenza gli step di avanzamento che raggiungono la posizione finale del fronte a metà modello.	50
40	Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il modello semplificato.	52
41	Schema delle interfacce disattive e dei punti dove influenzano i risultati.	54
42	Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il modello completo.	56
43	Confronto grafico tra la soluzione analitica e quella numerica del modello semplificato.	58
44	Confronto grafico tra la soluzione analitica e quella numerica del modello completo.	59
45	Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello semplificato. . .	59
46	Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello semplificato.	60
47	Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello completo. . . .	60
48	Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello completo. .	61
49	Confronto tra i profili delle convergenze nette ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello completo. . . .	61
50	Catena continua di elementi piastra per irrigidire i nodi intermedi degli elementi finiti.	62
51	Confronto tra la LDP ottenuta con gli irrigidimenti con quella senza irrigidimenti e con quelle analitiche.	64
52	Applicazione della catena di elementi piastra nel caso dello scavo meccanizzato.	64
53	Mappa del tracciato del lotto 2 ([10]).	65
54	Metodi di scavo utilizzati per il lotto 2 ([10]).	66
55	Schema di cantierizzazione dello scavo meccanizzato nel lotto 2 ([10]).	66
56	Sezione tipo della galleria Scaletta ([10]).	67
57	Sezione tipo della galleria Scaletta in corrispondenza di un by-pass ([10]).	67
58	Profilo geomeccanico della galleria Scaletta ([10]).	69
59	GSI individuato dai sondaggi nel diagramma di Marinos e Hoek ([10]).	71

60	GSI individuato dai sondaggi nel diagramma di Marinos e Hoek ([10]).	72
61	Risultati della prova a compressione uniassiale e della prova di carico puntuale dell'unità FDN ([10]).	73
62	Risultati della prova a compressione uniassiale e della prova di carico puntuale dell'unità PMAa ([10]).	74
63	Moduli elastici ricavati dalla prova a compressione uniassiale e dalla misurazione della velocità delle onde S per l'unità FDN ([10]).	76
64	Linearizzazione del criterio di Hoek-Brown ([8]).	78
65	Posizione della sezione più gravosa ([10]).	79
66	TBM Dual Mode impiegata per lo scavo della galleria Scaletta ([10]).	82
67	Schema della conicità dello scudo e dei possibili sovrascavi ([10]).	82
68	Sviluppo del rivestimento in conci prefabbricati ([10]).	84
69	Sezione trasversale dell'anello in conci prefabbricati ([10]). . .	85
70	Rappresentazione tridimensionale dell'anello in conci prefabbricati ([10]).	85
71	Valutazione dello spostamento imposto da applicare nella fase successiva.	87
72	Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il Modello 1. . . .	89
73	Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.	90
74	Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.	91
75	Confronto tra i profili delle convergenze nette ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.	91
76	Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il Modello 2. . . .	92
77	Influenza della rigidezza k_n dell'interfaccia disattiva davanti al fronte sugli spostamenti.	93
78	Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.	94
79	Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.	94

Elenco delle tabelle

1	Intervalli dei parametri considerati nei nomogrammi ([17]). . .	34
2	Parametri meccanici del terreno utilizzati per validare il funzionamento del cheat file.	40
3	Parametri dell'interfaccia che simula lo scudo utilizzati per validare il funzionamento del cheat file.	40
4	Parametri dell'interfaccia che simula lo scudo nel modello completo.	53
5	Parametri dell'elemento piastra che simula il rivestimento nel modello completo.	54
6	Risultati ottenuti con la soluzione analitica e con PLAXIS 2D.	57
7	Risultati ottenuti con la soluzione analitica e con PLAXIS 2D.	58
8	Parametri meccanici del terreno utilizzati per la verifica del funzionamento degli irrigidimenti.	63
9	Parametri dell'elemento piastra utilizzati per gli irrigidimenti.	63
10	Valori di GSI dell'unità FDN.	71
11	Valori di GSI dell'unità PMAa.	72
12	Valori del peso di volume γ assunti per le due unità geotecniche.	72
13	Valori di resistenza a compressione uniassiale dell'unità FDN.	74
14	Valori di resistenza a compressione uniassiale dell'unità PMAa.	75
15	Valori del modulo elastico del materiale roccioso dell'unità FDN.	76
16	Moduli elastici ricavati dalla prova a compressione uniassiale e dalla misurazione della velocità delle onde S per l'unità PMAa.	77
17	Valori del modulo elastico del materiale roccioso dell'unità PMAa.	77
18	Parametri geotecnici del materiale roccioso nella sezione più gravosa.	80
19	Parametri geotecnici dell'ammasso nella sezione più gravosa secondo il criterio di Hoek-Brown.	80
20	Parametri geotecnici dell'ammasso nella sezione più gravosa secondo il criterio di Mohr-Coulomb.	80
21	Classificazione del grado di squeezing secondo Jethwa et al. ([2]).	81
22	Diametri esterni dello scudo.	82
23	Gap che possono essere adottati nelle diverse configurazioni di scavo.	83
24	Parametri dello scudo utilizzati nella modellazione.	83
25	Caratteristiche dei conci di rivestimento.	84
26	Parametri del rivestimento utilizzati nella modellazione.	86
27	Spinte dovute all'attrito tra macchina e ammasso.	95

1 Introduzione

Nell'ambito dello scavo meccanizzato, la realizzazione di una galleria in condizioni spingenti rappresenta una vera e propria sfida a causa degli elevati valori di convergenza che si possono riscontrare. Tali condizioni si riscontrano in terreni e in ammassi rocciosi con una bassa resistenza rispetto allo stato tensionale originario, portando a deformazioni importanti e dipendenti dal tempo. Questo fenomeno, se sottovalutato, può causare delle criticità durante la fase di scavo, come il rallentamento dell'avanzamento della TBM o, nel peggiore dei casi, il blocco della macchina.

Per prevenire i rischi legati al comportamento spingente del terreno, le moderne TBM sono dotate di un'adeguata attrezzatura che permette dei sovrascavi qualora si manifestino elevate convergenze. Lo scudo è, inoltre, progettato con una geometria tronco-conica per limitare la zona di contatto con il terreno.

Oltre agli aspetti geometrici ed operativi legati al tipo di TBM, un ruolo fondamentale lo gioca il sistema di spinta. Esso deve essere dimensionato appositamente per poter vincere l'attrito tra lo scudo ed il terreno, qualora entrassero in contatto. Per fare ciò è necessario analizzare come lo scudo e il rivestimento interagiscono con il terreno al momento del contatto. Per valutare al meglio questo fenomeno di interazione è necessario ricorrere a modelli numerici avanzati per simulare la presenza del gap tra lo scudo ed il terreno.

In questa tesi viene proposta una soluzione implementata nel software PLAXIS 2D. Tale soluzione prevede la risoluzione di un modello assialsimmetrico che simula lo scavo passo-passo, in cui lo scudo è modellato con elementi interfaccia, a cui viene attribuito il gap tramite un file di testo. Tale funzionalità non è ancora disponibile agli utenti perchè è in fase di sperimentazione. Il modello numerico verrà applicato al caso studio riguardante la galleria Scaletta, che farà parte del raddoppio ferroviario della tratta Giampileri-Fiumefreddo, sulla direttrice Messina-Catania-Palermo.

La presente tesi è organizzata come segue. Nel Capitolo 2 si descrive lo scavo meccanizzato, facendo una panoramica sulle diverse tipologie di TBM e le problematiche che si possono riscontrare durante lo scavo, focalizzandosi sui problemi legati al comportamento spingente del terreno e le contromisure da adottare. Viene, inoltre, approfondito il calcolo delle componenti della spinta richiesta di una TBM. Nel Capitolo 3 si illustrano i metodi di calcolo esistenti per stimare la pressione agente sullo scudo e sul rivestimento. Nel Capitolo 4 si espone la modellazione numerica implementata in PLAXIS 2D, illustrando la procedura di modellazione e le prove effettuate per validarne il funzionamento. Nel Capitolo 5 viene presentato il caso studio della galle-

ria Scaletta, dove viene applicato il modello numerico; infine, il Capitolo 6 riporta le conclusioni.

2 Lo scavo meccanizzato

2.1 Generalità

La tecnica di scavo è una parte fondamentale del progetto di un'opera in sotterraneo. I criteri che ne definiscono la scelta dipendono sia da fattori tecnici che da fattori economici ed in particolare da:

- lunghezza della galleria;
- proprietà idrogeologiche e geotecniche del terreno o dell'ammasso roccioso;
- organizzazione del cantiere.

Negli ultimi anni sono stati fatti numerosi progressi nell'ambito dello scavo meccanizzato, ragion per cui molte amministrazioni cominciano a prescrivere, già in fase di bando, l'uso di questa tecnica per lo scavo di una galleria. I principali vantaggi del suo utilizzo comportano il miglioramento della qualità dell'opera da realizzare, un maggiore standard di sicurezza lavorativa, maggiori velocità di scavo e la messa a punto di un vero e proprio processo produttivo di tipo industriale. Questi ultimi due aspetti permettono la riduzione dei tempi di realizzazione, compensando l'elevato costo della macchina e della sua installazione.

L'utilizzo sempre più diffuso dello scavo meccanizzato è legato, inoltre, ad un miglioramento delle competenze in campo geotecnico e geomeccanico nelle imprese, alla maggiore capacità di modellare e definire il comportamento del terreno e dell'ammasso roccioso e al progresso tecnologico, tutt'ora in corso, delle macchine di scavo.

Per tutti questi aspetti, lo scavo meccanizzato può essere impiegato nella maggior parte dei contesti geotecnici e geomeccanici che si presentano.

2.2 Tipologie di macchine di scavo

Il continuo miglioramento delle macchine per lo scavo di gallerie ha portato un notevole sviluppo del loro campo d'applicazione. Con il termine TM (Tunnelling Machine) si intendono le macchine dotate di scudo e con testa di scavo a sezione parziale, mentre con il termine TBM (Tunnel Boring Machine) si intendono le macchine con testa di scavo a piena sezione, con la possibilità di sostenere il fronte applicando una pressione opportuna. Il presente elaborato si concentrerà su quest'ultima tipologia di macchina.

Le TBM permettono un processo realizzativo di tipo industriale e, principalmente, sono dotate di:

- una testa di scavo rotante dotata di utensili di scavo chiamati cutter;
- uno scudo, che è un grosso cilindro metallico all'interno del quale sono disposti i sistemi di movimentazione della macchina;
- un sistema di spinta che cambia a seconda della tipologia di TBM;
- un treno di supporto, chiamato back-up, che è costituito da una serie di vagoni sopra i quali sono posizionati i mezzi necessari ad energizzare il sistema ed allontanare il materiale scavato (smarino).

Oggi esistono diversi tipi di TBM in grado di affrontare lo scavo in quasi tutti i tipi di ammasso roccioso o terreni. Esse possono essere suddivise in due grandi categorie:

- macchine con sistema aperto, che sono quelle non isolate dal mezzo da scavare, utilizzate per ammassi rocciosi con capacità, anche modeste, di autosostegno;
- macchine con sistema chiuso, che sono completamente isolate dal mezzo da scavare, utilizzate per materiali di più scadenti caratteristiche meccaniche come i terreni.

Di seguito verranno illustrate le principali tipologie di TBM utilizzate per lo scavo in roccia e nei terreni.

2.2.1 TBM per lo scavo in roccia

La scelta della TBM da impiegare in roccia dipende da vari fattori, come la qualità dell'ammasso, le condizioni di stabilità del cavo e la quantità di acqua presente. Le TBM per lo scavo in roccia lavorano con un sistema aperto. Di seguito vengono analizzate le diverse macchine impiegate.

TBM aperta

Questa macchina (Figura 1) è utilizzata se le condizioni dell'ammasso sono stabili e si ha poco ingresso di acqua, poichè è dotata di uno scudo di lunghezza ridotta e la messa in opera del rivestimento avviene solamente se le condizioni geotecniche lo richiedono. La spinta per l'avanzamento viene contrastata da una coppia di scarpe d'ancoraggio (chiamate gripper) che vengono fatte espandere contro le pareti dello scavo, esercitando una forza d'attrito. I gripper possono essere adattati alla superficie di scavo della roccia e la forza

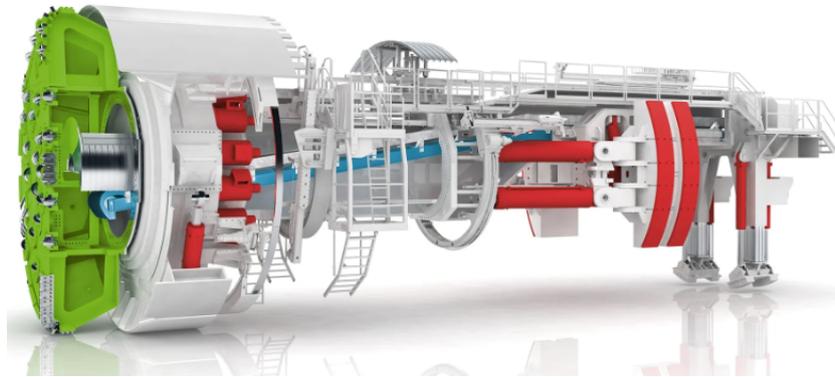


Figura 1: Esempio di TBM aperta (www.henrenknecht.com).

massima che possono esercitare dipende dalla resistenza a compressione della roccia. La Figura 2 mostra il processo di avanzamento di una TBM aperta.

Il rivestimento, se necessario, dipende dalla qualità dell'ammasso roccioso e viene messo in opera immediatamente dietro la testa di scavo. Le tipologie di rivestimento adottate sono simili a quelle usate nello scavo tradizionale e consistono nell'utilizzo di bulloni, centine intervallate ai gripper e calcestruzzo proiettato.

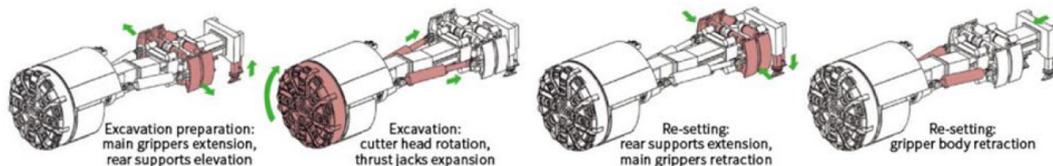


Figura 2: Processo di scavo di una TBM aperta.

TBM a scudo singolo

La TBM a scudo singolo (Figura 3) viene impiegata per ammassi rocciosi instabili, con il rischio di collasso del cavo. A differenza della TBM aperta, la TBM a scudo singolo è dotata, appunto, di uno scudo più esteso che permette di proteggere le maestranze presenti da eventuali crolli. Questo tipo di macchina, inoltre, prevede la messa in opera, all'interno dello scudo, del rivestimento definitivo formato da conci prefabbricati di calcestruzzo armato e le iniezioni di backfill per riempire il vuoto tra il cavo e il rivestimento. Il sistema di spinta è dotato di martinetti idraulici che spingono sui conci, non interessando la roccia circostante.

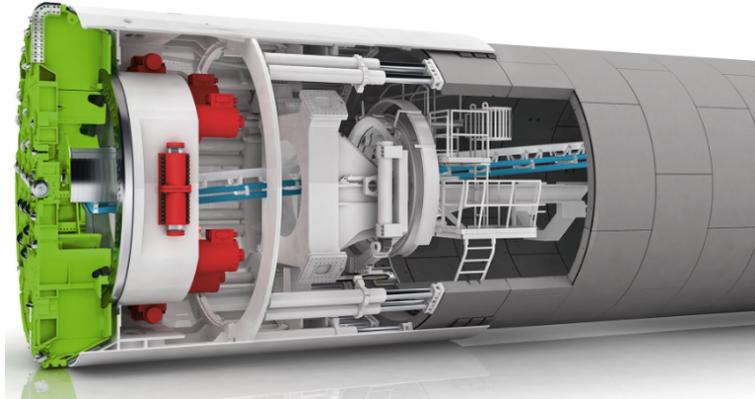


Figura 3: Esempio di TBM a scudo singolo (www.henrrenknecht.com).

Durante la messa in opera dei conci prefabbricati la fresa deve restare ferma. Dunque, il ciclo di scavo e avanzamento si può riassumere nel seguente modo:

1. fase di scavo e avanzamento fino a fine corsa dei martinetti (in genere di $1.2 \div 1.75 \text{ m}$);
2. recupero della corsa dei martinetti e messa in opera dell'anello di conci prefabbricati (macchina ferma);
3. inizio di una nuova fase di scavo.

In questo modo si ottiene un ciclo di scavo che permette una produzione quasi continua. L'esperienza insegna che con l'impiego di una TBM scudata i tempi di scavo risultano ridotti rispetto alle TBM aperte, ragion per cui vengono utilizzate sempre di più.

TBM a doppio scudo

La TBM a doppio scudo (o scudo telescopico) combina le tecniche delle TBM aperte e delle TBM a scudo singolo (Figura 4). La macchina è dotata di uno scudo anteriore contenente il supporto della testa fresante, che avanza insieme ad essa, e di uno scudo posteriore contenente i gripper, nella cui coda sono presenti i martinetti idraulici e i sistemi di messa in opera del rivestimento provvisorio o dei conci prefabbricati.

Questo tipo di macchina può essere utilizzata in molteplici condizioni geotecniche, grazie alla possibilità di scegliere il sistema di spinta opportuno. In particolare, ha la possibilità di utilizzare i gripper nel caso di rocce resistenti (o poco fratturate) e stabili, non montando il rivestimento e, viceversa,

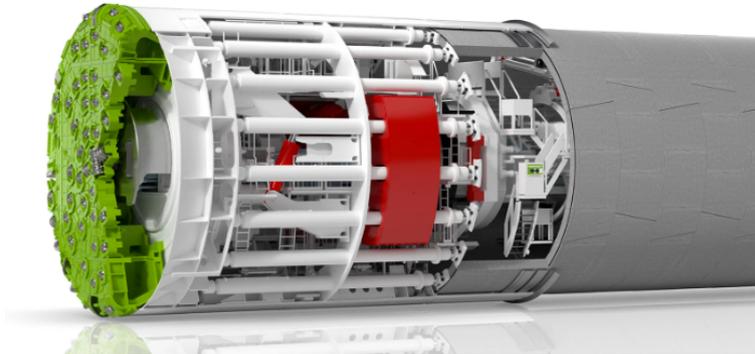


Figura 4: Esempio di TBM a doppio scudo (www.henrrenknecht.com).

di utilizzare i martinetti idraulici quando le condizioni sono sfavorevoli all'impiego dei gripper. Tuttavia, il principale vantaggio della TBM a doppio scudo è l'utilizzo combinato dei due sistemi di spinta (martinetti e gripper) che permette lo scavo e l'avanzamento contemporaneamente all'installazione del rivestimento definitivo.

2.2.2 TBM per lo scavo nei terreni

Data la natura dei terreni, le TBM utilizzate sono sempre dotate di uno scudo per garantire un ambiente di lavoro sicuro ed eseguire lo scavo in maniera più efficiente. All'interno dello scudo sono presenti gli erettori dei conci prefabbricati, i martinetti idraulici per la spinta, le pompe per le iniezioni del backfill a tergo del rivestimento e i mezzi di sgombero e di smarino.

A differenza delle TBM in roccia, la testa fresante è scelta in base alle caratteristiche del terreno. Nei terreni, inoltre, può essere necessario garantire il sostegno del fronte di scavo come nel caso di argille molli o terreni sabbiosi sotto falda. Il sostegno avviene applicando una pressione al fronte che bilancia la tensione orizzontale totale e permette di controllare eventuali moti di filtrazione. Per questo motivo, le TBM impiegate nei terreni sono a sistema chiuso.

Principalmente, esistono due macchine a sistema chiuso: la TBM a contro pressione di fango (slurry) e la TBM a contro pressione di terra (EPB). La scelta dipende, soprattutto, dal tipo di terreno, dalla sua eterogeneità, dalla logistica e dalle richieste di incontrare le esigenze del cliente. La Figura 5 mostra i campi di applicazione delle due TBM in funzione della granulometria del terreno. Si sottolinea che, con le attuali miscele di condizionamento, le TBM EPB possono essere utilizzate in i tipi di terreno.

Come nel caso delle TBM a scudo singolo, le TBM per lo scavo nei terreni prevedono la messa in opera del rivestimento definitivo (formato da conci prefabbricati in calcestruzzo armato) all'interno dello scudo e il sistema di spinta è formato da martinetti idraulici che spingono sui conci.

Di seguito vengono analizzate più dettagliatamente le TBM utilizzate nei terreni.

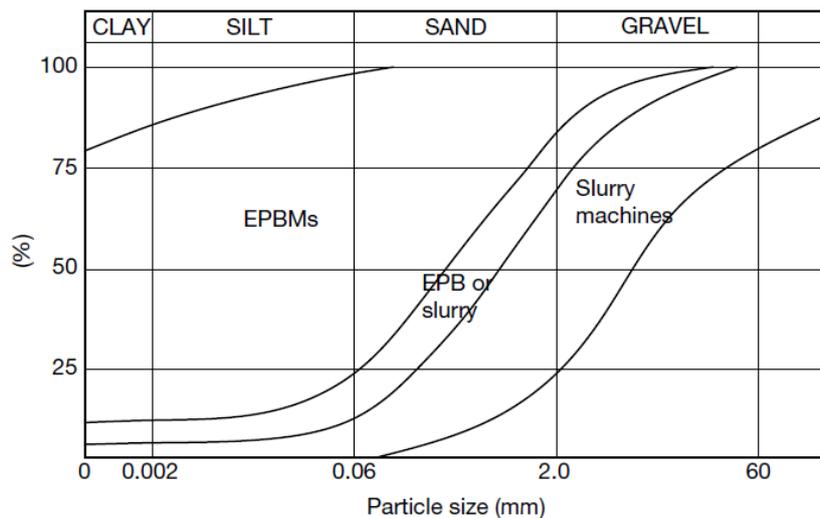


Figura 5: Campi di applicazione delle TBM slurry ed EPB in funzione della granulometria del terreno ([5]).

TBM a contro pressione di fango (slurry)

La TBM slurry utilizza fango bentonitico in pressione per garantire la stabilità del fronte. Il fluido viene messo in pressione all'interno di una camera stagna, dove è immersa la testa fresante, grazie all'azione di pompe o di aria compressa confinata in un compartimento adiacente. Il vantaggio di utilizzare il fango bentonitico è quello di garantire una pressione sul fronte crescente dalla corona al piede, al fine di evitare pressioni eccessive in corona (cosa che non si può effettuare se si usa l'aria compressa) e di formare un "filtro" (chiamato cake) che riduce la conduttività idraulica del terreno e l'ingresso di acqua.

Il fango bentonitico, inoltre, ha la funzione di estrazione dello smarino. Quest'ultimo, infatti, viene mescolato con il fango bentonitico e pompato fuori dalla camera di scavo. In superficie, la miscela viene trattata in un apposito impianto dove il fango bentonitico viene separato dallo smarino,

depurato e opportunamente reintegrato con materiale vergine, in modo tale da essere riutilizzato (Figura 6).

In alternativa al fango bentonitico si può usare acqua in pressione. In questo caso la TBM prende il nome di Hydroshield.

L'utilizzo delle TBM slurry è indicato per terreni a grana grossa (Figura 5). Il motivo è che più fine è il terreno, più difficile è separarlo dal fango bentonitico utilizzato per trasportarlo fuori. Di conseguenza, con un maggiore contenuto d'acqua, il terreno ha un volume più elevato; ciò comporta a costi di smaltimento più onerosi.

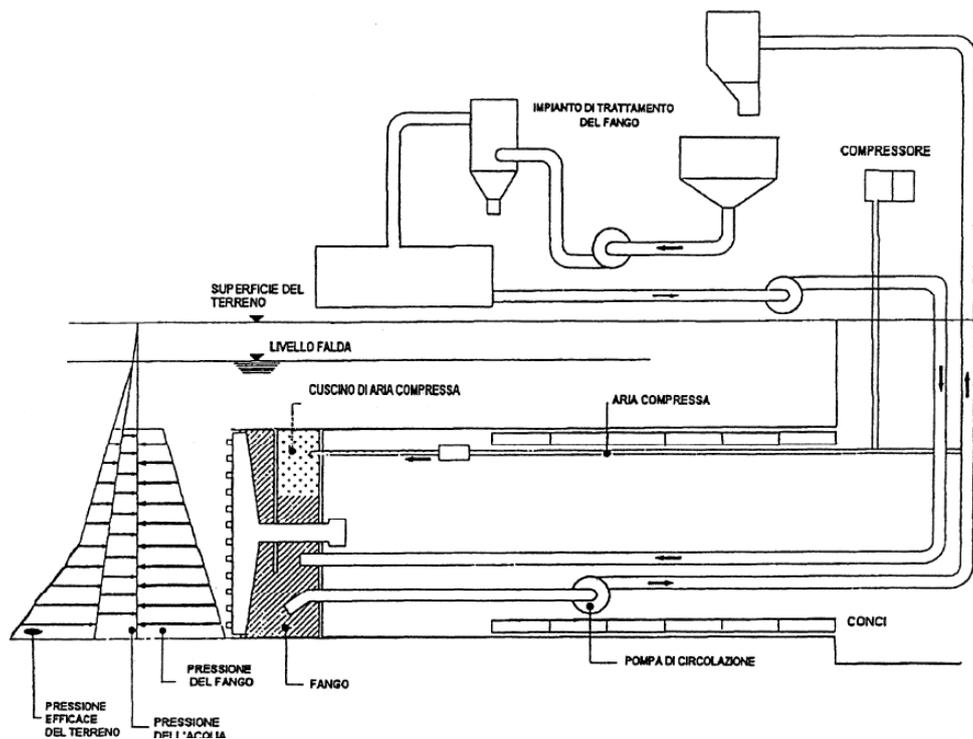


Figura 6: Schema di funzionamento di una TBM slurry.

TBM a contro pressione di terra (EPB)

La TBM EPB (Earth Pressure Balance) usa il materiale di scavo, con eventuale aggiunta di additivi, per sostenere il fronte (Figura 7). La pressione può essere calibrata variando la quantità di smarino tramite una coclea.

Questa tipologia di macchina la si può utilizzare in quasi tutti i tipi di terreni, ma una sua applicazione ideale la si ritrova in terreni a grana fine. Infatti, il terreno adatto a questa tecnologia deve poter essere rimaneggiato,

reso plastico e mantenere una resistenza sufficiente nella coclea, in modo tale da mantenere la pressione al fronte. Nel caso di terreni sabbiosi e ghiaiosi ci sono delle difficoltà ad ottenere un materiale con le caratteristiche adatte; in tal caso deve essere alterato artificialmente.

La possibilità di utilizzare una TBM EPB nella maggior parte delle tipologie di terreno, la rende più adatta per lo scavo in condizioni geotecniche eterogenee rispetto alla TBM slurry. Inoltre, se presenti tratti di roccia sana, una macchina EPB ha la possibilità di lavorare con camera aperta.

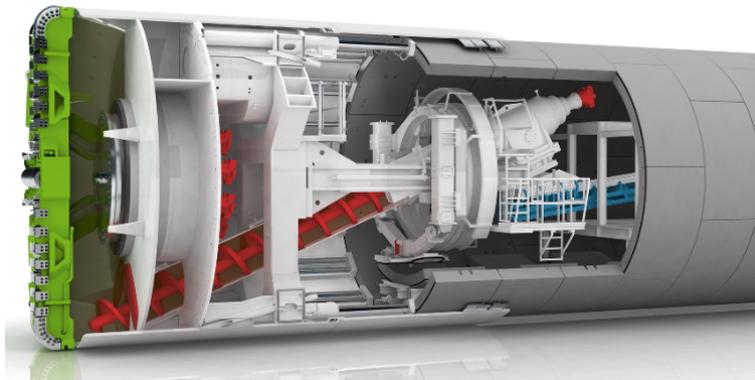


Figura 7: Esempio di TBM EPB (www.henrrenknecht.com).

2.2.3 TBM multimodali

Ciascuna TBM presenta uno specifico campo di applicazione nel quale si ha un'ottimizzazione dal punto di vista sia tecnico che economico. Tuttavia, nell'ambito delle grandi gallerie si possono presentare condizioni geotecniche fortemente variabili (per esempio, il passaggio da terreno a roccia).

Nonostante i progressi tecnologici fatti su ciascun tipo di TBM, è stata sviluppata una tecnologia basata su una macchina modulare che consente di cambiare la modalità di funzionamento, senza interrompere il processo di scavo. Tale macchina è chiamata TBM multimodale e consente il cambio delle modalità di scavo mediante la modifica del sistema di controllo del sostegno del fronte e del sistema di rimozione del materiale di scavo.

Per esempio, si può passare da una macchina che opera a contro pressione di fango a una che opera a contro pressione di terra o in modalità aperta e viceversa.

Le possibili soluzioni di TBM multimodale sono principalmente due:

- TBM multimodale con struttura di base modulare in cui, per cambiare modalità di scavo, bisogna provvedere a sostituire singoli componenti della macchina o apportare delle modifiche estensive;
- TBM multimodale con tutti i componenti integrati in un'unica macchina che consente diverse modalità di scavo. Tale TBM è più complessa ma permette di ridurre la quantità e i tempi di lavoro.

2.3 Lo scavo meccanizzato in condizioni spingenti

2.3.1 Problematiche generali dello scavo meccanizzato

Durante lo scavo di una galleria con la TBM, molte sono le situazioni dove la macchina non può funzionare nel modo in cui è stata progettata, portando ad un rallentamento dell'avanzamento o, nel peggiore dei casi, ad un fermo macchina. Le diverse situazioni dipendono dalla natura e dalle condizioni del terreno (o dell'ammasso) e, di conseguenza, dal tipo di TBM ([15]).

Le situazioni più frequenti e rilevanti, dove bisogna fare particolare attenzione in fase di progettazione ed esecuzione sono:

- instabilità del cavo;
- instabilità del fronte;
- zone di faglia;
- ammasso spingente (squeezing);
- forte afflusso di acqua nel caso di galleria sotto falda;
- terreni argillosi;
- presenza di gas;
- rocce ed acqua ad elevate temperature;
- cavità carsiche.

Per ciascuna di queste, è opportuno prevedere delle azioni di mitigazione, accompagnate da sondaggi sistematici del terreno davanti al fronte (se possibili) e, eventualmente, da interventi di consolidamento.

Il presente elaborato si focalizzerà sullo scavo in condizioni di ammasso spingente. In gallerie dove si prevede l'utilizzo di TBM scudate, le elevate convergenze che potrebbero manifestarsi possono portare al blocco della macchina a causa dell'attrito che si genera al contatto tra la roccia e lo scudo.

2.3.2 Comportamento spingente di rocce e terreni

Durante lo scavo di una galleria, se la variazione dello stato di equilibrio originario ed il relativo incremento delle sollecitazioni sul contorno sono tali da provocare il raggiungimento dei valori di resistenza dell'ammasso roccioso o del terreno, con l'insorgere di fenomeni deformativi importanti dipendenti dal tempo, allora si manifesta il comportamento spingente (squeezing). Tale comportamento lo si riscontra sia in ammassi rocciosi che nei terreni.

Un altro tipo di fenomeno che presenta effetti simili è il comportamento rigonfiante (swelling). Le deformazioni in rocce con comportamento rigonfiante avvengono con incrementi di volume dipendenti dal tempo, causati da reazioni chimico-fisiche di alcuni minerali presenti nella roccia a contatto con l'acqua. Se presente una struttura di sostegno, l'aumento di volume e delle deformazioni porta ad un incremento della pressione agente su di essa. La presente tesi, tuttavia, si focalizzerà solamente sul comportamento spingente.

Le rocce che manifestano un forte comportamento spingente hanno una bassa resistenza e un'alta deformabilità; tali rocce sono, per esempio, filladi, scisti e rocce argillose. L'esperienza, inoltre, ha dimostrato che elevate deformazioni sono state riscontrate anche in rocce relativamente dure e fratturate ad elevate profondità, come nel caso della galleria di base del San Gottardo in Svizzera ([18]).

Nell'ambito dello scavo meccanizzato, un contesto geotecnico dove si riscontra un comportamento spingente può rappresentare un enorme problema se sottovalutato. In queste condizioni, l'avanzamento della TBM può essere rallentato o addirittura impedito; ciò è causato sia dal blocco dello scudo (Figura 8) a causa dell'elevata forza d'attrito che può svilupparsi, che da problemi riguardanti il back-up, come il suo blocco, eccessive convergenze



Figura 8: Blocco di una TBM a scudo singolo in ammasso spingente durante le operazioni per liberarla (Uluabat Tunnel, Turchia)([16]).

del cavo e danni al rivestimento della galleria.

In passato ci sono state numerose esperienze negative, dove, nei casi peggiori, non si è riuscito a liberare la TBM e, di conseguenza, è stata abbandonata ([19]).

Per tutti questi motivi, in fase di progettazione è importante la scelta del tracciato al fine di evitare, per quanto possibile, l'attraversamento di zone geologicamente difficili. Se questo non è possibile (per esempio, se le indagini geologiche e geotecniche sono limitate come nelle gallerie profonde) occorre prevedere opportune contromisure, sia di tipo operativo, che nella progettazione della TBM.

2.3.3 Contromisure per prevenire il blocco della TBM

Durante la valutazione della fattibilità di una galleria, come detto precedentemente, è importante la scelta del tracciato. Se presente una zona critica conosciuta, per prima cosa si cerca di limitare la lunghezza del tratto di galleria passante. Se ciò non fosse possibile, si potrebbero effettuare degli interventi di consolidamento del terreno. Tuttavia, nel caso di gallerie profonde, spesso non si ha una conoscenza molto approfondita del contesto geotecnico a causa dei limiti operativi e dei costi che possono avere certe indagini.

Dal punto di vista operativo, un ruolo fondamentale nell'evitare il blocco della macchina lo gioca la velocità di avanzamento. Ci sono stati casi in cui la TBM non è rimasta bloccata fino a quando non si sono interrotte le operazioni di scavo. Durante un fermo macchina, la pressione sullo scudo può continuare ad aumentare a causa degli effetti viscosi (creep), portando al blocco della TBM. La Figura 9 mostra l'evoluzione temporale della pressione agente sullo scudo e sul rivestimento di un esempio numerico ([19]); come si può notare, all'aumentare del tempo, il punto di contatto tra scudo e terreno è sempre più vicino al fronte e la pressione aumenta.

I fermi macchina, tuttavia, non sono del tutto evitabili. Un ruolo importante lo giocano l'organizzazione dei lavori e la logistica. Infatti, un fermo macchina può avvenire a causa di un guasto o della manutenzione della TBM. Inoltre, la velocità di avanzamento può dipendere dalla produzione nel back-up e dai rifornimenti necessari al funzionamento della macchina.

Dunque, il mantenimento di una velocità di avanzamento elevata può avere un effetto positivo. Il problema è che, in condizioni spingenti, è difficile raggiungere velocità di avanzamento elevate e le convergenze possono svilupparsi abbastanza velocemente, bloccando la TBM anche se è in movimento.

Altre contromisure da adottare riguardano la progettazione della TBM. Al fine di ridurre la pressione su scudo e rivestimento si prevede la presenza di un vuoto tra l'ammasso roccioso e lo scudo (gap). Inoltre, le moderne TBM

$$\Sigma W = W_{sk} + W_{sh} + W_{exc} + W_{sup} + W_{bk} \quad (1)$$

dove:

- W_{sk} è la forza dovuta all'attrito macchina-terreno;
- W_{sh} è la forza dovuta alla presenza delle spazzole e del cutting edge;
- W_{exc} è la forza necessaria allo scavo;
- W_{sup} è la forza data dalla pressione da applicare al fronte;
- W_{bk} è la forza di trascinamento del back-up.

Nota la spinta totale richiesta è possibile scegliere la tipologia e la quantità di martinetti idraulici da installare. Di seguito si entrerà più nello specifico sul calcolo dei vari contributi.

2.4.1 Forza dovuta all'attrito macchina-terreno

Come visto finora, l'attrito tra scudo e terreno non è da sottovalutare. In ammassi spingenti, solitamente, rappresenta l'aliquota maggiore della spinta totale. Al fine di evitare il blocco della macchina, quindi, è fondamentale una sua corretta valutazione.

La forza d'attrito tra scudo e terreno si ottiene integrando il profilo longitudinale delle pressioni:

$$F_r = \mu 2\pi R \int_0^{L_s} p(y) dy \quad (2)$$

dove μ è il coefficiente d'attrito scudo-terreno, R il raggio di scavo e $p(y)$ la pressione longitudinale sullo scudo con y la distanza dal fronte.

La difficoltà principale è, appunto, la corretta valutazione di $p(x)$. Viste le numerose incognite ed incertezze che possono sorgere, è necessario l'impiego dei metodi numerici. Nel capitolo successivo verranno discusse le varie metodologie per valutare la pressione sullo scudo.

Per calcolare la forza d'attrito complessiva macchina-terreno, bisogna sommare a F_r l'attrito che si genera a causa del peso della TBM:

$$W_{sk} = F_r + \mu \cdot F_{sh} \quad (3)$$

dove F_{sh} è il peso della TBM.

Il coefficiente d'attrito μ varia a seconda della tipologia di terreno, dal materiale dello scudo (tipicamente in acciaio) e se la TBM è ferma o in movimento.

2.4.2 Forza data delle spazzole

Tra il rivestimento definitivo e lo scudo sono presenti delle spazzole per evitare l'ingresso del backfill all'interno della macchina. Tali spazzole generano una resistenza all'avanzamento che si calcola come segue:

$$W_{sh} = \mu_{gr} \cdot W_{segm} \cdot N_{segm} \quad (4)$$

dove μ_{gr} è il coefficiente d'attrito dello strato di grasso, W_{segm} è il peso del singolo concio e N_{segm} è il numero di conci che compongono un anello.

2.4.3 Forza di scavo

La forza di scavo dipende dalle caratteristiche della testa fresante. Nel caso di scavo in roccia si calcola nel modo seguente:

$$W_{exc} = n_{cutter} \cdot P_{cutter} \quad (5)$$

dove n_{cutter} è il numero di cutter presenti sulla testa di scavo e P_{cutter} è la forza sviluppata dal singolo cutter a contatto con il materiale da scavare.

2.4.4 Forza data dalla pressione sul fronte

Se si opera con TBM di tipo EPB o slurry, bisogna considerare la presenza della pressione al fronte per garantirne la stabilità. La pressione al fronte, quindi, genera un contributo alla spinta necessaria per lo scavo e vale:

$$W_{sup} = A_{exc} \cdot p_{fronte} \quad (6)$$

con A_{exc} l'area di scavo e p_{fronte} la pressione per stabilizzare il fronte.

2.4.5 Forza di trascinamento del back-up

Nella valutazione della spinta richiesta, occorre considerare il contributo dato dal peso del back-up. Quest'ultimo non è a diretto contatto con il terreno ma si muove attraverso delle ruote. Bisogna, quindi, valutare l'attrito tra ruota del vagone e supporto tramite un coefficiente d'attrito volvente.

3 Metodi di calcolo della pressione su scudo e rivestimento

Il carico agente sullo scudo e sul rivestimento è il risultato di una complessa interazione tra questi e l'ammasso roccioso o il terreno. Nell'ambito dello scavo meccanizzato in condizioni spingenti, i meccanismi che governano tale interazione devono essere ben compresi per progettare, in modo adeguato, sia la TBM che il rivestimento. Ad esempio, durante lo scavo con TBM EPB o slurry, la principale fonte di spostamenti è localizzata nel settore dello scudo ([1]). Essendo posizionato immediatamente dietro al fronte, è fondamentale tenere conto dell'effettiva evoluzione del campo tensionale e deformativo del terreno durante la fase di avanzamento e, quindi, della tridimensionalità del problema. Per farlo è necessario ricorrere a modelli numerici 3D. Tuttavia, dati gli elevati oneri computazionali, raramente si impiegano i modelli 3D nella pratica progettuale.

Un'alternativa ampiamente utilizzata consiste nel modellare la galleria in condizioni di deformazione piana, considerando la tridimensionalità del problema tramite l'applicazione di una pressione interna fittizia per simulare l'effetto di sostegno esercitato dal terreno non ancora scavato. Tuttavia, nel caso dello scavo meccanizzato, questo approccio non è adatto per analizzare l'interazione tra scudo, terreno e rivestimento a causa dei suoi limiti. Una valida alternativa alla modellazione in 3D è l'utilizzo di modelli piani assial-simmetrici che simulano l'avanzamento del fronte di scavo, come il metodo step-by-step ed il metodo dello stato stazionario.

I metodi appena introdotti verranno affrontati più dettagliatamente nei paragrafi successivi.

3.1 Metodo delle curve caratteristiche

Il metodo delle curve caratteristiche o metodo convergenza-confinamento (CC) è il metodo più utilizzato per analizzare l'interazione tra terreno e rivestimento in gallerie profonde. Esso si basa sul modello di galleria circolare con stato di sforzo litostatico isotropo ed omogeneo (i.e. trascurando l'effetto della gravità), di cui sono presenti varie soluzioni analitiche. Esso permette la verifica delle condizioni di equilibrio degli sforzi e congruenza degli spostamenti radiali al contatto rivestimento-terreno.

Tale condizione viene calcolata a partire dalla curva caratteristica del rivestimento, che esprime la relazione tra la pressione p agente sull'estradosso del rivestimento e la relativa convergenza u , e dalla curva caratteristica del cavo, che esprime la relazione tra la pressione p agente sul cavo e la convergen-

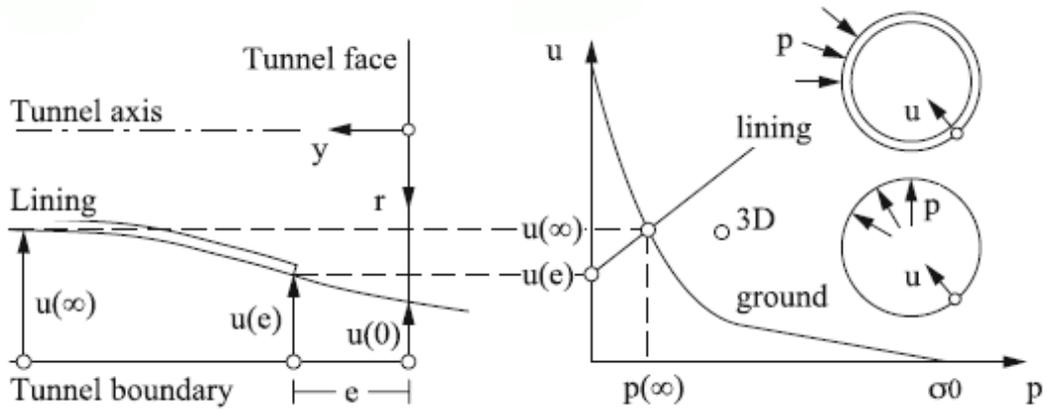


Figura 10: A sinistra il profilo degli spostamenti radiali in parete (convergenza) al variare della distanza dal fronte; a destra le curve caratteristiche del terreno e del rivestimento ([4]).

za delle pareti u (Figura 14). L'intersezione tra le due curve caratteristiche ($u(\infty)$ e $p(\infty)$) esprime la soluzione equilibrata e congruente.

La tridimensionalità del problema è tenuta in considerazione applicando una pressione fittizia, che parte da un valore iniziale pari allo sforzo litostatico originario σ_0 , e viene ridotta gradualmente (Figura 11). La pressione fittizia q^* viene definita in funzione del fattore di rilascio (λ):

$$q^* = (1 - \lambda) \cdot \sigma_0 \quad (7)$$

I valori di λ sono compresi tra 0 (stato di sforzo litostatico prima dello scavo della galleria) e 1 (lontano dalla zona di influenza del fronte). Il fattore di rilascio λ , inoltre, dipende dalle caratteristiche meccaniche del mezzo e dalla distanza del fronte y . Per valutare l'interazione con il rivestimento è, quindi, necessario conoscere la convergenza al fronte $u(0)$ e la convergenza al momento della messa in opera del rivestimento $u(e)$, che si ottengono dal profilo longitudinale degli spostamenti (LDP).

3.1.1 Profilo longitudinale degli spostamenti

Il profilo longitudinale degli spostamenti rappresenta l'andamento degli spostamenti radiali in funzione della distanza dal fronte di scavo. Le formulazioni più utilizzate sono state ottenute da analisi numeriche assialsimmetriche di uno scavo di galleria non sostenuta in un mezzo elastico e in un mezzo elasto-plastico.

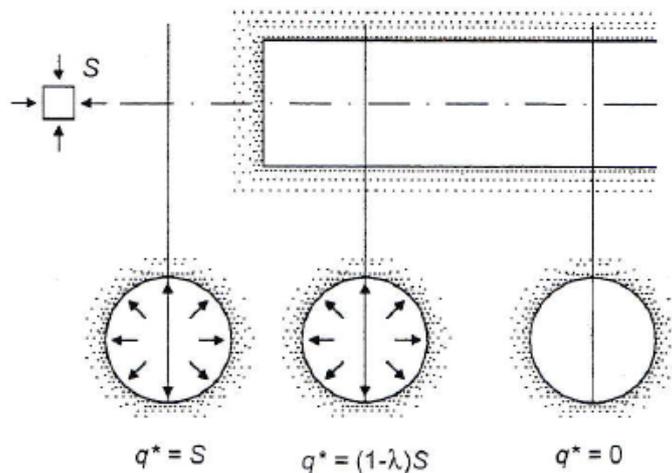


Figura 11: Effetto statico del fronte in un'analisi piana mediante l'applicazione di una pressione fittizia q^* ([20]).

Mezzo elastico

Nel caso di galleria scavata in un mezzo elastico, una formulazione della LDP, il cui utilizzo è ormai consolidato, è quella proposta da Panet e Guenot nel 1982:

$$\frac{u(y) - u(0)}{u(\infty) - u(0)} = 1 - \left(1 + \frac{y}{0.84 \cdot R}\right)^{-2} \quad (8)$$

dove R è il raggio della galleria e $u(0) = 0.28 \cdot u(\infty)$. L'espressione (8) è valida solamente per $y \geq 0$, quindi non può essere utilizzata per validare l'andamento della pre-convergenza, ovvero lo spostamento radiale della galleria non ancora scavata.

Mezzo elasto-plastico

Nel caso di galleria scavata in un mezzo elasto-plastico, le deformazione plastiche possono svilupparsi ad una certa distanza dal fronte o già prima del fronte (Figura 12).

Per tenere conto della zona plastica, Panet e Guenot hanno proposto una modifica dell'equazione 8, sostituendo il raggio della galleria R con il raggio plastico R_{pl} , valutato nella soluzione in forma chiusa del modello di galleria circolare non sostenuta in condizioni di deformazione piana e a grande distanza dal fronte:



Figura 12: Possibili zone plastiche che possono svilupparsi nelle vicinanze del fronte ([20]).

$$\frac{u(y) - u(0)}{u(\infty) - u(0)} = 1 - \left(1 + \frac{y}{0.84 \cdot R_{pl}}\right)^{-2} \quad (9)$$

Formulazioni più recenti sono state proposte da Vlachopoulos e Diederichs nel 2009. Queste formulazioni tengono conto anche della pre-convergenza:

$$\begin{aligned} \frac{u(y)}{u(\infty)} &= 1 - \left(1 - \frac{u(0)}{u(\infty)}\right) \exp\left(-\frac{3}{2} \frac{y}{R_{pl}}\right) & y > 0 \\ \frac{u(y)}{u(\infty)} &= \frac{u(0)}{u(\infty)} \exp\left(\frac{y}{R}\right) & y < 0 \\ \frac{u(y)}{u(\infty)} &= \frac{1}{3} \exp\left(-0.15 \frac{R_{pl}}{R}\right) & y = 0 \end{aligned} \quad (10)$$

3.1.2 Curva caratteristica del cavo

La curva caratteristica del cavo (GRC) esprime la relazione tra lo spostamento radiale in parete u in funzione della pressione di stabilizzazione p . Tale curva si ricava partendo da soluzioni analitiche presenti in letteratura che si differenziano, soprattutto, dal tipo di legame costitutivo scelto per il terreno. Nell'ambito di questa tesi il terreno è stato modellato inizialmente come elastico lineare, per ottimizzare i tempi di validazione dei modelli e, successivamente, come mezzo elasto-plastico con criterio di resistenza alla Mohr-Coulomb; il terreno, inoltre, è stato considerato omogeneo ed isotropo.

In questo paragrafo, dunque, vengono riassunte le soluzioni analitiche inerenti ai modelli costitutivi citati sopra e riferite a una galleria circolare in condizioni di deformazioni piana.

Galleria circolare in un mezzo elastico

Di seguito si riporta la soluzione analitica di una galleria circolare in un mezzo elastico, omogeneo ed isotropo.

Campo di sforzi:

$$\sigma_r = \sigma_0 - (\sigma_0 - p) \frac{R^2}{r^2} \quad (11)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_0 + (\sigma_0 - p) \frac{R^2}{r^2} \quad (12)$$

Campo di spostamenti:

$$u_r = \frac{\sigma_0 - p}{2G} \frac{R^2}{r} \quad (13)$$

Se poniamo $r = R$ otteniamo lo spostamento radiale del cavo (convergenza):

$$u = \frac{\sigma_0 - p}{2G} R \quad (14)$$

L'equazione (14) definisce la curva caratteristica del cavo in un mezzo elastico ed avrà un andamento lineare (Figura 14).

Galleria circolare in un mezzo elasto-plastico

Le soluzioni di galleria circolare in un mezzo elasto-plastico di interesse nell'ambito di questa tesi fanno riferimento a un modello elastico-perfettamente plastico ed elasto-plastico perfettamente fragile (Figura 13). Il primo prevede il raggiungimento delle condizioni di snervamento dove, successivamente, si sviluppano le deformazioni plastiche, mentre il secondo è caratterizzato da un comportamento di picco con conseguente caduta improvvisa di tensione (strain softening), fino al raggiungimento delle condizioni residue.

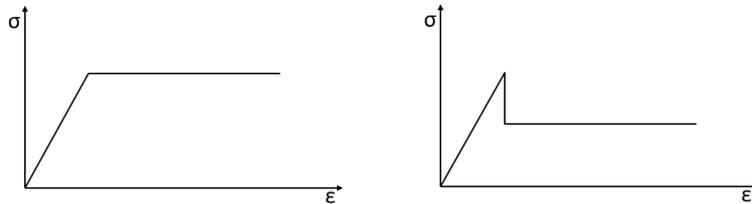


Figura 13: A sinistra il modello di comportamento elastico-perfettamente plastico; a destra il modello di comportamento elasto-plastico perfettamente fragile.

I modelli costitutivi appena descritti prevedono lo sviluppo di una zona plastica nell'intorno della galleria, individuata dal raggio plastico R_{pl} , e una zona elastica esterna a quella plastica. Gli sforzi e gli spostamenti nella fascia elastica si ottengono con le equazioni (11), (12) e (13) con la differenza che, al posto del raggio della galleria R e della pressione si sostegno p , si utilizza il raggio plastico R_{pl} e la tensione radiale σ_R al confine tra la zona elastica e la zona plastica (anello di transizione):

Campo di sforzi:

$$\sigma_r = \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_R) \frac{R_{pl}^2}{r^2} \quad (15)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_0 + (\sigma_0 - \sigma_R) \frac{R_{pl}^2}{r^2} \quad (16)$$

Campo di spostamenti:

$$u_r = \frac{\sigma_0 - \sigma_R}{2G} \frac{R_{pl}^2}{r} \quad (17)$$

La tensione radiale sull'anello di transizione vale:

$$\sigma_R = \frac{2\sigma_0 - f_p}{N_p + 1} \quad (18)$$

Mentre il raggio plastico R_{pl} vale:

$$\frac{R_{pl}}{R} = \left(\frac{\frac{2\sigma_0 - f_p}{N_p + 1} + \frac{f_r}{N_r - 1}}{p + \frac{f_r}{N_r - 1}} \right)^{\frac{1}{N_r - 1}} \quad (19)$$

con:

$$f_p = 2c_p \sqrt{N_p} \quad f_r = 2c_r \sqrt{N_r} \quad (20)$$

Nella zona plastica, invece, il campo di sforzi e il campo di spostamenti si ottengono inserendo l'equazione del criterio di rottura alla Mohr-Coulomb in condizioni residue nell'equazione di equilibrio. Ciò che si ottiene vale:

Campo di sforzi:

$$\sigma_r = \left(p + \frac{f_r}{N_r - 1} \right) \left(\frac{r}{R} \right)^{N_r - 1} - \frac{f_r}{N_r - 1} \quad (21)$$

$$\sigma_\theta = N_r \sigma_r + f_r \quad (22)$$

Campo di spostamenti:

$$\begin{aligned}
 u_r = \frac{1 + \nu}{E} & \left[\frac{R_{pl}^{N_\psi + 1}}{r^{N_\psi}} (\sigma_0 + c_p \cot \phi_p) \sin \phi_p + (\sigma_0 + c_r \cot \phi_r)(1 - 2\nu) \cdot \right. \\
 & \cdot \left(\frac{R_{pl}^{N_\psi + 1}}{r^{N_\psi}} - r \right) - \frac{1 + N_\psi N_r - \nu(N_\psi + 1)(N_r + 1)}{(N_r + N_\psi) R^{N_r - 1}} (p + c_r \cot \phi_r) \cdot \\
 & \left. \cdot \left(\frac{R_{pl}^{N_\psi + N_r}}{r^{N_\psi}} - r^{N_r} \right) \right] \quad (23)
 \end{aligned}$$

dove:

$$N_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} \quad N_p = \frac{1 + \sin \phi_p}{1 - \sin \phi_p} \quad N_r = \frac{1 + \sin \phi_r}{1 - \sin \phi_r} \quad (24)$$

I termini con il pedice p si riferiscono alle condizioni di picco, mentre i termini con il pedice r si riferiscono alle condizioni residue. Ponendo $r = R$ nell'equazione (23), si ottiene l'espressione della curva caratteristica del cavo nel tratto plastico (Figura 14).

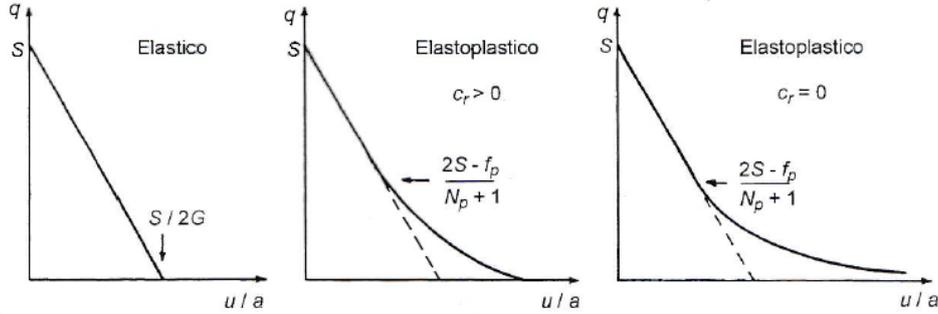


Figura 14: Curva caratteristiche di una galleria in un mezzo elastico ed elastoplastico. q rappresenta la pressione di sostegno ed S lo sforzo litostatico originario ([20]).

3.1.3 Curva caratteristica del rivestimento

La curva caratteristica del rivestimento dipende dalla tipologia di rivestimento. Nell'ambito dello scavo con TBM scudata si fa riferimento ad un anello di conchi prefabbricati in calcestruzzo armato. Assumendo che la struttura del

rivestimento deve rimanere in campo elastico lineare, la curva caratteristica ha la seguente espressione:

$$p = K_l \cdot [u - u(e)] \quad (25)$$

dove K_l rappresenta la rigidezza del rivestimento che, nell'ipotesi di spessore sottile, vale:

$$K_l = \frac{E_l \cdot d_l}{R^2} \quad (26)$$

con E_l il modulo di Young del rivestimento e d_l lo spessore del rivestimento.

Le espressioni (25) e (26) possono essere utilizzate anche per valutare la curva caratteristica dello scudo di una TBM.

3.1.4 Limiti del metodo delle curve caratteristiche

Il metodo delle curve caratteristiche è il metodo più diffuso e utilizzato, proprio per la sua semplicità. Tuttavia, le soluzioni descritte nei paragrafi precedenti prevedono delle assunzioni troppo grossolane per la complessità del problema, soprattutto se il mezzo è in condizioni spingenti.

Per determinare il punto di equilibrio tra terreno e rivestimento è necessario fare delle ipotesi riguardanti lo spostamento al momento della messa in opera del rivestimento $u(e)$. Piccole variazioni di $u(e)$ portano a grandi variazioni della pressione del terreno, soprattutto se la risposta è fortemente non lineare. La valutazione di $u(e)$ dipende dalla LDP che è valutata nel caso di galleria non sostenuta, sia secondo Panet-Guenot che secondo Vlachopoulos-Diederichs. Tuttavia, la sola presenza del rivestimento influenza l'andamento della LDP in modo più o meno accentuato a seconda che la rigidezza K_l sia maggiore o minore. Allo stesso modo, fissata K_l , la LDP cambia al variare di e .

Un altro limite del metodo delle curve caratteristiche è che le soluzioni derivanti dalle analisi in condizioni di deformazione piana non considerano il reale percorso tensionale del terreno. Queste soluzioni, infatti, assumono che la tensione radiale decresce monotonamente fino alla pressione di sostegno. Tale assunzione può portare ad una sottostima della pressione del terreno e delle sue deformazioni. Il reale percorso tensionale prevede un completo scarico del cavo in direzione radiale lungo il settore di galleria non supportato e un suo successivo ricarico a partire dal momento della messa in opera del rivestimento (Figura 15). Inoltre, nel caso di terreno con comportamento dipendente dal tempo (come in condizioni spingenti), la risposta meccanica dipende anche dal tasso di avanzamento v dello scavo.

Si sottolinea, infine, che la sottostima delle pressioni e delle deformazioni in un modello in condizioni di deformazione piana si riscontra in un mezzo elasto-plastico. Se il mezzo è elastico, non ci sono differenze tra un modello a deformazione piana e un modello tridimensionale ([4]).

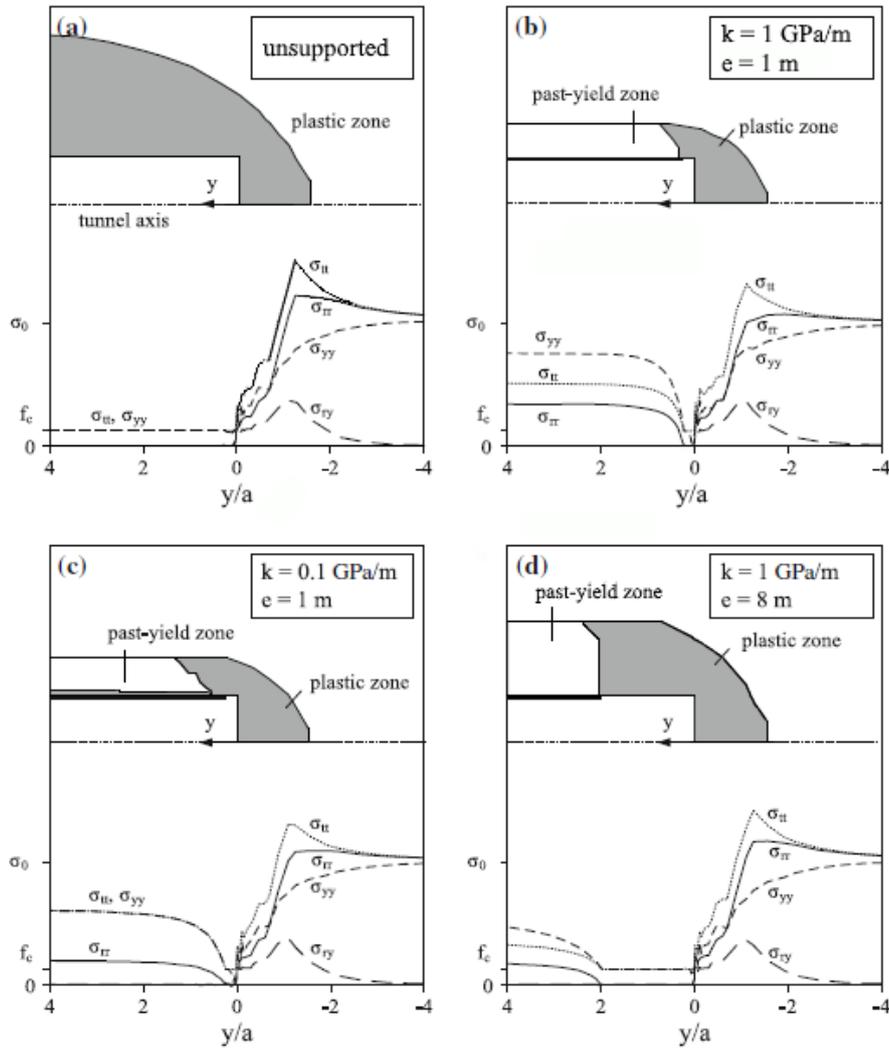


Figura 15: Evoluzione delle tensioni radiali (σ_{rr}), tangenziali (σ_{tt}), assiali (σ_{yy}) e di taglio (σ_{ry}) lungo il cavo della galleria per diversi valori della rigidezza del rivestimento e della lunghezza non supportata ([4]).

Nell'ambito dello scavo meccanizzato il problema di interazione si complica. Immediatamente dietro al fronte di scavo è presente lo scudo della TBM e il rivestimento viene messo in opera subito dopo. Il terreno, quindi, en-

trerà in contatto prima con lo scudo e, successivamente, con il rivestimento. Tuttavia, il contatto e la pressione agente dipendono dal gap ΔR presente tra lo scudo e il terreno. A seconda del valore di ΔR , si ha una pressione più o meno gravosa o addirittura nulla se non è presente alcun contatto. Come descritto nel capitolo precedente, la conoscenza dell'andamento reale della pressione agente sullo scudo è fondamentale per valutare la componente di spinta dovuta all'attrito macchina-terreno. Lo svantaggio principale del metodo delle curve caratteristiche è proprio l'impossibilità di ricavare la distribuzione longitudinale delle pressioni agenti sullo scudo e sul rivestimento ([18]).

Il percorso tensionale, inoltre, si complica ulteriormente per la presenza

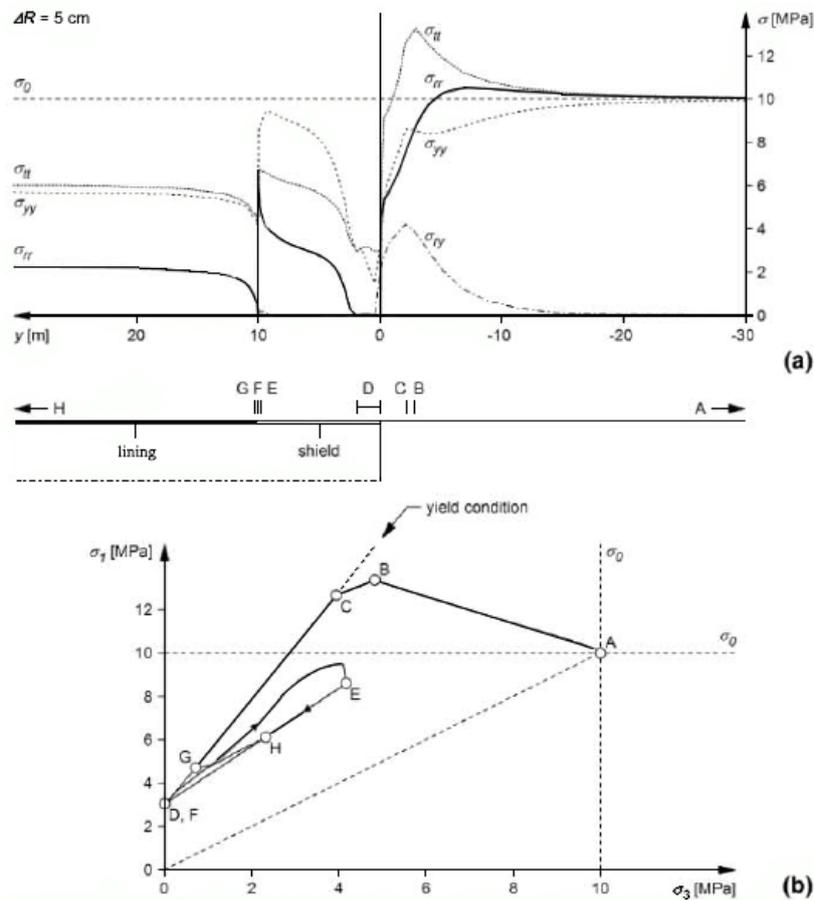


Figura 16: Evoluzione delle tensioni radiali (σ_{rr}), tangenziali (σ_{tt}), assiali (σ_{yy}) e di taglio (σ_{ry}) lungo il cavo della galleria scavata con una TBM a scudo singolo e relativo percorso tensionale del terreno ([18]).

del gap ΔR . Come nel caso della sola presenza del rivestimento, si ha uno scarico completo del cavo in direzione radiale in corrispondenza del fronte. Successivamente, la tensione radiale rimane uguale a zero finché il gap tra il profilo di scavo e lo scudo rimane aperto. Ad una certa distanza dal fronte, se il gap viene chiuso, inizia a svilupparsi una pressione radiale sullo scudo che, una volta raggiunta la fine dello scudo, decresce improvvisamente fino a zero, per poi aumentare monotonamente in corrispondenza del rivestimento. Tale decrescita è dovuta alla discontinuità presente tra la fine dello scudo e l'inizio del rivestimento appena messo in opera. L'evoluzione della pressione radiale lungo il cavo della galleria e il reale percorso tensionale sono mostrati nella Figura 16.

3.2 Modelli numerici

Visti i limiti del metodo delle curve caratteristiche e vista la complessità del problema, è necessario l'utilizzo di modelli numerici più avanzati che tengano in considerazione la redistribuzione spaziale delle tensioni nei pressi del fronte e l'influenza di scudo e rivestimento sul profilo dei cedimenti e delle pressioni. Tali modelli sono tridimensionali e simulano il processo di scavo della galleria, permettendo di ricavare l'evoluzione delle pressioni e degli spostamenti lungo la direzione longitudinale. Nel caso di galleria circolare profonda, al fine di ridurre l'onere computazionale, è possibile simulare lo scavo con dei modelli assialsimmetrici bidimensionali. Essendo lo scavo con TBM il tema centrale di questa tesi, si farà riferimento a quest'ultima tipologia di modelli.

3.2.1 Metodo step-by-step

Il metodo step-by-step consiste nella risoluzione di un modello assialsimmetrico simulando l'avanzamento dello scavo passo-passo. Essendo un approccio numerico, la risoluzione del modello può essere fatta con il metodo degli elementi finiti (FEM) o con il metodo alle differenze finite (DEM).

In generale, il ciclo di scavo e applicazione del rivestimento è simulato secondo il seguente procedimento (Figura 17):

1. disattivazione del rettangolo di terreno (step) di lunghezza s ;
2. attivazione dell'elemento che simula il rivestimento (sempre di lunghezza s) alla distanza $e + s$.

Ad ogni ciclo si ha una redistribuzione delle tensioni nella direzione longitudinale, con conseguente incremento della pressione sull'elemento che simula il rivestimento.

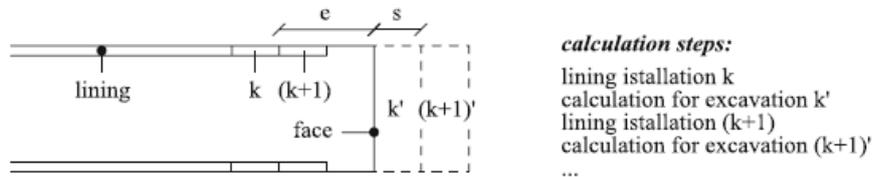


Figura 17: Ciclo di calcolo nel metodo step-by-step ([4]).

Una caratteristica tipica del metodo step-by-step è la presenza di oscillazioni nei profili degli spostamenti radiali e delle pressioni radiali lungo la direzione di scavo. Come sottolineato da Cantieri e Anagnostou ([4]), tale andamento è dovuto al fatto che la parte anteriore dell'elemento che simula il supporto è maggiormente influenzata dallo scavo, essendo più vicina al fronte. La Figura 18 mostra dei risultati tipici del metodo step-by-step, ottenuti con due diversi software da Cantieri e Anagnostou ([4]). Nel confronto è presente anche la soluzione ottenuta con il metodo dello stato stazionario che verrà illustrato nel paragrafo successivo.

Un possibile modo per aggirare il problema delle oscillazioni tipiche del metodo step-by-step, è riportato da Nordas et al. ([14]) che consiste nell'utilizzare, all'interno dei rettangoli di terreno, elementi finiti lineari lunghi quanto la lunghezza dello step s . È stato osservato, infatti, che l'utilizzo di elementi finiti non-lineari, dove sono presenti uno o più nodi intermedi lungo la fetta di terreno, portano ad una redistribuzione non-uniforme delle tensioni radiali, causando l'andamento oscillatorio di spostamenti e pressioni radiali.

Un parametro fondamentale del metodo step-by-step è la lunghezza dello step s . Minore è s , migliore sarà l'accuratezza del modello, ma i tempi di calcolo saranno più lunghi. È, dunque, importante scegliere una lunghezza s che permetta di bilanciare questi due aspetti. I valori ottimali di s sono pari a $0.25 \div 0.50 m$. Un'analisi di sensibilità effettuata da Nordas et al. ([14]) nei confronti della lunghezza dello step s in uno scavo con TBM a scudo singolo, è mostrata in Figura 19.

Applicazione del metodo nello scavo meccanizzato

Nel caso di scavo con TBM scudata, il procedimento che simula il ciclo di scavo e messa in opera del rivestimento è più articolato rispetto a quello descritto precedentemente. Per la presenza dello scudo, il tratto di galleria non supportato dipende dal gap ΔR e dalle caratteristiche meccaniche del mezzo, non dalla lunghezza e . Il ciclo è simulato nel seguente modo:

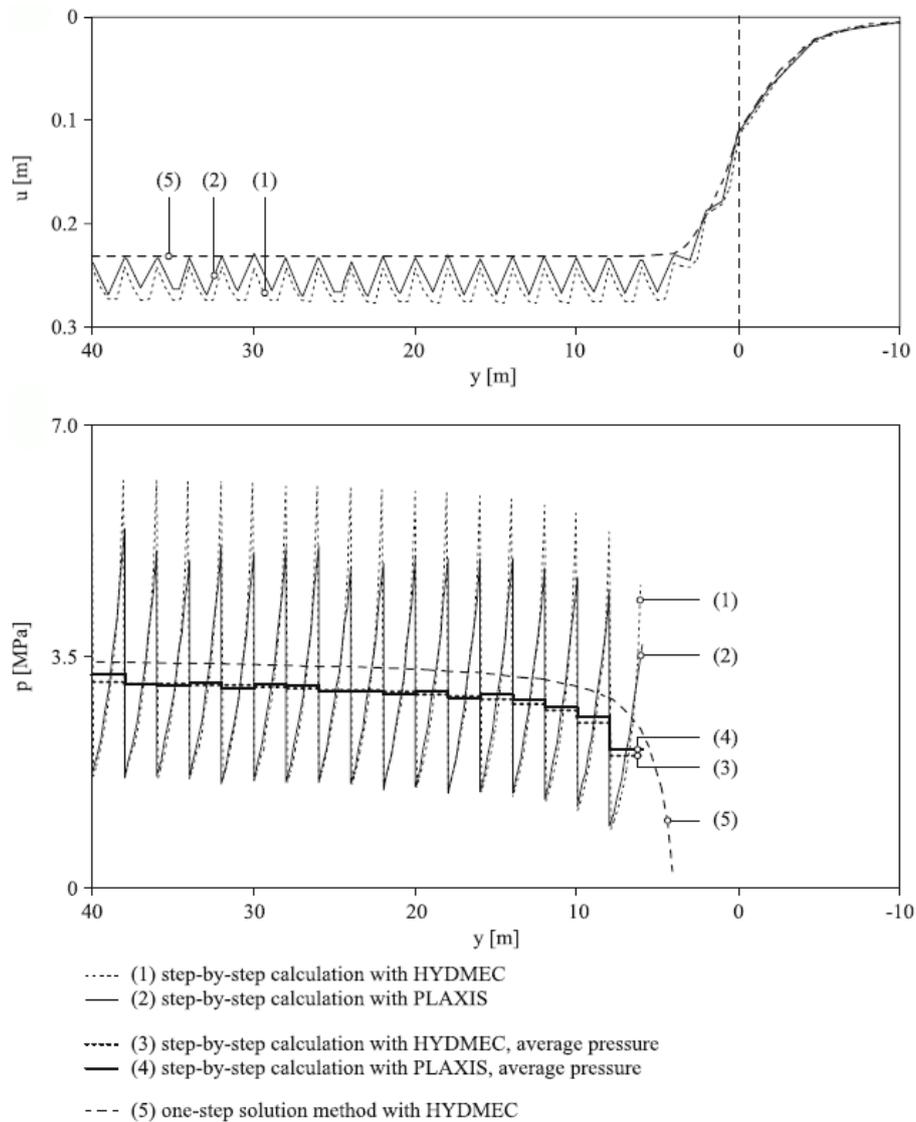


Figura 18: Andamento tipico degli spostamenti radiali e delle pressioni radiali nel metodo step-by-step ([4]).

1. disattivazione del rettangolo di terreno (step) di lunghezza s ;
2. attivazione dell'elemento che simula l'avanzamento dello scudo (sempre di lunghezza s) nella stessa posizione del rettangolo di terreno disattivato. Tale elemento tiene conto del gap ΔR tra scudo e terreno;
3. attivazione dell'elemento che simula il rivestimento (sempre di lunghezza s) nella posizione dell'ultimo elemento scudo presente nella fase

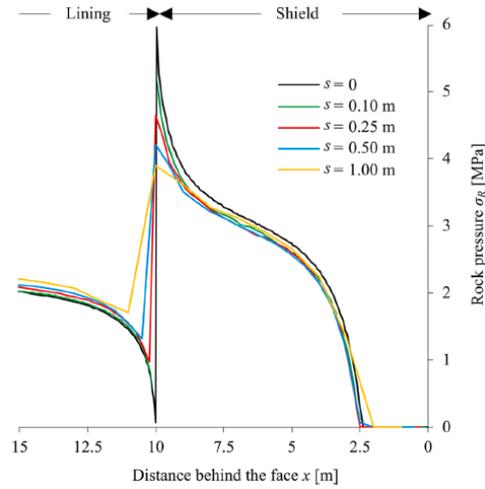


Figura 19: Effetto della lunghezza dello step s sulla distribuzione longitudinale delle pressioni. Il caso con $s = 0$ rappresenta il metodo dello stato stazionario ([14]).

precedente, con simultanea disattivazione di esso.

3.2.2 Metodo dello stato stazionario

Nell'ambito delle gallerie, il metodo dello stato stazionario consiste nella risoluzione del problema dello scavo di una galleria in un singolo step di calcolo. Il principio di base si fonda sul fatto che il campo di sforzi e il campo di deformazioni sono stazionari rispetto al fronte di scavo. In questo modo si elimina l'integrazione del dominio temporale, in quanto le tensioni, le deformazioni e le pressioni interstiziali sono apparentemente indipendenti dal tempo per un osservatore che si muove insieme al fronte.

L'idea di base del metodo dello stato stazionario risale ai lavori di Nguyen Quoc e Rahimian del 1981, che analizzarono la propagazione stazionaria di una frattura in un mezzo elasto-plastico. Successivamente, Corbetta e Nguyen Minh (1992) lo applicarono per analizzare l'avanzamento dello scavo di una galleria in un mezzo visco-plastico. Infine, nel 2007 Anagnostou propose una generalizzazione del metodo per un mezzo poroso ed elasto-plastico in modo da considerare il processo di consolidazione e i moti di filtrazione.

Il vantaggio principale del metodo dello stato stazionario è l'abbattimento dei tempi computazionali, fornendo al contempo una maggiore accuratezza e stabilità numerica. Questo metodo, infatti, rappresenta un caso limite del metodo step-by-step, dove la lunghezza dello step s è pari a zero. Consi-

derando la Figura 17, la lunghezza del tratto non supportato nel metodo step-by-step varia da e ad $e + s$, mentre nel metodo dello stato stazionario è costante e pari ad e . Essendo tale lunghezza più corta nel metodo dello stato stazionario, le deformazioni del terreno saranno minori e, di conseguenza, si svilupperà una pressione più elevata sul rivestimento. Per questo motivo, il metodo dello stato stazionario ha un'accuratezza maggiore del metodo step-by-step.

Tuttavia, questo metodo si può applicare solamente se il terreno è omogeneo nella direzione longitudinale. Per analizzare uno scavo passante in brevi "zone deboli" ([18]) o in zone di faglia ([14]), è dunque necessario l'impiego del metodo step-by-step.

Applicazione del metodo nello scavo meccanizzato

La risoluzione del modello di scavo di una galleria circolare in un singolo step ha il vantaggio di poter fare, in tempi relativamente brevi, delle analisi parametriche. Come spiegato nel capitolo precedente, la valutazione del profilo longitudinale della pressione agente sullo scudo è fondamentale per poter calcolare la componente della spinta richiesta dovuta all'attrito scudo-terreno, al fine di evitare il blocco dello scudo.

Ramoni e Anagnostou ([17]) hanno elaborato dei nomogrammi adimensionali che permettono una valutazione rapida della spinta necessaria ad evitare il blocco dello scudo, al fine di verificare la fattibilità dell'opera e le misure

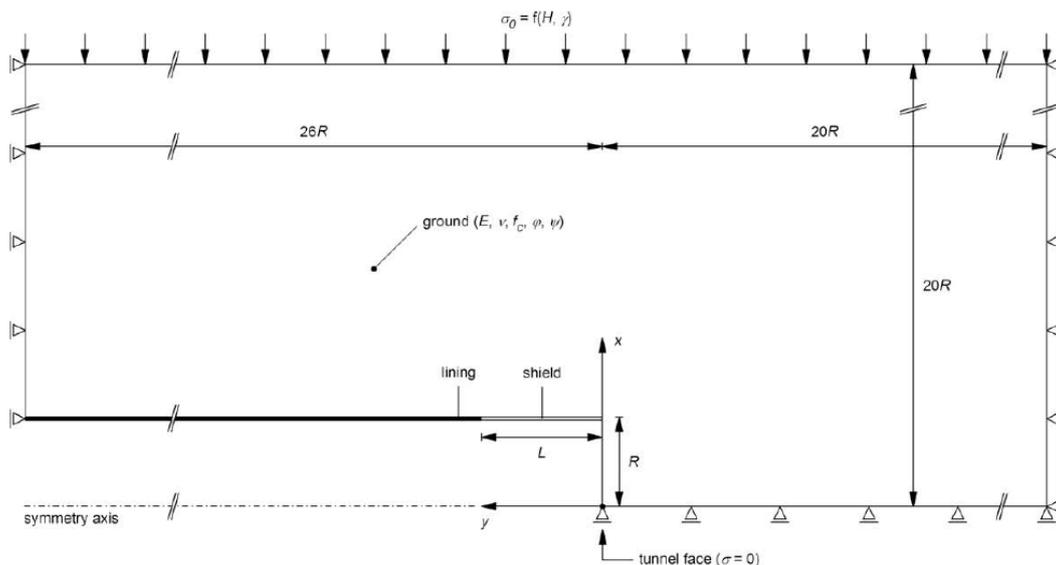


Figura 20: Dominio del modello utilizzato per ricavare i nomogrammi ([17]).

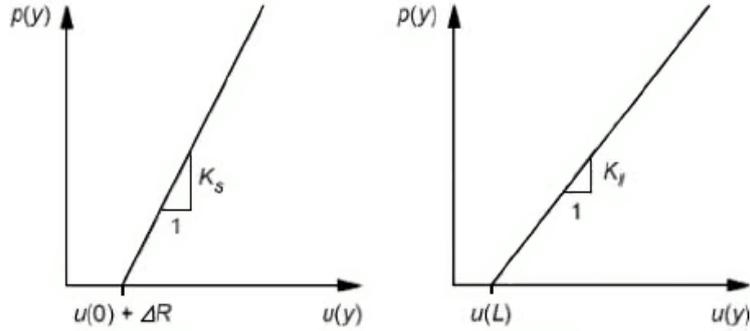


Figura 21: Legami costitutivi usati per simulare lo scudo (a sinistra) e il rivestimento (a destra) ([18]).

progettuali od operative da adottare, senza l'impiego di modelli numerici. I nomogrammi sono stati realizzati con un esteso studio parametrico eseguito con il metodo degli elementi finiti. Nel modello numerico (Figura 20), risolto applicando il metodo dello stato stazionario, il terreno è stato modellato come mezzo elastico-perfettamente plastico con criterio di rottura alla Mohr-Coulomb. Inoltre, per ridurre la complessità del problema, la temporodipendenza del terreno è stata trascurata. Secondo quest'ultima ipotesi, tutte le deformazioni plastiche si sviluppano istantaneamente, sovrastimando la pressione sullo scudo. In questo modo, si tiene conto di un margine di sicurezza nei confronti del carico sullo scudo che è maggiore o minore a seconda della rapidità di risposta del terreno allo scavo.

Per considerare il gap ΔR tra lo scudo e il terreno, lo scudo della TBM è stato modellato con un legame costitutivo bi-lineare (Figura 21), definito nel modo seguente:

$$p(y) = \begin{cases} 0 & \text{se } u(y) - u(0) \leq \Delta R \\ K_s \cdot [u(y) - u(0) - \Delta R] & \text{se } u(y) - u(0) > \Delta R \end{cases} \quad (27)$$

dove K_s rappresenta la rigidezza dello scudo. La (27) è valida per $0 \leq y \leq L_s$. Il rivestimento, invece, ha un legame costitutivo elastico lineare (Figura 21) ed è definito come:

$$p(y) = K_l \cdot [u(y) - u(L_s)] \quad \text{se } y > L_s \quad (28)$$

La spinta richiesta F_r dipende, in generale, dai parametri di seguito considerati: dalle costanti del materiale (E , ν , f_c , ϕ e ψ), dallo sforzo litostatico iniziale σ_0 , dalle caratteristiche della TBM (R , ΔR , L_s , e K_s) dal coefficiente d'attrito μ e dalla rigidezza del rivestimento K_l :

$$F_r = f(E, \nu, f_c, \phi, \psi, \sigma_0, R, \Delta R, L_s, K_s, \mu, K_l) \quad (29)$$

dove il gap ΔR è assunto costante. Il numero di parametri è stato ridotto in seguito ad un'analisi adimensionale:

$$F_r^* = \frac{F_r}{\mu 2\pi R L \sigma_0} = f\left(\frac{E \Delta R}{\sigma_0 R}, \nu, \frac{f_c}{\sigma_0}, \phi, \psi, \frac{L_s}{R}, \frac{K_s R}{E}, \frac{K_l R}{E}\right) \quad (30)$$

Al fine di ridurre ulteriormente la complessità dello studio parametrico, l'angolo di dilatanza ψ è stato trattato come una variabile dipendente, in funzione dell'angolo d'attrito ϕ :

$$\psi = \begin{cases} 1^\circ & \text{se } \phi \leq 20^\circ \\ \phi - 20^\circ & \text{se } \phi > 20^\circ \end{cases} \quad (31)$$

Inoltre, il coefficiente di Poisson ν è stato considerato fisso e pari a 0.25.

Nonostante i nomogrammi coprano la maggior parte dei contesti geotecnici in cui possono presentarsi le condizioni spingenti, essi sono limitati a TBM con sistema aperto, perchè sono stati ricavati considerando una pressione di supporto del fronte pari a zero. Inoltre, considerano una rigidità normalizzata dello scudo $K_s R/E$ e una rigidità normalizzata del rivestimento $K_l R/E$ costanti e pari a 10 e 0.5 rispettivamente. Si sottolinea che, fissata $K_s R/E$, valori maggiori a 0.5 di $K_l R/E$ sottostimano la spinta normalizzata F_r^* ; al contrario, se si fissa $K_l R/E$, per valori maggiori di 10 di $K_s R/E$ la spinta normalizzata F_r^* tende a rimanere costante, mentre, per valori minori di 10, F_r^* risulterà sovrastimata (Figura 22).

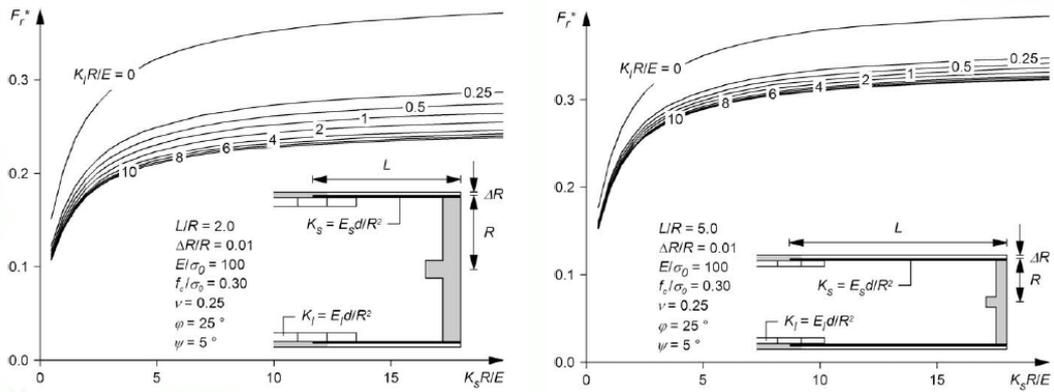


Figura 22: Effetto delle rigidità normalizzate dello scudo $K_s R/E$ e del rivestimento $K_l R/E$ sulla spinta normalizzata richiesta F_r per due diverse TBM ([17]).

Visti i parametri fissati discussi sopra, la spinta richiesta normalizzata F_r^* sarà funzione di:

$$F_r^* = \frac{F_r}{\mu 2\pi R L \sigma_0} = f\left(\frac{E\Delta R}{\sigma_0 R}, \frac{f_c}{\sigma_0}, \phi, \frac{L_s}{R}\right) \quad (32)$$

I nomogrammi, inoltre, sono limitati per determinati valori dell'angolo d'attrito ϕ e della resistenza a compressione normalizzata f_c/σ_0 . In Tabella 1 vengono riportati tutti gli intervalli dei parametri considerati per una TBM a scudo singolo. Infine, se un parametro di input contenuto negli intervalli della Tabella 1 cade in mezzo a due curve o è intermedio a due nomogrammi, sarà necessario fare un'interpolazione lineare dei due risultati più vicini per ricavare il valore corretto di F_r .

Le Figure 23-24 mostrano i nomogrammi per una TBM a scudo singolo con L_s/R pari a 2 e 5 rispettivamente.

Visti gli intervalli dei parametri e le considerazioni fatte per i modelli con cui sono stati ricavati i nomogrammi, è chiaro che l'utilizzo dei nomogrammi è adatto solamente nella fase dello studio di fattibilità o nella fase preliminare del progetto. Nelle fasi più avanzate della progettazione sarà comunque necessario dimensionare la spinta richiesta tramite dei modelli numerici assialsimmetrici. Un altro esempio è il dimensionamento di una TBM per lo scavo in un terreno (come una TBM EPB), dove è prevista l'applicazione di una pressione per stabilizzare il fronte; in questo caso, i nomogrammi forniscono un risultato inaffidabile e sarà quindi necessario risolvere il modello numerico.

Parametro		Valore
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.25
Angolo d'attrito	ϕ [°]	15 ÷ 35
Angolo di dilatanza	ψ [°]	max (1, $\phi - 20$)
Resistenza a compressione norm.	f_c/σ_0 [-]	0.05 ÷ 0.50
Rigidezza dello scudo norm.	$K_s R/E$ [-]	10
Lunghezza dello scudo norm.	L_s/R [-]	2 e 5
Rigidezza del rivestimento norm.	$K_l R/E$ [-]	0.5

Tabella 1: Intervalli dei parametri considerati nei nomogrammi ([17]).

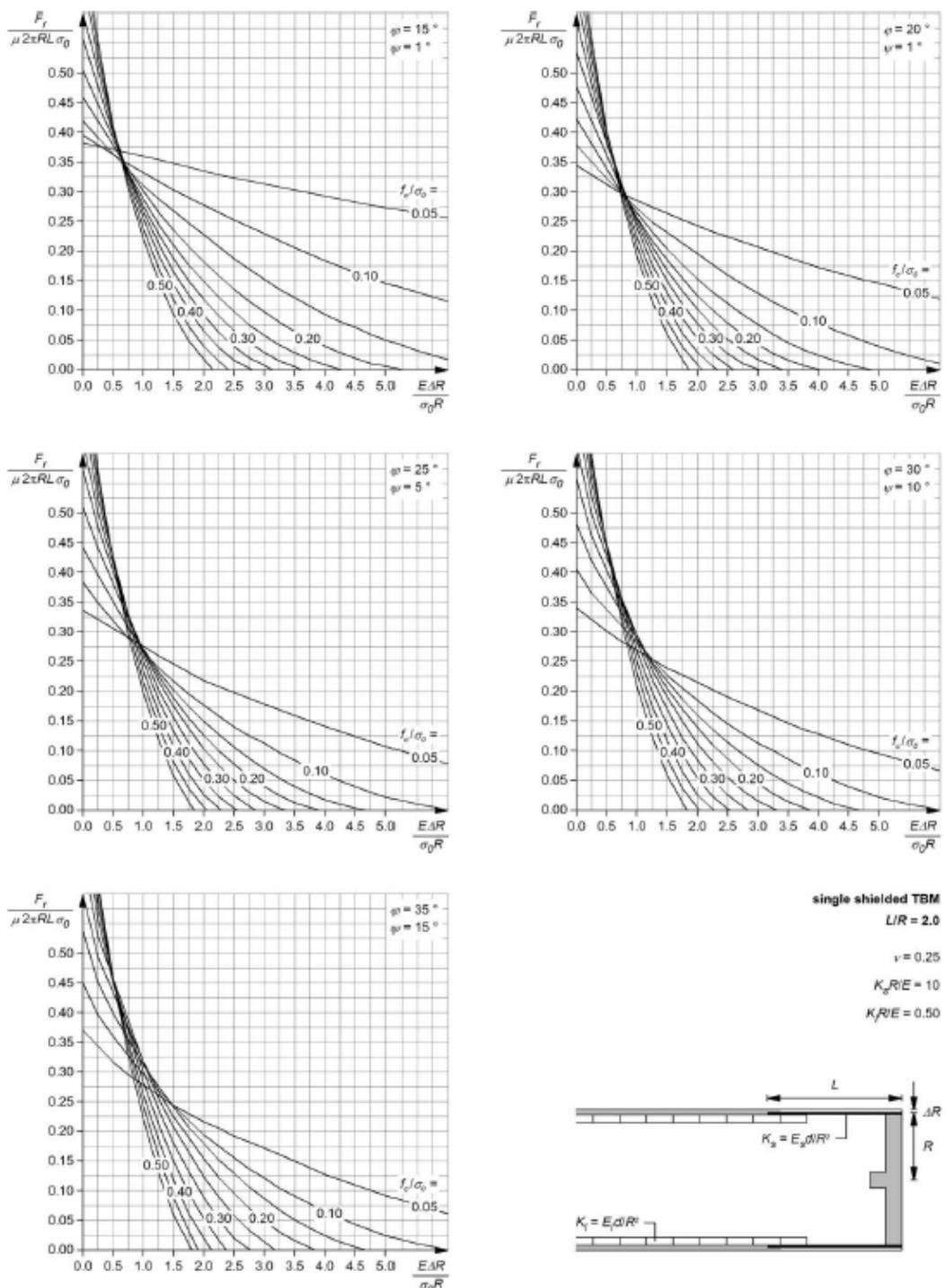


Figura 23: Nomogrammi per una TBM a scudo singolo con $L_s/R = 2$ ([17]).

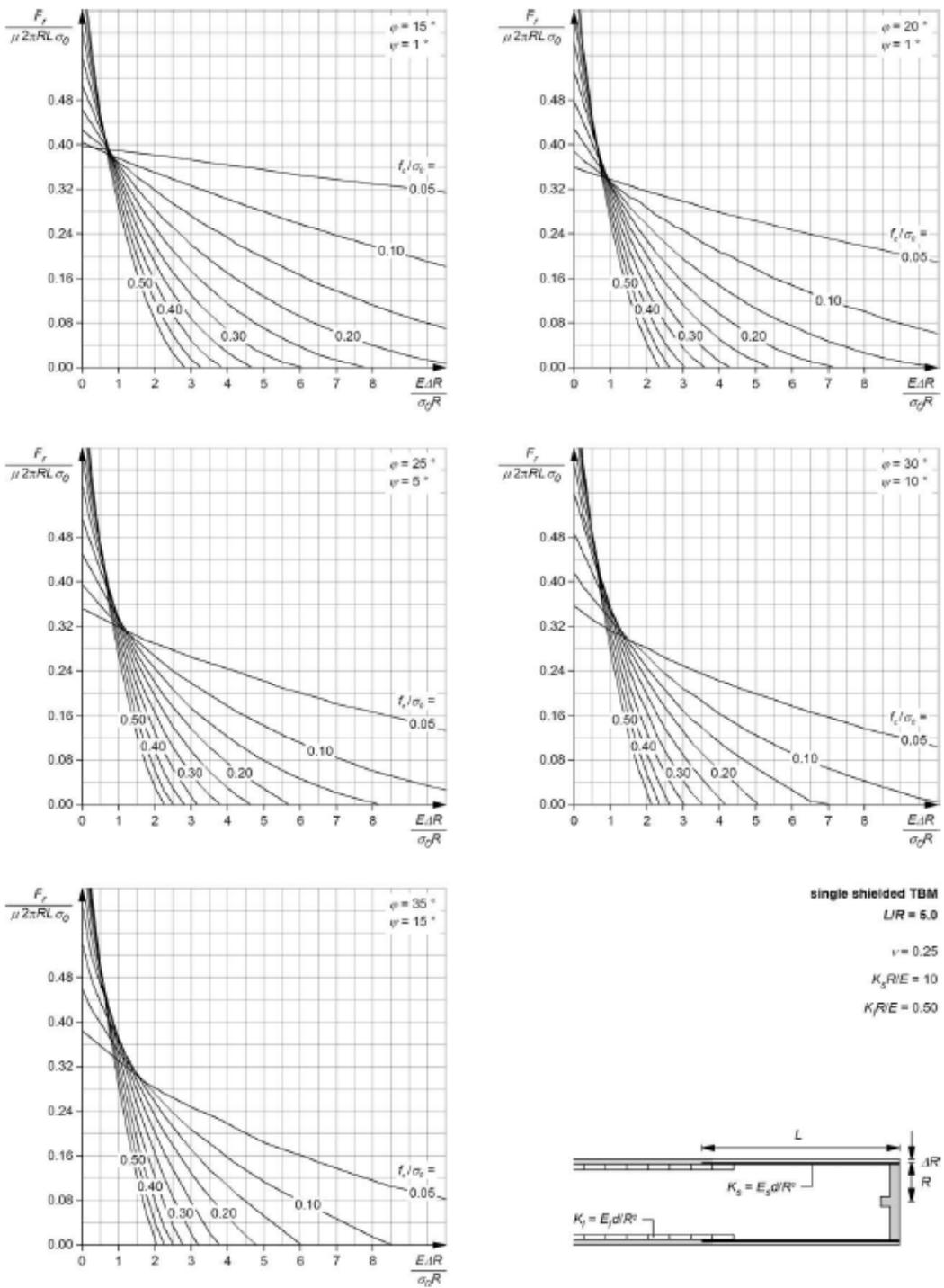


Figura 24: Nomogrammi per una TBM a scudo singolo con $L_s/R = 5$ ([17]).

4 Modellazione numerica con Plaxis

Nel capitolo precedente sono state illustrate le metodologie più utilizzate per analizzare il comportamento del terreno durante lo scavo di una galleria con TBM, sottolineando l'importanza dell'impiego di modelli numerici per ottenere un'accuratezza maggiore, vista la complessità del problema.

Nella presente tesi, il problema di interazione tra scudo, terreno e rivestimento è stato analizzato con il software agli elementi finiti PLAXIS 2D 2024 sviluppato da Bentley Systems.

4.1 Generalità

PLAXIS 2D è un software basato sul metodo degli elementi finiti (FEM). Tale metodo è utilizzato per risolvere numericamente un sistema di equazioni differenziali alle derivate parziali ed appartiene ad una classe di metodi che si basa sulle tecniche variazionali in cui si approssima direttamente la soluzione dell'equazione differenziale. Dato il dominio di una funzione, il FEM si applica discretizzando tale dominio con una serie di elementi chiamati, appunto, elementi finiti, che insieme compongono la mesh. Nell'ambito dell'ingegneria strutturale e geotecnica, il FEM ha delle analogie con il metodo degli spostamenti: l'incognita, infatti, è data dagli spostamenti nei nodi degli elementi finiti. Nei problemi geotecnici, oltre agli spostamenti, si aggiunge il grado di libertà della pressione interstiziale. La differenza principale con il metodo degli spostamenti sta nel fatto che, nel FEM, vengono introdotte le funzioni di forma che devono essere scelte in modo tale da garantire la congruenza al confine tra gli elementi. Noti gli spostamenti, si possono ricavare le deformazioni e, tramite il legame costitutivo, le tensioni.

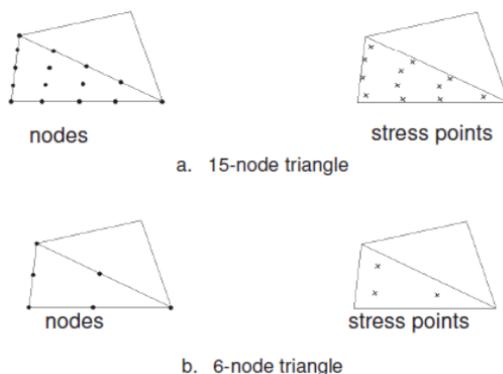


Figura 25: Elementi finiti implementati in PLAXIS 2D ([3]).

Il software PLAXIS 2D prevede l'utilizzo di due tipologie di elementi finiti: elementi triangolari a 15 nodi ed elementi triangolari a 6 nodi (Figura 25). I primi prevedono delle funzioni di forma di quarto grado e sono impiegati di default dal software, mentre i secondi prevedono funzioni di forma di secondo grado.

La Figura 25, inoltre, mostra gli stress point degli elementi, che sono i punti su cui vengono calcolate le tensioni e corrispondono ai punti di Gauss.

Con PLAXIS 2D è possibile svolgere due tipologie di analisi (Figura 26):

- analisi in condizioni di deformazione piana, usata per geometrie che hanno sezione trasversale, schema di carico e stato di sforzo uniformi lungo una certa lunghezza perpendicolare alla sezione stessa. Gli spostamenti e le deformazioni lungo tale direzione sono assunti nulli;
- analisi assialsimmetrica, usata per strutture circolari con sezione trasversale radiale e schema di carico uniformi attorno all'asse centrale. Gli stati di sforzo e deformazione sono assunti uguali lungo qualsiasi direzione radiale.

Nell'ambito di questa tesi, come già accennato nel capitolo precedente, per analizzare l'interazione tra scudo, terreno e rivestimento al fine di prevenire il rischio di chiusura dello scudo è stato utilizzato un modello assialsimmetrico. In esso, lo scavo della galleria è stato simulato attraverso una procedura passo-passo che consiste nella disattivazione dell'elemento di terreno e nell'attivazione dell'elemento di supporto ad ogni passo di avanzamento. Nel caso dello scavo meccanizzato, l'elemento di supporto è rappresentato dallo scudo della TBM.

Il modello in condizioni di deformazione piana, invece, è stato impiegato solamente per validare la modellazione del gap ΔR tra lo scudo e il terreno.

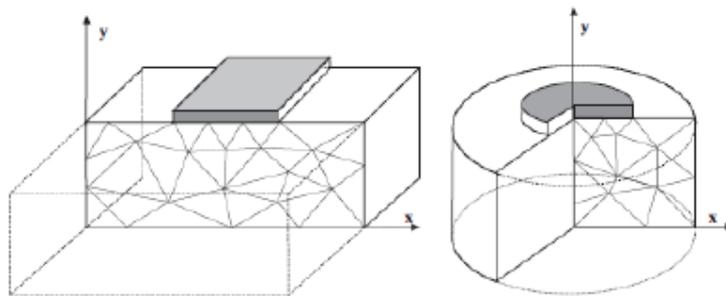


Figura 26: Esempio di modello a deformazione piana (a sinistra) e di modello assialsimmetrico (a destra) ([3]).

4.2 Modellazione dello scudo e del gap ΔR

La possibilità di modellare il gap ΔR tra lo scudo ed il terreno rappresenta una novità in PLAXIS 2D. Il gap può essere attribuito solamente agli elementi interfaccia in una determinata fase di calcolo, tramite un file di testo chiamato cheat file. Normalmente, gli elementi interfaccia non sono caratterizzati da un gap iniziale, quindi la presente tesi si è posta l'obiettivo di validare l'utilizzo di questa funzionalità, non ancora disponibile nelle librerie di PLAXIS 2D. Tale lavoro è stato svolto in collaborazione con gli sviluppatori del software che hanno fornito le informazioni necessarie all'implementazione del gap. Si sottolinea che il software è predisposto a questo tipo di modellazione a partire dalla versione 2023.

Un esempio di cheat file è riportato nella Figura 27. Nella prima riga del file si definisce la quantità di materiali a cui si associa il gap nella fase corrente; nelle righe successive si definisce, nella prima colonna, il materiale a cui bisogna applicare il gap (identificato tramite un numero) e, nella seconda colonna, il valore numerico del gap espresso in metri. Nell'esempio riportato in figura, la prima riga indica che, nella fase di calcolo a cui è applicato il cheat file, il gap è attribuito ad un solo materiale; la seconda riga, invece, indica che il gap è applicato al materiale 3 e vale 0.02 m . I cheat file sono salvati in formato `.rsi`, dove i indica il numero della fase di calcolo (nell'esempio riportato in figura il cheatfile è associato alla fase 2).

Nell'ambito dello scavo meccanizzato, quindi, lo scudo della TBM deve essere modellato con elementi interfaccia per poter considerare il gap radiale presente tra lo scudo ed il terreno.

4.2.1 Verifica del funzionamento del cheat file

Essendo questo un metodo mai utilizzato, è necessario verificarne il funzionamento prima di poterlo applicare ad un progetto reale. Il funzionamento

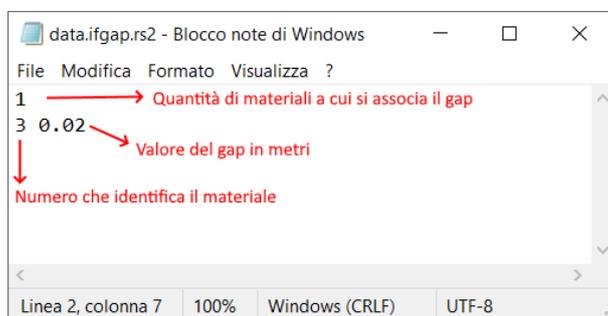


Figura 27: Esempio di cheat file che applica il gap ad un elemento interfaccia.

del cheat file è stato verificato sia con un'analisi a deformazione piana che con un'analisi assialsimmetrica, simulando lo scavo completo della galleria ed uno scudo infinitamente lungo, non considerando ancora l'influenza del fronte. I risultati sono stati confrontati con le soluzioni analitiche discusse nel capitolo precedente.

Si è considerata una galleria circolare di raggio R pari a 5 m scavata in un terreno omogeneo ed isotropo, a cui è stato attribuito, inizialmente, un legame elastico lineare e, successivamente, un legame elasto-plastico perfetto con criterio di rottura alla Mohr-Coulomb. I parametri meccanici del terreno sono riportati nella Tabella 2.

Terreno - parametri elastici		
Modulo di Young	E [MPa]	5000
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.25

Terreno - parametri plastici		
Angolo d'attrito	ϕ [°]	35
Coesione	c' [kPa]	100
Angolo di dilatanza	ψ [°]	0.001

Tabella 2: Parametri meccanici del terreno utilizzati per validare il funzionamento del cheat file.

Lo scudo è modellato con elementi interfaccia a cui sono stati attribuiti un legame costitutivo elastico lineare. La Tabella 3 mostra i parametri attribuiti agli elementi interfaccia che simulano lo scudo. Tali parametri rimangono invariati per tutte le modellazioni del presente capitolo.

Infine, lo sforzo litostatico originario σ_0 è considerato pari a 2000 kPa , mentre il gap ΔR è pari a 0.001 m .

Parametri interfaccia - scudo		
Modulo di Young	E [MPa]	5000
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.25
Rigidezza normale	k_n [kN/m ³]	500000
Rigidezza tangenziale	k_s [kN/m ³]	$5 \cdot 10^7$

Tabella 3: Parametri dell'interfaccia che simula lo scudo utilizzati per validare il funzionamento del cheat file.

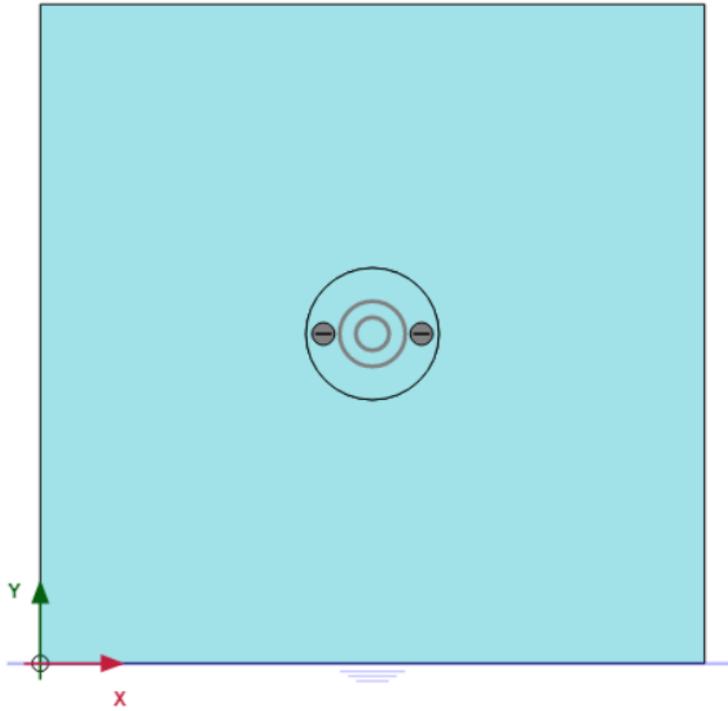


Figura 28: Geometria del modello a deformazione piana utilizzato per verificare il funzionamento del cheat file.

Modello a deformazione piana

La geometria del modello a deformazione piana è rappresentata in Figura 28. Per la risoluzione numerica sono stati utilizzati gli elementi finiti triangolari a 15 nodi per ottenere una maggiore accuratezza nel risultato. Lo sforzo litostatico originario σ_0 , essendo omogeneo, è stato inizializzato tramite l'opzione *Field stress*; di conseguenza, nel contorno del modello sono previsti degli incastri come vincoli, al fine di evitare sforzi di taglio che non potrebbero essere supportati dalle condizioni al contorno predefinite.

All'interfaccia, inoltre, è necessario applicare uno spostamento imposto pari a zero. La presenza del gap, infatti, crea un distacco tra il terreno e l'interfaccia, quindi bisogna garantire che quest'ultima sia vincolata.

Definita la geometria del modello e i materiali, sono state impostate le fasi di calcolo:

1. Fase iniziale: in questa fase viene inizializzato lo stato di sforzo litostatico originario tramite l'opzione *Field stress*;

2. Fase 1: rappresenta, in maniera molto semplificata, la fase di scavo della galleria e di avanzamento della TBM. Il terreno all'interno del contorno del cavo viene disattivato, mentre l'interfaccia che simula lo scudo e lo spostamento imposto vengono attivati. Infine, in questa fase viene applicato il cheat file.

I risultati del modello sono riportati nella Figura 29 per il caso di terreno elastico e nella Figura 30 per il caso di terreno elasto-plastico. Come si può notare, in entrambi i casi, lo spostamento radiale e la pressione radiale sull'interfaccia risultano praticamente uniformi e pari a:

$$u(\infty) = 1.916 \cdot 10^{-3} \text{ m} \quad p(\infty) = -457.85 \text{ kPa} \quad \text{Caso elastico}$$

$$u(\infty) = 2.018 \cdot 10^{-3} \text{ m} \quad p(\infty) = -508.15 \text{ kPa} \quad \text{Caso elasto-plastico}$$

Modello assialsimmetrico

La geometria del modello assialsimmetrico è rappresentata in Figura 31. In PLAXIS 2D la direzione radiale coincide con l'asse x , mentre l'asse y rappresenta l'asse della galleria. Come per il caso a deformazione piana, sono stati utilizzati gli elementi finiti triangolari a 15 nodi per ottenere una maggiore accuratezza nel risultato. Lo sforzo litostatico originario σ_0 , essendo omogeneo, è stato inizializzato tramite l'opzione *Field stress*; di conseguenza, nel

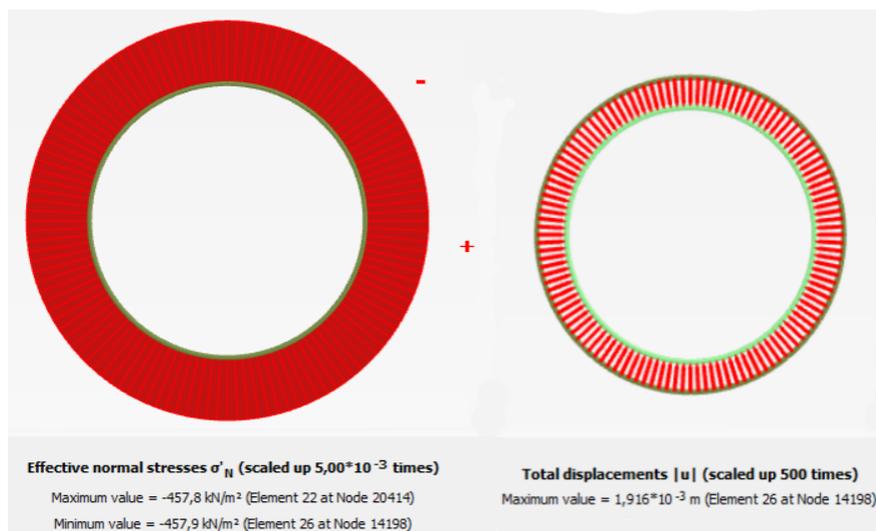


Figura 29: Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elastico lineare.

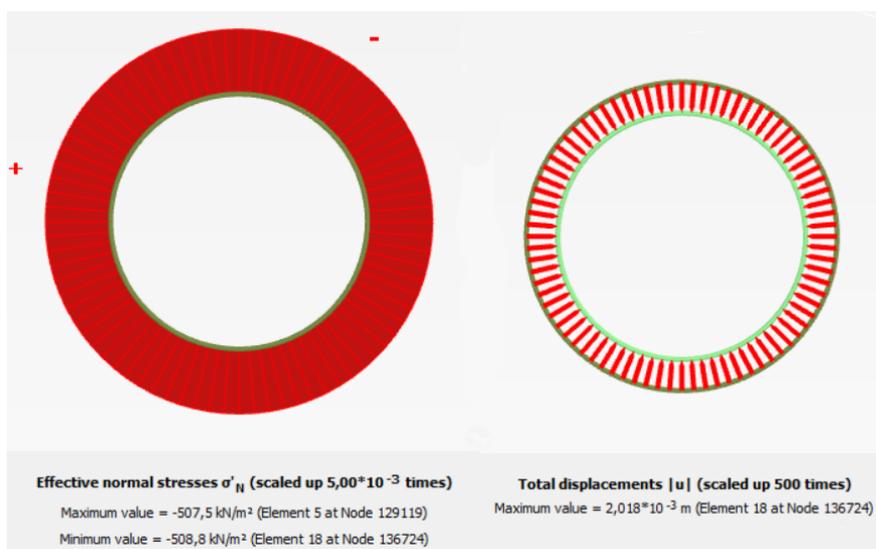


Figura 30: Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elasto-plastico.

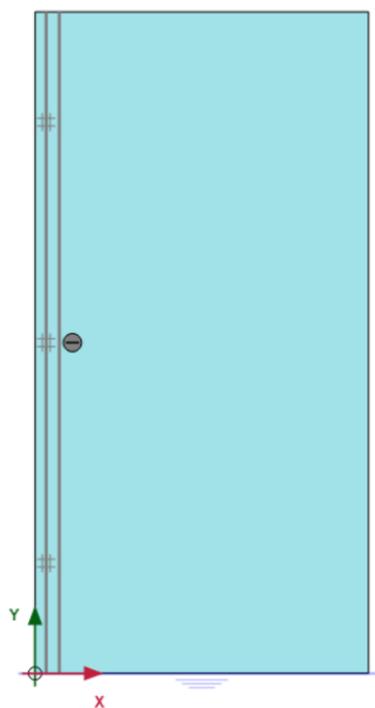


Figura 31: Geometria del modello assialsimmetrico utilizzato per verificare il funzionamento del cheat file.

contorno del modello sono previsti degli incastri come vincoli, al fine di evitare sforzi di taglio che non potrebbero essere supportati dalle condizioni al contorno predefinite.

Come nel modello a deformazione piana, è necessario applicare uno spostamento imposto pari a zero all'interfaccia per vincolarla.

Le fasi di calcolo sono uguali al caso precedente:

1. Fase iniziale: in questa fase viene inizializzato lo stato di sforzo litostatico originario tramite l'opzione *Field stress*;
2. Fase 1: rappresenta la fase di scavo della galleria e di avanzamento della TBM. Il terreno all'interno del contorno del cavo viene disattivato, mentre l'interfaccia che simula lo scudo e lo spostamento imposto vengono attivati. Infine, in questa fase viene applicato il cheat file.

I risultati del modello sono riportati nella Figura 32 per il caso di terreno elastico e nelle Figure 33 per il caso di terreno elasto-plastico. Anche in questo caso gli spostamenti e le pressioni risultano uniformi in entrambi i casi e sono pari a:

$$u(\infty) = -1.919 \cdot 10^{-3} \text{ m} \quad p(\infty) = 459.56 \text{ kPa} \quad \text{Caso elastico}$$

$$u(\infty) = -2.019 \cdot 10^{-3} \text{ m} \quad p(\infty) = 509.56 \text{ kPa} \quad \text{Caso elasto-plastico}$$

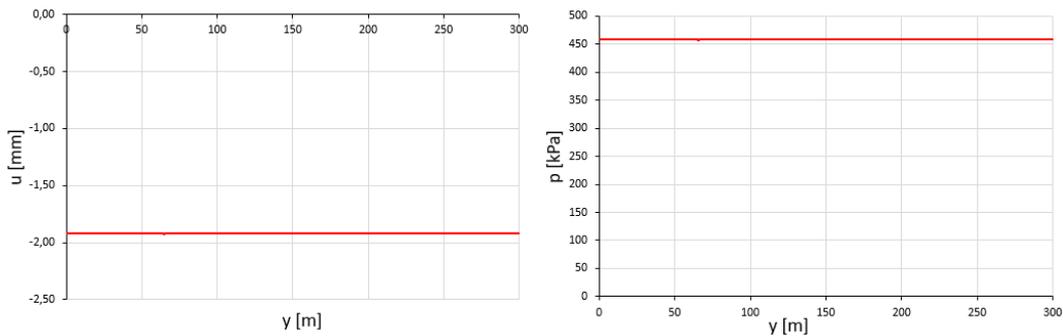


Figura 32: Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elastico lineare.

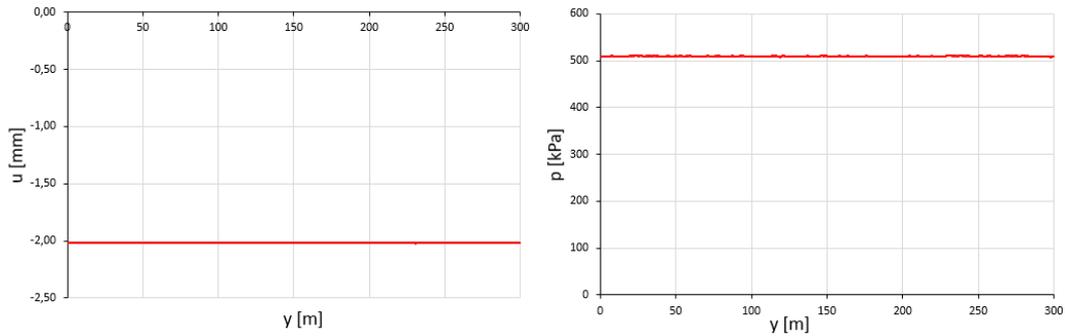


Figura 33: Profilo delle pressioni sull'interfaccia (a sinistra) e degli spostamenti (a destra) nel caso di terreno elasto-plastico.

4.2.2 Confronto con il metodo delle curve caratteristiche

Per valutare la correttezza dei modelli precedenti, i risultati ottenuti sono stati confrontati con il metodo delle curve caratteristiche. Nel caso elastico, la curva caratteristica del cavo è stata calcolata con l'equazione (14). Tale equazione è stata utilizzata anche per il ramo elastico nel caso elasto-plastico, sostituendo il raggio della galleria R e la pressione di sostegno p con il raggio plastico R_{pl} e la tensione nell'anello di transizione σ_R rispettivamente. Per il ramo plastico, invece, è stata utilizzata la (23), ponendo $r = R$. I parametri di picco e quelli in condizioni residue sono uguali, in quanto è stato utilizzato un legame elasto-plastico perfetto.

La Figura 34 mostra il confronto tra la soluzione analitica e la soluzione ottenuta con PLAXIS 2D nel caso di terreno elastico, mentre la Figura 35 mostra il confronto tra le due soluzioni nel caso di terreno elasto-plastico.

Dal confronto emerge che le soluzioni ottenute con PLAXIS 2D sono perfettamente in linea con la soluzione analitica.

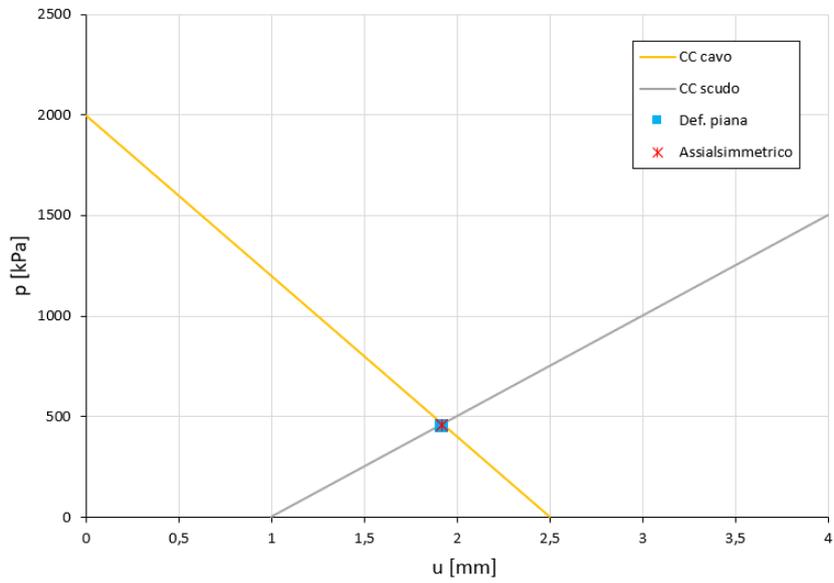


Figura 34: Confronto con le soluzioni ottenute su PLAXIS 2D con le curve caratteristiche nel caso elastico.

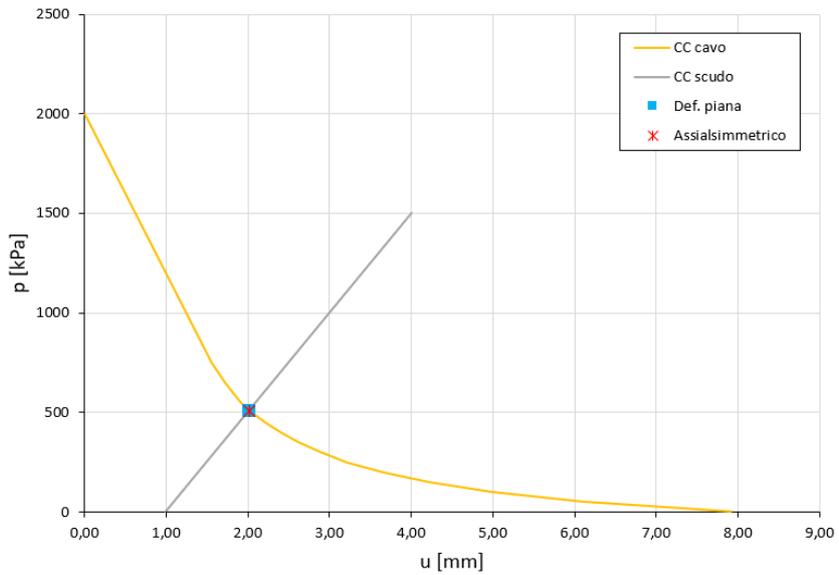


Figura 35: Confronto con le soluzioni ottenute su PLAXIS 2D con le curve caratteristiche nel caso elasto-plastico.

4.3 Analisi assialsimmetrica con il metodo step-by-step

Per simulare l'effetto del fronte e l'avanzamento dello scavo è necessario risolvere un modello assialsimmetrico mediante il metodo step-by-step. Dal punto di vista operativo, ogni passo d'avanzamento corrisponde ad una fase di calcolo. Le fasi di calcolo verranno analizzate nello specifico nei paragrafi successivi.

A differenza dei modelli precedenti è necessario definire un cheat file per ogni fase di calcolo per riprodurre l'evoluzione del gap in funzione della distanza dal fronte. Come visto nel paragrafo precedente, un singolo cheat file viene associato ad un unico materiale, di conseguenza si deve creare un materiale per ogni fase di calcolo da attribuire all'interfaccia che viene attivata nella fase corrente.

Un'altra differenza fondamentale con i modelli precedenti è che, ad ogni step, bisogna applicare uno spostamento radiale agli elementi interfaccia lungo tutto il contorno della galleria già scavata. Lo spostamento imposto ha lo scopo di incrementare il gap di un valore pari alla preconvergenza; il gap applicato tramite il cheat file, infatti, non la considera. Considerando l' i -esima fase, lo spostamento da imporre è pari al valore della preconvergenza nella fase $i - 1$, in corrispondenza della posizione del fronte allo step i (Figura 36). Come si può notare dalla figura, lo spostamento imposto è costante lungo il

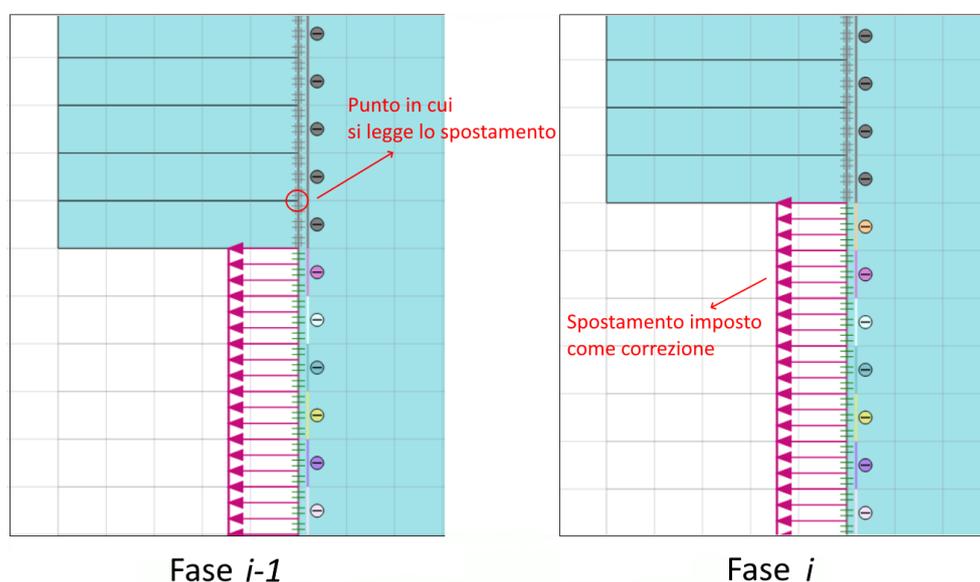


Figura 36: Valutazione dello spostamento imposto da applicare all' i -esima fase.

contorno della galleria scavata. Tale correzione è variabile in modo crescente per le prime fasi, fino a convergere al valore corretto dopo pochi step.

Con il metodo step-by-step sono stati effettuati due tipi di modellazione. La prima rappresenta un modello semplificato, dove lo scudo è lungo quanto la galleria scavata; la seconda è una simulazione più realistica dello scavo, in cui lo scudo ha una lunghezza finita e, immediatamente dietro ad esso, viene inserito il rivestimento. Come si vedrà in seguito, al fine di valutare in modo rigoroso la spinta richiesta per evitare il blocco dello scudo e per fare un corretto dimensionamento del rivestimento, è necessario utilizzare il secondo tipo di modellazione. L'obiettivo principale del modello semplificato, infatti, è di verificare il funzionamento del cheat file in una modellazione passo-passo.

4.3.1 Modello semplificato

Il modello semplificato prevede che lo scudo sia modellato come un unico supporto lungo tutta la lunghezza della galleria scavata. Questo tipo di modellazione permette di analizzare, in tempi rapidi, l'effetto della lunghezza dello scudo sull'entità della spinta richiesta. Fissati il tipo di terreno, la rigidità dello scudo e il gap ΔR , basterà una sola analisi per ottenere il profilo longitudinale delle pressioni $p(y)$; a questo punto si integra la funzione $p(y)$ nell'intervallo $0 \leq y \leq L_s$ con L_s arbitrario. Così facendo si può evitare di far girare un nuovo modello per ogni lunghezza dello scudo L_s .

Tuttavia, questo tipo di modellazione porta ad una sottostima della pressione sullo scudo, non simulando il picco di pressione presente alla fine

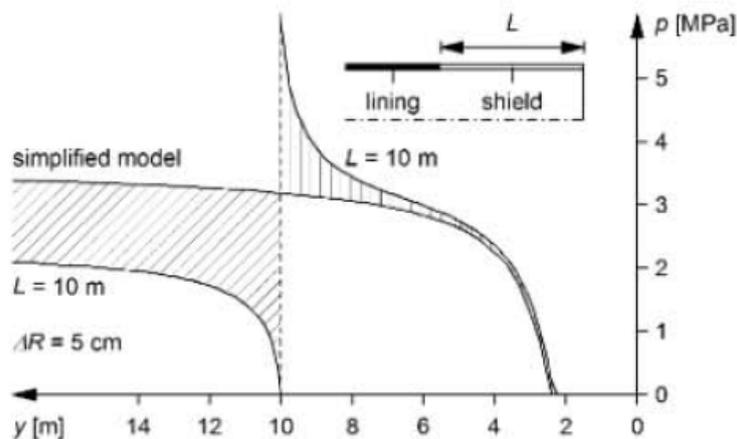


Figura 37: Confronto tra i profili di pressione longitudinale ottenuti con il modello semplificato e con il modello che considera il rivestimento ([18]).

di esso. La Figura 37 mostra il confronto, fatto da Ramoni e Anagnostou ([18]), tra un modello semplificato e un modello che simula il rivestimento.

In PLAXIS 2D, questo tipo di modellazione è stata utilizzata per testare il funzionamento del cheat file e validare la procedura di calcolo passo-passo. Il modello simula lo scavo di una galleria circolare di raggio R pari a 5 m , scavata in un terreno elastico lineare, omogeneo ed isotropo avente i parametri della Tabella 2. Lo scudo è simulato con elementi interfaccia utilizzando i parametri della Tabella 3. A differenza dei modelli precedenti, è stato considerato un gap ΔR pari a 0.0015 m . Infine, lo stato di sforzo litostatico originario σ_0 è pari a 2000 kPa .

La scelta di un legame di tipo elastico lineare è stata fatta per ridurre i tempi di calcolo, visto che lo scopo è di validare la procedura di calcolo, inoltre, nel caso di un mezzo elasto-plastico, i risultati presentano un andamento oscillatorio. Una tecnica di modellazione per limitare le oscillazioni verrà illustrata successivamente.

Per risolvere il modello sono stati creati 173 materiali uguali da attribuire alle interfacce e sono state implementate 172 fasi di calcolo (escludendo la

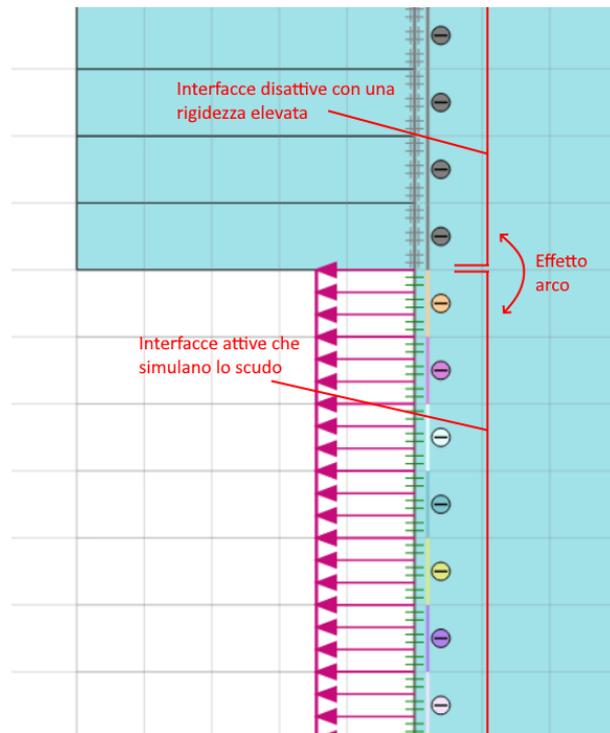


Figura 38: Effetto arco che si manifesta tra il fronte di scavo ed il punto di contatti tra scudo e terreno.

fase iniziale) a cui viene associato un cheat file per ciascuna di esse. Il numero di fasi è stato scelto in modo tale da far arrivare lo scavo nel punto centrale del modello. In ogni fase di calcolo, un'interfaccia viene attivata, quindi la quantità di materiali associati allo scudo corrisponde al numero delle fasi di calcolo implementate. Oltre a questi, è stato creato un materiale apposito per le interfacce che rimangono disattivate. Tale materiale ha le rigidezze k_n e k_s pari a 10^9 kN/m^3 e nessun cheat file associato. In questo modo si bilancia l'effetto arco, evitando eccessive deformazioni al fronte che causerebbero delle forti oscillazioni sull'andamento longitudinale della pressione. La Figura 38 mostra uno schema dell'effetto arco che si manifesta tra il fronte e il punto di contatto tra scudo e terreno.

La geometria del dominio è mostrata nella Figura 39. Nonostante l'inizializzazione dello stato di sforzo originario tramite l'opzione *Field stress*, i bordi del modello, ad eccezione di quello di destra, sono stati fissati lungo la

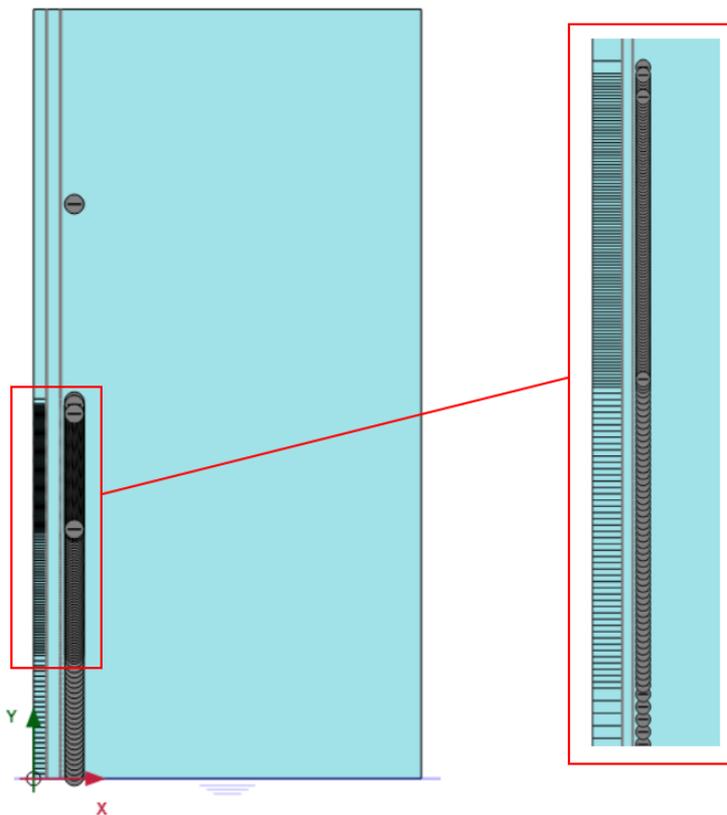


Figura 39: Geometria del modello semplificato. A destra sono stati messi in evidenza gli step di avanzamento che raggiungono la posizione finale del fronte a metà modello.

direzione ortogonale ad essi.

Gli step di scavo sono stati considerati di lunghezza variabile. Si è partiti con una lunghezza dello step s pari a $2 m$; dopo un terzo dello scavo è stata ridotta a $1 m$; infine si è passati ad una lunghezza s pari a $0.50 m$ per l'ultimo terzo di scavo. In questo modo è stato possibile ottenere un risultato più accurato, riducendo le fasi di calcolo nella parte iniziale del modello influenzata dalle condizioni al contorno.

Definita la geometria del modello e le proprietà dei vari elementi, sono state create le fasi di calcolo:

1. Fase iniziale: in questa fase viene inizializzato lo stato di sforzo litostatico originario tramite l'opzione *Field stress*;
2. Fase 1: scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione del primo rettangolo di terreno (step 1) e l'attivazione della prima interfaccia (con cheat file associato). In questa fase lo spostamento imposto è nullo;
3. Fase 2: scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione del secondo rettangolo di terreno (step 2) e l'attivazione della seconda interfaccia (con cheat file associato). Lo spostamento da imporre sulle interfacce attive si ricava dall'output della fase precedente, come indicato nella Figura 36;
4. le fasi dalla 3 alla 172 seguono la stessa procedura della Fase 2.

Il procedimento appena descritto è stato ottenuto dopo numerose prove che hanno permesso di capire il ruolo che svolgono alcuni parametri e, soprattutto, di capire appieno il funzionamento del cheat file e delle correzioni tramite spostamenti radiali imposti alle interfacce.

Risultati del modello

Di seguito si riportano i risultati ottenuti con il modello semplificato.

Il grafico superiore della Figura 40 mostra il profilo longitudinale degli spostamenti, confrontato con quello in condizioni non sostenute. Si nota che le due curve sono perfettamente sovrapposte fino alla chiusura del gap dove, poco prima, iniziano a divergere. Gli incrementi di spostamento che si manifestano dopo il contatto tra lo scudo ed il terreno rappresentano la deformazione dello scudo. Nella realtà la convergenza non aumenta più dopo il contatto terreno-scudo. Da un punto di vista numerico, per simulare questo contatto "rigido" bisognerebbe attribuire all'interfaccia un valore di rigidezza

k_n elevatissimo e ciò produrrebbe delle instabilità numeriche. L'assegnazione dell'effettiva rigidità dello scudo all'interfaccia porta ad una compenetrazione tra terreno e scudo. Tuttavia, tale compenetrazione non inficia il corretto sviluppo della pressione sullo scudo.

Un altro aspetto che emerge è che la convergenza al fronte è leggermente minore rispetto al caso non sostenuto a causa della presenza dello scudo.

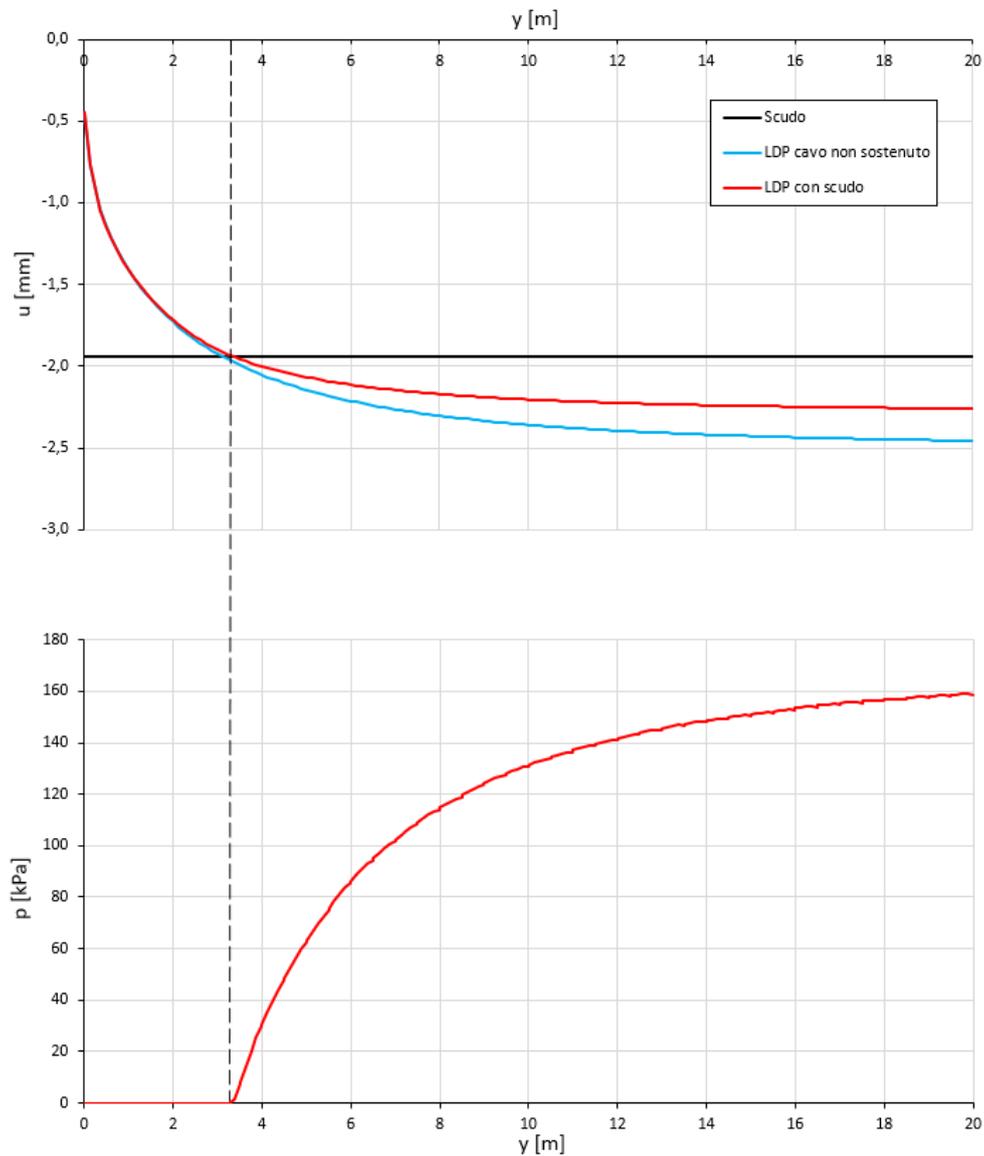


Figura 40: Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il modello semplificato.

Tale spostamento, infatti, tende a diminuire all'aumentare della rigidità dello scudo.

Di seguito si riportano i valori della convergenza al fronte ottenuti nei due casi sopra citati:

$$u(0) = -0.442 \text{ mm} \quad \text{Con scudo}$$

$$u(0) = -0.461 \text{ mm} \quad \text{Non sostenuto}$$

Il grafico inferiore della Figura 40, invece, mostra il profilo longitudinale delle pressioni. Il punto in cui la pressione comincia ad aumentare corrisponde al punto di contatto tra lo scudo e il terreno.

4.3.2 Modellazione del rivestimento

Al fine di valutare in modo più realistico ed accurato la pressione radiale agente sullo scudo e sul rivestimento, è necessario modellare quest'ultimo in un'analisi assialsimmetrica passo-passo.

La simulazione del rivestimento è stata fatta mediante elementi piastra a cui si attribuisce un materiale elastico lineare.

4.3.3 Modello completo

In questo modello è stato simulato lo scavo di una galleria di raggio R pari a 5 m tramite una TBM a scudo singolo. Lo scudo, avente lunghezza L_s pari a 10 m e gap ΔR pari a 0.05 m , è simulato con elementi interfaccia aventi i parametri della Tabella 4. Il rivestimento, modellato con elementi piastra, utilizza i parametri della tabella 5. Il terreno è considerato elastico lineare con modulo elastico E pari a 136.70 MPa e coefficiente di Poisson ν pari a 0.25. Come nel modello semplificato, gli step di scavo sono stati considerati di lunghezza variabile per ridurre il numero delle fasi di calcolo. Anche la quantità e le caratteristiche dei materiali sono le stesse presenti nel il modello semplificato.

Parametri interfaccia - scudo		
Modulo di Young	E [MPa]	136.7
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.25
Rigidità normale	k_n [kN/m^3]	713000
Rigidità tangenziale	k_s [kN/m^3]	$5 \cdot 10^7$

Tabella 4: Parametri dell'interfaccia che simula lo scudo nel modello completo.

Parametri piastra		
Rigidezza longitudinale	EA_1 [kN/m]	1.00
Rigidezza assiale	EA_2 [kN/m]	$5 \cdot 10^6$
Rigidezza flessionale	EI [kNm ² /m]	16667
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.20

Tabella 5: Parametri dell'elemento piastra che simula il rivestimento nel modello completo.

Si sottolinea che le interfacce che vengono disattivate sul settore del rivestimento mantengono il materiale associato allo scudo della TBM. Le interfacce disattivate influenzano in modo non trascurabile il risultato nei punti in comune con le interfacce attive (Figura 41). Come detto per il modello semplificato, le interfacce disattivate davanti al fronte devono essere molto rigide per bilanciare l'effetto arco; al contrario, le interfacce disattivate sul settore del rivestimento non devono avere una rigidezza troppo elevata altrimenti il picco di pressione a fine scudo risulterebbe troncato.

Definita la geometria del modello e le proprietà dei vari elementi, sono

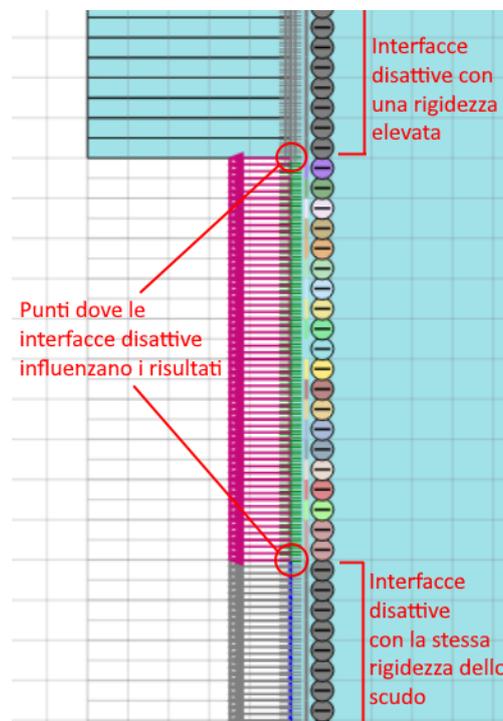


Figura 41: Schema delle interfacce disattive e dei punti dove influenzano i risultati.

state create le fasi di calcolo:

1. Fase iniziale: in questa fase viene inizializzato lo stato di sforzo litostatico originario tramite l'opzione *Field stress*;
2. Fase 1: scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione del primo rettangolo di terreno (step 1) e l'attivazione della prima interfaccia (con cheat file associato). In questa fase lo spostamento imposto è nullo;
3. Fase 2: scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione del secondo rettangolo di terreno (step 2) e l'attivazione della seconda interfaccia (con cheat file associato). Lo spostamento da imporre sulle interfacce attive si ricava dall'output della fase precedente, come indicato nella Figura 36;
4. dalla Fase 3 alla Fase 5 (fine scudo) il procedimento è lo stesso della Fase 2;
5. Fase i ($i > 5$): scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione dell' i -esimo rettangolo di terreno (step i) e l'attivazione dell' i -esima interfaccia (con cheat file associato). Immediatamente dietro all'ultimo elemento scudo si attiva l'elemento piastra che simula il rivestimento e si disattiva l'interfaccia.

Risultati del modello

Di seguito si riportano i risultati ottenuti con il modello completo.

Il grafico superiore della Figura 42 mostra il profilo longitudinale degli spostamenti, confrontato con quello in condizioni non sostenute ottenuto sempre con PLAXIS 2D. Come nel modello semplificato, l'incremento degli spostamenti dopo il contatto tra lo scudo ed il terreno sono dovuti alla deformazione dello scudo che ha una rigidezza finita. Nel punto in cui finisce lo scudo ed inizia il rivestimento c'è un aumento improvviso dell'entità degli spostamenti. Ciò è dovuto alla discontinuità presente tra scudo e rivestimento.

Come nel modello semplificato, la convergenza al fronte è minore rispetto al caso non sostenuto a causa della presenza dello scudo e del rivestimento:

$$u(0) = -0.02020 \text{ m} \quad \text{Con scudo e rivestimento}$$

$$u(0) = -0.02752 \text{ m} \quad \text{Non sostenuto}$$

Il grafico inferiore della Figura 42, invece, mostra il profilo longitudinale delle pressioni. Il punto in cui la pressione comincia ad aumentare corrisponde al punto di contatto tra lo scudo e il terreno. Come ci si aspettava dai risultati presenti in letteratura, nella parte finale dello scudo si ha un picco di pressione con una decrescita improvvisa nel punto finale. La pressione sul rivestimento, invece, aumenta in maniera monotona a partire dal punto in cui viene messo in opera.

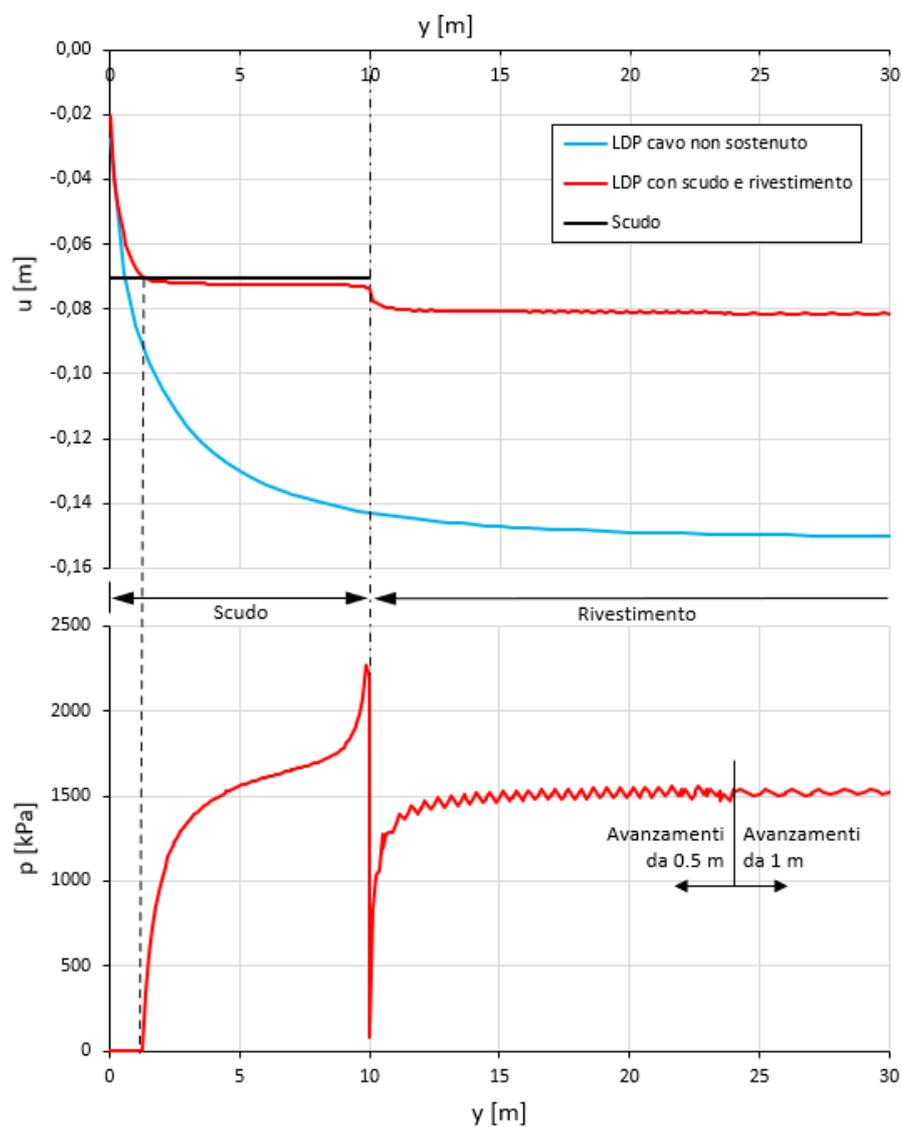


Figura 42: Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il modello completo.

4.4 Validazione dei risultati

I modelli analizzati con il metodo step-by-step devono essere confrontati con la soluzione analitica per verificarne l'affidabilità. La soluzione analitica impiegata per il confronto è quella ottenuta mediante il metodo delle curve caratteristiche. Con tale metodo, tuttavia, è possibile confrontare i valori di pressione e convergenza solamente a grande distanza dal fronte. Dunque, per verificare la correttezza del profilo longitudinale delle pressioni ottenuto con PLAXIS 2D, è stato fatto un ulteriore confronto con il software ABAQUS, già ampiamente utilizzato per analizzare il rischio di blocco della TBM con analisi assialsimmetriche passo-passo. In ABAQUS lo scudo è modellato con delle molle bi-lineari in cui la pressione rimane nulla fino al momento di chiusura del gap, mentre il rivestimento è rappresentato da molle lineari a tergo dello scudo.

4.4.1 Modello semplificato

La Tabella 6 riporta i risultati analitici e numerici, mentre la Figura 43 confronta graficamente le due soluzioni. Ciò che emerge dal confronto è che la simulazione in PLAXIS 2D è in linea con la soluzione analitica. Le Figure 45-46, invece, riportano il confronto dei profili longitudinali delle pressioni e degli spostamenti radiali ottenuti con i software PLAXIS 2D e ABAQUS. Come si può notare, i risultati di PLAXIS 2D sono in linea con quelli ottenuti in ABAQUS.

Soluzione	$p(\infty)$ [kPa]	$u(\infty)$ [mm]
Plaxis	174.94	2.291
Analitica	171.69	2.285

Tabella 6: Risultati ottenuti con la soluzione analitica e con PLAXIS 2D.

4.4.2 Modello completo

La Tabella 7 riporta i risultati analitici e numerici, mentre la Figura 44 confronta graficamente la soluzione numerica con quella analitica. Ciò che emerge dal confronto è che la simulazione in PLAXIS 2D è in linea con la soluzione analitica per quanto riguarda il rivestimento. I valori di pressione e convergenza a fine scudo, invece, non coincidono con l'intersezione tra le due curve caratteristiche (curva grigia e curva gialla) a causa dell'influenza del fronte e del picco di pressione dovuto al cambio di rigidità tra scudo e rivestimento.

Le Figure 47-48, invece, riportano il confronto dei risultati con il software ABAQUS. I risultati del modello risolto con PLAXIS 2D sono in linea con quelli ottenuti su ABAQUS dal punto di vista delle pressioni. Riguardo agli spostamenti, si riscontra una differenza tra i due profili dovuta all'elevata rigidità dell'interfaccia che rimane disattivata davanti al fronte. Di conseguenza il valore della convergenza al fronte risulta più basso. Tuttavia, tale errore non influisce sul profilo delle pressioni perché il gap ΔR non dipende dalla convergenza al fronte. Ciò è dimostrato nella Figura 49, dove i profili di convergenza netta $u(y) - u(0)$ ottenuti con i due software coincidono. Per ottenere un profilo corretto è necessario scegliere un valore adeguato della rigidità k_n dell'interfaccia che rimane disattivata davanti al fronte, che dipende dalla deformabilità del terreno. Tuttavia, se k_n è troppo basso i profili delle pressioni e degli spostamenti presenteranno delle oscillazioni. Un esempio verrà discusso nel capitolo 5.

Soluzione	p [kPa]	u [m]
Plaxis - scudo	1902.14	0.07287
Analitica - scudo	1724.68	0.07262
Plaxis - rivest.	1516.74	0.08017
Analitica - rivest.	1549.71	0.08062

Tabella 7: Risultati ottenuti con la soluzione analitica e con PLAXIS 2D.

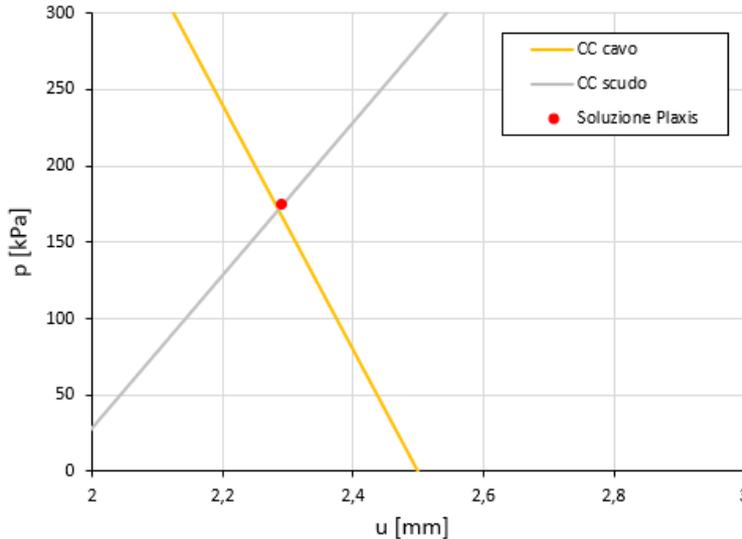


Figura 43: Confronto grafico tra la soluzione analitica e quella numerica del modello semplificato.

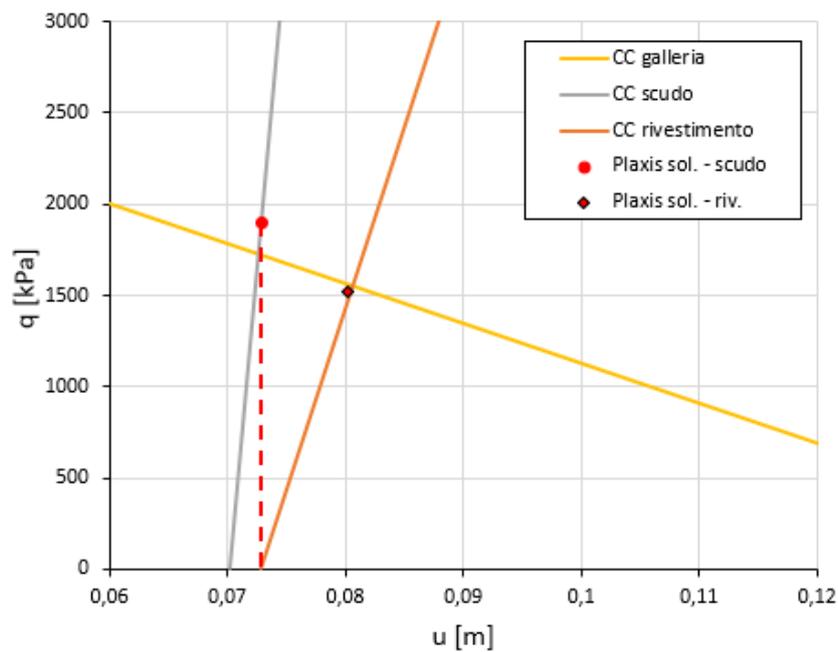


Figura 44: Confronto grafico tra la soluzione analitica e quella numerica del modello completo.

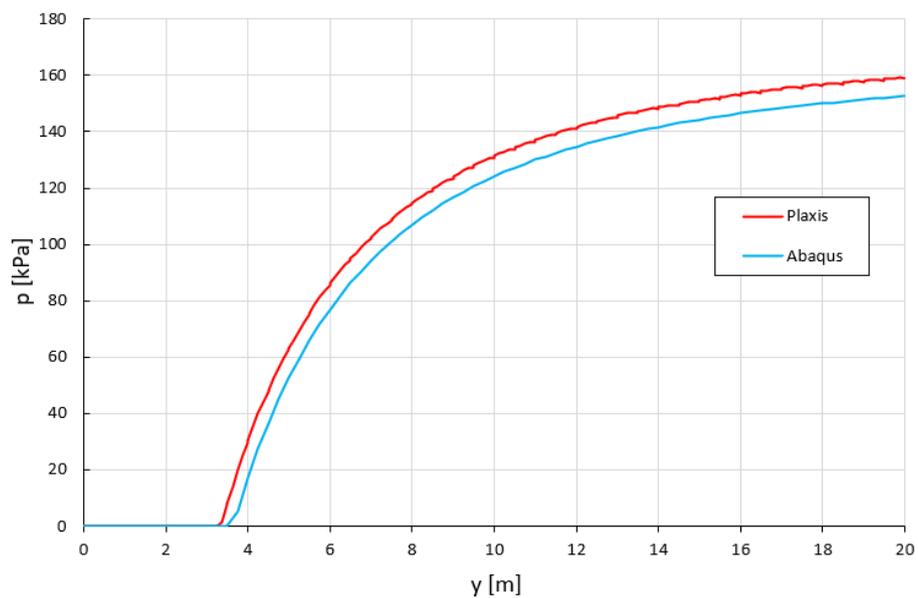


Figura 45: Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello semplificato.

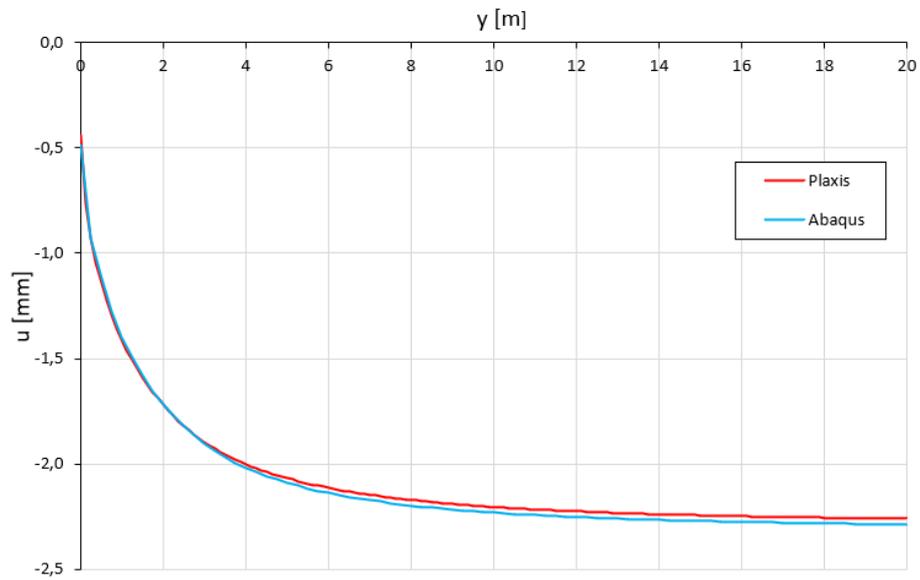


Figura 46: Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello semplificato.

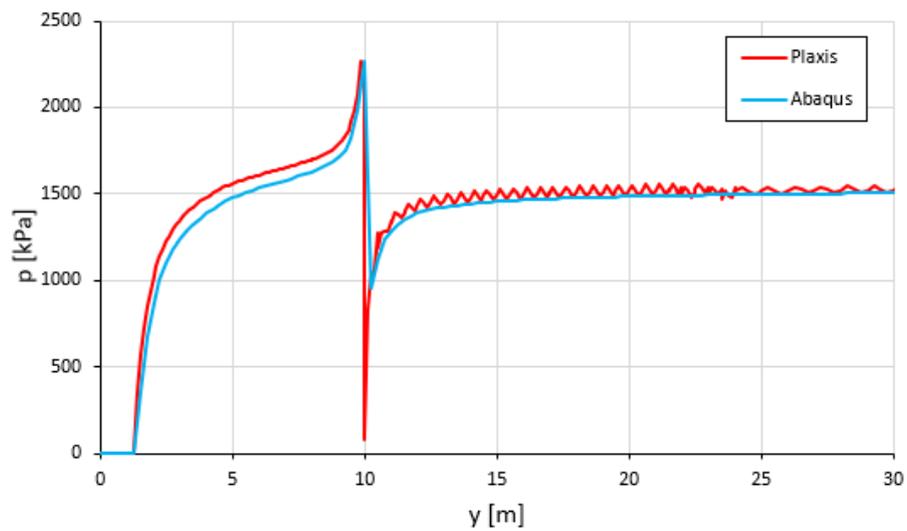


Figura 47: Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello completo.

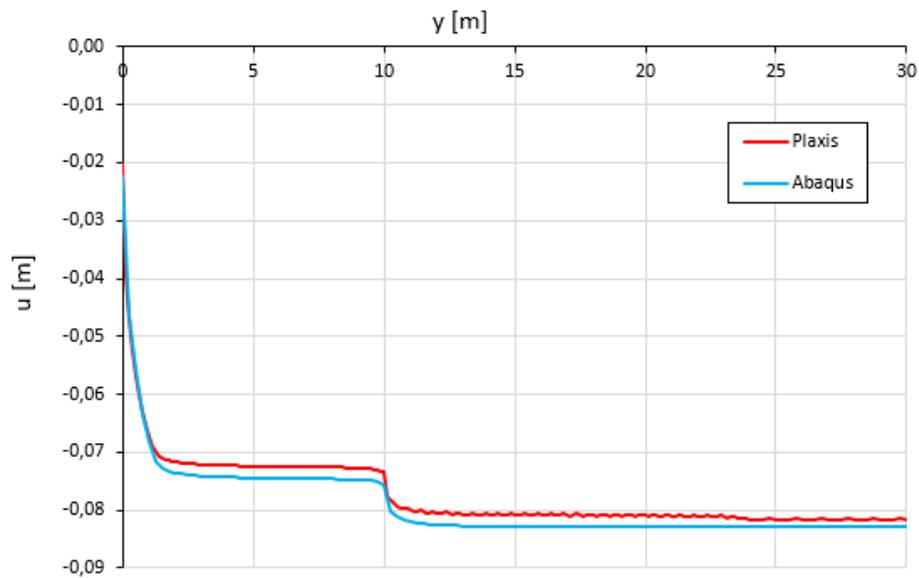


Figura 48: Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello completo.

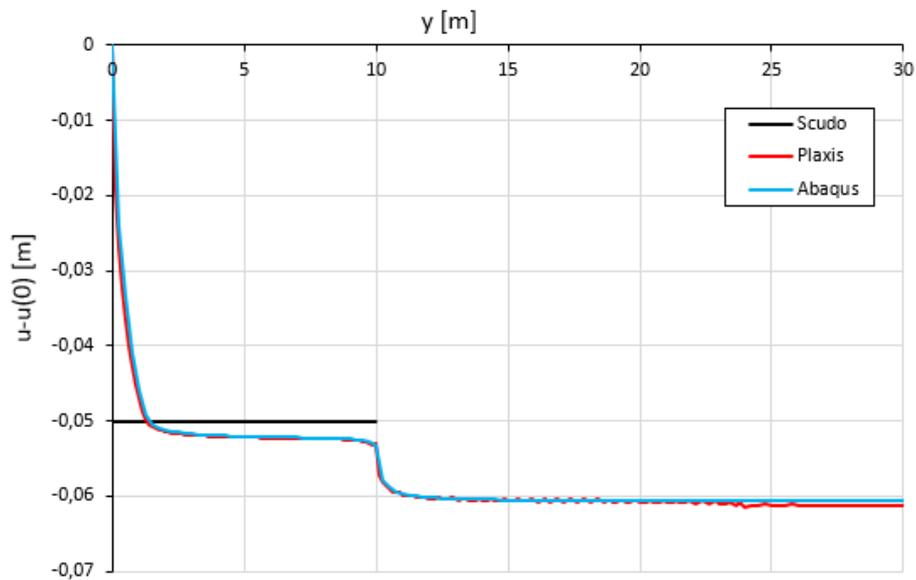


Figura 49: Confronto tra i profili delle convergenze nette ottenuti con PLAXIS 2D e ABAQUS risolvendo il modello completo.

4.5 Il caso elasto-plastico

Nel caso di un terreno elasto-plastico, modellato secondo il criterio di Mohr-Coulomb, la soluzione che si ottiene con la modellazione proposta nei paragrafi precedenti, presenta nel settore dello scudo, il tipico andamento oscillatorio del metodo step-by-step (Figura 18). Si sottolinea che le oscillazioni sono presenti anche nel caso elastico lineare ma di entità estremamente bassa a causa della minore deformabilità del terreno. Vista l'entità delle oscillazioni nel caso elasto-plastico, è necessario regolarizzare la soluzione.

Vista l'indisponibilità di elementi finiti lineari in PLAXIS 2D, che permetterebbero di affrontare il problema in modo analogo a quanto fatto da Nordas et al. ([14]), è stato necessario prevedere degli irrigidimenti nel terreno per limitare la deformazione nei nodi intermedi all'interno della striscia di terreno (posto che l'elemento finito sia lungo quanto la striscia stessa). Tale irrigidimento è costituito da una catena di elementi piastra con rigidezza flessionale EI molto elevata e rigidezze longitudinale e trasversale EA molto basse. Ogni elemento piastra è lungo quanto lo step di avanzamento ed è delimitato da end-release per liberare le rotazioni ai nodi di estremità, mantenendo la continuità degli spostamenti (Figura 50). Per favorire l'irrigidimento, inoltre, sono stati impiegati gli elementi finiti a 6 nodi, intrinsecamente meno deformabili di quelli a 15 nodi.

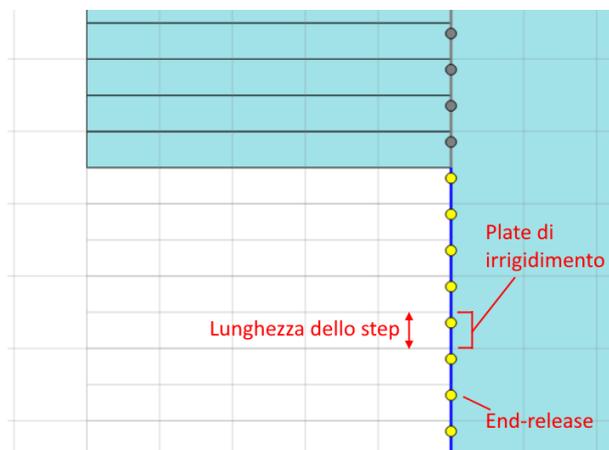


Figura 50: Catena continua di elementi piastra per irrigidire i nodi intermedi degli elementi finiti.

Questo tipo di modellazione è stata testata nelle condizioni di scavo non rivestito per verificare che la LDP fosse in linea con la medesima ottenuta senza la presenza degli irrigidimenti. È stato simulato lo scavo di una galleria di 5 m attraverso un terreno elasto-plastico avente i parametri della Tabella

8. La lunghezza dello scavo è pari a 50 m ed è suddivisa in step di lunghezza pari a 0.50 m. I parametri degli elementi piastra che costituiscono la catena sono riportati nella Tabella 9.

Il profilo longitudinale degli spostamenti ottenuto dall'analisi è stato confrontato con le soluzioni analitiche e con la soluzione di campo libero ottenuta con PLAXIS 2D nella Figura 51. Dal risultato di questa modellazione emerge che è stato ottenuto un parziale miglioramento, regolarizzando significativamente la soluzione. Si sottolinea che, per eliminare completamente le oscillazioni, gli elementi piastra dovrebbero essere infinitamente rigidi flessionalmente, cosa non possibile in un modello numerico.

Parametri del terreno		
Modulo di Young	E [MPa]	136.70
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.25
Angolo d'attrito	ϕ [°]	29
Coesione	c' [kPa]	204
Angolo di dilatanza	ψ [°]	0.001

Tabella 8: Parametri meccanici del terreno utilizzati per la verifica del funzionamento degli irrigidimenti.

Parametri piastra		
Rigidezza longitudinale	EA_1 [kN/m]	500
Rigidezza assiale	EA_2 [kN/m]	500
Rigidezza flessionale	EI [kNm ² /m]	$1.50 \cdot 10^8$

Tabella 9: Parametri dell'elemento piastra utilizzati per gli irrigidimenti.

4.5.1 Applicazione degli irrigidimenti nella simulazione di uno scavo meccanizzato

Visti i benefici che porta l'impiego di elementi piastra irrigiditi, vediamo come applicarli se si modellano lo scudo e il rivestimento di una TBM a scudo singolo. A causa della presenza degli elementi interfaccia con gap che simulano lo scudo (il software li inserisce automaticamente tra il terreno e l'elemento strutturale presente), gli elementi piastra non possono essere posti a diretto contatto con il terreno. Per poter irrigidire i nodi intermedi nei rettangoli di terreno, quindi, bisogna inserire gli elementi piastra all'interno del terreno, ad una certa distanza dal contorno della galleria. Tale distanza deve essere la più piccola possibile ma cercando di evitare di generare una mesh

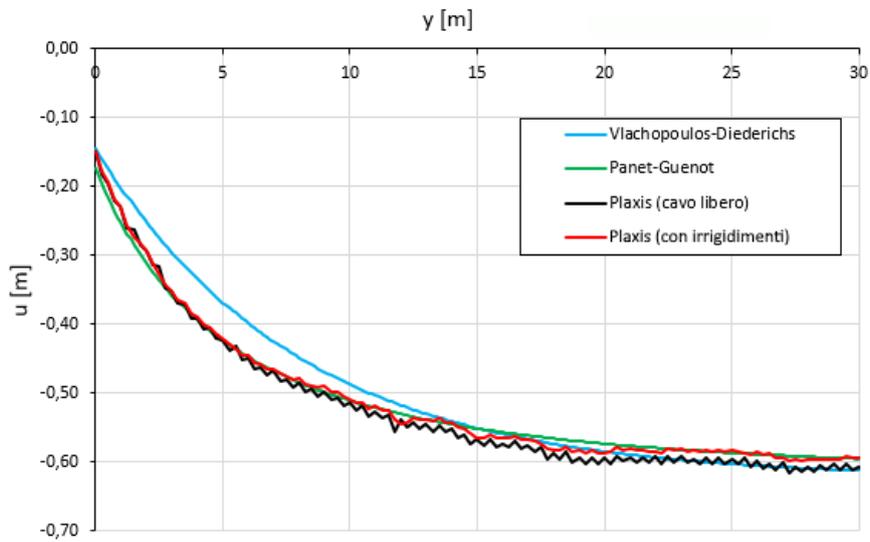


Figura 51: Confronto tra la LDP ottenuta con gli irrigidimenti con quella senza irrigidimenti e con quelle analitiche.

troppo distorta nell'intorno del cavo, visto che gli elementi presenti hanno una dimensione maggiore pari alla lunghezza dello step. Per evitare problemi di collasso attorno al cavo, il terreno tra l'irrigidimento ed il contorno della galleria deve essere assunto elastico lineare (Figura 52).

Gli irrigidimenti sono previsti solamente sul settore dello scudo in quanto, sul rivestimento, non si hanno oscillazioni importanti. Un'applicazione di questo tipo di modellazione verrà illustrato nel capitolo successivo.

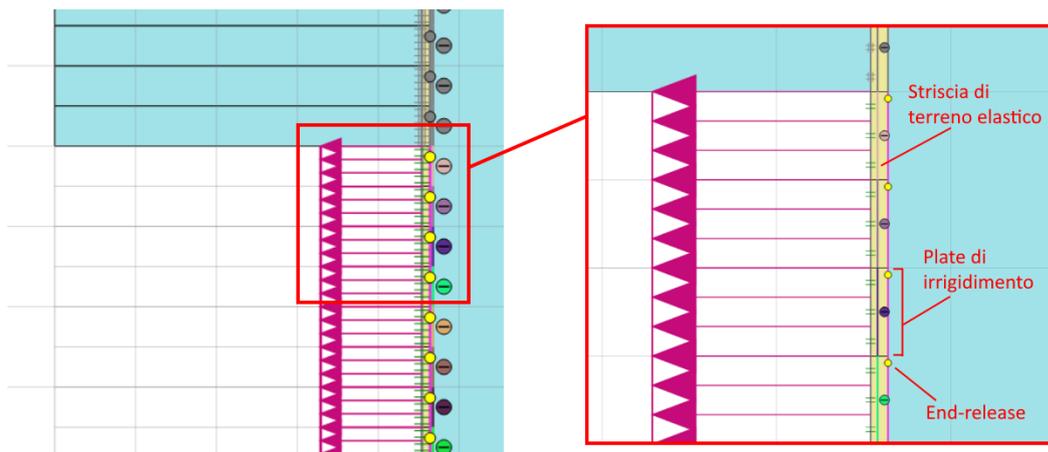


Figura 52: Applicazione della catena di elementi piastra nel caso dello scavo meccanizzato.

5 Caso studio: la galleria Scaletta

Nel presente capitolo si introduce il caso studio riguardante la galleria Scaletta, per la quale è stato previsto un comportamento spingente. La galleria verrà realizzata in Sicilia impiegando lo scavo meccanizzato, quindi, ai fini progettuali, è necessario prestare particolare attenzione al dimensionamento del sistema di spinta al fine di prevenire il blocco della TBM.

Prima di analizzare il problema dell'interazione scudo-ammasso al fine di calcolare la spinta richiesta per evitare il blocco della macchina, verrà brevemente descritta l'opera ed il contesto in cui si inserisce.

5.1 Inquadramento dell'opera

L'opera è parte integrante del progetto di raddoppio ferroviario della tratta Giampileri-Fiumefreddo sulla direttrice Messina-Catania-Palermo che consentirà di innalzare la velocità del traffico ferroviario fino a 250 km/h . Il progetto rientra nell'iniziativa per lo sviluppo della mobilità sostenibile promossa dall'Unione Europea per realizzare il sistema di corridoi europei TEN-T, che collegherà e migliorerà i collegamenti nel continente.

Il tracciato interessa la porzione sud-est della regione Sicilia, in particolare, il territorio delle province di Messina e Catania. Il progetto è suddiviso in due lotti:

- Lotto 1: relativo al raddoppio della tratta Fiumefreddo-Taormina;
- Lotto 2: relativo al raddoppio della tratta Taormina-Giampileri.



Figura 53: Mappa del tracciato del lotto 2 ([10]).

L'opera in esame fa parte del lotto 2 (Figura 53) ed è collocata subito dopo la stazione di Giampileri in direzione Messina-Catania. Nel lotto 2 è prevista la realizzazione di otto gallerie, di cui cinque saranno scavate con il metodo meccanizzato (tra cui la galleria Scaletta) e le restanti con il metodo tradizionale (Figura 54). Per le gallerie scavate con il metodo meccanizzato si prevede l'impiego di tre TBM. Lo scavo avviene in direzione Messina-Catania, utilizzando i tre cantieri principali di Giampileri, Sciglio e Forza D'Agro (Figura 55).

La galleria Scaletta si estende per 2.7 km ed è realizzata a doppia canna con singolo binario (Figura 56). Procedendo verso Messina, l'andamento altimetrico risulta monopendente in discesa, con pendenze variabili tra il 2‰ e il 6‰. Lungo il tracciato sono previsti sei by-pass pedonali che collegano le due canne. La Figura 57 mostra una sezione in corrispondenza di un by-pass.

Lo scavo della galleria avverrà mediante l'utilizzo di una TBM Dual Mode, convertibile tra modalità aperta e modalità EPB, fatta eccezione dell'imbocco che sarà eseguito con lo scavo tradizionale.

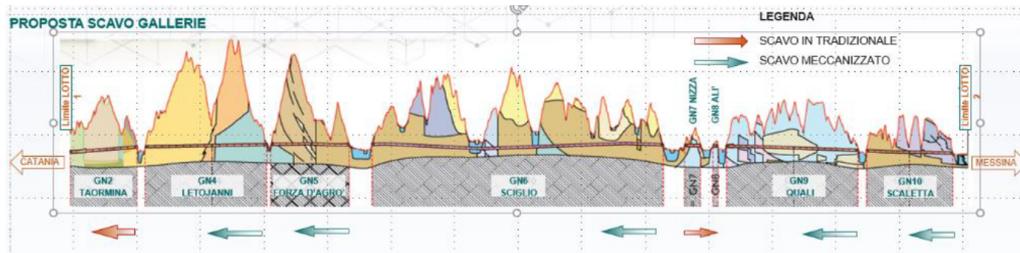


Figura 54: Metodi di scavo utilizzati per il lotto 2 ([10]).

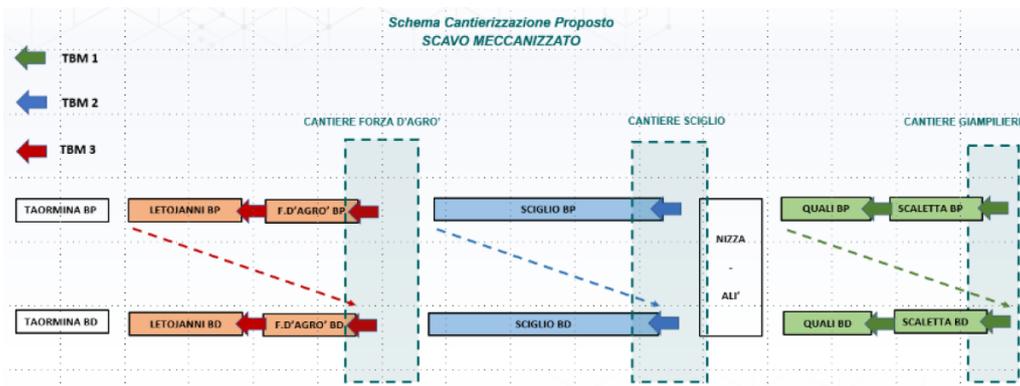


Figura 55: Schema di cantierizzazione dello scavo meccanizzato nel lotto 2 ([10]).

Il raggio interno della galleria sarà pari a 4 m e il rivestimento in conci prefabbricati in calcestruzzo armato avrà uno spessore di 40 cm.

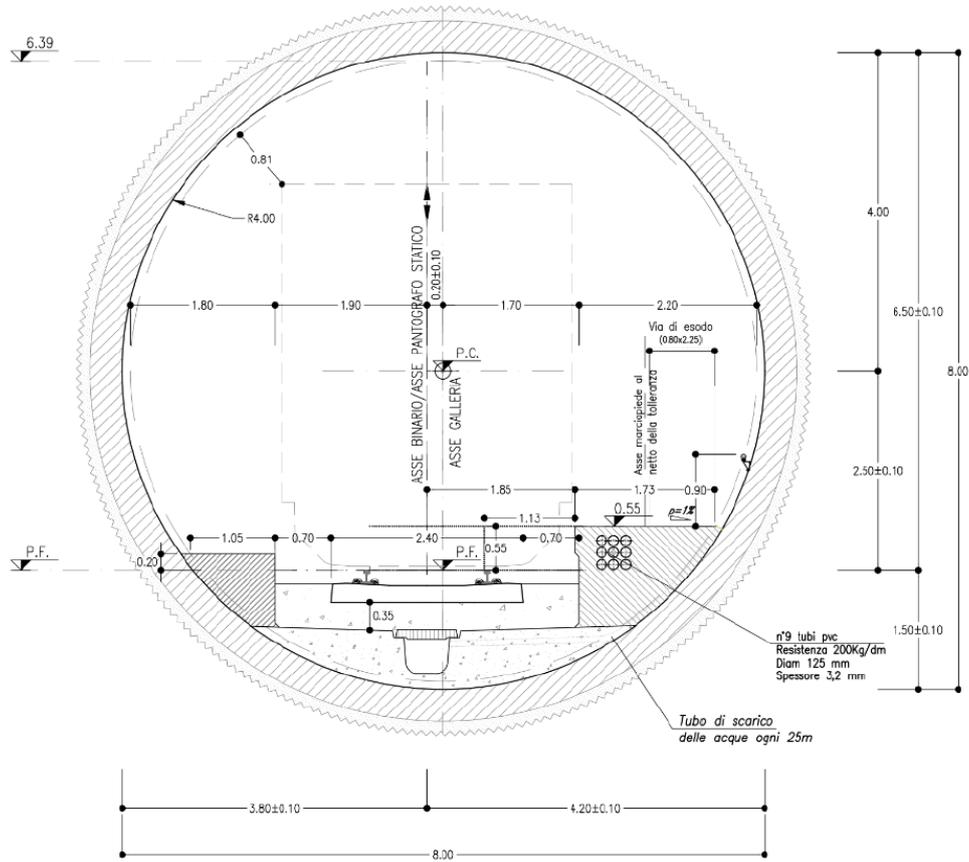


Figura 56: Sezione tipo della galleria Scaletta ([10]).

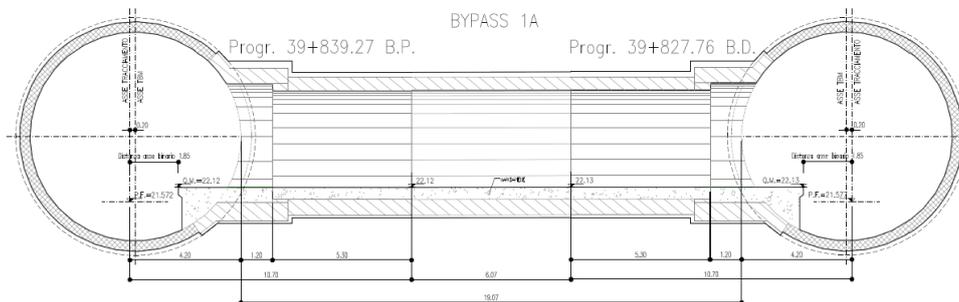


Figura 57: Sezione tipo della galleria Scaletta in corrispondenza di un bypass ([10]).

5.2 Contesto geologico

La galleria Scaletta si sviluppa dalla pk 39+215 alla pk 41+953 e presenta coperture che vanno dai 10 *m* circa, in corrispondenza della pk 40+040, ai circa 125 *m* in prossimità della pk 40+370.

Lo studio geologico della zona ha permesso di individuare la presenza di due unità geotecniche:

- **formazione delle Metamorfiti di Mandanici (FDN)**: costituita da filladi di colore grigio, nerastro, grigio-azzurro e verdastro, a tessitura scistosa. Localmente si rinvencono corpi metrici di metabasiti, porfidi e quarziti, inoltre sono presenti vene di quarzo, processi idrotermali e mineralizzazioni metalliche. L'unità risulta generalmente molto alterata nella porzione più superficiale, spesso completamente argillificata e fortemente cataclasata e/o milonitizzata;
- **paragneiss dell'unità tettonica dell'Aspromonte (PMAa)**: composto da paragneiss di colore grigio, a tessitura massiva o orientata, progressivamente passanti a micascisti di colore grigio scuro, a tessitura scistosa. A tratti sono presenti corpi di gneiss occhiadini, lenti metriche di anfiboliti, marmi e banchi di quarziti.

A partire dall'imbocco lato Catania, la galleria attraversa le due formazioni in modo alternato secondo la seguente sequenza:

- tra la pk 39+215 e la pk 40+585 attraversa le filladi (FDN);
- tra la pk 40+585 e la pk 40+950 attraversa i paragneiss e le micascisti (PMAa);
- tra la pk 40+950 e la pk 41+065 attraversa le filladi (FDN);
- tra la pk 41+065 e la pk 41+953 attraversa i paragneiss e le micascisti (PMAa).

Tutta l'opera è caratterizzata da rocce molto tettonizzate e localmente alterate, ad eccezione del primo segmento di galleria che è contraddistinto da filladi dell'unità di Mandanici non attraversate da sistemi di faglia e/o fratture prevalenti. Tale condizione è verosimilmente da correlare alla presenza della struttura di sovrascorrimento, alla quale è dovuta la sovrapposizione dei litotipi PMAa su quelli FDN. Oltre al contatto tettonico vero e proprio, le rocce sono interessate da numerose zone di taglio individuabili alla mesoscala che conferiscono all'ammasso un aspetto prevalentemente milonitico o cataclastico.

La Figura 58 riporta il profilo geomeccanico della galleria in esame suddiviso in tratte omogenee.

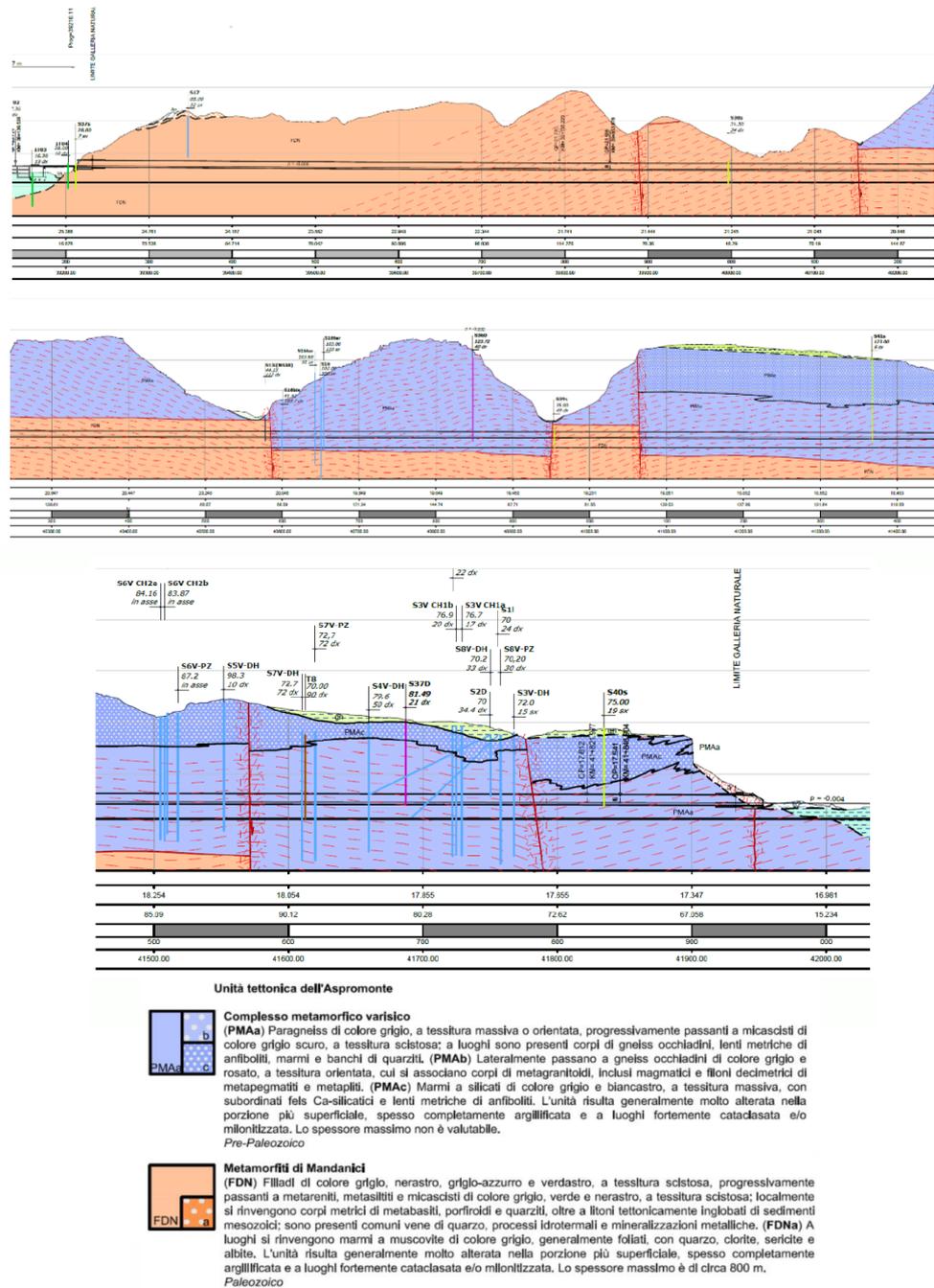


Figura 58: Profilo geomeccanico della galleria Scaletta ([10]).

5.3 Contesto geomeccanico

In questo paragrafo vengono riassunte le indagini fatte per la caratterizzazione geomeccanica dell'ammasso per le diverse unità geotecniche descritte precedentemente.

In accordo con gli studi geologici, le unità geotecniche intercettate dalla galleria Scaletta sono state suddivise in gruppi geomeccanici, in funzione delle condizioni deformative dell'ammasso. L'unità FDN è stata suddivisa in tre gruppi geomeccanici (GR1, GR2 e GR3) mentre l'unità PMAa in due gruppi geomeccanici (GR1 e GR2).

La caratterizzazione geomeccanica delle due unità tiene conto dei seguenti aspetti:

- classificazione dell'ammasso tramite il Geological Strength Index (GSI);
- caratteristiche fisiche;
- caratteristiche di resistenza;
- caratteristiche di deformabilità.

5.3.1 Classificazione in base all'indice GSI

Il GSI definisce la qualità e la struttura dell'ammasso roccioso, valutandone le caratteristiche geotecniche intrinseche. La classificazione è stata svolta sulla base dei rilievi sugli affioramenti e sui sondaggi eseguiti nell'ambito delle campagne in sito.

Unità FDN

Le analisi condotte nell'ambito degli studi geologici, hanno indicato un intervallo di variabilità del GSI compreso tra 10 e 40 per la formazione FDN. La Figura 59 riporta i valori del GSI individuati nel diagramma di Marinos e Hoek ([11]). L'ammasso ha una struttura, prevalentemente, a blocchi irregolari, disintegrata e foliata/laminata, mentre le condizioni delle discontinuità sono discrete-scadenti. La Tabella 10 riporta i valori di GSI attribuiti ai diversi gruppi geomeccanici dell'unità FDN.

Unità PMAa

Le analisi condotte nell'ambito degli studi geologici, hanno indicato un intervallo di variabilità del GSI compreso tra 10 e 30 per la formazione PMAa. La Figura 60 riporta i valori del GSI individuati nel diagramma di Marinos

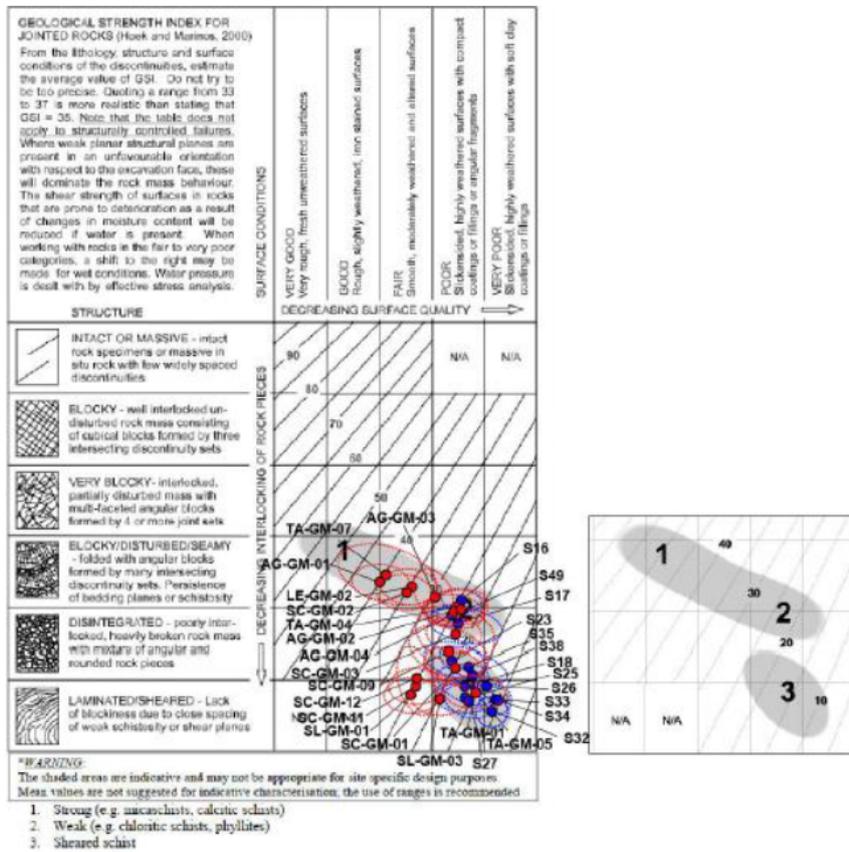


Figura 59: GSI individuato dai sondaggi nel diagramma di Marinos e Hoek ([10]).

Gruppo geomeccanico	GSI
GR1	30 ÷ 40
GR2	20 ÷ 30
GR3	10 ÷ 20

Tabella 10: Valori di GSI dell'unità FDN.

e Hoek ([11]). L'ammasso ha una struttura, prevalentemente, a blocchi irregolari e disintegrata, mentre le condizioni delle discontinuità sono scadenti. La Tabella 11 riporta i valori di GSI attribuiti ai diversi gruppi geomeccanici dell'unità FDN.

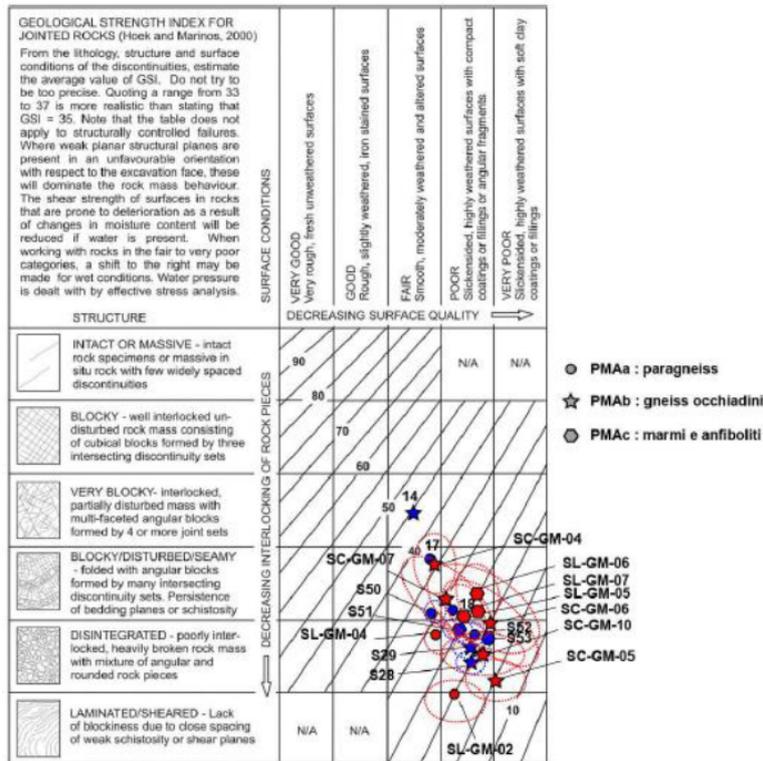


Figura 60: GSI individuato dai sondaggi nel diagramma di Marinos e Hoek ([10]).

Gruppo geomeccanico	GSI
GR1	20 ÷ 30
GR2	10 ÷ 20

Tabella 11: Valori di GSI dell'unità PMAa.

5.3.2 Caratteristiche fisiche

Le prove di laboratorio eseguite su campioni rimaneggiati o indisturbati hanno permesso la valutazione dei campi di variabilità del peso per unità di volume γ delle due unità geotecniche. I valori sono riassunti nella Tabella 12.

Unità geotecnica	γ [kN/m^3]
FDN	25 ÷ 26
PMAa	24.5 ÷ 26.5

Tabella 12: Valori del peso di volume γ assunti per le due unità geotecniche.

5.3.3 Caratteristiche di resistenza

Per le unità geotecniche in esame sono state eseguite, in laboratorio, prove di compressione uniassiale e prove di carico puntuale al fine di stimare la resistenza a compressione uniassiale del materiale roccioso σ_{ci} . Di seguito si riassumono i risultati per le due unità geotecniche.

Unità FDN

Nella Figura 61 sono riportati i risultati delle due prove per l'unità FDN, mentre nella Tabella 13 sono riportati gli intervalli di σ_{ci} assunti per i diversi gruppi geomeccanici. Per tale unità, in mancanza di prove di compressione triassiali, è stato assunto un valore dell'indice m_i pari a 10 per tutti i gruppi geomeccanici.

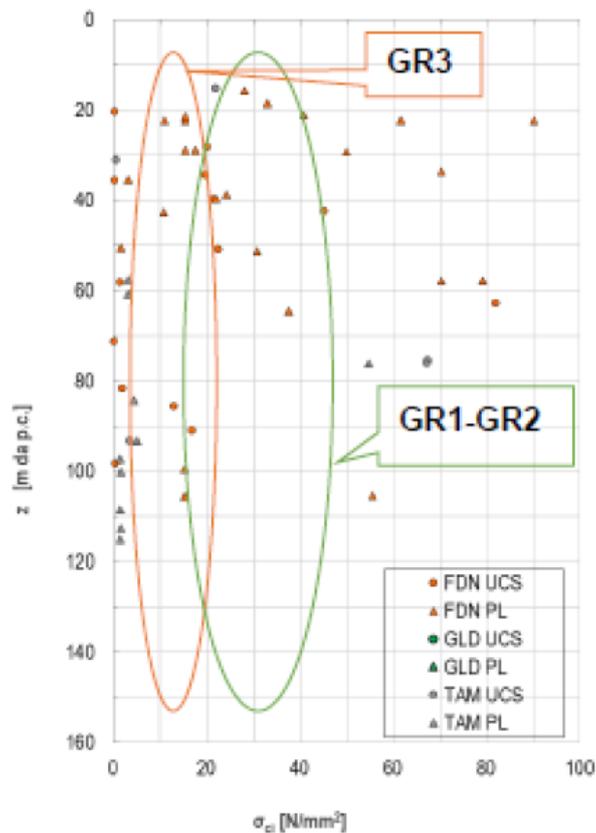


Figura 61: Risultati della prova a compressione uniassiale e della prova di carico puntuale dell'unità FDN ([10]).

Gruppo geomeccanico	σ_{ci} [MPa]	m_i [-]
GR1	15 ÷ 35	10
GR2	15 ÷ 35	10
GR3	10 ÷ 20	10

Tabella 13: Valori di resistenza a compressione uniassiale dell'unità FDN.

Unità PMAa

Nella Figura 62 sono riportati i risultati delle due prove per l'unità PMAa, mentre nella Tabella 14 sono riportati gli intervalli di σ_{ci} assunti per i diversi gruppi geomeccanici. Per tale unità, in mancanza di prove di compressione triassiali, è stato assunto un valore dell'indice m_i pari a 23 per tutti i gruppi geomeccanici.

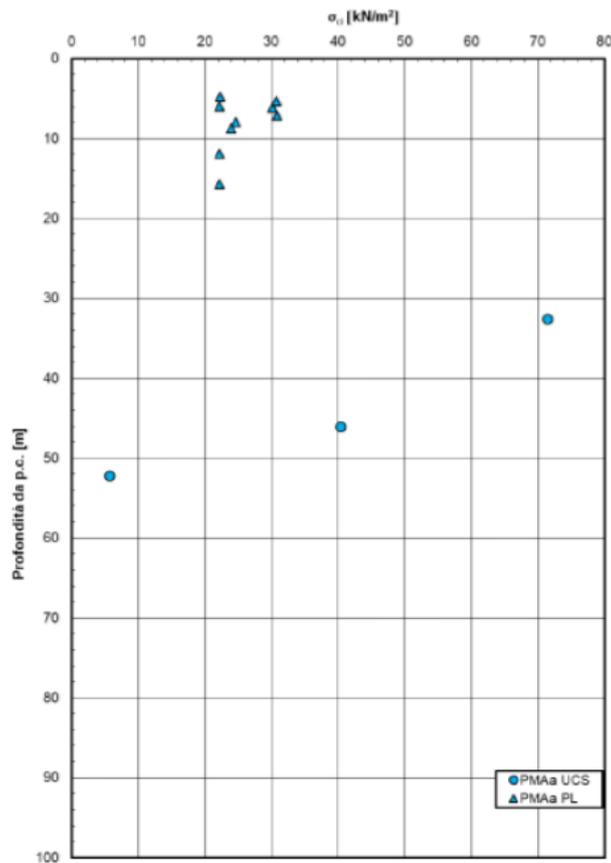


Figura 62: Risultati della prova a compressione uniassiale e della prova di carico puntuale dell'unità PMAa ([10]).

Gruppo geomeccanico	σ_{ci} [MPa]	m_i [-]
GR1	20 ÷ 40	23
GR2	5 ÷ 10	23

Tabella 14: Valori di resistenza a compressione uniassiale dell'unità PMAa.

5.3.4 Caratteristiche di deformabilità

Le caratteristiche di deformabilità in condizioni operative del materiale roccioso sono state definite attraverso la prova di compressione uniassiale, grazie alla quale sono stati valutati il modulo elastico secante $E_{s,50}$ e il modulo elastico tangente $E_{t,50}$. Per avere un'indicazione sulla deformabilità a taglio alle piccolissime deformazioni, è stata misurata la velocità di propagazione delle onde S nei provini. I valori sperimentali sono stati confrontati con quelli ottenuti dalla seguente relazione:

$$E_i = MR \cdot \sigma_{ci} \quad (33)$$

dove MR è il rapporto di modulo e E_i è il modulo elastico del materiale roccioso. Di seguito si riportano i risultati ottenuti per le due unità geotecniche.

Unità FDN

Nella Figura 63 si riportano i risultati derivanti dalle prove in laboratorio. Il modulo $E_{s,50}$ ha valori compresi tra 30 MPa e 39700 MPa, mentre il modulo tangente $E_{t,50}$ ha valori compresi tra 20 MPa e 62700 MPa. Il modulo elastico ottenuto con la misurazione delle onde S, invece, ha valori compresi tra 500 MPa e 49000 MPa. Gli intervalli ottenuti sono molto ampi, ma i valori di modulo elastico eccessivamente bassi non sono stati considerati, poichè non sono molto rappresentativi dell'unità in esame; si riscontra, inoltre, una concentrazione di valori tra i 3000 MPa e i 15000 MPa.

Per il calcolo del modulo elastico tramite la relazione (33) è stato individuato un MR pari a 400. Nella Tabella 15 sono stati riportati i valori del modulo elastico del materiale roccioso, partendo dai valori di resistenza a compressione uniassiale σ_{ci} della Tabella 13. I risultati ottenuti dal calcolo sono in linea con quelli ottenuti dalle prove di laboratorio.

Unità PMAa

Per l'unità PMAa sono forniti i risultati di due prove a compressione uniassiale, una a 46 m di profondità e l'altra a 52 m di profondità. Tali provini

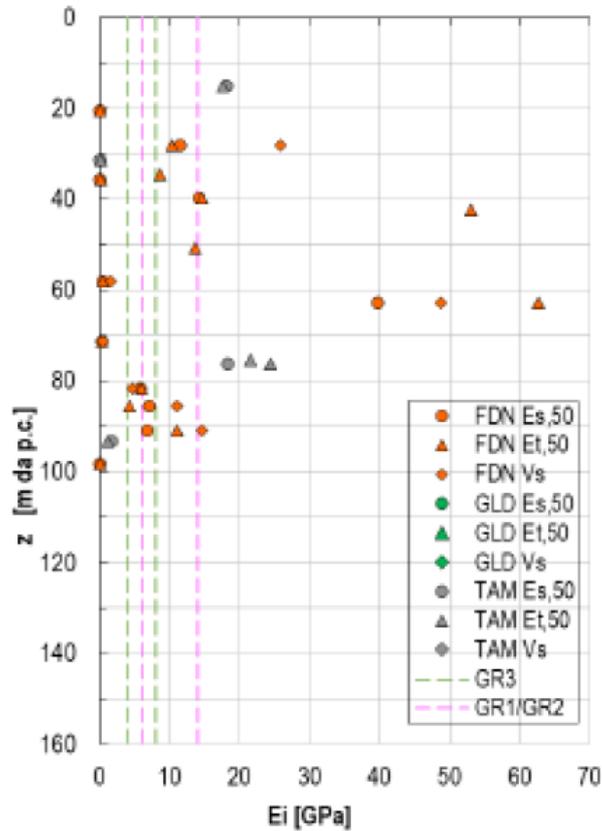


Figura 63: Moduli elastici ricavati dalla prova a compressione uniassiale e dalla misurazione della velocità delle onde S per l'unità FDN ([10]).

Gruppo geomeccanico	E_i [MPa]
GR1	6000 ÷ 14000
GR2	6000 ÷ 14000
GR3	4000 ÷ 8000

Tabella 15: Valori del modulo elastico del materiale roccioso dell'unità FDN.

sono stati sottoposti anche alla misurazione della velocità delle onde S per una stima del modulo elastico alle piccolissime deformazioni. I risultati sono riportati nella Tabella 16.

La Tabella 17, invece, mostra i moduli elastici del materiale roccioso ottenuti con la relazione (33), considerando un modulus ratio MR pari a 500. Tali risultati sono in linea con le prove di laboratorio.

Profondità [m]	$E_{s,50}$ [MPa]	$E_{t,50}$ [MPa]	E da onde S [MPa]
46.00	24560	4300	14700
52.00	26450	4400	13200

Tabella 16: Moduli elastici ricavati dalla prova a compressione uniassiale e dalla misurazione della velocità delle onde S per l'unità PMAa.

Gruppo geomeccanico	E_i [MPa]
GR1	10000 ÷ 20000
GR2	2500 ÷ 5000

Tabella 17: Valori del modulo elastico del materiale roccioso dell'unità PMAa.

5.4 Parametri geotecnici per la modellazione

Nell'analisi assialsimmetrica l'ammasso è simulato come un mezzo continuo equivalente a cui si attribuisce un legame costitutivo elastoplastico perfetto e criterio di rottura alla Mohr-Coulomb. I parametri costitutivi di Mohr-Coulomb per l'ammasso sono stati ottenuti linearizzando il criterio di Hoek-Brown.

5.4.1 Criterio di Hoek-Brown per l'ammasso roccioso

Riferendoci al piano $\sigma_3 - \sigma_1$ il criterio di Hoek-Brown per l'ammasso roccioso assume la seguente espressione:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \left(\frac{m_b \sigma_3}{\sigma_{ci}} + s_b \right)^a \quad (34)$$

dove m_b , s_b e a dipendono dal GSI. Tali parametri sono ricavati con le espressioni proposte da Hoek et al. ([8]):

$$m_b = m_i \exp \left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D} \right) \quad (35)$$

$$s_b = \exp \left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D} \right) \quad (36)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left(e^{-GSI/15} - e^{-20/3} \right) \quad (37)$$

dove D è un fattore che quantifica il grado di disturbo dell'ammasso roccioso indotto dalle modalità di scavo.

5.4.2 Criterio di Mohr-Coulomb equivalente

Il criterio di Mohr-Coulomb per l'ammasso si può ottenere linearizzando la curva del criterio di Hoek-Brown nell'intervallo $\sigma_t < \sigma_3 < \sigma_{3max}$. Tale intervallo dipende dallo stato tensionale e dalle resistenze a trazione σ_t e a compressione uniassiale σ_{cm} dell'ammasso in esame (Figura 64).

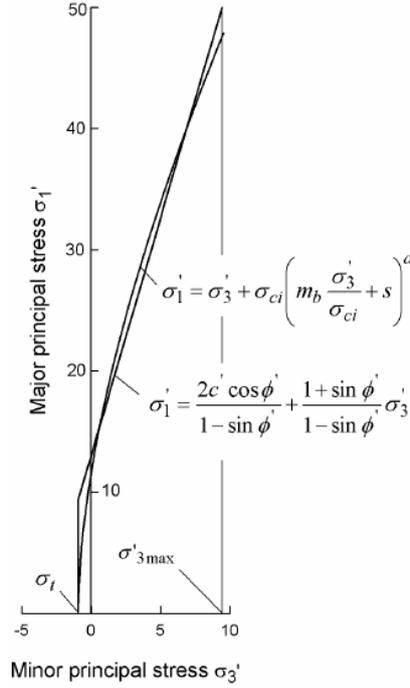


Figura 64: Linearizzazione del criterio di Hoek-Brown ([8]).

Le espressioni che permettono di ottenere i parametri equivalenti alla Mohr-Coulomb sono le seguenti ([8]):

$$\phi = \sin^{-1} \left[\frac{6am_b(s_b + m_b\sigma_{3n})^{a-1}}{2(1+a)(2+a) + 6am_b(s_b + m_b\sigma_{3n})^{a-1}} \right] \quad (38)$$

$$c' = \frac{\sigma_{ci} [(1+2a)s_b + (1-a)m_b\sigma_{3n}] (s_b + m_b\sigma_{3n})^{a-1}}{(1+a)(2+a)\sqrt{1 + (6am_b(s_b + m_b\sigma_{3n})^{a-1})/((1+a)(2+a))}} \quad (39)$$

con:

$$\sigma_{3n} = \frac{\sigma_{3max}}{\sigma_{ci}} \quad \frac{\sigma_{3max}}{\sigma_{cm}} = 0.47 \left(\frac{\sigma_{cm}}{\gamma H} \right) \quad (40)$$

dove H è la profondità della galleria e σ_{cm} è definito con la seguente espressione:

$$\sigma_{cm} = \sigma_{ci} \frac{(m_b + 4s_b - a(m_b - 8s_b))(m_b/4 + s_b)^{a-1}}{2(1+a)(2+a)} \quad (41)$$

5.4.3 Modulo elastico dell'ammasso roccioso

Il modulo elastico dell'ammasso E è stato calcolato a partire dal modulo del materiale roccioso con la formulazione empirica proposta da Hoek e Diederichs ([9]):

$$E = E_i \left(0.02 + \frac{1 - D/2}{1 + \exp((60 + 15D - GSI)/11)} \right) \quad (42)$$

5.4.4 Parametri dell'ammasso nella sezione più gravosa

La sezione della galleria dove si riscontrano le condizioni più gravose è situata alla pk 40+790 (Figura 65). In questa sezione la galleria attraversa l'unità PMAa con parametri di resistenza e deformabilità afferenti al gruppo geomeccanico GR2. La copertura è tra le più elevate lungo il tracciato della galleria Scaletta e la sua profondità H è pari a 125 m. La Tabella 18 riassume i parametri del materiale roccioso nella sezione in esame, derivanti dalle prove sperimentali descritte nel paragrafo precedente.

Infine, nelle tabelle 19-20 sono riportati, rispettivamente, i parametri geotecnici alla Hoek-Brown ricavati dai parametri della Tabella 18 ed i parametri geotecnici alla Mohr-Coulomb ottenuti dalla linearizzazione del criterio di Hoek-Brown.

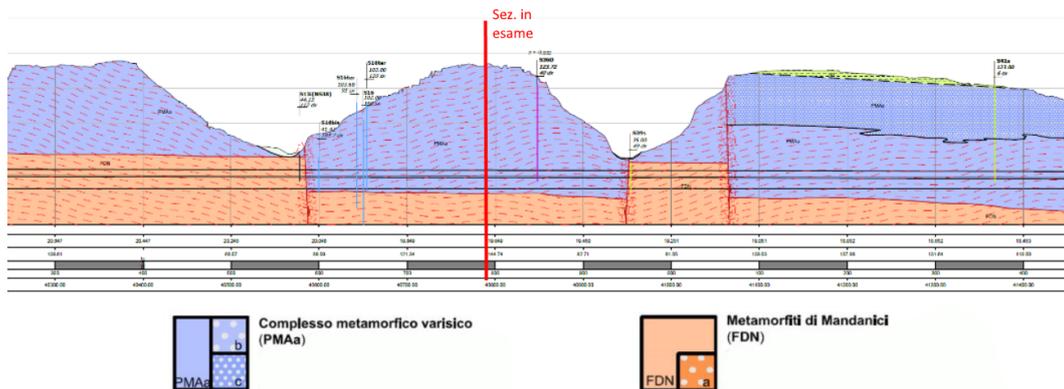


Figura 65: Posizione della sezione più gravosa ([10]).

Parametri del materiale roccioso		
Geological strength index	GSI [-]	15
Peso di volume	γ [kN/m^3]	26.50
Res. a compressione uniassiale	σ_{ci} [MPa]	7.50
Modulo di Young	E_i [MPa]	3750
	m_i [-]	23
Fattore di disturbo	D [-]	0

Tabella 18: Parametri geotecnici del materiale roccioso nella sezione più gravosa.

Parametri dell'ammasso	
σ_{cm} [MPa]	0.801
m_b [-]	1.105
s_b [-]	$7.91 \cdot 10^{-5}$
a [-]	0.561

Tabella 19: Parametri geotecnici dell'ammasso nella sezione più gravosa secondo il criterio di Hoek-Brown.

Parametri dell'ammasso		
Modulo di Young	E [MPa]	136.70
Coeff. di Poisson	ν [-]	0.25
Angolo d'attrito	ϕ [$^\circ$]	29
Coazione	c' [kPa]	204

Tabella 20: Parametri geotecnici dell'ammasso nella sezione più gravosa secondo il criterio di Mohr-Coulomb.

5.5 Valutazione delle condizioni spingenti

Durante la fase di progettazione è importante prevedere se nell'ammasso roccioso si manifesteranno le condizioni spingenti, in modo tale da prendere le dovute contromisure se necessarie, come la regolazione della velocità di avanzamento o degli sovrascavi aggiuntivi. Esistono molti metodi di carattere empirico o semi-empirico che permettono di quantificare il comportamento spingente. In questo elaborato, il comportamento spingente dell'ammasso nella sezione in esame è stato valutato con il metodo semi-empirico di Jethwa et al. ([2]) che valuta il grado di squeezing in funzione del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale dell'ammasso e lo stato tensionale iniziale in sito:

$$N_c = \frac{\sigma_{cm}}{\gamma H} \quad (43)$$

A seconda del valore di N_c , è possibile verificare l'entità del comportamento spingente secondo la Tabella 21. Per la sezione in esame, calcolando σ_{cm} con la (41), N_c vale 0.24 definendo il comportamento dell'ammasso altamente spingente.

Viste le condizioni geotecniche, tale sezione è stata scelta per calcolare la spinta richiesta per prevenire il blocco della TBM.

N_c	Grado di squeezing
< 0.4	Altamente spingente
0.4 ÷ 0.8	Moderatamente spingente
0.8 ÷ 2.0	Leggermente spingente
> 2.0	Non spingente

Tabella 21: Classificazione del grado di squeezing secondo Jethwa et al. ([2]).

5.6 TBM e rivestimento

La galleria Scaletta sarà scavata con una TBM Dual Mode (Figura 66) convertibile tra modalità aperta e modalità EPB. La scelta di adottare questa tipologia di TBM è dovuta alla possibilità di accelerare la produzione facendola lavorare in modalità aperta in roccia e nelle zone dove non vi sono ripercussioni in superficie o in modalità EPB nelle zone potenzialmente più delicate.

Di seguito verranno illustrate le principali caratteristiche tecniche della macchina.

5.6.1 Scudo della TBM e sovrascavi

Lo scudo della TBM ha una lunghezza L_s pari a 13 m (comprensiva di testa fresante e scudo) e presenta un'elevata tronco-conicità per mitigare il rischio di blocco della macchina. La tronco-conicità è garantita da una riduzione progressiva del diametro dello scudo concentrata in due "salti di conicità". La Figura 67 mostra chiaramente l'andamento "a scaletta" del profilo dello scudo, mentre la Tabella 22 riporta i diametri esterni delle parti componenti lo scudo. Lo spessore è pari a 70 mm per tutte e tre i segmenti che compongono lo scudo.

In caso di fenomeni deformativi particolarmente gravosi, il raggio di scavo può essere incrementato con ulteriori sovrascavi mediante l'installazione di

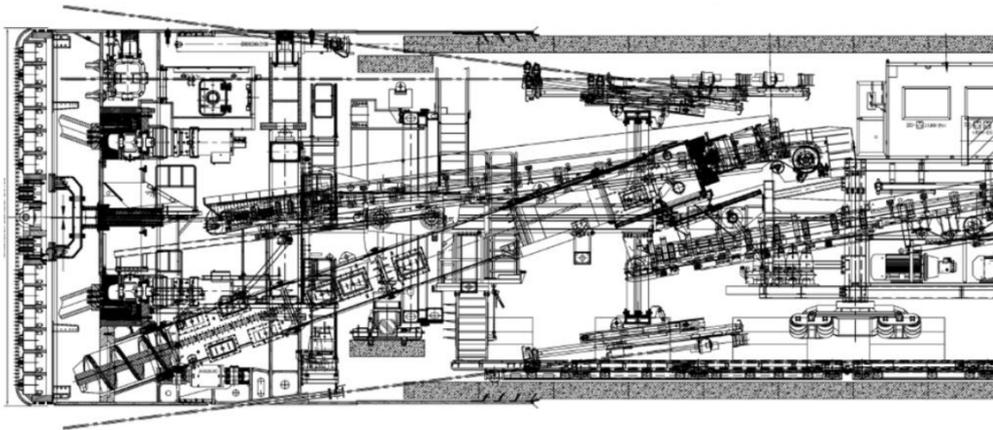


Figura 66: TBM Dual Mode impiegata per lo scavo della galleria Scaletta ([10]).

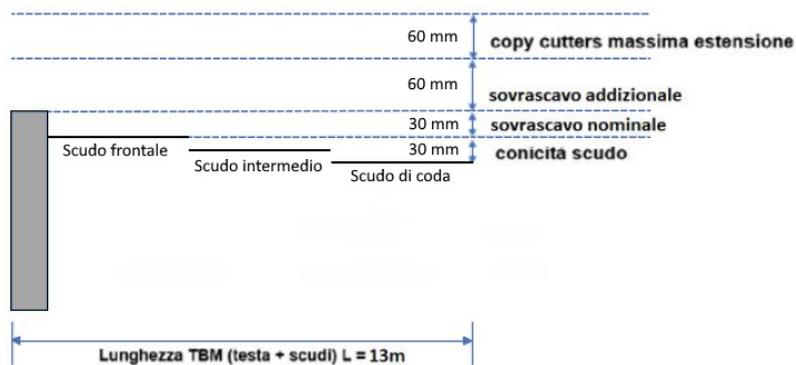


Figura 67: Schema della conicità dello scudo e dei possibili sovrascavi ([10]).

Scudo	Diametro est. [mm]
Di testa	9100
Intermedio	9080
Di coda	9040

Tabella 22: Diametri esterni dello scudo.

cutter e ripper addizionali in appositi supporti presenti nella struttura della testa (configurazione 1). Inoltre, la testa di scavo è dotata di dispositivi tipo copy cutter che possono estendersi con progressione, attraverso un sistema idraulico comandato da remoto, consentendo una riprofilatura dello scavo con un livello massimo di sovrascavo (configurazione 2). La Tabella 23 riassume le tre diverse configurazioni di scavo che la TBM in esame può adottare.

Configurazione	Gap sc. testa [m]	Gap sc. inte. [m]	Gap sc. coda [m]
Standard	0.03	0.04	0.06
1	0.09	0.10	0.12
2	0.15	0.16	0.18

Tabella 23: Gap che possono essere adottati nelle diverse configurazioni di scavo.

In corrispondenza della sezione in esame, lo scavo avviene adottando la configurazione 1. Nella modellazione in PLAXIS 2D, in via approssimata, il gap ΔR tra scudo e ammasso è considerato costante e pari al valore del gap dello scudo intermedio. Nella Tabella 24 sono riassunti i parametri dello scudo utilizzati nella modellazione.

Parametri dello scudo		
Raggio dello scudo	R_s [m]	4.54
Spessore dello scudo	d_s [m]	0.07
Lunghezza dello scudo	L_s [m]	13
Gap radiale	ΔR [m]	0.10
Modulo di Young dello scudo	E_s [MPa]	210000
Rigidezza dello scudo	K_s [kN/m ³]	713191

Tabella 24: Parametri dello scudo utilizzati nella modellazione.

5.6.2 Sistema di spinta

Il sistema di spinta prevede l'utilizzo di 21 martinetti idraulici aventi 2 cilindri di spinta ciascuno. I martinetti spingono sui conci di rivestimento per far avanzare la TBM e in ciascun concio agiscono 3 martinetti. I cilindri di spinta sono dotati di pistoni con diametro pari a 300 mm e sono in grado di esercitare una pressione massima operativa di 40 MPa ciascuno. In condizioni eccezionali (come in caso di blocco dello scudo) la pressione esercitata dai pistoni può raggiungere i 55 MPa. Il sistema di spinta può garantire un avanzamento massimo di 3 m, corrispondente alla fine corsa dei martinetti.

5.6.3 Anello di rivestimento

L'anello di rivestimento è di tipo universale ed è costituito da sette conci prefabbricati in calcestruzzo armato, di cui sei a forma di parallelogramma e il concio di chiave con una forma a trapezio (Figure 69-70). La configurazione dell'anello segue lo schema 7+0 che prevede un concio di chiave con estensione angolare uguale a quella degli altri conci (Figura 68).

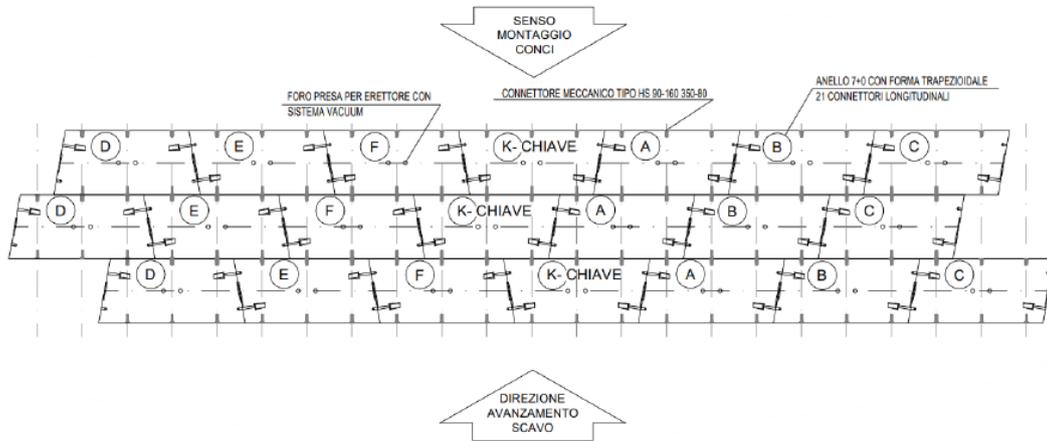


Figura 68: Sviluppo del rivestimento in conci prefabbricati ([10]).

Gli anelli sono caratterizzati da un raggio interno pari a 4 m e sono collegati tra loro attraverso 21 connettori (tre per concio), posizionati in corrispondenza di ciascun giunto anulare. I giunti longitudinali, invece, sono privi di elementi di connessione.

Sono previste due tipologie di conci che si differenziano per la classe di resistenza del calcestruzzo. La Tabella 25 riporta le principali caratteristiche dei conci.

Nella sezione in esame è prevista la messa in opera di un anello con conci di Tipo 2. Nota la classe di resistenza del calcestruzzo, è possibile ricavare il modulo elastico del materiale E_{cm} secondo la formulazione riportata nelle NTC 2018 ([6]):

$$E_{cm} = 22000 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0.3} \quad (44)$$

dove f_{cm} è la resistenza a compressione media del calcestruzzo in MPa pari a:

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \quad (45)$$

dove f_{ck} è la resistenza caratteristica del calcestruzzo in MPa.

Concio	d_l [m]	$R_{esterno}$ [m]	Larghezza [m]	Lunghezza [m]	Classe cls
Tipo 1	0.40	4.40	1.80	3.81	C35/45
Tipo 2	0.40	4.40	1.80	3.81	C50/60

Tabella 25: Caratteristiche dei conci di rivestimento.

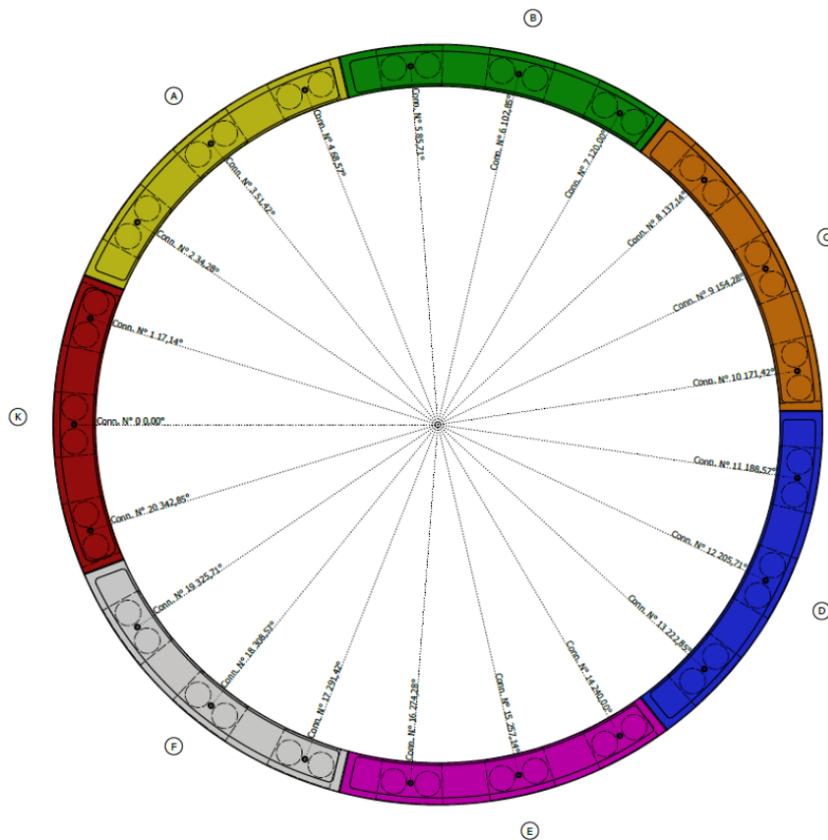


Figura 69: Sezione trasversale dell'anello in conci prefabbricati ([10]).

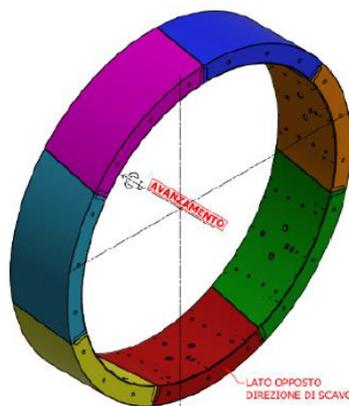


Figura 70: Rappresentazione tridimensionale dell'anello in conci prefabbricati ([10]).

Come già descritto nel Capitolo 3, la rigidezza del rivestimento, considerando l'ipotesi di spessore sottile e carico radiale, si calcola con l'equazione (26). L'ipotesi semplificativa di cilindro uniforme introduce un certo grado di approssimazione e una sovrastima delle sollecitazioni sull'anello per via della presenza dei giunti. Per considerare la presenza dei giunti è stata utilizzata la formulazione di Muir Wood ([13]) che permette di calcolare il momento d'inerzia effettivo della sezione dell'anello I_e :

$$I_e = I_j + I \cdot \left(\frac{4}{n}\right)^2 \quad \text{con} \quad n > 4 \quad (46)$$

dove I_j è il momento d'inerzia della sezione di contatti del giunto, I è il momento d'inerzia della sezione dell'anello senza giunti ed n è il numero di conci presenti nell'anello (se presente il concio di chiave piccolo non viene considerato). Noto I_e , è possibile ricavare il modulo elastico ridotto dell'anello di rivestimento E_l attraverso la proporzione:

$$\frac{E_{cm}}{E_l} = \frac{I}{I_e} \quad (47)$$

A questo punto è possibile ricavare la rigidezza del rivestimento K_l sempre per mezzo dell'equazione (26). La Tabella 26 riassume i parametri del rivestimento utili alla modellazione.

Parametri del rivestimento		
Resistenza caratteristica	f_{ck} [MPa]	50
Modulo di Young del calcestruzzo	E_{cm} [MPa]	37278
Momento d'inerzia dei giunti	I_j [m ⁴]	0.00203
Momento d'inerzia dell'anello continuo	I [m ⁴]	0.005333
Momento d'inerzia effettivo	I_e [m ⁴]	0.003774
Modulo di Young del rivestimento	E_l [MPa]	25378
Rigidezza del rivestimento	K_l [kN/m ³]	545003

Tabella 26: Parametri del rivestimento utilizzati nella modellazione.

5.7 Modello numerico per la valutazione della pressione sullo scudo

Al fine di prevenire il rischio del blocco della TBM a causa della chiusura del gap tra scudo e ammasso, è necessario verificare che il sistema di martinetti installato sia sufficiente a garantire la spinta richiesta nella sezione in esame. Come già detto nei capitoli precedenti, l'aliquota di spinta più gravosa è

quella dovuta all'attrito che si genera tra lo scudo e l'ammasso. Per valutare rigorosamente tale spinta è necessario l'impiego di una modello numerico.

Per il caso studio in esame, sono stati risolti due modelli. Il primo (Modello 1) segue la procedura descritta del capitolo precedente che riproduce un buon profilo delle pressioni radiali ma presenta un errore sul profilo degli spostamenti assoluti; il secondo (Modello 2) utilizza la stessa procedura del precedente descritta nella Figura 36, con la differenza che lo spostamento da imporre all'interfaccia rappresentante lo scudo è preso in corrispondenza del fronte nella fase corrente (Figura 71) e la rigidezza k_n dell'interfaccia disattivata davanti al fronte è tarato in base alla deformabilità del terreno.

5.7.1 Modello 1

Il modello simula lo scavo della galleria Scaletta di raggio R pari a 4.54 m , mediante il metodo step-by-step. L'ammasso è modellato come mezzo isotropo ed elastico-perfettamente plastico con criterio di rottura alla Mohr-Coulomb secondo i parametri della Tabella 20. La profondità della galleria H è pari a 125 m e, noto il peso dell'unità di volume dell'ammasso γ (Tabella 18), lo stato di sforzo litostatico σ_0 risulta pari a 3313 kPa . Lo scudo, lungo 13 m , è simulato mediante elementi interfaccia elastici lineari, con rigidezza k_n pari alla rigidezza K_s dello scudo (Tabella 24) e rigidezza k_s elevata e pari a $7 \cdot 10^7$ kN/m^3 ; il gap ΔR tra scudo e ammasso è pari a

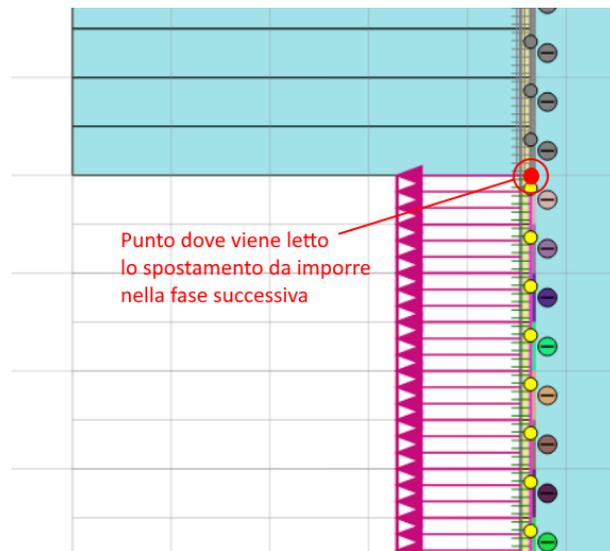


Figura 71: Valutazione dello spostamento imposto da applicare nella fase successiva.

0.10 m. Il rivestimento viene modellato con gli elementi piastra e, partendo dai parametri della Tabella 26, la rigidezza longitudinale $EA_1 = 10^5 \text{ kN/m}$, rigidezza assiale $EA_2 = 1.055 \cdot 10^7 \text{ kN/m}$, rigidezza flessionale $EI = 1.407 \cdot 10^5 \text{ kNm}^2/\text{m}$ e coefficiente di Poisson $\nu = 0.20$. Infine, viene applicata al fronte una pressione di sostegno p_{fronte} pari a 150 kPa .

La geometria del modello è costruita secondo le proporzioni di Ramoni e Anagnostou ([17]) mostrate nella Figura 20. Lo scavo è lungo 120 m ed è suddiviso in step di 0.50 m . Di conseguenza, sono state create 240 fasi calcolo e 240 elementi interfaccia che simulano lo scudo, oltre ad un'interfaccia aggiuntiva da inserire nel tratto di galleria non ancora scavato (le rigidezze k_n e k_s di quest'ultima sono pari a 10^9 kN/m^3). Poichè in condizioni elasto-plastiche erano attese oscillazioni della soluzione in analogia a quanto mostrato nella Figura 18, sono stati impiegati elementi finiti meno deformabili (triangolari a 6 nodi) e sono stati inseriti degli irrigidimenti tramite elementi piastra con snodi angolari aventi i parametri della Tabella 9. Per la presenza degli irrigidimenti, quindi, le fasi di calcolo sono le seguenti:

1. Fase iniziale: in questa fase viene inizializzato lo stato di sforzo litostatico originario tramite l'opzione *Field stress*;
2. Fase 1: scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione del primo rettangolo di terreno (step 1), l'attivazione della prima interfaccia (con cheat file associato) e l'attivazione del primo irrigidimento. In questa fase lo spostamento imposto è nullo;
3. Fase 2: scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione del secondo rettangolo di terreno (step 2), l'attivazione della seconda interfaccia (con cheat file associato) e l'attivazione del secondo irrigidimento con il relativo end-release per liberare il grado di libertà rotazionale alla fine dell'elemento piastra. Lo spostamento da imporre sulle interfacce attive si ricava dall'output della fase precedente, come indicato nella Figura 36;
4. dalla Fase 3 alla Fase 26 (fine scudo) il procedimento è lo stesso della Fase 2;
5. Fase i ($i > 26$): scavo della galleria ed avanzamento dello scudo mediante la disattivazione dell' i -esimo rettangolo di terreno (step i), l'attivazione dell' i -esima interfaccia (con cheat file associato) e dell' i -esimo irrigidimento con relativo end-release. Immediatamente dietro all'ultimo elemento scudo si attiva l'elemento piastra che simula il rivestimento e si disattivano l'interfaccia e l'irrigidimento.

La Figura 72 riporta i risultati ottenuti. Ciò che emerge è che la presenza degli irrigidimenti porta ad una regolarizzazione della soluzione, limitando le oscillazioni, come auspicato.

Confronto con i risultati ottenuti in ABAQUS

I risultati sono stati confrontati con lo stesso modello risolto in ABAQUS (Figure 73-74)). Si nota una discordanza sul profilo longitudinale degli spo-

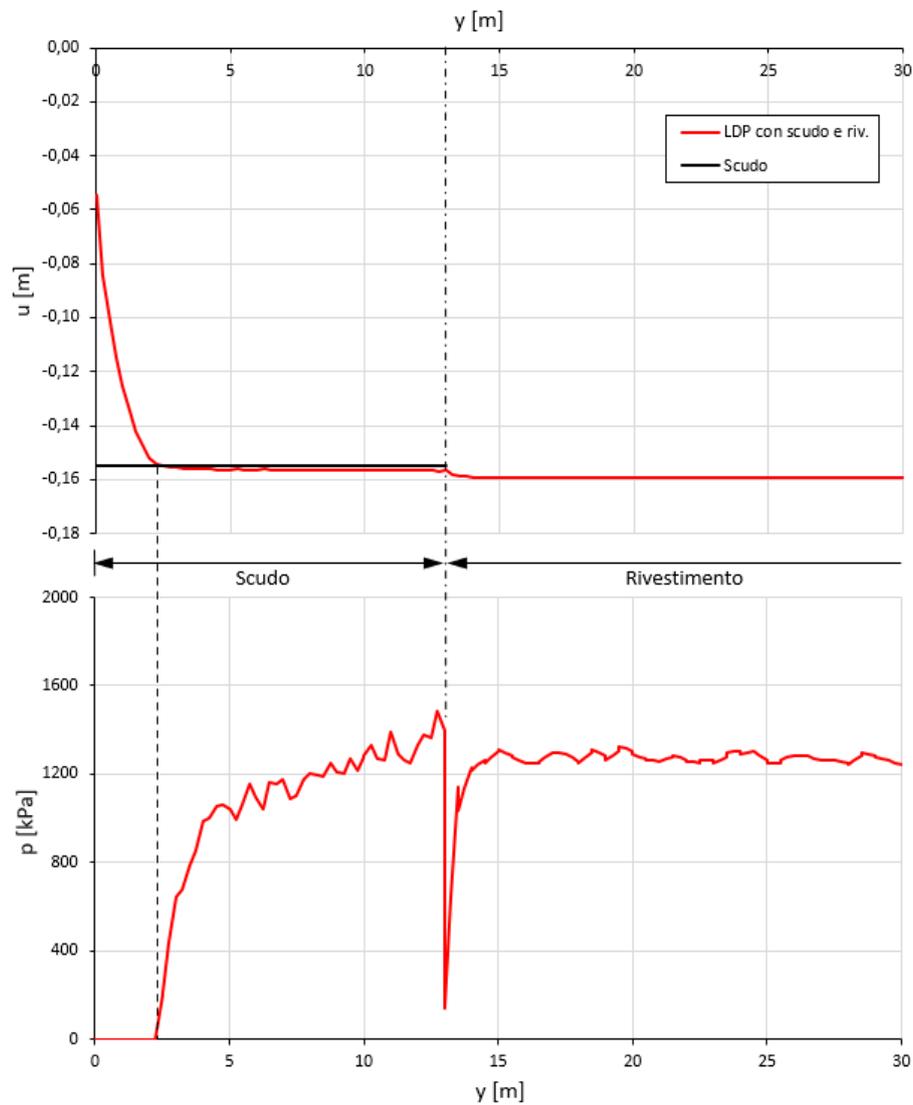


Figura 72: Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il Modello 1.

stamenti nel tratto ancora da scavare che porta ad un offset dello spostamento al fronte $u(0)$, che nel modello in PLAXIS 2D risulta più basso di 1.90 cm rispetto al medesimo ottenuto in ABAQUS. Tuttavia, come nel caso elastico visto nel Capitolo 4, questa differenza di spostamento non porta sostanziali differenze tra i due profili delle pressioni, al netto di un certo grado residuo di oscillazione delle pressioni dovute alla non perfetta azione irrigidente delle piaste. Ciò è dimostrato dal confronto tra i profili di convergenza netta praticamente coincidenti (Figura 75).

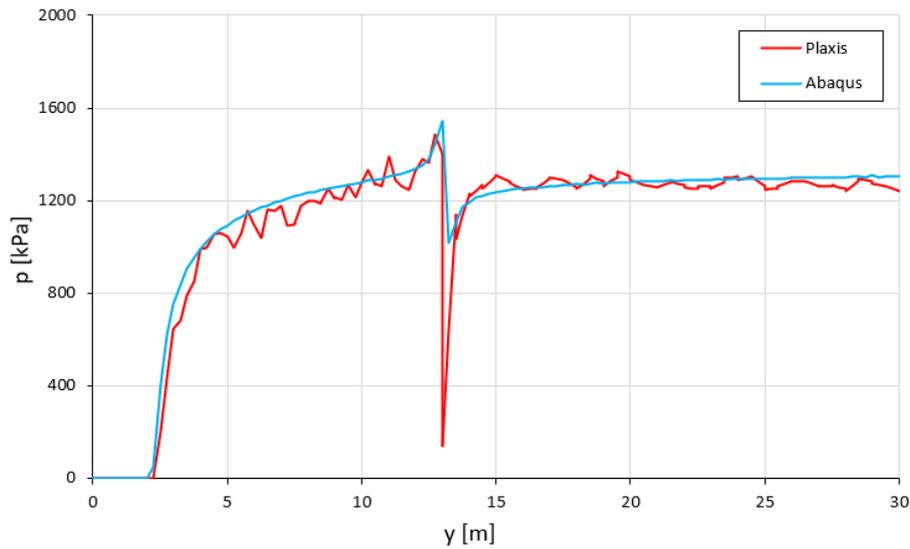


Figura 73: Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.

5.7.2 Modello 2

Il Modello 2 presenta la stessa geometria e gli stessi parametri del Modello 1. Come detto all'inizio del paragrafo, la novità è rappresentata dal diverso valore dello spostamento imposto e dalla ridotta rigidità k_n dell'interfaccia senza gap che rimane disattiva davanti al fronte, per poter riprodurre correttamente la convergenza al fronte.

Il valore corretto di k_n è stato ottenuto tarandolo in un modello uguale al Modello 2 ma applicando un gap sufficientemente ampio da evitare il contatti e da riprodurre pertanto la LDP in condizioni di campo libero. Il risultato è stato confrontato con la LDP calcolata con un modello assialsimmetrico in PLAXIS 2D, rappresentante una galleria non rivestita e senza l'impiego di

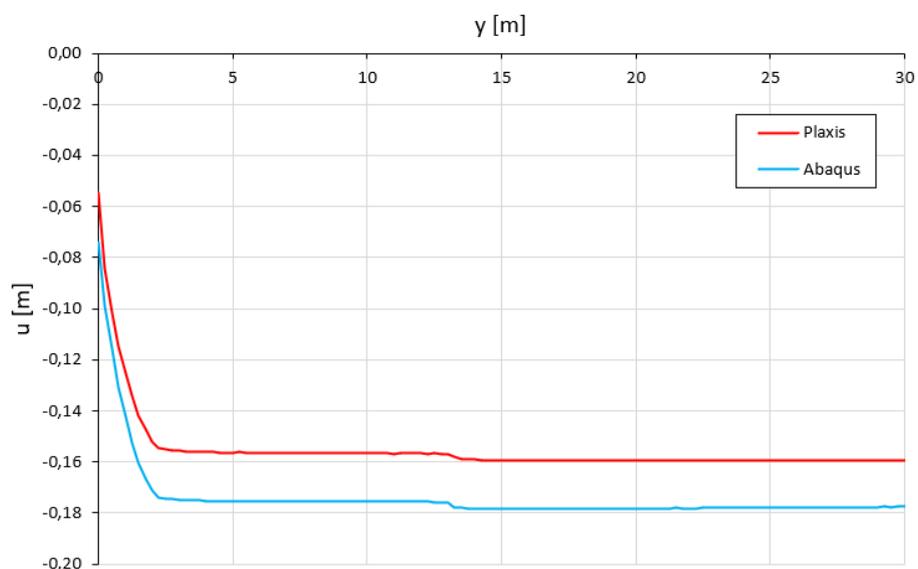


Figura 74: Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.

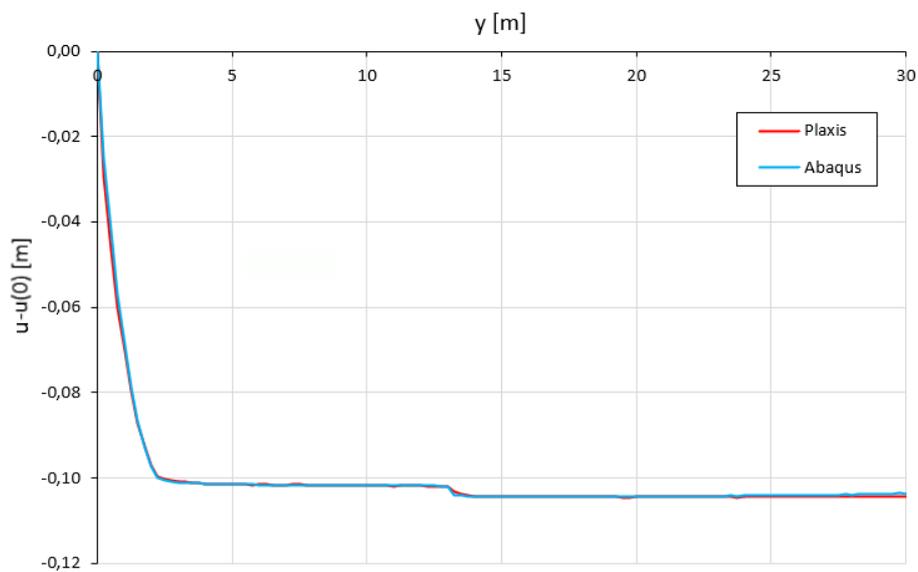


Figura 75: Confronto tra i profili delle convergenze nette ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.

interfacce ma adottando gli irrigidimenti. Come si può notare dalla Figura 77, il valore ridotto di k_n è $2 \cdot 10^4 \text{ kN/m}^3$.

Come per il Modello 1, anche nel Modello 2 sono stati impiegati gli ele-

menti finiti a 6 nodi con gli opportuni irrigidimenti tramite elementi piastra. Le fasi di calcolo sono articolate come per il Modello 1.

La Figura 76 riporta i risultati ottenuti. Con questo modello si è potuto parzialmente correggere la convergenza al fronte ma il profilo delle pressioni presenta un andamento fortemente oscillatorio, nonostante la presenza degli irrigidimenti. Ciò significa che la rigidità k_n delle interfacce disattive influenza in modo significativo i risultati.

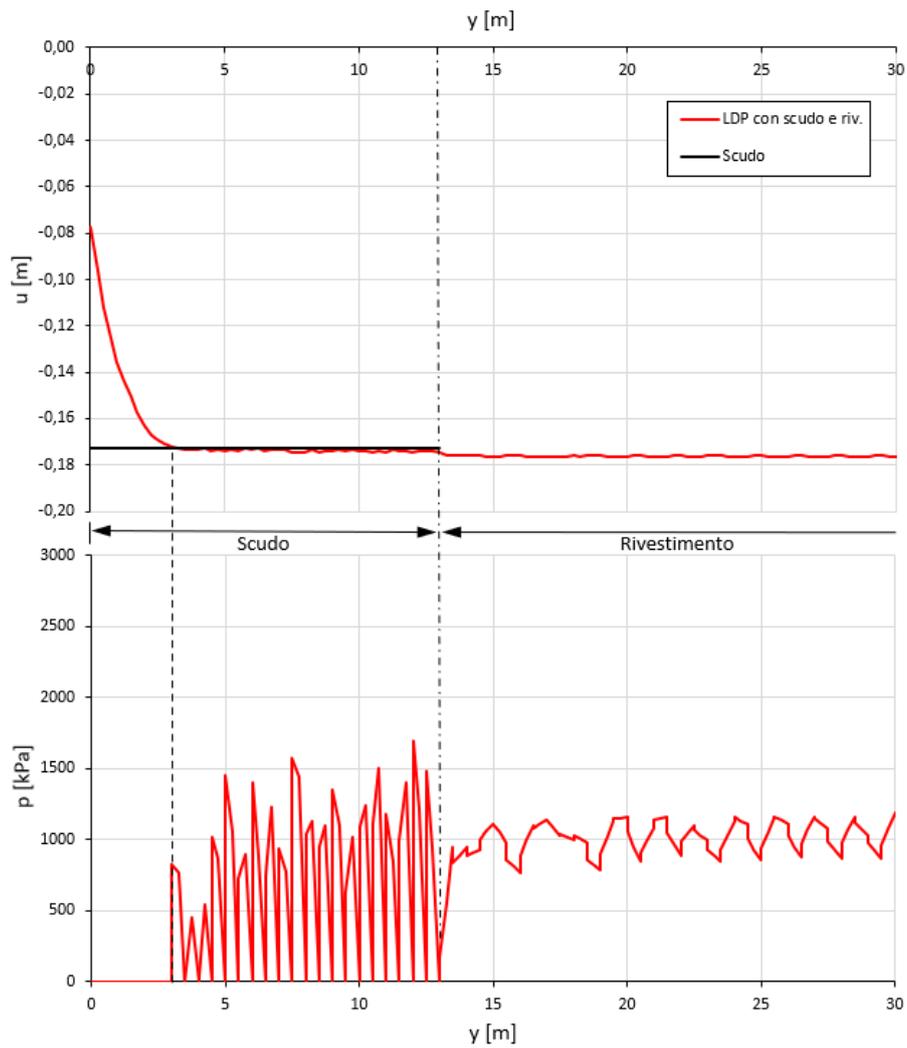


Figura 76: Profilo longitudinale degli spostamenti (sopra) e profilo longitudinale delle pressioni (sotto) ottenuti con il Modello 2.

Confronto con i risultati ottenuti in ABAQUS

Le Figure 78-79 mostrano il confronto tra il Modello 2 calcolato con PLAXIS 2D ed il modello risolto in ABAQUS. Il profilo longitudinale degli spostamenti risulta più in linea rispetto allo stesso del Modello 1, tuttavia si nota dalla Figura 79 che la differenza tra i due profili tende ad aumentare allontanandosi dal fronte causando un diverso punto di contatto con lo scudo e, conseguentemente, un diverso andamento "medio" delle pressioni su scudo e rivestimento. Oltre a non mostrare un buon accordo con il profilo delle pressioni ottenuto con ABAQUS, il profilo ottenuto con il Modello 2 presenta anche maggiori oscillazioni rispetto al Modello 1, imputabili alla ridotta rigidità delle interfacce davanti al fronte.

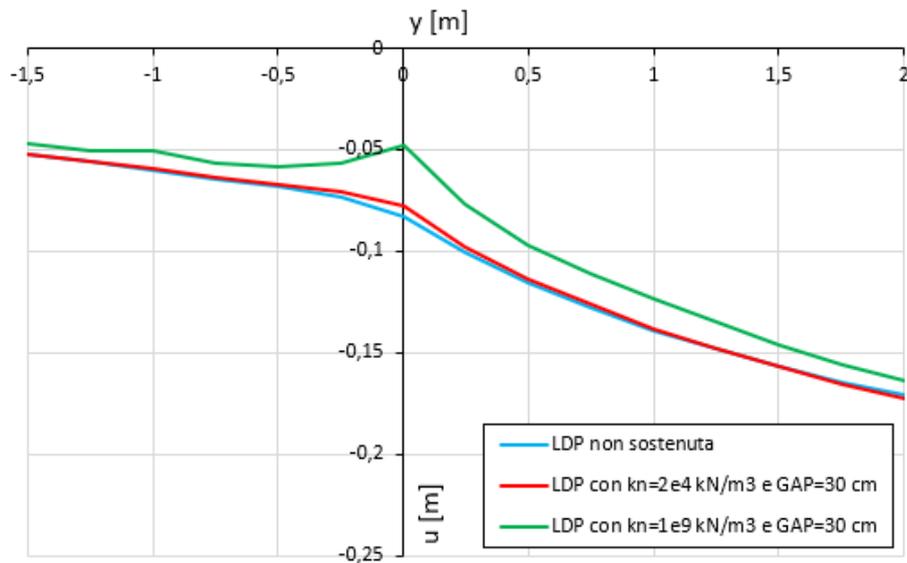


Figura 77: Influenza della rigidità k_n dell'interfaccia disattiva davanti al fronte sugli spostamenti.

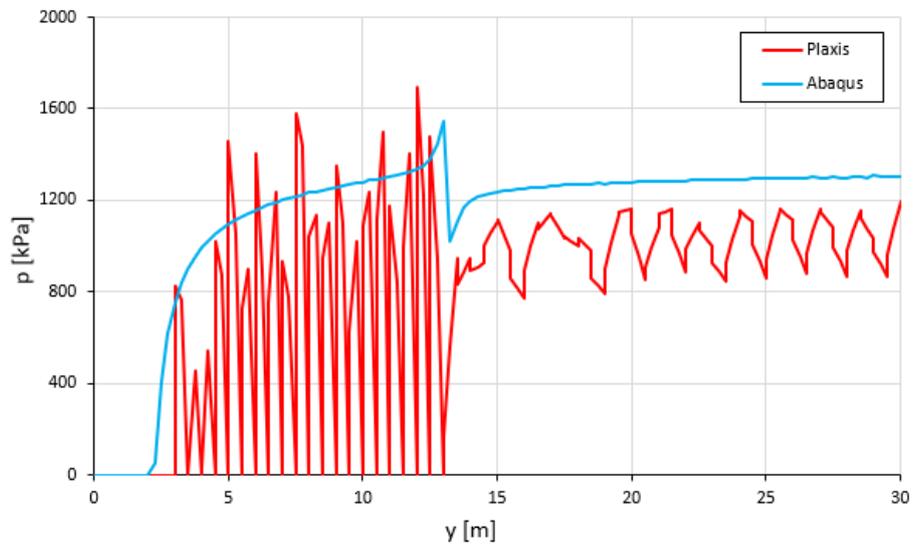


Figura 78: Confronto tra i profili longitudinali delle pressioni ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.

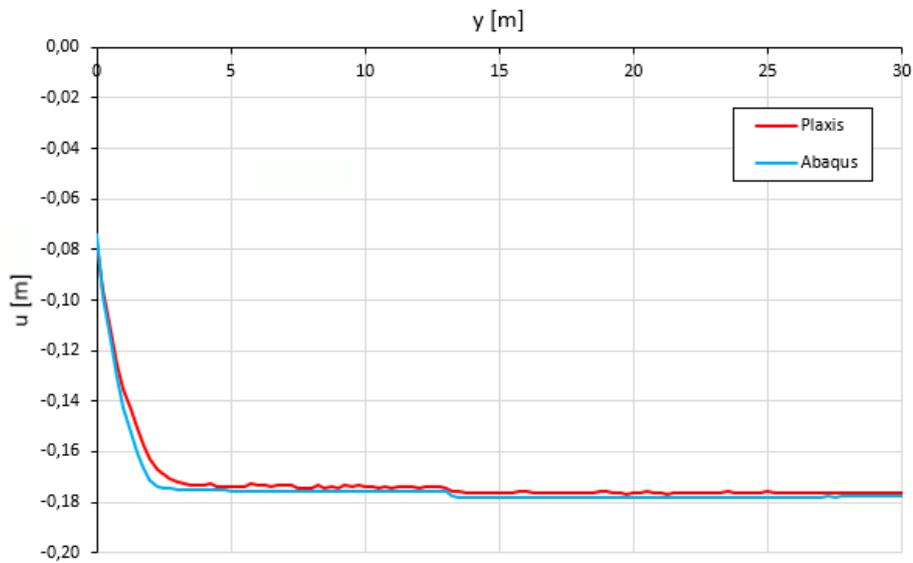


Figura 79: Confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti con ABAQUS e PLAXIS 2D.

5.8 Calcolo della spinta richiesta

In questo paragrafo viene definita la spinta totale richiesta per prevenire il blocco della TBM nella sezione in esame, verificando che il suo valore non superi la capacità di spinta dei martinetti idraulici. Per calcolarla sono state utilizzate le formule viste nel Capitolo 2.

5.8.1 Forza dovuta all'attrito tra macchina e ammasso

La forza dovuta all'attrito tra macchina e ammasso W_{sk} si ottiene tramite l'equazione (3). Intergrando il profilo longitudinale delle pressioni (ottenuto con i modelli numerici) si ricava la componente dell'attrito dovuta solamente al contatto tra scudo e ammasso F_r . Visti i risultati ottenuti nel paragrafo precedente si è deciso di considerare il profilo delle pressioni ottenuto con il Modello 1. L'integrale (2) è stato risolto con il metodo dei trapezi. Il coefficiente d'attrito μ è considerato pari a 0.20 in condizioni dinamiche, mentre, nelle condizioni di ripartenza della TBM, pari a 0.35. Infine, il peso della TBM, considerando la testa fresante e lo scudo, vale 11000 kN . La Tabella 27 riassume le forze dovute all'attrito.

Condizioni	F_r [kN]	W_{sk} [kN]
Ripartenza	118571	122421
Dinamiche	67755	69955

Tabella 27: Spinte dovute all'attrito tra macchina e ammasso.

5.8.2 Forza data dalle spazzole

La forza dovuta alla resistenza delle spazzole si calcola con l'equazione (4). Il peso di un concio di rivestimento W_{segm} vale 69 kN , di conseguenza, il peso di un intero anello, considerando che è formato da 7 conci, è pari a 483 kN . Il coefficiente d'attrito dello strato di grasso, cautelativamente, vale 0.60. Dunque, la forza W_{sh} risulta pari a 290 kN .

5.8.3 Forza di scavo

La forza di scavo dipende dalla quantità di cutter presenti sulla testa fresante e dalla pressione che ciascuno di loro esercita sulla roccia da scavare. La testa fresante è dotata di 45 cutter e la forza P_{cutter} esercitata da ciascuno di essi è assunta pari a 200 kN . Tale valore è proporzionale alla pressione esercitata dal singolo cutter sul materiale da scavare e dipende dal tipo di formazione

geologica. Dai dati disponibili, la forza di scavo, calcolata tramite l'equazione (5), vale 9000 kN .

5.8.4 Forza data dalla pressione sul fronte

Il contributo della forza data dalla pressione sul fronte si calcola con l'equazione (6). Nota la pressione al fronte p_{fronte} di 150 kPa e l'area di scavo A_{exc} di 64.75 m^2 , W_{sup} risulta pari a 9713 kN .

5.8.5 Forza di trascinamento del back-up

Dai dati disponibili, il peso del back-up è di 10000 kN . Considerando un coefficiente d'attrito volvente pari a 0.20, la forza di trascinamento del back-up W_{bk} risulta pari a 2000 kN .

5.8.6 Verifica della spinta installata

Sommando i vari contributi della tramite l'equazione (1) si ottiene la spinta totale richiesta, che vale:

$$\Sigma W = 143424 \text{ kN} \quad \text{condizioni di ripartenza}$$

$$\Sigma W = 90958 \text{ kN} \quad \text{condizioni dinamiche}$$

Viste le caratteristiche del sistema di spinta della TBM in esame, la spinta massima offerta dai martinetti idraulici installati in condizioni ordinarie risulta pari a 118752 kN , mentre in condizioni eccezionali si raggiunge una spinta di 163284 kN . Nella sezione in esame, quindi, nella situazione di fermo macchina sarà necessario l'impiego della spinta massima per evitare il blocco della TBM. Si sottolinea che il valore della spinta richiesto è cautelativo visto che nei modelli numerici non si è potuto considerare la conicità dello scudo. Se necessario, inoltre, la TBM può essere portata nella configurazione 2, aumentando ulteriormente il gap tramite un sovrascavo aggiuntivo.

6 Conclusioni

Nella presente tesi è stata analizzata la complessità del problema dell'interazione tra scudo, terreno e rivestimento nell'ambito dello scavo meccanizzato di gallerie. La comprensione dei meccanismi di interazione è fondamentale per un corretto dimensionamento del sistema di spinta di una TBM e per una corretta progettazione del rivestimento, soprattutto se in presenza di condizioni spingenti. In tali condizioni, il rischio della chiusura dello scudo è uno degli aspetti più delicati da analizzare. Da un punto di vista operativo, il diametro della testa fresante è maggiore del diametro esterno dello scudo in modo tale da lasciare un gap iniziale. Poiché il gap tende a chiudersi, lo scudo della TBM è progettato con una geometria tronco-conica per ritardare il contatto con il terreno.

Viene dimostrato come il metodo delle curve caratteristiche sottostimi la pressione radiale agente sullo scudo e sul rivestimento. La determinazione dello spostamento al momento della messa in opera del sostegno $u(e)$, tramite la LDP in condizioni di campo libero, e la decrescita monotona della tensione radiale del terreno fino alla pressione di sostegno, sono assunzioni troppo grossolane per la complessità del problema. Di conseguenza, risulta necessario l'impiego di modelli numerici più avanzati che permettano di tenere in considerazione il reale percorso tensionale del terreno. Tuttavia, non è sempre possibile implementare tali modelli con l'impiego dei software commerciali più diffusi e ciò può portare i progettisti a sottodimensionare il sistema di spinta, favorendo l'insorgere di criticità durante la fase di scavo, soprattutto se si manifestano condizioni spingenti.

Il modello in PLAXIS 2D, implementato in questa tesi, propone una procedura che impiega elementi interfaccia a cui è possibile applicare un gap iniziale tra il terreno e l'interfaccia stessa. Questa funzionalità rappresenta una novità in PLAXIS 2D, in quanto non è ancora disponibile agli utenti. Il gap viene applicato al materiale attribuito all'elemento interfaccia tramite un file di testo chiamato cheat file. Le prime prove del funzionamento del cheat file sono state fatte su modelli a deformazione piana e assialsimmetrici, simulando lo scavo completo della galleria ed uno scudo infinitamente lungo, non considerando l'effetto del fronte. Queste prove hanno determinato un risultato perfettamente in linea con il metodo delle curve caratteristiche, sia nel caso elastico che nel caso elasto-plastico.

Successivamente, le prove sono state estese alla risoluzione di un modello assialsimmetrico con il metodo step-by-step per simulare l'effetto del fronte e l'avanzamento dello scavo. Inizialmente è stato considerato un terreno elastico lineare per capire la procedura da adottare. Essa prevede l'applicazione di uno spostamento radiale agli elementi interfaccia lungo il contorno

della galleria già scavata. Lo scopo è quello di mantenere il valore iniziale del gap (stabilito nel cheat file), corrispondente alla differenza tra il diametro della testa fresante ed il diametro esterno dello scudo nella posizione del fronte. Inoltre, nelle zone non ancora scavate, è necessario definire un materiale apposito per le interfacce che rimangono disattivate. Questa procedura ha permesso di ottenere un risultato attendibile nel caso elastico.

Nel caso elasto-plastico, invece, è stato necessario prevedere la presenza di irrigidimenti per limitare la deformazione dei nodi intermedi degli elementi finiti sul contorno della galleria, al fine di diminuire le oscillazioni nei profili delle pressioni e degli spostamenti tipiche del metodo step-by-step. Gli irrigidimenti sono stati modellati con elementi piastra aventi rigidezza assiale molto bassa e rigidezza flessionale elevata, dotati di end-release per liberare il grado di libertà rotazionale nelle estremità dell'elemento.

Il modello elasto-plastico è stato applicato al caso studio della galleria ferroviaria Scaletta che verrà realizzata in Sicilia, sulla direttrice Messina-Catania-Palermo. La sezione analizzata è profonda 125 *m* e attraversa un ammasso con bassi valori di resistenza rispetto allo stato tensionale originario ed un comportamento altamente spingente. I risultati prodotti permettono una stima discretamente attendibile della spinta dovuta all'attrito tra scudo e terreno. Tuttavia, il modello in PLAXIS 2D presenta una criticità legata all'elevata rigidezza k_n degli elementi interfaccia che rimangono disattivi davanti al fronte. Queste interfacce, infatti, influenzano il valore della convergenza sul nodo del fronte (in comune tra queste interfacce e quelle attive che simulano lo scudo), sottostimandola. Per eliminare questo errore è stata ridotta la rigidezza k_n delle interfacce disattive in base alla deformabilità del terreno. Tuttavia, questa modifica porta ad ottenere delle forti oscillazioni nei risultati, nonostante la presenza degli irrigidimenti.

La procedura proposta, dunque, necessita di ulteriori miglioramenti continuando le sperimentazioni delle interfacce con gap e capendo come queste possano essere influenzate dalle interfacce disattive nella zona del fronte, al fine di eliminare l'errore sulla convergenza nel medesimo punto. Le analisi, poi, potranno essere estese in futuro alla modellazione di uno scudo con geometria tronco-conica per poter dimensionare il sistema di spinta in modo ancor più rigoroso.

Riferimenti bibliografici

- [1] Anagnostou G., Cantieri L., Ramoni M. (2010), *L'importanza degli effetti tridimensionali in prossimità del fronte di scavo*, Rocksoil S.p.A. 1979-2009, Milano.
- [2] Barla G. (2001), *Tunnelling under squeezing rock conditions*, Eurosummer-School in Tunnel Mechanics, Innsbruck, 169-268.
- [3] Bentley Systems Inc., *PLAXIS 2D Reference Manual*.
- [4] Cantieri L., Anagnostou G. (2009), *The Effect of Stress Path on Squeezing behaviour in Tunnelling*, Rock Mechanics and Rock Engineering 42, 289-318.
- [5] Chapman D., Metje N., Stärk A. (2010), *Introduction to Tunnel Construction*, Spon Press, New York.
- [6] D.M. del 17/1/2018, *Norme tecniche per le costruzioni*.
- [7] Gambolati G., Ferronato M. (2014), *Lezioni di Metodi Numerici per l'Ingegneria*, Edizioni Libreria Progetto, Padova.
- [8] Hoek E., Carranza-Torres C., Corkum B. (2002), *Hoek-Brown failure criterion - 2002 edition*, Proceedings of the fifth North American rock mechanics symposium, Toronto, Vol. 1, 267-73
- [9] Hoek E., Diederichs M.S. (2006), *Empirical estimation of rock mass modulus*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 43, 203-215.
- [10] Linea Ferroviaria Catania-Messina - Raddoppio ferroviario tratta Giampilieri-Fiumefreddo - Lotto 2: Taormina (e)-Giampilieri (e) - Galleria Scaletta, *Relazione di calcolo, Progetto esecutivo di dettaglio*.
- [11] Marinos P., Hoek E. (2000), *GSI: A geologically friendly tool for rock mass strength estimation*, Int. Conf. on Geotech. and Geol. Engineering (GeoEng 2000), Melbourne, 1422-1440.
- [12] Miadl B., Herrenknecht M., Anheuser L. (1996), *Mechanised Shield Tunnelling*, Ernst & Sohn, Berlin.
- [13] Muir Wood A.M. (1975), *The circular tunnel in elastic ground*, Geotechnique 25, No. 1, 115-127.

- [14] Nordas A.N., Natale M., Leone T., Anagnostou G. (2023), *Thrust force requirements in fault zones with squeezing ground*, Computers and Geotechnics 160, 105479.
- [15] Pelizza S., Peila D. (2005), *TBM tunnelling in rock: ground probing and treatments*, International symposium on design, construction and operation of long tunnels, Taipei, Volume 1, 1-36, Chinese Taipei Tunnelling Association.
- [16] Ramoni M., Anagnostou G. (2009), *Alcune considerazioni sullo scavo meccanizzato di gallerie in roccia spingente*, Gallerie e Grandi Opere Sotterranee n.92.
- [17] Ramoni M., Anagnostou G. (2010), *Thrust force requirements for TBM's in squeezing ground*, Tunnelling and Underground Space Technology 25, 433-455.
- [18] Ramoni M., Anagnostou G. (2011), *The Interaction Between Shield, Ground and Tunnel Support in TBM Tunnelling Through Squeezing Ground*, Rock Mechanics and Rock Engineering 44, 37-61.
- [19] Ramoni M., Anagnostou G. (2011), *Design aids for the planning of TBM drives in squeezing ground*, Research project FGU 2007/005 of the Swiss Federal Roads Office (FEDRO), Report 1341, Swiss Association of Road and Transportation Experts (VSS) Zurich.
- [20] Ribacchi R. (2018), *Meccanica delle Rocce: Teoria e Applicazioni nell'ingegneria - Lezioni dell'autore riviste e ampliate da Rotonda T., Graziani A., Boldini D., Tommasi P., Lembo Fazio A.*, Edizioni Efesto, Roma.
- [21] Tanzini M. (2015), *Gallerie: Aspetti geotecnici nella progettazione e costruzione - Seconda edizione aggiornata*, Dario Flacovio Editore, Palermo.