

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI ROMA
LA SAPIENZA



Dipartimento di Ingegneria strutturale e geotecnica

Tesi di dottorato in Ingegneria Geotecnica

XXXIII ciclo

Studi analitici e numerici per la valutazione degli effetti di
interazione tra terreno e rivestimento nello scavo di gallerie
profonde

Candidato

Ing. Andrea Marchioni

Relatore

Prof. Ing. Salvatore Miliziano

Introduzione

Il tunnelling è un settore dell'ingegneria civile in forte crescita poiché è sempre maggiore la necessità di dover realizzare parte delle infrastrutture in sotterraneo. Questa esigenza è volta a ridurre la mobilità in superficie e i tempi di percorrenza durante la fase di esercizio dell'opera, mediante l'attraversamento di ostacoli naturali. Lo scavo in meccanizzato è attualmente la tecnica più diffusa per la realizzazione di infrastrutture in sotterraneo in virtù delle elevate produzioni che si possono ottenere mediante l'utilizzo di TBMs (Tunnel Boring Machines). Tuttavia, la maggior flessibilità e il minor impatto economico iniziale, rendono lo scavo in tradizionale una tecnica tuttora molto utilizzata in diversi contesti geometrici e geologici.

Nella progettazione di gallerie profonde, in ragione delle elevate coperture, l'interesse è principalmente rivolto al dimensionamento delle strutture di sostegno e alla valutazione del profilo di convergenza. Il carico agente sui rivestimenti e gli spostamenti del cavo sono il risultato finale di un complesso fenomeno di interazione che dipende dalla geometria del problema, dal comportamento meccanico del terreno e dei supporti e dalle operazioni di scavo. L'analisi numerica rappresenta uno strumento utile ed efficace per la valutazione degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento. Per poter simulare tutte le principali caratteristiche del problema e le fasi di scavo è necessario ricorrere a modelli numerici 3D. Tuttavia, essi risultano troppo onerosi per poter essere impiegati in ambito progettuale. In alternativa, l'interazione tra terreno e rivestimento può essere analizzata in condizioni di deformazione piana considerando una sezione ortogonale all'asse della galleria. Ciononostante, assumendo per il terreno un semplice legame di tipo elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, neppure per il caso di galleria circolare esistono delle soluzioni in forma chiusa per la valutazione dell'interazione terreno-rivestimento. Inoltre, anche utilizzando analisi piane equivalenti, l'incertezza dei parametri meccanici dell'ammasso e la variabilità delle condizioni geologiche e della copertura lungo l'asse del tracciato comportano la necessità di dover ricorrere a onerosi studi di sensibilità.

L'individuazione delle grandezze significative del problema consente di ridurre il numero di variabili che governano gli effetti di interazione e di condurre studi parametrici esaustivi per la valutazione delle condizioni di equilibrio.

L'obiettivo di questa tesi è stato quello di fornire degli strumenti che permettano di valutare rapidamente le grandezze progettuali necessarie al dimensionamento delle strutture di sostegno in condizioni di deformazione piana. Il lavoro di tesi è suddiviso in quattro capitoli:

Nel *capitolo 1* è stato descritto il metodo convergenza confinamento, i limiti e gli accorgimenti necessari a simulare correttamente gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento in condizioni di deformazione piana.

Nel *capitolo 2* è riportata un'attenta analisi delle pubblicazioni di maggior interesse che costituisce una sintesi dello stato dell'arte sulle relazioni funzionali che governano la risposta tensio-deformativa del cavo in un mezzo elastoplastico perfetto.

Nel *capitolo 3*, per il caso di galleria circolare, le relazioni funzionali proposte per la valutazione delle condizioni di equilibrio, in campo elastico e in condizioni di deformazione piana, sono state estese al caso elastoplastico perfetto. Assumendo lo stato di sforzo iniziale isotropo, la riduzione del numero di variabili ha consentito di ottenere degli abachi adimensionali per la valutazione del carico agente sul rivestimento e degli spostamenti del cavo al variare delle grandezze significative del problema. Anche per il caso di stato di sforzo iniziale anisotropo, seppure non sia possibile ottenere una rappresentazione compatta dei risultati, la riduzione del numero di variabili ha permesso di condurre uno studio parametrico esaustivo almeno per un valore tipico dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson.

Nel *capitolo 4* i risultati dello studio parametrico, condotto in condizioni assialsimmetriche, sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali e permettono di valutare rapidamente il fattore di rilascio sui supporti al variare delle grandezze significative del problema, rispettivamente nello scavo in tradizionale (4.1) e nello scavo in meccanizzato (4.2).

Indice

INTRODUZIONE	1-1
INDICE	1-3
1. INTERAZIONE TERRENO-RIVESTIMENTO	1-5
1.1 METODO CONVERGENZA-CONFINAMENTO (CC)	1-5
1.1.1 <i>Curva caratteristica del cavo</i>	1-7
1.1.2 <i>Curva caratteristica del rivestimento</i>	1-14
1.1.3 <i>Curva convergenza-distanza dal fronte di una galleria non rivestita</i>	1-17
1.1.4 <i>Limiti del metodo CC</i>	1-20
1.2 VALUTAZIONE DELLE SOLLECITAZIONI NEI SISTEMI DI SOSTEGNO IN CONDIZIONI DI DEFORMAZIONE PIANA	1-25
1.2.1 <i>Galleria circolare e stato di sforzo iniziale anisotropo</i>	1-26
1.2.2 <i>Metodi di calcolo numerico</i>	1-30
2. GRANDEZZE SIGNIFICATIVE DEL PROBLEMA	2-31
2.1 RICHIAMI DI ANALISI DIMENSIONALE	2-31
2.1.1 <i>Teorema di Buckingham</i>	2-33
2.2 RISPOSTA DEFORMATIVA DI UNA CAVITÀ IN UN MEZZO ELASTOPLASTICO PERFETTO	2-34
2.2.1 <i>Curva caratteristica del cavo</i>	2-36
2.3 PROFILO LONGITUDINALE DEGLI SPOSTAMENTI.....	2-42
2.3.1 <i>Scavo in tradizionale</i>	2-42
2.3.2 <i>Scavo meccanizzato</i>	2-44
3. RELAZIONI FUNZIONALI IN CONDIZIONI DI DEFORMAZIONE PIANA	3-52
3.1 GALLERIA CIRCOLARE E STATO DI SFORZO INZIALE ISOTROPO	3-53
3.1.1 <i>Caso elastico lineare</i>	3-54
3.1.2 <i>Caso elastoplastico perfetto</i>	3-57
3.2 GALLERIA CIRCOLARE E STATO DI SFORZO INZIALE ANISOTROPO	3-75
3.2.1 <i>Relazione funzionale da cui dipendono gli effetti di interazione</i>	3-76
3.2.2 <i>Studio parametrico</i>	3-85
3.3 CONCLUSIONI.....	3-92
4. VALUTAZIONE DEL FATTORE DI RILASCIO	4-95
4.1 SCAVO IN TRADIZIONALE.....	4-96
4.1.1 <i>Metodologia</i>	4-98
4.1.2 <i>Risultati</i>	4-103
4.1.3 <i>Discussione dei risultati</i>	4-117
4.2 SCAVO MECCANIZZATO	4-118

4.2.1	<i>Nuova procedura per la valutazione degli effetti di interazione nello scavo in meccanizzato</i>	4-119
4.2.2	<i>Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio</i>	4-142
4.2.3	<i>Discussione dei risultati</i>	4-159
5.	CONCLUSIONI	5-162
	BIBLIOGRAFIA	5-164
	INDICE DELLE FIGURE	5-167

1. Interazione terreno-rivestimento

Il carico agente sul rivestimento e le deformazioni del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio sono il risultato finale di un complesso fenomeno di interazione che dipende dalla geometria del problema, dal comportamento meccanico del terreno, dalle condizioni di sforzo iniziale e dalle operazioni di scavo. Per analizzare gli effetti tridimensionali in prossimità del fronte è necessario ricorrere a modelli numerici 3D (Anagnostou & Cantieni, 2009). In questo modo è possibile simulare in dettaglio il processo di scavo e tenere debitamente in conto dell'evoluzione dello stato tensionale e deformativo durante le fasi di avanzamento. Tuttavia, a causa degli elevati oneri computazionali, i modelli 3D raramente sono impiegati in ambito progettuale. In alternativa, l'interazione può essere simulata utilizzando analisi piane equivalenti, in cui si tiene in conto della tridimensionalità del problema mediante l'applicazione di una pressione fittizia sulle pareti del cavo. Tuttavia, questi modelli comportano la necessità di dover fare alcune assunzioni sulla distribuzione delle tensioni e delle deformazioni in direzione longitudinale alla galleria. In questo capitolo verrà illustrato il ben noto metodo convergenza-confinamento, le ipotesi su cui si basa e i limiti di impiego.

1.1 Metodo convergenza-confinamento (CC)

Il metodo convergenza-confinamento (CC) o metodo delle linee caratteristiche (Lombardi, 1973) è il metodo più semplice per valutare gli effetti di interazione tenendo esplicitamente conto della presenza del rivestimento e delle sue caratteristiche meccaniche e geometriche. Le condizioni di equilibrio tra terreno e rivestimento sono valutate in condizione di deformazione piana, tenendo in conto della tridimensionalità del problema attraverso l'applicazione di una pressione fittizia sulle pareti del cavo. Con il metodo CC si fa riferimento ad una situazione assisimmetrica, cioè ad una galleria circolare con stato di sforzo iniziale isotropo (S). Come mostrato in (Fig. 1), vengono preliminarmente determinate la *curva caratteristica del cavo* (GRC) e la *curva caratteristica del rivestimento* (CCS), che nel caso elastico lineare è rappresentata da una retta con pendenza costante (K_S). Il valore della convergenza, u_0 alla quale il terreno inizia ad interagire col rivestimento è valutato attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti (LDP) nota la distanza dal fronte (x_i) alla quale viene messo in opera il rivestimento. Nella formulazione originale del metodo, la curva convergenza-distanza dal fronte (LDP) fa riferimento al caso di galleria non supportata e u_0 rappresenta la convergenza

già scontata dal terreno prima dell'inizio interazione. Le condizioni di equilibrio ($u_{Eq}; q_{Eq}$) sono determinate dall'intersezione tra le due curve caratteristiche.

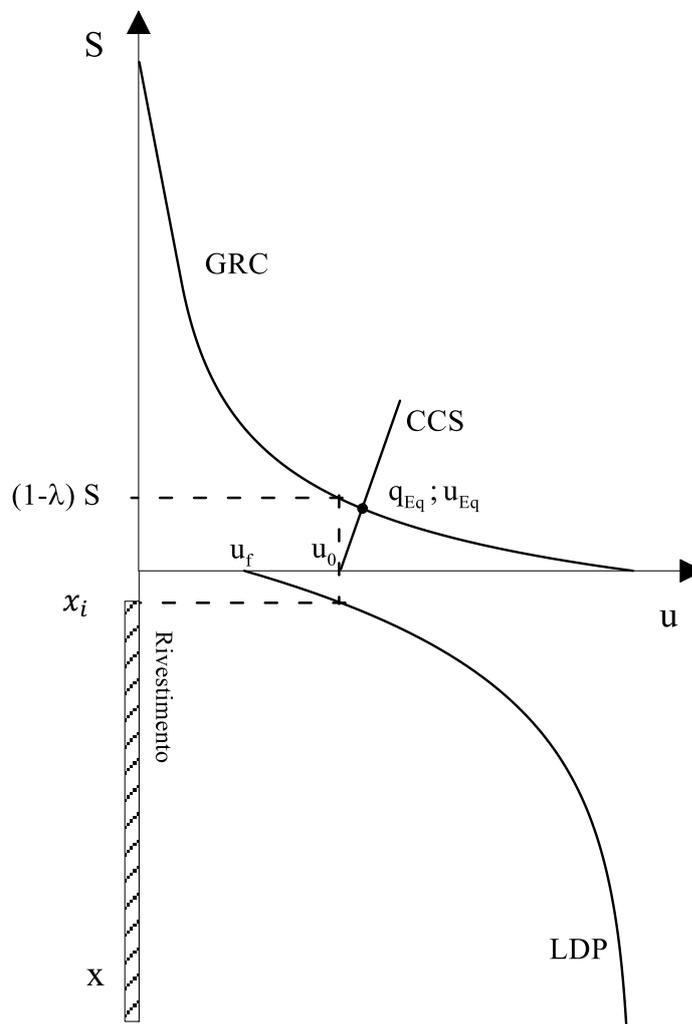


Fig. 1: Applicazione del metodo convergenza-confinamento (CC)

Attraverso il metodo CC, l'effetto dello scavo e dell'allontanamento del fronte, viene simulato mantenendo le condizioni di deformazione piana e immaginando che sulla parete della galleria sia applicata una pressione fittizia (Fig. 2). Tale pressione, inizialmente pari allo stato di sforzo originario viene ridotta sino ad un valore (q), definito attraverso il fattore di rilascio (λ):

$$q = (1 - \lambda) S$$

Solo dopo la messa in opera del rivestimento la pressione interna viene annullata per valutare le condizioni di equilibrio.

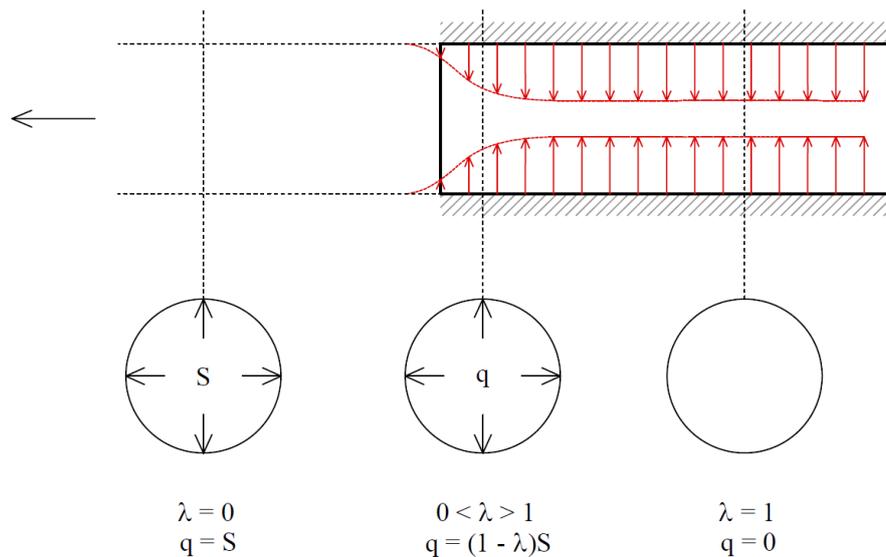


Fig. 2: Effetto statico del fronte di una galleria in condizione di deformazione piana mediante una pressione di sostegno fittizia (Panet & Guenot, 1982).

1.1.1 Curva caratteristica del cavo

La curva caratteristica del cavo (GRC) descrive l'andamento dello spostamento radiale in parete di una galleria circolare (u_a), caratterizzata da uno stato di sforzo iniziale uniforme (S), in funzione della pressione interna (q). Nel corso degli anni sono state sviluppate numerose soluzioni analitiche assumendo per il terreno differenti legami costitutivi (una recensione delle formulazioni disponibili è fornita da Brown et al., 1983 e Alonso et al., 2003). In questa tesi, il comportamento del terreno è stato assunto elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb il quale, oltre ad essere diffusamente utilizzato in ambito progettuale, ha il notevole vantaggio di essere caratterizzato da un ridotto numero di parametri di immediato significato fisico (Kovari, 1977). Inoltre, anche nel caso in cui la legge di resistenza risulti curvilinea, possono essere utilizzati criteri lineari equivalenti (Sofianos & Nomikos, 2006).

I modelli avanzati, sebbene siano in grado di descrivere accuratamente il complesso comportamento meccanico del terreno, mostrano evidenti limiti pratici dovuti all'elevato numero di parametri necessari per caratterizzarli. Inoltre, quest'ultimi difficilmente possono essere determinati con accuratezza e ciò comporta ulteriori assunzioni durante la calibrazione del modello.

1.1.1.1 Galleria circolare in un mezzo elastico

Le soluzioni in forma chiusa della curva caratteristica del cavo possono essere ottenute a partire dalle equazioni di equilibrio e di congruenza in coordinate cilindriche sotto le seguenti ipotesi:

- Mezzo elastico
- Galleria circolare
- Deformazione piana ($\varepsilon_z = 0$)
- Stato di sforzo iniziale isotropo ($S_v = S_h = S$)
- Assenza di forze di volume ($R_v = T_v = 0$)

Tali equazioni assumono le seguenti espressioni:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (1)$$

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \right) (\sigma_r + \sigma_\theta) = 0$$

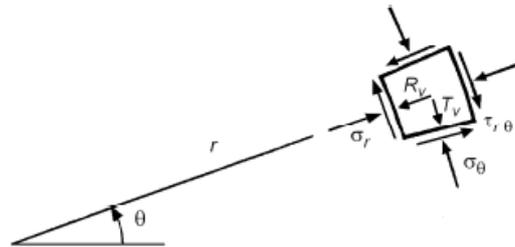


Fig. 3: Stato di sforzo in coordinate cilindriche (Ribacchi, 2018).

La soluzione generale delle precedenti relazioni è data da:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= A - \frac{B}{r^2} \\ \sigma_\theta &= A + \frac{B}{r^2} \end{aligned} \quad (2)$$

In cui r è la distanza dal centro della galleria ed A e B vengono di volta in volta individuate dalle condizioni al contorno. Per una galleria di raggio a in un mezzo indefinito con stato di sforzo iniziale (S) e soggetta ad una pressione interna (q) le condizioni al contorno sono:

$$\sigma_r (r = a) = q \quad (3)$$

$$\sigma_r (r = \infty) = \sigma_\theta (r = \infty) = S$$

E, quindi, lo stato di sforzo è dato da:

$$\sigma_r = S - (S - q) \frac{a^2}{r^2} \quad (4)$$

$$\sigma_\theta = S + (S - q) \frac{a^2}{r^2}$$

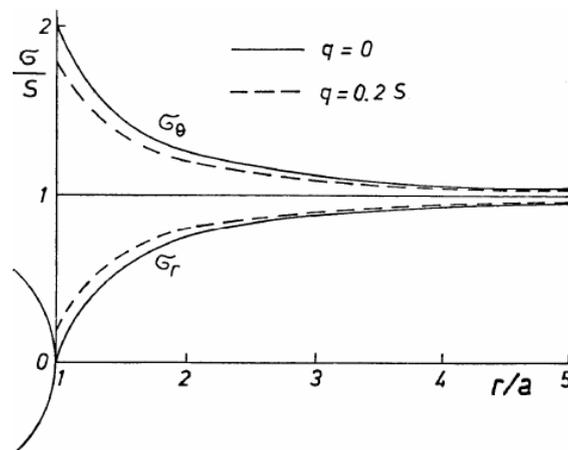


Fig. 4: Stato di sforzo intorno ad una galleria circolare in un mezzo elastico (Ribacchi, 2018).

Si osserva che la severità dello stato di sforzo è massima sulle pareti della galleria raggiungendo, nell'ipotesi di cavo non supportato, un valore della tensione circonferenziale due volte lo stato di sforzo iniziale. Lo spostamento radiale sotto le stesse ipotesi è dato da:

$$u = \frac{1 + \nu}{E} (S - q) \frac{a^2}{r} \quad (5)$$

La curva caratteristica del cavo in campo elastico, rappresentata in Fig. 7, è espressa dalla relazione:

$$u_a = \frac{(S - q) a}{2G} \quad (6)$$

La convergenza in parete è quindi, direttamente proporzionale al raggio della galleria e alla differenza tra lo stato di sforzo iniziale e la pressione interna mentre è inversamente proporzionale al modulo di rigidezza a taglio del materiale.

1.1.1.2 Galleria circolare in un mezzo elastoplastico perfetto

Se lo stato di sforzo iniziale (S) è superiore ad un valore limite, funzione dei parametri di resistenza del terreno, all'interno del mezzo si ha una redistribuzione dello stato di sforzo previsto in condizioni elastiche che può portare ad una nuova configurazione di equilibrio oppure al collasso della galleria. Assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto, nell'intorno del cavo si distingue una zona più interna (zona plastica), nella quale lo stato di sforzo giace lungo il criterio di resistenza, e una più esterna in cui lo stato di sforzo si trova all'interno del dominio elastico (Fig. 5).

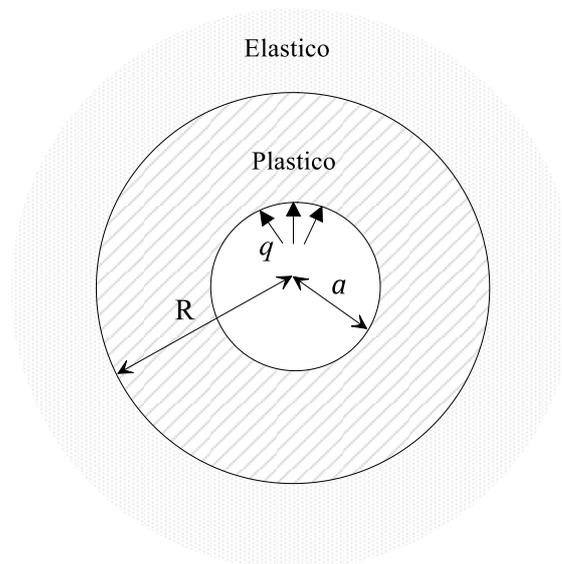


Fig. 5: Zona plastica nell'intorno di una galleria circolare in un mezzo elastoplastico perfetto.

Per ragioni di simmetria, in ogni punto del continuo le tensioni principali σ_1 e σ_3 coincidono rispettivamente con la tensione circonferenziale σ_θ e quella radiale σ_r . La distribuzione dello stato tensionale all'interno della zona elastica è espresso dalle seguenti relazioni:

$$\sigma_r = S - (S - \sigma_R) \frac{R^2}{r^2} \quad (7)$$

$$\sigma_\theta = S + (S - \sigma_R) \frac{R^2}{r^2}$$

Dove con R è indicato il raggio plastico, ovvero la distanza tra il centro della galleria e il confine elastoplastico (Fig. 5) e con σ_R la tensione radiale in quel punto (uguale per continuità nella zona plastica e nella zona elastica):

$$\sigma_r (r = R) = \sigma_R \quad (8)$$

$$\sigma_r (r = \infty) = S$$

Attraverso la (9), il valore di σ_R può essere valutato imponendo l'appartenenza dello stato di sforzo al criterio di resistenza:

$$F (2S - \sigma_R, \sigma_R) = 0 \quad (9)$$

Nella zona plastica, lo stato di sforzo deve soddisfare le condizioni di equilibrio e il criterio di resistenza:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} = \frac{\sigma_\theta - \sigma_r}{r} \quad (10)$$

$$F (\sigma_\theta, \sigma_r) = 0$$

Con la condizione al contorno:

$$\sigma_r (r = a) = q \quad (11)$$

Seguendo il procedimento generale illustrato possono essere ricavate analiticamente le relazioni specifiche valide per il criterio di resistenza di Mohr-Coulomb per cui:

$$\sigma_1 = f + N_\varphi \sigma_3 \quad (12)$$

In cui con f si indica la resistenza a compressione uniassiale e con N_φ il coefficiente di spinta passivo:

$$f = 2c \sqrt{N_\varphi} \quad (13)$$

$$N_\varphi = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}$$

In accordo con la (9) la tensione radiale (σ_R) al raggio plastico si ottiene sostituendo $\sigma_1 = 2S - \sigma_R$ e $\sigma_3 = \sigma_R$ al criterio di resistenza (12):

$$\sigma_R = \frac{2S - f}{N_\varphi + 1} \quad (14)$$

Risolviendo l'equazione differenziale (10), in accordo col criterio di resistenza, si ottiene:

$$\sigma_r = \left(q + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{r}{a} \right)^{N_\varphi - 1} - \frac{f}{N_\varphi - 1} \quad (15)$$

$$\sigma_\theta = N_\varphi \sigma_r + f$$

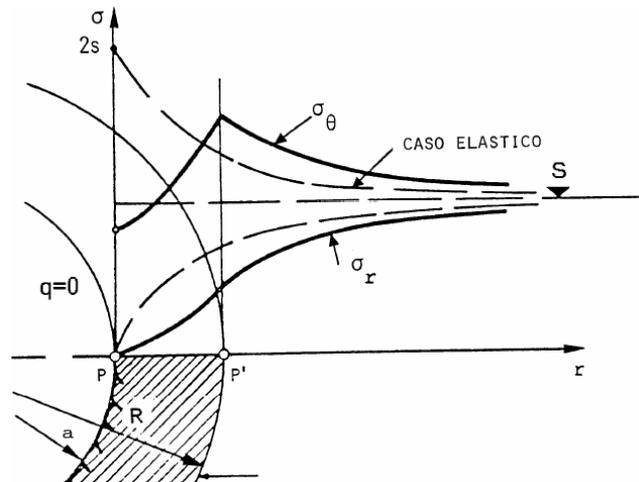


Fig. 6: Stato di sforzo intorno ad una galleria circolare in un mezzo elastoplastico perfetto (Ribacchi, 2018).

L'espressione del raggio plastico si ottiene ricercando la distanza dal centro ($r = R$) per cui la tensione radiale assume il valore σ_R . Di conseguenza la (16) può essere ottenuta uguagliando la (14) con la (15):

$$\frac{R}{a} = \left(\frac{\frac{2S - f}{N_\varphi + 1} + \frac{f}{N_\varphi - 1}}{q + \frac{f}{N_\varphi - 1}} \right)^{\frac{1}{N_\varphi - 1}} \quad (16)$$

Per gli spostamenti al confine elastoplastico si possono utilizzare le formule ottenute nel caso elastico, considerando una galleria circolare di raggio, R e una pressione interna pari alla tensione radiale al confine elastoplastico (σ_R):

$$u_R = \frac{S - \sigma_R}{2G} R \quad (17)$$

$$u_r = \frac{S - \sigma_R}{2G} \frac{R^2}{r}$$

Per quanto riguarda invece la zona plastica si deve considerare che nel processo di scarico la deformazione totale è data dalla somma di due contributi, uno elastico e uno plastico. L'espressione degli spostamenti radiali nella zona plastica è la seguente:

$$u_{PL} = \frac{1 + \nu}{E} \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} (S + c \cot \varphi) \sin \varphi + (1 - 2\nu)(S + c \cot \varphi) \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} - a \right) - \frac{1 + N_\psi N_\varphi - \nu(N_\psi + 1)(N_\varphi + 1)}{(N_\varphi + N_\psi) a^{N_\varphi-1}} (q + c \cot \varphi) \left(\frac{R^{N_\varphi+N_\psi}}{a^{N_\psi}} - a^{N_\varphi} \right) \right) \quad (18)$$

Che può essere espressa anche come segue:

$$u_{PL} = \frac{1 + \nu}{E} \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} \left(S + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \sin \varphi + (1 - 2\nu) \left(S + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} - a \right) - \frac{1 + N_\psi N_\varphi - \nu(N_\psi + 1)(N_\varphi + 1)}{(N_\varphi + N_\psi) a^{N_\varphi-1}} \left(q + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{R^{N_\varphi+N_\psi}}{a^{N_\psi}} - a^{N_\varphi} \right) \right) \quad (19)$$

Assumendo l'angolo di dilatanza nullo ($\psi = 0$) la (19) diventa:

$$u_{PL} = \frac{1 + \nu}{E} \left\{ \frac{R^2}{a} \left(S + \frac{f}{N - 1} \right) \sin \varphi + (1 - 2\nu) \left[\left(S + \frac{f}{N - 1} \right) \left(\frac{R^2}{a} - a \right) - \left(\frac{(1 - \lambda)S + f/N - 1}{a^{(N-1)}} \right) \left(\frac{R^{N+1}}{a} - a^N \right) \right] \right\} \quad (20)$$

In Fig. 7 sono state rappresentate le curve caratteristiche del cavo per entrambi i casi esaminati. In accordo con la (6), in un mezzo elastico la GRC è evidentemente una retta. In un mezzo elastoplastico perfetto, finché il valore della pressione interna è superiore a quello della tensione radiale di plasticizzazione ($q > \sigma_R$), si sviluppano solo deformazioni elastiche e l'andamento necessariamente continua ad essere rettilineo (17). Viceversa, per valori della pressione interna inferiori, alle deformazioni elastiche si aggiungono quelle di natura plastica e la curva è

descritta dalla (19). Per valori della coesione non nulli ($c > 0$) la galleria è stabile e la curva intercetta l'asse delle ascisse mentre in assenza di coesione ($c = 0$) la galleria è instabile e la curva è asintotica all'asse delle ascisse.

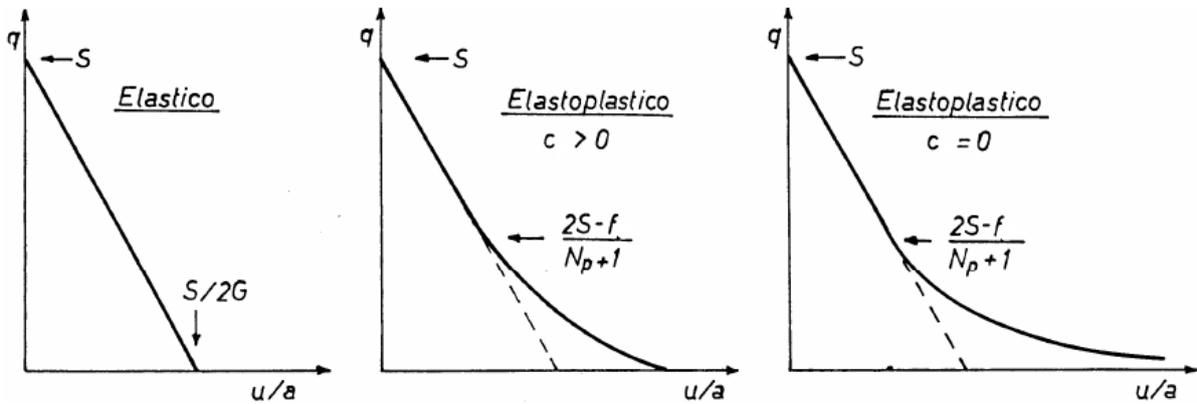


Fig. 7: Curva caratteristica per il caso elastico, elastoplastico perfetto con $c \neq 0$ (stabile) e caso elastoplastico perfetto con $c = 0$ (instabile) (Ribacchi, 2018).

1.1.2 Curva caratteristica del rivestimento

La curva caratteristica del rivestimento esprime la relazione tra la pressione (q), supposta radiale e uniforme e applicata all'estradosso del rivestimento, e la relativa convergenza (u/a). Assumendo lineare la relazione carico-deformazione, si definisce una costante di rigidità (K_s) di un anello continuo (Fig. 9):

$$K_s = \frac{a}{u} q \quad (21)$$

Il valore del carico agente sul rivestimento è dato da:

$$q = K_s \left(\frac{u}{a} - \frac{u_0}{a} \right) \quad (22)$$

Dove u_0 rappresenta la convergenza del cavo già scontata all'interazione. La relazione (22), detta curva caratteristica del rivestimento (CCS), definisce analiticamente l'andamento del carico agente sul rivestimento in funzione dello spostamento radiale. In Fig. 8 è rappresentata la CCS assumendo il comportamento del supporto elastoplastico perfetto per cui, oltre alla rigidità, deve essere definito anche il valore del carico a rottura (q_{max}).

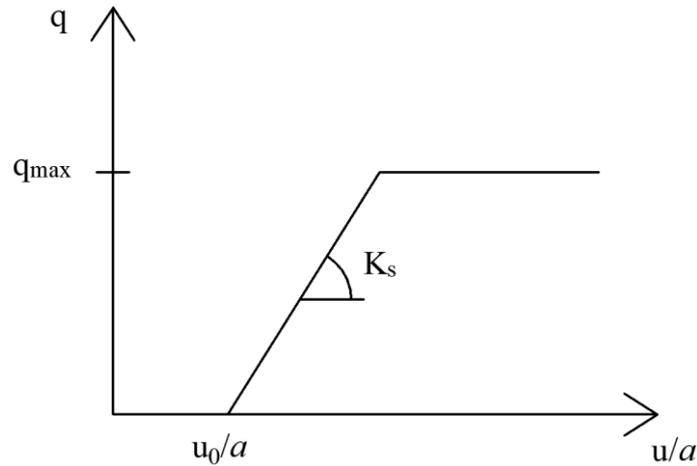


Fig. 8: Curva caratteristica del rivestimento (Ribacchi, 2018).

Lo schema di anello continuo fa riferimento al caso di una galleria circolare realizzata all'interno di un mezzo omogeneo con stato di sforzo iniziale isotropo e può rappresentare sia un rivestimento in conci di calcestruzzo prefabbricato sia un guscio di calcestruzzo proiettato; in questo ultimo caso è necessario che lo spessore sia relativamente elevato rispetto alla dimensione delle irregolarità della parete affinché si realizzi la funzione statica di un arco.

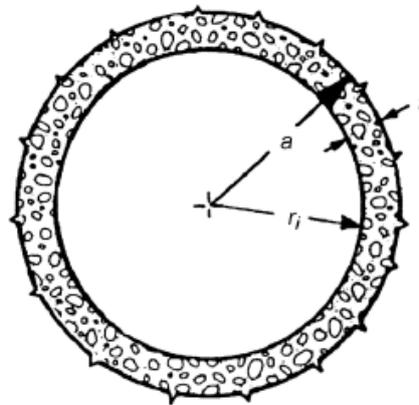


Fig. 9: Anello continuo di calcestruzzo (Ribacchi, 2018)

In questo caso avremo che, un anello caratterizzato da raggio esterno a , raggio interno r_i , spessore t , caricato con una pressione radiale uniforme q , è soggetto alle tensioni:

$$\sigma_r = q \frac{a^2}{a^2 - r_i^2} \left(1 - \frac{r_i^2}{r^2} \right) \quad (23)$$

$$\sigma_\theta = q \frac{a^2}{a^2 - r_i^2} \left(1 + \frac{r_i^2}{r^2} \right)$$

La condizione più gravosa si ha all'intradosso dove $\sigma_r = 0$ e la tensione circonferenziale è data da:

$$\sigma_\theta = 2q \frac{a^2}{a^2 - r_i^2} \quad (24)$$

Considerando lo spessore del rivestimento sottile, la tensione circonferenziale media si può considerare uniforme:

$$\sigma_\theta = q \frac{a}{t} \quad (25)$$

e la rigidezza del supporto pari a:

$$K_S = E_S \frac{t}{a} \quad (26)$$

Nel calcestruzzo proiettato il modulo di Young varia nel tempo a partire dal momento della messa in opera; le analisi statiche dovrebbero tenere in conto di tale variazione, ma spesso in prima approssimazione si adotta un modulo equivalente dell'ordine di 5 GPa (rispetto ad un valore finale di circa 25 GPa). Per tenere in conto delle ridotte caratteristiche meccaniche del calcestruzzo proiettato a breve termine, (Pottler, 1990) suggerisce di utilizzare per il rivestimento provvisorio un valore medio del Modulo elastico di 7 GPa indipendentemente dalla velocità di scavo. La presenza di reti elettrosaldate o di fibre di acciaio dentro il calcestruzzo o di un'armatura leggera dentro il getto ha un'influenza benefica nei riguardi della distribuzione degli sforzi e nel controllo della fessurazione del calcestruzzo ma non modifica sostanzialmente la rigidezza a compressione del rivestimento.

1.1.2.1 Rivestimento in conci di calcestruzzo prefabbricato

Si tratta di sistemi costituiti da un numero variabile di conci. Le relazioni per il calcolo della rigidezza sono le stesse riportate nel paragrafo precedente; il calcestruzzo utilizzato presenta in genere resistenza e rigidezza più elevata, ma la presenza di giunti, nei quali non si può ottenere una perfetta superficie di contatto, può dare origine ad una fase iniziale di serraggio e ad una certa riduzione della rigidezza complessiva del sistema. Il rivestimento può essere reso solidale al terreno mediante iniezioni nell'intercapedine all'estradosso.

1.1.2.2 Centine

Le centine sono in genere costituite da profilati a I ad ala normale (IPE o IPN) o ad ala larga (HE ed analoghi) e la loro rigidezza dipende dalle dimensioni della sezione e della spaziatura. Spesso si adottano due profilati accoppiati collegati tra loro con piastre per aumentare la resistenza a momenti torcenti fuori dal piano della centina. Di per se le centine sono relativamente rigide, ma la rigidezza complessiva del sistema dipende dai metodi utilizzati per assicurare il bloccaggio contro la parete della galleria. La rigidezza si mantiene elevata quando il contatto con la parete è assicurato ad esempio da calcestruzzo proiettato. La rigidezza equivalente (per unità di lunghezza nella direzione dell'asse della galleria) dovuta alle sole centine è data:

$$K_S = \frac{E_S A_S}{S_l a} \quad (27)$$

In cui S_l è la spaziatura longitudinale delle centine, E_S il modulo di Young ed A_S l'area della sezione piana della centina. Indagini sperimentali in vera grandezza e su modello hanno evidenziato che le centine sono in grado di sostenere forti deformazioni e distorsioni offrendo ancora una sensibile resistenza. In particolare la pendenza della curva carico-deformazione nel tratto oltre il picco è dell'ordine di 1/10 della rigidezza 'elastica' (Ribacchi, 2018).

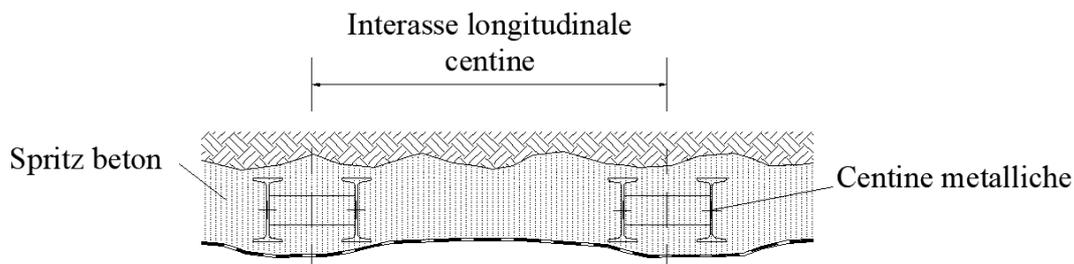


Fig. 10: Sezione longitudinale del rivestimento di prima fase.

1.1.3 Curva convergenza-distanza dal fronte di una galleria non rivestita

La curva convergenza-distanza dal fronte rappresenta il profilo longitudinale degli spostamenti radiali del cavo di una galleria. Essa è necessaria al fine di valutare la convergenza già scontata dal cavo alla distanza dal fronte a cui avviene l'interazione tra terreno e rivestimento. Noto il valore della convergenza all'interazione (u_0), è possibile individuare il valore del carico all'equilibrio.

1.1.3.1 Caso elastico

L'andamento degli spostamenti radiali (u_r) lungo il profilo longitudinale della galleria, scalati rispetto al valore asintotico dello spostamento della parete della galleria in assenza di rivestimento (u_∞), è riportato in Fig. 11.

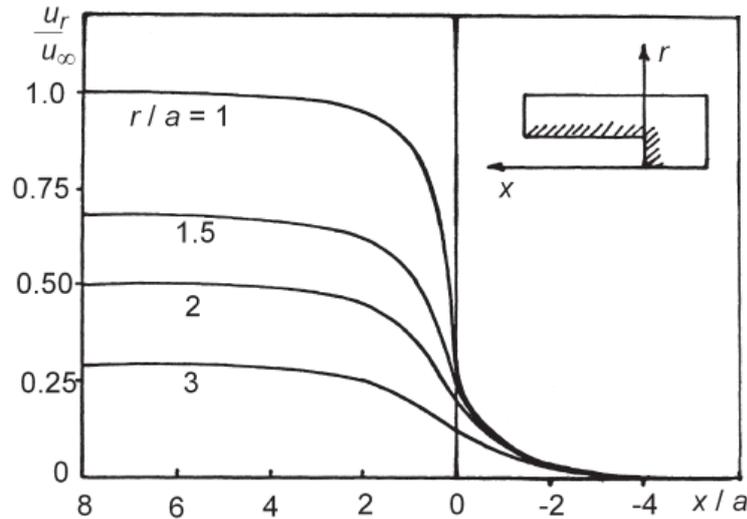


Fig. 11: Curve convergenza-distanza dal fronte per diversi valori di r (Ribacchi, 2018).

Si osserva che al fronte si è già verificato uno spostamento radiale pari a circa il 28 % della convergenza finale (u_∞) per $r = 1$. Ad una distanza dal fronte pari al raggio della galleria lo spostamento avvenuto è l'80 % mentre a due diametri la convergenza è praticamente completa. L'elevato gradiente dello spostamento suggerisce che per poter rilevare una quota parte significativa di convergenza all'interno della galleria è necessario posizionare le basi di misura in prossimità del fronte.

Panet e Guenot (1982) hanno proposto la seguente funzione di forma per descrivere l'incremento di convergenza ($u_a(x) - u_f$) che avviene tra il fronte e sezioni di galleria a distanza (x) crescente dal fronte:

$$\frac{(u_a(x) - u_f)}{(u_\infty - u_f)} = f_{cv}(x/a) = 1 - \left(1 + \frac{x}{0.84 a}\right)^{-2} \quad (28)$$

La precedente espressione, in cui l'incremento di convergenza è scalato rispetto all'incremento massimo di spostamento misurabile in galleria ($u_\infty - u_f$), è valida solo per $x > 0$ e non può essere quindi utilizzata per valutare l'andamento della cosiddetta "pre-convergenza", ovvero lo

spostamento radiale nel tratto di galleria non ancora scavato. In definitiva, si assume $u_f = 0.28 u_\infty$, la convergenza complessiva in funzione della distanza dal fronte risulta pari a:

$$u_a(x) = u_\infty [0.28 + (1 - 0.28)] f_{CV}(x/a) \quad (29)$$

1.1.3.2 Caso elastoplastico

In relazione ai parametri di resistenza del terreno, le deformazioni elastoplastiche possono svilupparsi ad una certa distanza dal fronte, o già prima del fronte. In Fig. 12 vengono riportate in nero le zone plasticizzate per valori di resistenza rispettivamente più elevati nel caso di sinistra.

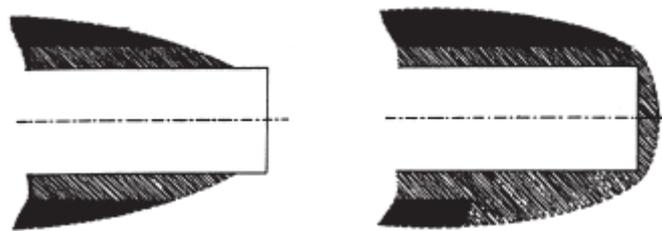


Fig. 12: Formazione di zone plastiche nell'intorno di una galleria in prossimità del fronte (Ribacchi, 2018).

Espressioni approssimate adatte a rappresentare l'andamento della convergenza al crescere della distanza dal fronte sono state proposte da vari autori. Per tenere in conto della maggiore estensione della zona di influenza del fronte in presenza della zona plasticizzata Panet e Guenet, 1982 hanno suggerito una modifica della (28), che consiste nel sostituire al raggio a della galleria il raggio plastico R , valutato per la galleria non sostenuta nella situazione piana a grande distanza dal fronte:

$$\frac{(u_a(x) - u_f)}{(u_\infty - u_f)} = f_{CV}(x/R) = 1 - \left(1 + \frac{x}{0.84 R}\right)^{-2} \quad (30)$$

Nella quale lo spostamento a grande distanza (u_∞) è lo spostamento in parete del mezzo elastoplastico. La (32) fornisce andamenti della convergenza che approssimano bene quelli effettivamente misurati, soprattutto per distanze dal fronte superiori a $0.5 a$. Più recentemente Vlachopoulos & Diederichs, 2009, sulla base di analisi numeriche in campo assisimmetrico, hanno proposto le seguenti espressioni dello spostamento radiale in parete, rispettivamente

nella zona del retro-fronte ($x > 0$), nella porzione di galleria non ancora scavata ($x < 0$) e al fronte ($x = 0$).

$$\frac{u_a(x)}{u_\infty} = 1 - \left(1 - \frac{u_f}{u_\infty}\right) \exp\left(-\frac{3x}{2R}\right) \quad x > 0$$

$$\frac{u_a(x)}{u_\infty} = \frac{u_f}{u_\infty} \exp\left(\frac{x}{a}\right) \quad x < 0$$

$$\frac{u_f}{u_\infty} = \frac{1}{3} \exp\left(-0.15 \frac{R}{a}\right) \quad x = 0$$

1.1.4 Limiti del metodo CC

Le soluzioni in forma chiusa, riportate nei paragrafi precedenti, hanno il vantaggio di essere semplici da utilizzare ma sono state ottenute solo per un numero limitato di casi caratterizzati da geometrie e condizioni al contorno piuttosto semplici. Le debolezze del metodo CC convenzionale, riportate e descritte nei paragrafi successivi, rendono solo approssimate le soluzioni ottenute.

1.1.4.1 Presenza del rivestimento

È ben noto in letteratura che la presenza stessa del rivestimento modifica l'andamento della curva convergenza-distanza dal fronte, in modo tanto più accentuato quanto più il rivestimento è rigido e posto in opera in prossimità del fronte. La consapevolezza dell'influenza di questi fattori, nella valutazione degli effetti di interazione in condizioni assialsimmetriche, ha spinto vari studiosi a proporre modifiche del procedimento CC che, pur restando nell'ambito di un modello 2D, fornissero risultati più realistici. L'effetto della presenza del rivestimento è stato per la prima volta studiato e indagato in dettaglio da Bernaud & Rousset, 1992 i quali eseguirono analisi numeriche 3D, in condizioni assisimmetriche, simulando lo scavo di una galleria circolare e profonda in un mezzo omogeneo e isotropo caratterizzato da uno stato di sforzo litostatico (S), modulo di rigidezza di Young (E) e coefficiente di Poisson (ν).

Per simulare il processo di scavo e la messa in opera del rivestimento mediante analisi numeriche tridimensionali possono essere utilizzati due tipi di approccio:

- Effettuare una sequenza di analisi che simulano le successive fasi di scavo e posa in opera del rivestimento mediante disattivazione degli elementi di terreno e attivazione degli elementi di rivestimento (Hanafy & Emery, 1980).

- Adottare il cosiddetto calcolo stazionario proposto da Nguyen Minh & Corbetta, 1992 nel quale viene schematizzato un processo continuo di scavo e messa in opera del rivestimento con la stessa velocità; il calcolo degli sforzi e delle deformazioni viene effettuato in un sol colpo in un riferimento mobile collegato al fronte di scavo.

Il primo metodo richiede un impegno di calcolo più gravoso ma consente di mettere in vista l'eventuale variazione in senso longitudinale dello stato di sforzo nel rivestimento, che in genere è messo in opera per tratti discreti. Se non interessa indagare su questo aspetto il secondo approccio risulta più rapido ed efficiente.

Attraverso studi parametrici Bernaud & Rousset, 1992 constatano che la convergenza osservabile in galleria scalata rispetto alla convergenza finale dipende da un fattore K_S / E che rappresenta la rigidità relativa rivestimento-terreno. I due autori propongono un metodo semplificato (New Implicit Method) per tenere in conto della distanza di installazione del rivestimento e della rigidità relativa. Invece Oke et al., 2013, per considerare la presenza del rivestimento suggeriscono delle modifiche all'espressione della curva convergenza-distanza dal fronte proposta da Vlachopoulos & Diederichs, 2009 per il caso di galleria non supportata.

Gli effetti legati alla rigidità del rivestimento K_S possono essere apprezzati in Fig. 13 dove si osserva che, fissata la distanza di installazione, l'incremento di rigidità del rivestimento comporta una modifica sempre maggiore del profilo longitudinale degli spostamenti rispetto alla curva di cavo libero rappresentata in nero ($K_S = 0$).

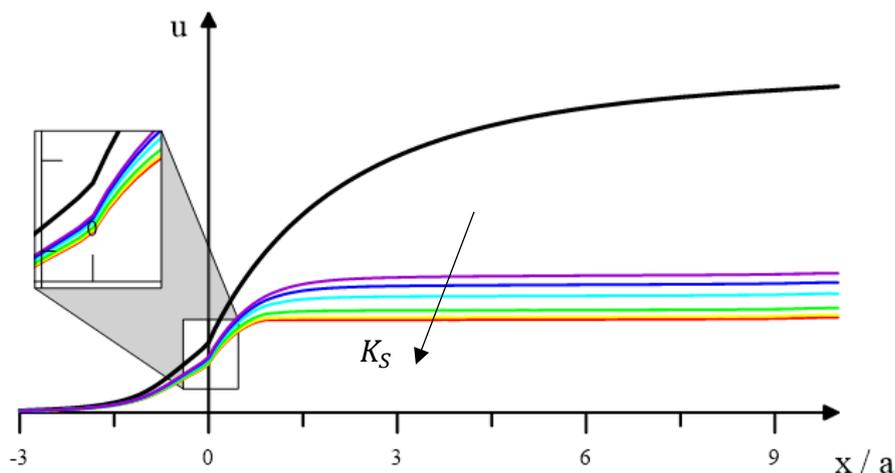


Fig. 13: Effetto della rigidità del rivestimento sulla curva convergenza-distanza dal fronte

In Fig. 14 vengono riportati i profili degli spostamenti radiali lungo l'asse longitudinale della galleria al variare della distanza di installazione del rivestimento (x_i / a) dal fronte di scavo, mantenendo invariato il rapporto di rigidità tra terreno e rivestimento.

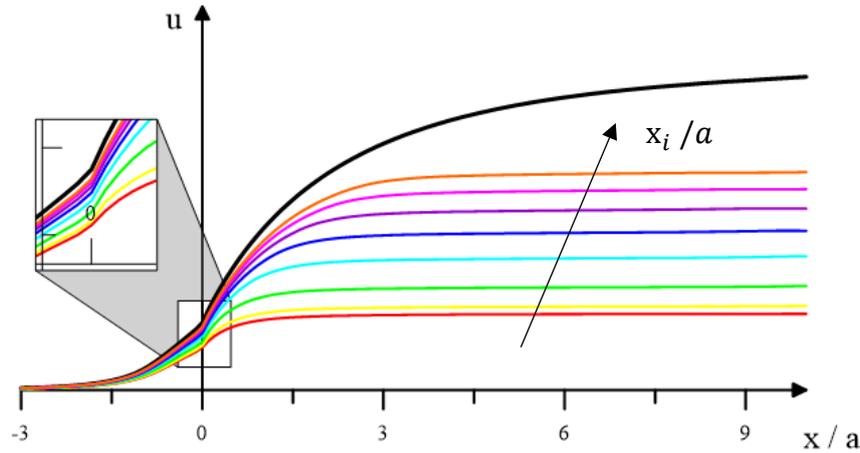


Fig. 14: Effetto della distanza di installazione sulla curva convergenza-distanza dal fronte.

Si nota come al crescere della distanza di installazione le modifiche dovute alla presenza del rivestimento si attenuano ed il profilo degli spostamenti tende alla curva di cavo libero (curva in nero). Significative differenze rispetto a caso di cavo non sostenuto si hanno anche nella zona antistante al fronte (Fig. 14 e Fig. 13).

In definitiva, anche per il caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo, il fattore di rilascio valutato a partire dal profilo della curva convergenza-distanza dal fronte per il caso non supportato può essere sensibilmente differente rispetto a quello che si otterrebbe considerando esplicitamente la presenza del rivestimento nelle analisi assialsimmetriche. Ciò comporta un errore consistente nella valutazione delle condizioni di equilibrio a svantaggio di sicurezza. Con riferimento alla Fig. 13 e Fig. 14, la reale convergenza al contatto tra terreno e rivestimento (u_0), è inferiore a quella calcolata per una galleria non rivestita e di conseguenza si ha una sottostima del valore del carico finale agente sul rivestimento (q_{Eq}).

1.1.4.2 Applicazione di una pressione sul fronte di scavo

Le procedure proposte in letteratura, che consentono di determinare il profilo longitudinale degli spostamenti, tenendo in conto della presenza del rivestimento ad una certa distanza dal fronte, fanno riferimento al caso di fronte non supportato. Tuttavia, è ben noto, che gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento influenzano notevolmente il profilo longitudinale degli spostamenti e di conseguenza il carico agente sui supporti una volta raggiunte le condizioni di equilibrio (Lunardi, 1994; Peila et al., 1996). Gli interventi di miglioramento e/o di rinforzo risultano a volte necessari per consentire la realizzazione di un'opera in condizioni di sicurezza specie nel caso di ammassi degradati, fratturati o interessati da zone di faglia. Per intervento di miglioramento si può intendere l'applicazione di una

qualsiasi tecnica in grado di modificare alcune caratteristiche intrinseche del materiale da scavare al fine di ottenere caratteristiche globali più vantaggiose soprattutto in termini di rigidità, resistenza e permeabilità (iniezioni a bassa pressione, *Jet-Grouting*, etc.). Gli interventi di rinforzo, invece, prevedono il ricorso a elementi strutturali che hanno la funzione di migliorare la stabilità e limitare le estrusioni del fronte di scavo (barre, cavi, etc.).

Peila et al., 1996 mediante analisi numeriche tridimensionali osservano che gli interventi di rinforzo del fronte comportano un incremento del carico sui supporti rispetto al caso di fronte non sostenuto. Da un punto di vista progettuale, gli interventi di stabilizzazione possono essere simulati mediante analisi tridimensionali incrementando le caratteristiche meccaniche del nucleo di avanzamento (Grasso et al., 1991) oppure applicando una pressione equivalente sul fronte di scavo (Peila, 1994). Fortsakis et al., 2013, applicando una pressione equivalente al fronte di scavo, dimostrano che in relazione allo specifico problema al finito il carico agente sui supporti, una volta raggiunte le condizioni di equilibrio, può raggiungere valori fino all'80% superiori a quelli che si otterrebbero nel caso di fronte non supportato.

1.1.4.3 Evoluzione dello stato tensionale

In virtù dell'evoluzione dello stato tensionale durante le fasi di scavo, anche individuando il valore reale della convergenza (u_0) a cui il terreno inizia ad interagire col supporto (fig. 14), il carico all'equilibrio ottenuto con il metodo CC può essere significativamente inferiore a quello ottenuto con analisi 3D (Cantieni & Anagnostou, 2009). Tali differenze sono dovute alla non linearità del problema e all'impossibilità di riprodurre i reali percorsi di carico in condizione di deformazione piana.

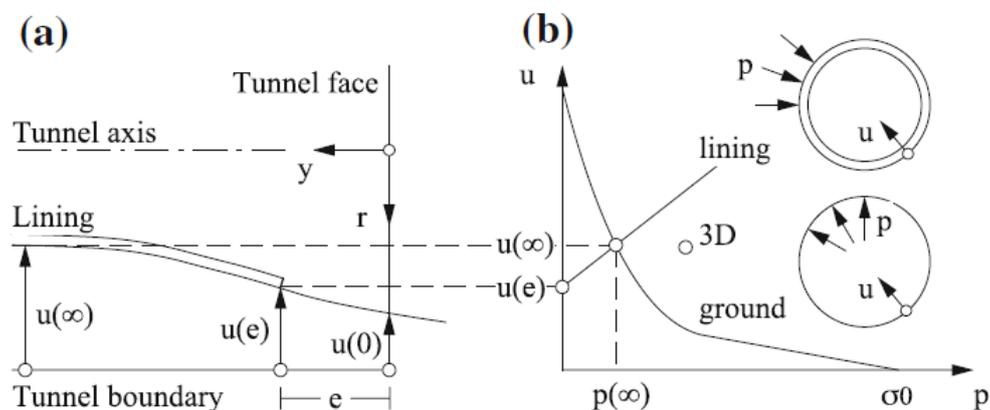


Fig. 15: a) Profilo longitudinale della convergenza. b) Curva caratteristica del cavo e del rivestimento (Cantieni & Anagnostou, 2009).

Di fatto, durante il processo di scavo, la tensione radiale di un generico elemento di volume in parete (Fig. 16), inizialmente soggetto ad uno stato di sforzo isotropo σ_0 (A), si riduce progressivamente (B-C) fino ad annullarsi in corrispondenza del fronte di scavo (D).

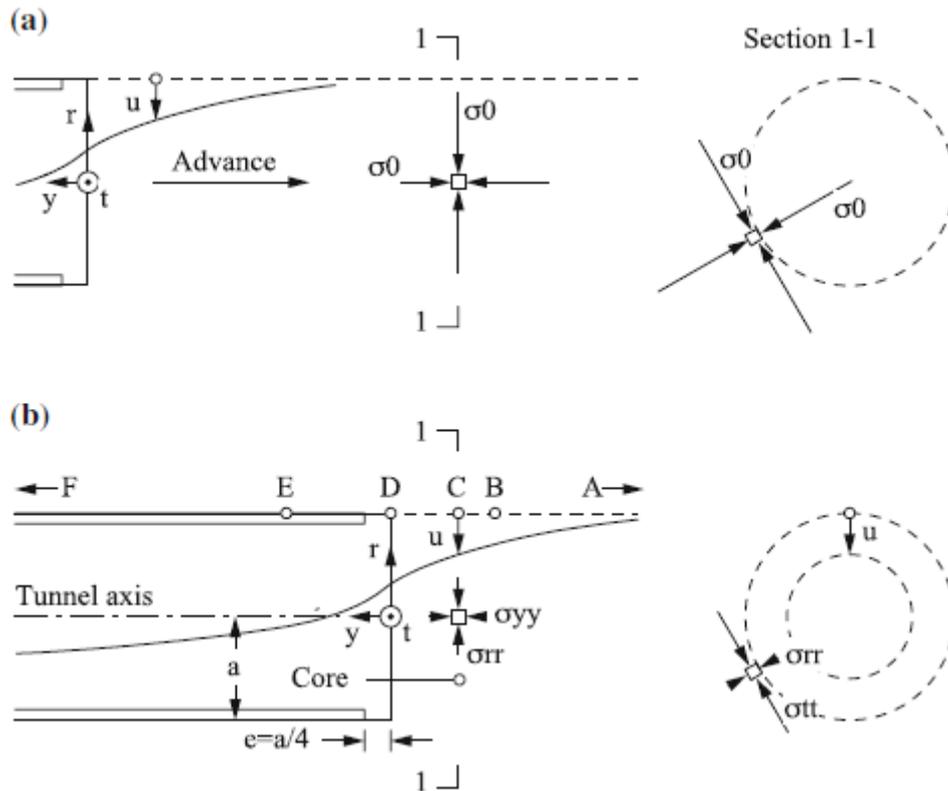


Fig. 16: Simulazione del processo di scavo (Cantieni & Anagnostou, 2009).

Alla distanza a cui viene simulata la messa in opera del rivestimento ($e = a / 4$), la tensione radiale torna a crescere fino a raggiungere le condizioni di equilibrio (E), una volta che l'elemento di volume si trova sufficientemente lontano dal fronte da non risentire della redistribuzione dello stato tensionale da esso causata. Diversamente, in condizione di deformazione piana, le condizioni di equilibrio si raggiungono riducendo progressivamente la tensione radiale e quindi attraverso un percorso di carico monotono.

La differenza tra il carico all'equilibrio, valutato con il metodo CC e con analisi assialsimmetriche aumenta al ridursi dei parametri di resistenza, della distanza di interazione e al crescere della rigidità relativa (K_S / E)

L'analisi dei percorsi di carico di un generico elemento di volume in parete (Fig. 17) mostra il modo in cui la combinazione di queste differenti condizioni comporta il rientro più o meno accentuato dello stato di sforzo in campo elastico.

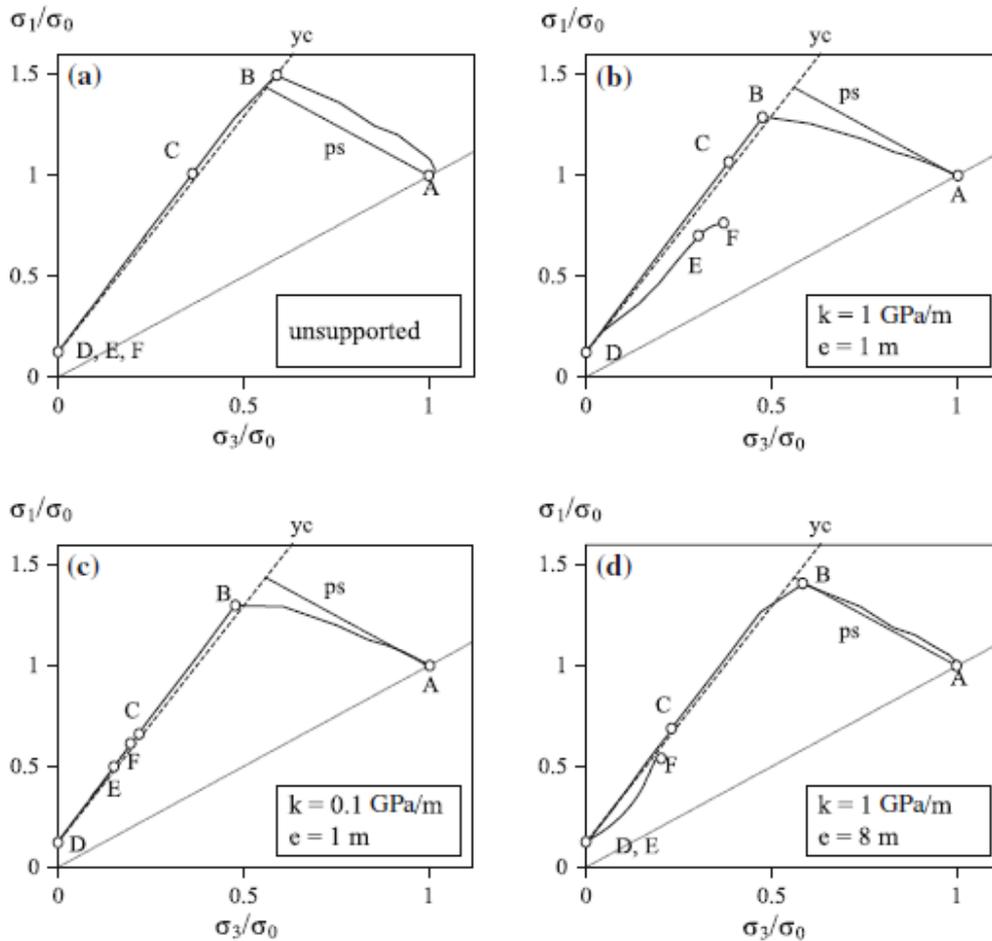


Fig. 17: Percorsi di carico di un generico elemento di volume in condizioni assialsimmetriche (Cantieni & Anagnostou, 2009).

Nonostante l'impossibilità di poter riprodurre attraverso modelli 2D l'evoluzione dello stato deformativo e tensionale del terreno, il concetto di fattore di rilascio continua ad essere diffusamente utilizzato in ambito progettuale per simulare la tridimensionalità del problema in condizione di deformazione piana.

1.2 Valutazione delle sollecitazioni nei sistemi di sostegno in condizioni di deformazione piana

Noto il valore del fattore di rilascio, le caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti possono essere valutate in condizione di deformazione piana riducendo progressivamente le forze interne, inizialmente pari allo stato di sforzo in sito, e simulando la presenza del rivestimento a partire da un valore $q = (1 - \lambda) S$.

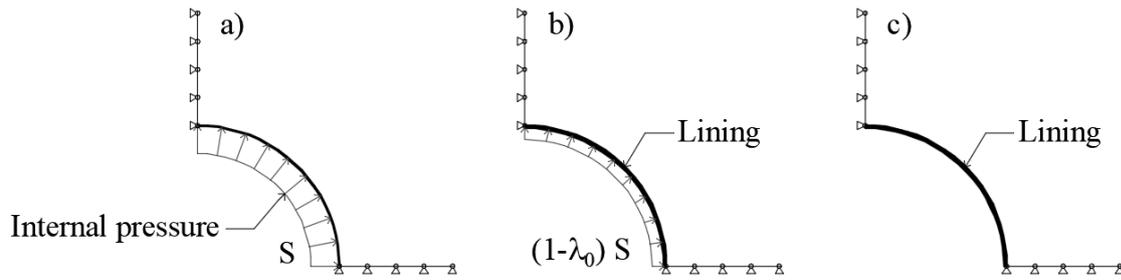


Fig. 18: Analisi numeriche per la simulazione degli effetti di interazione in condizioni di deformazione piana.

Nel caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo, il carico all'equilibrio può essere valutato analiticamente, ricercando il punto di intersezione tra le due curve caratteristiche. Inoltre, assumendo il comportamento del terreno e del rivestimento di tipo elastico lineare è possibile ottenere una soluzione in forma chiusa del carico all'equilibrio.

$$q = \frac{1}{1 + (2G/K_S)} (1 - \lambda) S \quad (31)$$

La (31) mostra che la pressione finale sul rivestimento è tanto più bassa quanto maggiore è il rapporto di rigidità relativa tra terreno e rivestimento e quanto maggiore è la distanza dal fronte a cui viene installato. Assumendo il comportamento del terreno di tipo elastoplastico perfetto non è possibile ottenere una soluzione in forma chiusa del carico all'equilibrio, del tipo (31), e il punto di intersezione tra le due curve caratteristiche deve essere ricercato iterativamente di volta in volta.

1.2.1 Galleria circolare e stato di sforzo iniziale anisotropo

Assumendo lo stato di sforzo iniziale anisotropo e il comportamento del terreno e del rivestimento di tipo elastico lineare sono state proposte in letteratura delle soluzioni in forma chiusa che consentono di determinare le caratteristiche di sollecitazione sul rivestimento. Si tratta di un modello sviluppato, con lievi varianti, da diversi autori (Einstein & Schwartz, 1979 – Duddeck & Herdman, 1982) e che è stato suggerito da (A.F.T.E.S., 1981) per la progettazione di gallerie poco profonde. Il modello fa riferimento ad una galleria circolare in un mezzo elastico caratterizzato da modulo di Young E , coefficiente di Poisson ν , con un rivestimento caratterizzato da modulo di rigidità E_R , spessore t e momento di inerzia I_R (Fig. 19). È conveniente introdurre due parametri di rigidità relativa terreno-rivestimento:

Rapporto di rigidezza normale: $\beta = Ea/(E_R A_R) = Ea/(E_R t)$

Rapporto di rigidezza flessionale: $\alpha = Ea^3/(E_R I_R) = 12Ea^3/(E_R t^3)$

Per determinare la forza assiale e il momento sul rivestimento si suppone che al rivestimento sia applicato l'intero carico (normale e tangenziale) corrispondente agli sforzi originari del terreno e in più le relazioni derivanti dalla deformazione del rivestimento, costituite da una componente assisimetrica e da una componente antisimmetrica (variabile con il $\cos 2\theta$ sul contorno del rivestimento).

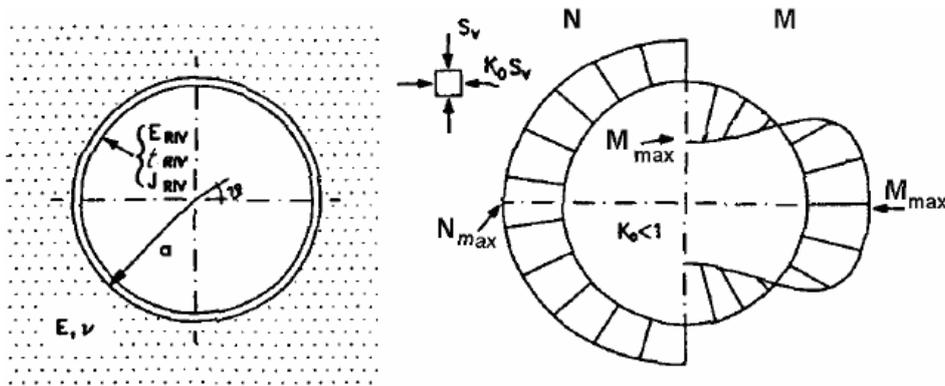


Fig. 19: Schema delle forze e dei momenti che agiscono sul rivestimento per $K_0 < 1$
(Ribacchi, 2018).

La forza assiale N e il momento flettente M saranno espressi dalle relazioni:

$$N = \bar{N} + \Delta N \cos 2\theta \quad (32)$$

$$M = M_{max} \cos 2\theta$$

In cui \bar{N} dipende dal valore medio dello stato di sforzo originario e ΔN e M_{max} dalla componente deviatorica. Sotto l'azione dello *sforzo medio* (che corrisponde ad un carico radiale uniforme sul rivestimento), il rivestimento subirà una deformazione radiale (contrazione omotetica), determinando quindi una certa riduzione del carico applicato dal terreno. Sotto l'azione dello *sforzo deviatorico* un rivestimento deformabile avrà invece la tendenza a subire deformazioni flessionali, ovalizzandosi e determinando così una disuniformità nella distribuzione del carico radiale. Espressioni esatte per la determinazione di \bar{N} , ΔN e M_{max} in funzione dei rapporti di compressibilità e di flessibilità sono fornite da (Einstein & Schwartz, 1979). Se $\beta \ll \alpha$, come usualmente si verifica in pratica, si possono adottare le seguenti espressioni semplificate (Duddeck & Herdman, 1982):

$$\bar{N} = \frac{1 + K_0}{2} S_v a n_0 (\beta ; v) \quad (33)$$

$$\Delta N = \frac{1 - K_0}{2} S_v a n_1 (\alpha ; v)$$

$$M_{max} = \frac{1 - K_0}{2} S_v a^2 m (\alpha ; v)$$

Dove:

- K_0 Il coefficiente di spinta in quiete
- S_v Tensione verticale in sito
- a Raggio della galleria
- n_0 Coefficiente di interazione per la valutazione dello sforzo normale medio
- n_1 Coefficiente di interazione per la valutazione del ΔN
- m Coefficiente di interazione per la valutazione dello momento flettente
- v Coefficiente di Poisson

Dietro le precedenti ipotesi semplificative, il carico assiale medio dipende quindi solo dal rapporto di rigidità normale (oltre che dalla componente media): il momento massimo e la variazione della forza assiale ΔN dipendono invece dal rapporto di rigidità flessionale (oltre che dalla componente deviatorica dello sforzo originario). La forza assiale e il momento diminuiscono all'aumentare rispettivamente del rapporto di rigidità normale (Fig. 20) e del rapporto di rigidità flessionale (Fig. 21).

Si constata in pratica che per valori dei moduli tipici degli ammassi rocciosi (anche relativamente scadenti) i momenti risultano trascurabili e il rivestimento lavora praticamente solo a compressione; un comportamento analogo può verificarsi anche in terreni sciolti se il guscio di rivestimento è relativamente sottile (ad esempio di calcestruzzo proiettato). Adottando ipotesi di partenza lievemente diverse, ad esempio assumendo che possano verificarsi scorrimenti tangenziali al contatto roccia rivestimento, le relazioni dei coefficienti n_0 , n_1 e m si modificano; in accordo con la Fig. 21 il momento risulta al quanto più severo ma presenta andamento analogo in funzione del rapporto di flessibilità (curva B). Un altro modello proposto da Duddeck & Herdman, 1982 prevede l'eliminazione delle reazioni del terreno in corona, per cui sulla corona agisce sempre il carico litostatico complessivo (curva C).

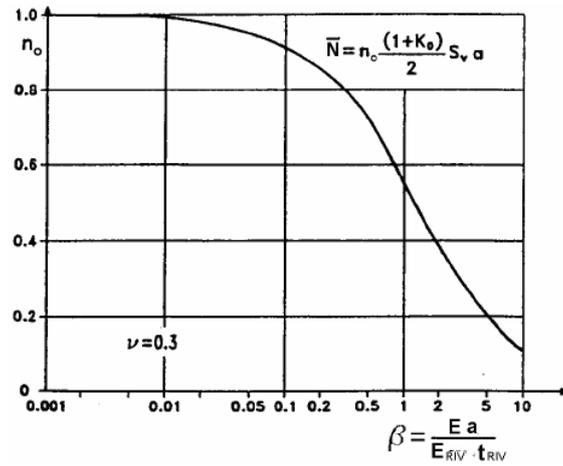


Fig. 20: Coefficiente n_0 per il calcolo della forza normale media sul rivestimento in funzione del rapporto di rigidità normale (β) (Ribacchi, 2018).

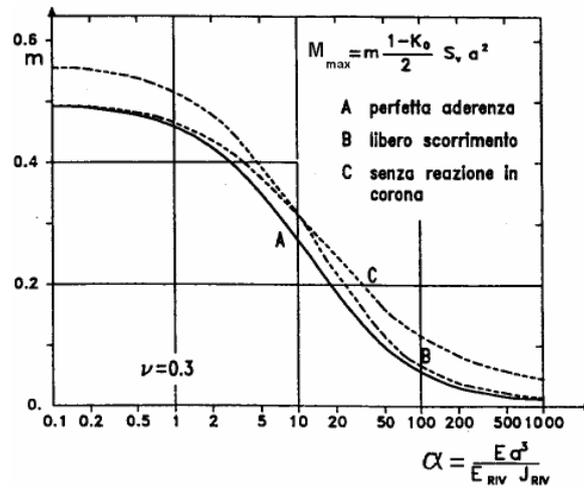


Fig. 21: Coefficiente m per il calcolo del momento sul rivestimento in funzione del rapporto di rigidità flessionale (α) (Ribacchi, 2018).

I parametri n_0 , n_1 e m nel caso di perfetta aderenza (Duddeck & Herdman, 1982) sono dati dalle seguenti relazioni:

$$n_0 = \left(1 + \frac{\beta}{(1+\nu)}\right)^{-1} \quad (34)$$

$$n_1 = \left(\frac{1 + \frac{\alpha}{12(1+\nu)}}{1 + \frac{(3-2\nu)\alpha}{12(1+\nu)(3-4\nu)}} \right)^{-1}$$

$$m = \left(2 + \frac{3 - 2\nu}{6(1 + \nu)(3 - 4\nu)} \alpha \right)^{-1}$$

1.2.2 Metodi di calcolo numerico

Per poter simulare gli effetti di interazione in condizioni di deformazione piana, il concetto di fattore di rilascio è usualmente applicato anche a condizioni di stato di sforzo iniziale anisotropo e profili di scavo differenti da quello circolare (Vogt et al., 1998 – Hoek, 2001 – Graziani et al., 2005). Il valore del fattore di rilascio (λ) continua ad essere valutato in accordo con Fig. 1, valida a rigore solo per il caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo (Schikora, 1984). Le espressioni (33) infatti possono continuare ad essere utilizzate anche nel caso di gallerie profonde riducendo lo stato di sforzo iniziale di un fattore $(1 - \lambda)$ che tiene conto della convergenza già avvenuta alla messa in opera del rivestimento:

$$\bar{N} = \frac{1 + K_0}{2} S_v (1 - \lambda) a n_0 (\beta ; \nu) \quad (35)$$

$$\Delta N = \frac{1 - K_0}{2} S_v (1 - \lambda) a n_1 (\alpha ; \nu)$$

$$M_{max} = \frac{1 - K_0}{2} S_v (1 - \lambda) a^2 m (\alpha ; \nu)$$

Le relazioni (35) fanno riferimento al caso di una galleria circolare in un mezzo elastico. Assumendo un semplice legame di tipo elastoplastico perfetto, non si dispone di soluzioni in forma chiusa e le caratteristiche di sollecitazione sul rivestimento possono essere valutate solamente con metodi di calcolo numerico. Lo stesso approccio può essere utilizzato anche nel caso di una galleria di forma diversa da quella circolare (Leca & Clough, 1992); in questo caso il momento non dipende più dalla sola componente deviatorica poiché anche un campo di sforzo originario isotropo può indurre nella struttura dei momenti significativi. Per una galleria di forma qualsiasi si potranno in generale scrivere le seguenti relazioni funzionali:

$$N = S_v a f(K_0 ; \alpha ; \beta ; \nu ; \theta) \quad (36)$$

$$M = S_v a^2 f(K_0 ; \alpha ; \beta ; \nu ; \theta)$$

Anche in questo caso il momento massimo varia in funzione della flessibilità del rivestimento in modo analogo a quanto già visto per la galleria circolare.

2. Grandezze significative del problema

La valutazione degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento è funzione di un elevato numero di variabili tra cui la geometria del problema, le modalità di scavo, le caratteristiche dei supporti, i parametri meccanici dei litotipi attraversati e l'anisotropia dello stato di sforzo iniziale. Tuttavia, come illustrato nei precedenti paragrafi, esistono soluzioni in forma chiusa solo per problemi con geometrie e condizioni iniziali e al contorno relativamente semplici. Assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, le caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti e le convergenze del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio devono essere valutate di volta in volta mediante l'utilizzo di codici di calcolo. Inoltre, l'incertezza dei parametri meccanici dei litotipi attraversati e la variabilità delle condizioni geologiche e della copertura lungo l'asse del tracciato, comporta la necessità di dover ricorrere a studi di sensibilità spesso troppo onerosi in ambito progettuale anche utilizzando analisi piane equivalenti.

Per di più l'elevato numero di variabili non permette neppure di condurre studi parametrici sufficientemente estesi in grado di includere vari contesti applicativi. Tuttavia l'individuazione delle relazioni funzionali da cui dipende l'interazione tra terreno e rivestimento consente di ridurre il numero di parametri del problema e di condurre studi parametrici esaustivi al variare delle grandezze significative del problema.

2.1 Richiami di analisi dimensionale

Una volta note le variabili che intervengono in un determinato fenomeno fisico, si possono ottenere utili informazioni su come esse si combinino applicando i criteri dell'analisi dimensionale. Un'equazione che descriva un certo fenomeno fisico è definita dimensionalmente omogenea quando la sua struttura non dipende dalla particolare scelta del sistema di unità di misura impiegato per le grandezze che vi compaiono. Tale definizione si applica alle equazioni algebriche così come alle equazioni differenziali ed alle equazioni integrali.

L'utilizzazione dei principi dell'analisi dimensionale nella risoluzione di problemi applicativi è giustificata dal fatto che le equazioni fondamentali della fisica sono dimensionalmente omogenee, e di conseguenza, tutte le relazioni, che da esse possono essere dedotte, soddisfano anch'esse tale proprietà.

Una classe particolare di funzioni dimensionalmente omogenee e' costituita da quelle funzioni nelle quali compaiono solo grandezze adimensionali. Una grandezza fisica (N) e' detta adimensionale quando la sua unita' di misura rimane invariata rispetto ad una modifica delle unita' di misura delle grandezze fondamentali. Cio' accade se i coefficienti della sua espressione dimensionale risultano tutti nulli:

$$[N] = M^a L^b T^c \quad \text{con: } a = b = c = 0 \quad (37)$$

In generale, assegnando l'insieme $G = \{x_1, \dots, x_n\}$ delle grandezze fisiche che governano un determinato fenomeno, ciascuna delle quali caratterizzata da un'opportuna espressione dimensionale:

$$|x_i| = M^{A_i^M} L^{A_i^L} T^{A_i^T} \quad (i = 1, \dots, n) \quad (38)$$

e' sempre possibile costruire un insieme P di grandezze adimensionali, definite prodotti adimensionali, mediante appropriati prodotti di potenze degli elementi di G :

$$P = \{N_i | N_i = (x_1)^{k_1} (x_2)^{k_2} \times \dots \times (x_n)^{k_n} \text{ ed } [N_i] = 1\} \quad (39)$$

Naturalmente, l'insieme P dei prodotti adimensionali che possono essere costruiti in tale modo contiene un numero infinito di elementi, tutti caratterizzati dalla struttura (37). Tuttavia, solo un numero finito di essi risulta significativo, nel senso stabilito dalla seguente *condizione di completezza*.

Un insieme $C \subset P$ di prodotti adimensionali N_k risulta *completo* se ciascun elemento di C e' *indipendente* dagli altri, nel senso che non e' esprimibile sotto forma di prodotti delle loro potenze, mentre ogni altro possibile prodotto adimensionale $N_k \in P - C$ risulta esprimibile come prodotto di potenze degli elementi di C .

Sia ora A la cosiddetta *matrice dimensionale* per le n variabili del sistema, vale a dire la matrice ($3 \times n$) le cui componenti sono i valori degli esponenti A_k^K , con $K \in \{M, L, T\}$ e $k \in \{1, \dots, n\}$:

$$A = \begin{pmatrix} A_1^M & A_2^M & \dots & A_n^M \\ A_1^L & A_2^L & \dots & A_n^L \\ A_1^T & A_2^T & \dots & A_n^T \end{pmatrix} \quad (40)$$

E' possibile dimostrare che, se n e' il numero delle grandezze che governano il fenomeno fisico, e se m e' il rango della loro matrice dimensionale, il numero di prodotti adimensionale che

costituiscono un insieme completo risulta pari a $p = n - m$. Si noti che m e' sempre minore o al piu' uguale al numero di dimensioni fondamentali del problema (nel caso in esame pari a 3).

2.1.1 Teorema di Buckingham

L'elemento centrale della teoria dell'analisi di Buckingham e' il seguente fondamentale teorema, formulato da E. Buckingham nel 1914:

Se un'equazione risulta dimensionalmente omogenea, essa puo' essere ridotta ad una relazione equivalente tra gli elementi di un insieme completo di prodotti adimensionali per le grandezze fisiche originarie.

La dimostrazione di tale teorema e' fornita, ad esempio, da Langhaar, 1951. L'importanza del teorema di Buckingham risulta evidente se si considera che, per ogni fenomeno fisico in cui sia possibile ipotizzare l'esistenza di una qualche relazione funzionale:

$$f = (x_1, x_2 \dots x_n) = 0 \quad (41)$$

Tra le n grandezze fisiche x_i , ($i = 1, \dots, n$) che lo governano, s (Tamagnini, et al., 2002)ebbene la struttura della funzione f sia generalmente incognita, e' sempre possibile ipotizzare che essa debba essere dimensionalmente omogenea. Per il Teorema di Buckingham, la (41) puo' essere dunque riformulata nel seguente modo:

$$g = (N_1, N_2 \dots N_p) = 0 \quad (p = n - m) \quad (42)$$

Nella descrizione matematica del fenomeno fisico, l'impiego di tale espressione in luoge dell (x) presenta i seguenti vantaggi:

- Il numero di variabili necessarie per definire la risposta del sistema (p) risulta inferiore al numero delle variabili originarie (n).
- La conoscenza di un particolare insieme di valori (N_1, \dots, N_p) che soddisfano la (42) consente di definire in maniera completa la risposta di un'intera classe di sistemi equivalenti, i quali, pur avendo proprieta' fisiche diverse, sono caratterizzati dagli stessi valori dei gruppi adimensionali (N_1, \dots, N_p) .

Quest'ultima considerazione riveste una particolare importanza nella modellazione fisica (o numerica) dei fenomeni fisici. Infatti, essa implica che il comportamento di un determinato

sistema prototipo possa essere investigato sperimentalmente a partire da misure eseguite su un modello del sistema con caratteristiche geometriche, cinematiche o meccaniche diverse dal prototipo, purché appartenente alla medesima classe di equivalenza.

2.2 Risposta deformativa di una cavità in un mezzo elastoplastico perfetto

Alcune proprietà generali, da cui dipende la risposta deformativa di una generica cavità all'interno di un mezzo elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr Coulomb, sono state individuate da Anagnostou & Kovari, 1993 riformulando il sistema di equazioni differenziali che governa il problema. L'intuizione che esistessero tali proprietà era dovuta al fatto che molte soluzioni in forma chiusa mostravano caratteristiche comuni. Già era noto che gli spostamenti radiali del cavo di una galleria potessero essere normalizzati rispetto al modulo di Young. Inoltre era stato dimostrato che la formulazione della curva caratteristica del cavo (GRC) poteva essere riscritta in forma compatta adoperando la trasformazione schematizzata in Fig. 22 (Kovari, 1986).

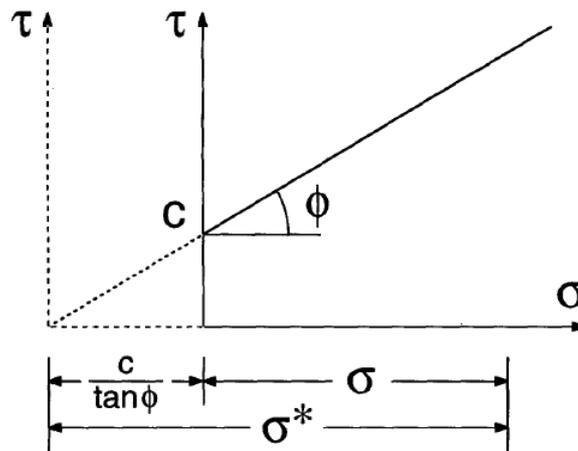


Fig. 22: Trasformazione delle tensioni normali (Anagnostou & Kovari, 1993).

In accordo con questa trasformazione la pressione interna σ_s e lo stato di sforzo iniziale σ_0 sono sostituiti rispettivamente con σ_s^* e σ_0^* :

$$\sigma_s^* = \sigma_s + \frac{c}{\tan \varphi} \quad (43)$$

$$\sigma_0^* = \sigma_0 + \frac{c}{\tan \varphi}$$

Dallo studio del sistema di equazioni differenziali si dimostra che indipendentemente dalla geometria del problema, dalle condizioni iniziali ed al contorno sussiste la seguente relazione funzionale:

$$\frac{E}{\sigma_0 L} u_c = f \left(\frac{c}{\sigma_0}; \frac{\sigma_s}{\sigma_0}; \nu; \varphi; \psi; \theta \right) \quad (44)$$

Dove:

- E Modulo di Young
- u_c Spostamento di un punto sulla parete dell'apertura
- L Lunghezza caratteristica della cavità
- σ_0 Stato di sforzo iniziale
- σ_s Pressione interna
- ν Coefficiente di Poisson
- c Coesione
- φ Angolo di attrito
- ψ Angolo di dilatanza

La precedente relazione mostra che lo spostamento di un qualsiasi punto sulla parete di un'apertura, la cui posizione è definita dall'angolo θ , è direttamente proporzionale allo stato di sforzo e alla lunghezza caratteristica dell'apertura ed inversamente proporzionale alla Modulo di Young del terreno (Fig. 23).

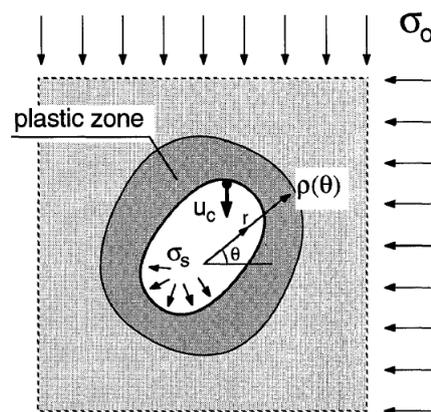


Fig. 23: Forma arbitraria di una cavità in un mezzo elastoplastico perfetto (Anagnostou & Kovari, 1993).

Adoperando la trasformazione riportata in Fig. 22 la relazione funzionale (44) può essere ulteriormente contratta nella forma:

$$\frac{E}{\sigma_0^* L} u_c = f \left(\frac{\sigma_s^*}{\sigma_0^*}; \nu; \varphi; \psi; \theta \right) \quad (45)$$

La nuova formulazione del sistema di equazioni differenziali contiene due parametri in meno rispetto a quella originale. Vale la pena sottolineare che le stesse proprietà sono valide anche per differenti condizioni iniziali e al contorno¹ e per il caso tridimensionale.

L'individuazione delle grandezze significative del problema continua ad avere importanti ricadute scientifiche e applicative. La riduzione del numero di variabili consente di condurre studi parametrici esaustivi e di ottenere delle rappresentazioni compatte dei risultati. In questo capitolo è riportata un'analisi di letteratura delle pubblicazioni di maggior interesse che forniscono degli strumenti progettuali per la risoluzione speditiva di specifici problemi al finito.

2.2.1 Curva caratteristica del cavo

Per un materiale elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, la formulazione delle equazioni differenziali proposta da Anagnostou & Kovari, 1993, riduce il numero di grandezze significative del problema. La trasformazione di scala (Fig. 22) mostra che la presenza della coesione, c è staticamente equivalente all'incremento dello stato di sforzo in sito, σ_0 e della pressione interna, σ_s di una quantità $c/\tan \varphi$. In condizioni di deformazione piana, nel caso specifico di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo, le soluzioni in forma chiusa che descrivono la curva caratteristica del cavo, dettagliatamente descritte nel paragrafo (1.1.1.2), possono essere riformulate e riscritte in forma più compatta senza dover tenere esplicitamente in conto della coesione. In particolare, la riduzione del numero di variabili permette di giungere ad una rappresentazione grafica che racchiude tutte le possibili combinazioni tra la pressione interna e la convergenza del cavo, indipendentemente dalle caratteristiche meccaniche del materiale. Questa rappresentazione è stata introdotta per la prima volta da (Kovari, 1986), il quale però introduce delle semplificazioni nella formulazione dello spostamento radiale del cavo.

¹ Per semplicità Anagnostou e Kovari, 1993 assumono lo stato di sforzo iniziale isotropo (Fig. 23).

Attraverso una formulazione rigorosa dello spostamento in parete Carranza Torres, 2003 definisce la “*Universal Ground Reaction Curve*” (curva caratteristica universale del cavo). Mantenendo la notazione proposta dall’autore, lo schema del problema è quello riportato in Fig. 24 dove le tensioni principali σ_1 e σ_3 sono state opportunamente scalate in accordo con la relazione (43):

$$S_1 = \sigma_1 + \frac{c}{\tan \phi} = \sigma_1 + \frac{\sigma_{ci}}{K_\phi - 1} \quad (46)$$

$$S_3 = \sigma_3 + \frac{c}{\tan \phi} = \sigma_3 + \frac{\sigma_{ci}}{K_\phi - 1}$$

Un generico criterio di resistenza coesivo-attritivo (12), nel piano delle tensioni principali scalate ($S_1 - S_3$) degenera in uno puramente attritivo (47):

$$S_1 = K_\phi S_3 \quad (47)$$

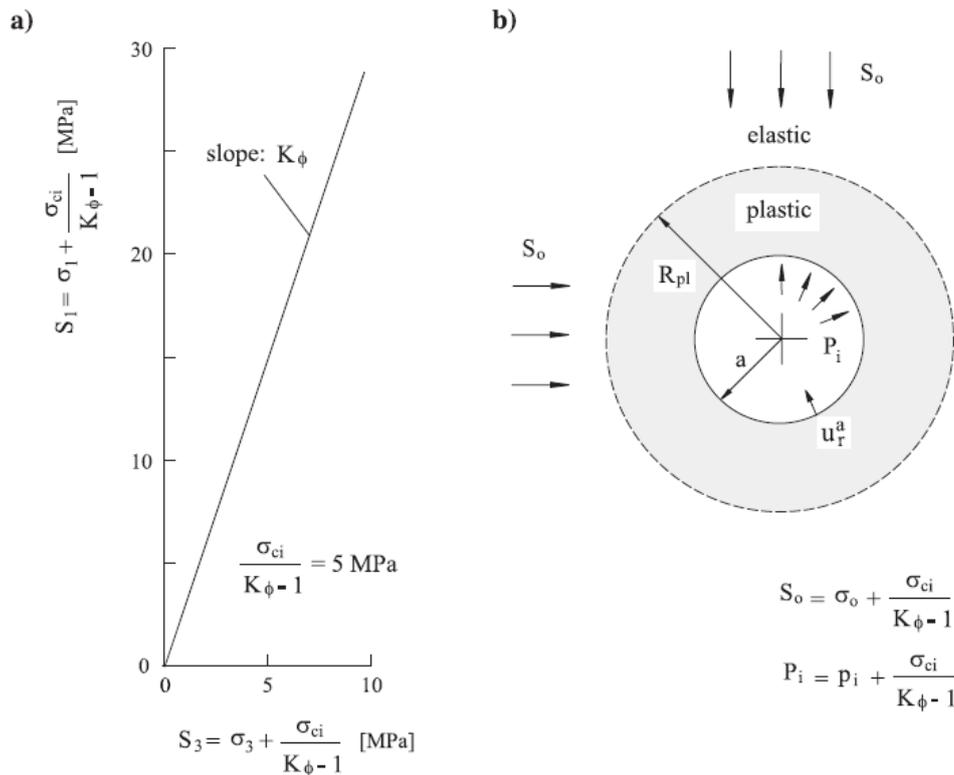


Fig. 24: a) Criterio di resistenza nel piano delle tensioni principali scalate. b) Problema di una galleria utilizzando le grandezze tensionali trasformate (Carranza Torres, 2003).

Analogamente, lo stato di sforzo in sito, la pressione interna ed il valore della pressione interna (critica) al di sotto della quale si sviluppano deformazioni di natura elastoplastica possono essere scalate in accordo con la relazione (43):

$$S_0 = \sigma_0 + \frac{c}{\tan \phi} = \sigma_0 + \frac{\sigma_{ci}}{K_\phi - 1} \quad (48)$$

$$P_i = p_i + \frac{c}{\tan \phi} = p_i + \frac{\sigma_{ci}}{K_\phi - 1}$$

$$P_i^{cr} = p_i^{cr} + \frac{\sigma_{ci}}{K_\phi - 1} = p_i + \frac{c}{\tan \phi}$$

Dove:

p_i Pressione interna

p_i^{cr} Pressione interna critica

σ_{ci} Resistenza a compressione uniassiale

K_ϕ Coefficiente di spinta passivo

ϕ Angolo di attrito

La soluzione rigorosa per la trasformazione del problema è riportata in Carranza Torres, 2002. La pressione interna sotto alla quale si sviluppano deformazioni plastiche dipende dal valore della trasformata dello stato di sforzo iniziale in sito S_0 e del coefficiente di spinta passivo K_ϕ come segue:

$$\frac{P_i^{cr}}{S_0} = \frac{2}{K_\phi + 1} \quad (49)$$

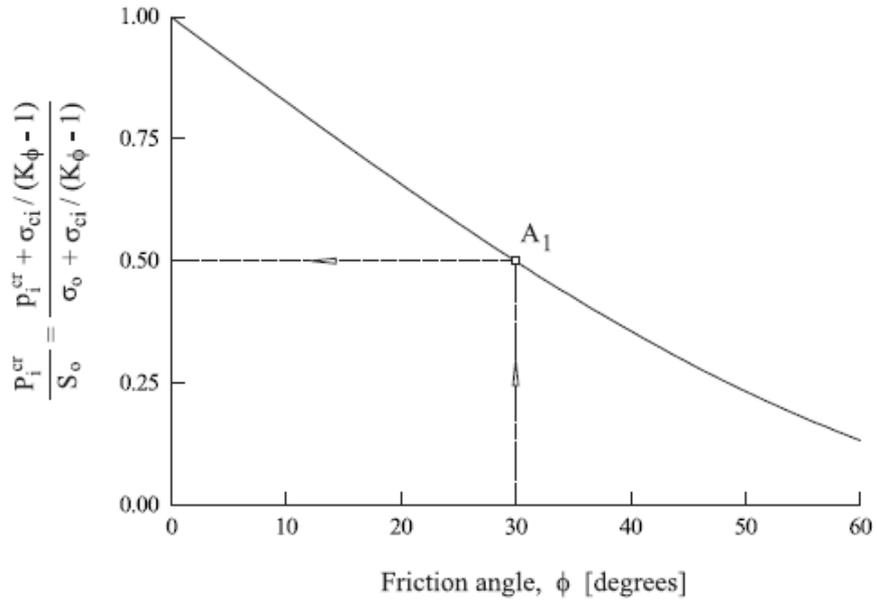


Fig. 25: Pressione interna critica in funzione dell'angolo di attrito (Carranza Torres, 2003).

Se il valore della pressione interna trasformata è inferiore al valore critico P_i^{cr} (i.e. $P_i < P_i^{cr}$), allora il raggio plastico, R_{pl} è dato da:

$$\frac{R_{pl}}{a} = \left(\frac{P_i^{cr}}{P_i} \right)^{1/(K_\phi - 1)} \tag{50}$$

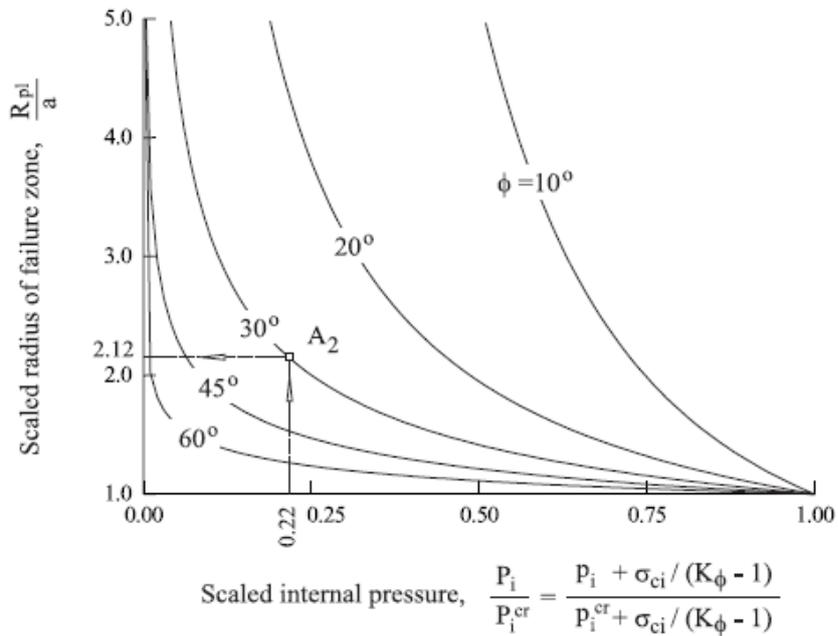


Fig. 26: Raggio plastico in funzione della pressione interna al variare dell'angolo di attrito (Carranza Torres, 2003).

L'equazione (51) descrive in forma compatta la relazione tra pressione interna e spostamento radiale del cavo in campo elastoplastico ($P_i < P_i^{cr}$), in un mezzo coesivo-attritivo ($c \neq 0$ e $\phi > 0$):

$$\frac{u_r^a}{a} \frac{2G}{S_0} = \frac{K_\phi - 1}{K_\phi + 1} \left[\frac{(K_\psi - 1)(K_\phi - 1) - 2C}{(K_\psi + 1)(K_\phi - 1)} \right. \quad (51)$$

$$+ \frac{2(K_\phi + K_\psi) + 2C}{(K_\psi + 1)(K_\phi + K_\psi)} \left(\frac{K_\phi + 1}{2} \frac{P_i}{S_0} \right)^{-\frac{(K_\psi + 1)}{(K_\phi - 1)}} \left. + \frac{2C}{(K_\phi + K_\psi)(K_\phi - 1)} \frac{K_\phi + 1}{2} \frac{P_i}{S_0} \right]$$

Dove:

u_r^a Convergenza del cavo

G Modulo di rigidezza a taglio

a Raggio della galleria

$$C = (1 - \nu)(K_\phi K_\psi + 1) - \nu(K_\phi + K_\psi)$$

$$K_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}$$

L'utilizzo della trasformazione in Fig. 22 permette di esprimere lo spostamento in parete u_r^a in funzione del solo rapporto P_i/S_0 in cui si tiene implicitamente in conto del contributo dello stato di sforzo iniziale, σ_0 della pressione interna, p_i e della coesione, c . Questa formulazione consente di ricondurre le deformazioni elastoplastiche ottenute per un materiale con criterio di resistenza puramente attritivo alle deformazioni di un materiale con criterio di resistenza coesivo-attritivo (Kovari, 1986). Fino a che il mezzo resta in campo elastico ($P_i > P_i^{cr}$) gli spostamenti radiali del cavo in funzione della pressione interna sono espressi dalla seguente relazione:

$$\frac{u_r^a}{a} \frac{2G}{S_0} = 1 - \frac{P_i}{S_0} \quad (52)$$

Le precedenti relazioni vengono riportate in Fig. 27 per il caso di legge di flusso non associata e dilatanza nulla mentre in Fig. 28 è riportato il caso di legge di flusso associata.

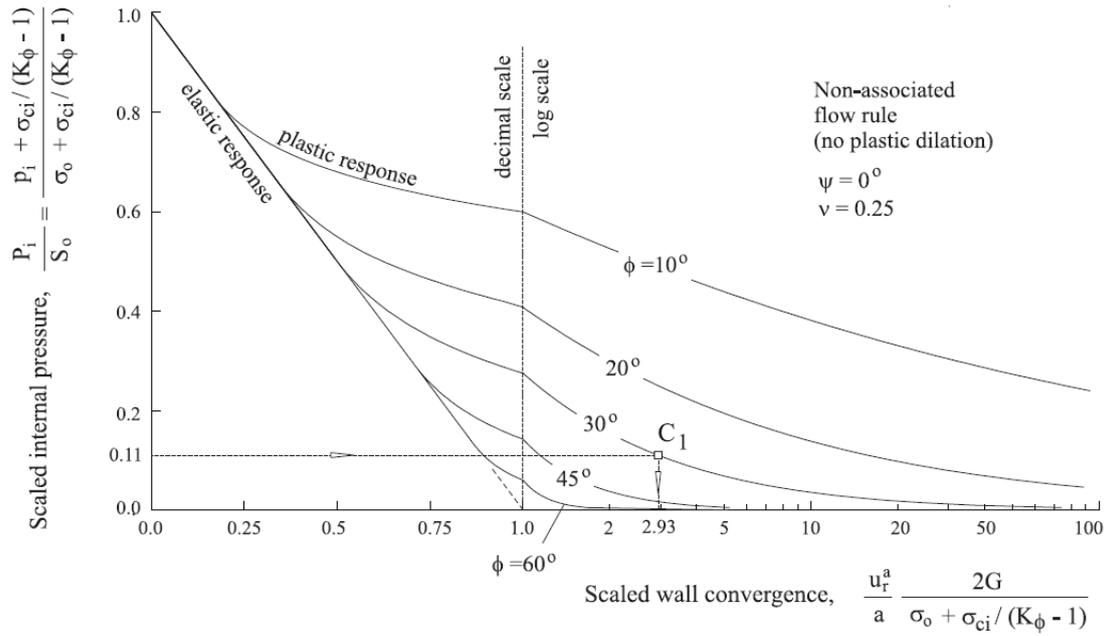


Fig. 27: *Universal Ground Reaction Curve* nel caso di mezzo coesivo-attritivo con legge di flusso non associata e dilatanza nulla (Carranza Torres, 2003).

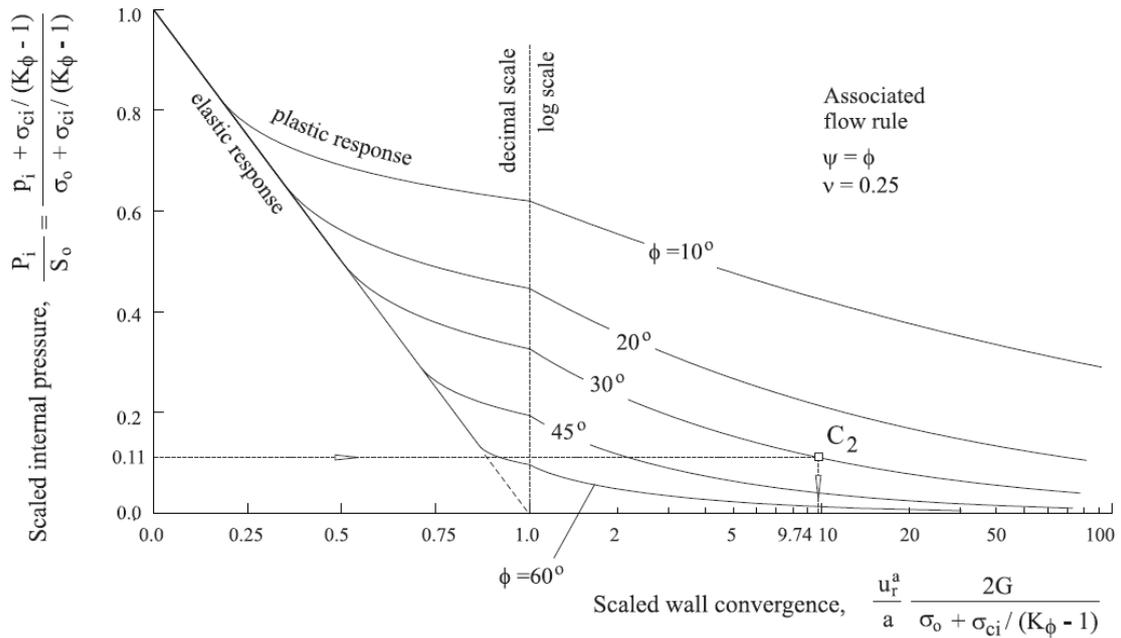


Fig. 28: *Universal Ground Reaction Curve* nel caso di mezzo coesivo-attritivo con legge di flusso associata (Carranza Torres, 2003).

2.3 Profilo longitudinale degli spostamenti

Il profilo longitudinale degli spostamenti è indispensabile, nell'applicazione del metodo dei rilasci, per la valutazione della convergenza già scontata dal cavo all'interazione tra terreno e rivestimento. Noto il valore della convergenza all'interazione (u_0), è possibile tramite curva caratteristica del cavo valutare il fattore di rilascio, indispensabile per simulare gli effetti tridimensionali in condizione di deformazione piana. Nel 1.1.3 sono state riportate alcune soluzioni analitiche che permettono di determinare il profilo degli spostamenti lungo l'asse della galleria in un mezzo elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb. Tuttavia, come osservato nel 1.1.4, l'impiego di queste soluzioni potrebbe comportare una sottostima significativa del carico all'equilibrio. Assumendo il profilo di scavo circolare e lo stato di sforzo iniziale isotropo, la presenza del rivestimento e le operazioni di scavo mediante analisi 3D assialsimmetriche. A seconda della tecnica di scavo utilizzata è necessario, comunque, fare opportune considerazioni per tenere in conto delle differenti fasi esecutive.

2.3.1 Scavo in tradizionale

Assumendo il comportamento del terreno di tipo elastoplastico perfetto ed il rivestimento elastico lineare con rigidezza costante (K_s), la relazione funzionale da cui dipende la curva convergenza-distanza dal fronte è data dalla (53). Volendo esplicitamente tenere in conto degli effetti di interazione, poiché non è noto a priori il valore della pressione esercitata dal rivestimento, rispetto alla relazione (45) è necessario separare il contributo della coesione (c) da quello esercitato dalla pressione interna, σ_s (Graziani et al., 2005).

$$u_{(x)} \frac{E}{a\sigma_0} = f \left(\frac{c}{\sigma_0}; \frac{K_s}{E}; \frac{l}{2a}; \nu; \varphi; \psi \right) \quad (53)$$

Nello scavo in tradizionale a piena sezione, durante il processo costruttivo, le fasi di scavo si alternano con quelle di installazione del rivestimento provvisorio. Ogni ciclo è caratterizzato da una distanza, l che rappresenta la lunghezza della galleria non supportata per ciascuna fase di scavo (Fig. 30).

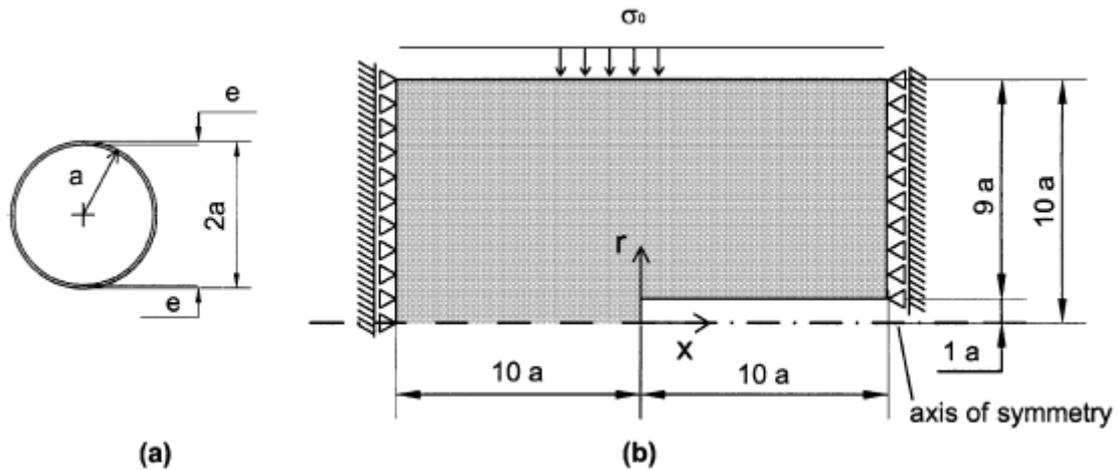


Fig. 29: Analisi assialsimmetrica a) Profilo di scavo circolare b) Condizioni di vincolo al contorno e grandezza della mesh (Graziani et al., 2005).

Per questioni pratiche, che verranno approfondite di seguito, vale la pena evidenziare che la (53) può essere espressa in funzione di altre grandezze del tutto equivalenti a quelle adottate da Graziani et al., 2005:

$$u_{(x)} \frac{E}{a\sigma_0} = f \left(\frac{f}{\sigma_0}; \frac{K_s}{E}; \frac{l}{a}; \nu; \varphi; \psi \right) \quad (54)$$

Dove f rappresenta la resistenza a compressione uniassiale che è a sua volta funzione della coesione e di nuovo dell'angolo di attrito.

Nella pratica progettuale, per tenere in conto delle ridotte caratteristiche meccaniche del calcestruzzo proiettato a breve termine, Pottler, 1990 suggerisce di utilizzare per il rivestimento provvisorio un valore medio del Modulo elastico di 7 GPa indipendentemente dalla velocità di scavo. Tuttavia altre volte sono stati utilizzati valori differenti come nel caso della galleria sperimentale Kiedler (Stille, et al., 1989) per cui il modulo elastico è stato assunto di soli 2 GPa. Per tenere esplicitamente in conto del miglioramento delle caratteristiche meccaniche del supporto, invece Graziani et al., 2005, esprimono i parametri di rigidità e resistenza in funzione del tempo tramite la relazione empirica proposta da Chang, 1994. In questo caso il rivestimento è assunto elastoplastico perfetto e la relazione funzionale (53) è stata ulteriormente modificata per poter simulare anche questi ulteriori aspetti. I risultati di un esteso studio parametrico, al variare delle grandezze significative del problema, sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali e consentono di valutare rapidamente il fattore di rilascio in funzione della velocità di scavo e del rapporto tra la coesione e lo stato di sforzo in sito. Gli stessi risultati sono stati poi utilizzati per condurre studi di interazione in condizioni di

deformazione piana di sezioni policentriche aperte. Il confronto delle soluzioni numeriche con i dati di monitoraggio, di due casi di studio ben documentati, è risultato soddisfacente.

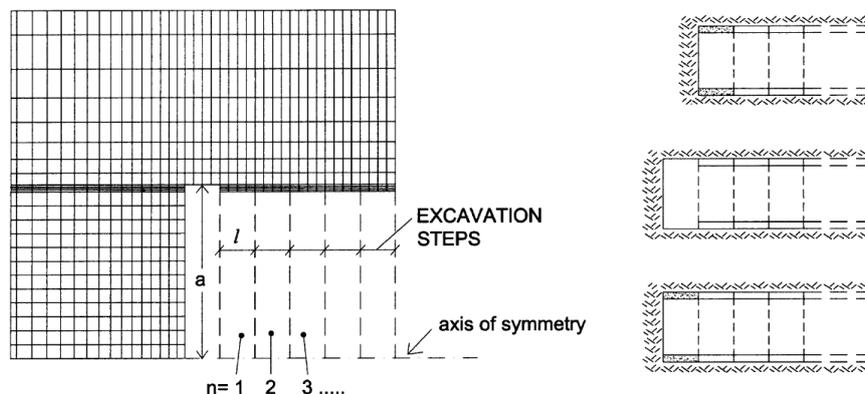


Fig. 30: Simulazione delle fasi di scavo e di installazione del rivestimento provvisorio (Graziani et al., 2005).

In Fig. 30 sono rappresentate la mesh di calcolo (sinistra) e le fasi di scavo e di installazione del rivestimento provvisorio (destra) adottate per simulare l'avanzamento del fronte e la messa in opera dei supporti provvisori nello scavo in tradizionale mediante lo *step by step method*. In accordo con il reale processo di scavo si osserva che la lunghezza del passo di scavo (*round length*), ovvero la differenza tra la distanza massima (l) e minima (0) non supportata, è in questo caso pari a l .

2.3.2 Scavo meccanizzato

Nel caso dello scavo in meccanizzato la valutazione del fattore di rilascio risulta essere decisamente più complessa. La relazione funzionale (53) mostra la dipendenza del profilo longitudinale degli spostamenti dalla geometria del problema, dai parametri meccanici del terreno, dalla rigidità relativa e dalla distanza dal fronte a cui avviene l'interazione.

Tuttavia, mentre nello scavo in tradizionale la distanza di installazione dei supporti è stabilita in fase progettuale, nello scavo in meccanizzato la distanza dal fronte alla quale il terreno si chiude sui supporti (scudo e/o rivestimento) non è nota a priori ma dipende dallo specifico problema al finito.

2.3.2.1 Valutazione degli effetti di interazione mediante condizioni al contorno di tipo misto

Gli effetti di interazione in condizioni assialsimmetriche sono stati esaminati da Ramoni & Anagnostou, 2010. L'analisi del problema mostra la necessità di dover considerare

esplicitamente le differenti caratteristiche dello scudo e del rivestimento per poter valutare correttamente il carico agente sui supporti. In Fig. 31 viene riportata la distribuzione del carico agente sullo scudo e sul rivestimento per il caso di una galleria di raggio, (R) e stato di sforzo iniziale, (σ_0). Lo scudo di lunghezza, (L) è considerato cilindrico con sovrascavo, (ΔR) costante (viene quindi trascurata la conicità). Il terreno è assunto elastoplastico perfetto caratterizzato da un modulo elastico, (E) da un coefficiente di Poisson, (ν) angolo di attrito, (φ) resistenza a compressione uniassiale, (f_c) e angolo di dilatanza, (ψ). Sia lo scudo che il rivestimento sono assunti elastici con rigidezza costante rispettivamente pari a K_s e K_l .

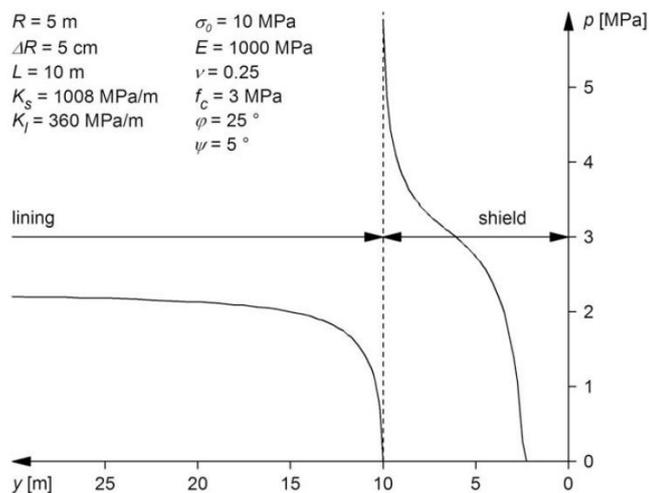


Fig. 31: Distribuzione del carico radiale agente lungo i supporti (Ramoni & Anagnostou, 2010).

La presenza del sovrascavo comporta che il terreno inizi ad interagire con lo scudo solo a partire da una certa distanza dal fronte ($y > 0$). Da lì in poi il carico radiale aumenta al crescere della distanza dal fronte in virtù degli effetti di interazione. Per $y = L$, il carico radiale cresce asintoticamente in coda allo scudo mentre è nullo sul rivestimento.

Fissata la geometria del problema e le caratteristiche meccaniche del terreno e dei supporti (scudo e rivestimento), la distanza dal fronte a cui il terreno inizia ad interagire con lo scudo è funzione del sovrascavo. Tuttavia, se il sovrascavo è sufficientemente grande, in relazione allo specifico problema al finito, il terreno potrebbe raggiungere le condizioni di equilibrio senza interagire con i supporti. Tuttavia l'interazione tra terreno e rivestimento è sempre garantita a tergo dello scudo per mezzo di iniezioni di malte cementizie (back-filling).

In Fig. 32 sono riportati i risultati ottenuti attraverso analisi assialsimmetriche assumendo tre differenti valori del sovrascavo; $\Delta R_1 = 5 \text{ cm}$ - $\Delta R_2 = 10 \text{ cm}$ - $\Delta R_3 = 15 \text{ cm}$ (Ramoni & Anagnostou, 2010). In (a) è riportato il profilo longitudinale degli spostamenti radiali, in (b)

il profilo longitudinale degli spostamenti radiali depurato dalla pre-convergenza al fronte e in (c) il valore del carico agente sui supporti lungo l'asse della galleria. A parità di tutte le altre grandezze, al crescere del valore del sovrascavo aumenta la distanza dal fronte a cui avviene il contatto tra terreno e supporti. In particolare per $\Delta R_3 = 15 \text{ cm}$ il terreno interagisce direttamente col rivestimento a tergo dello scudo mediante intasamento del tail-void.

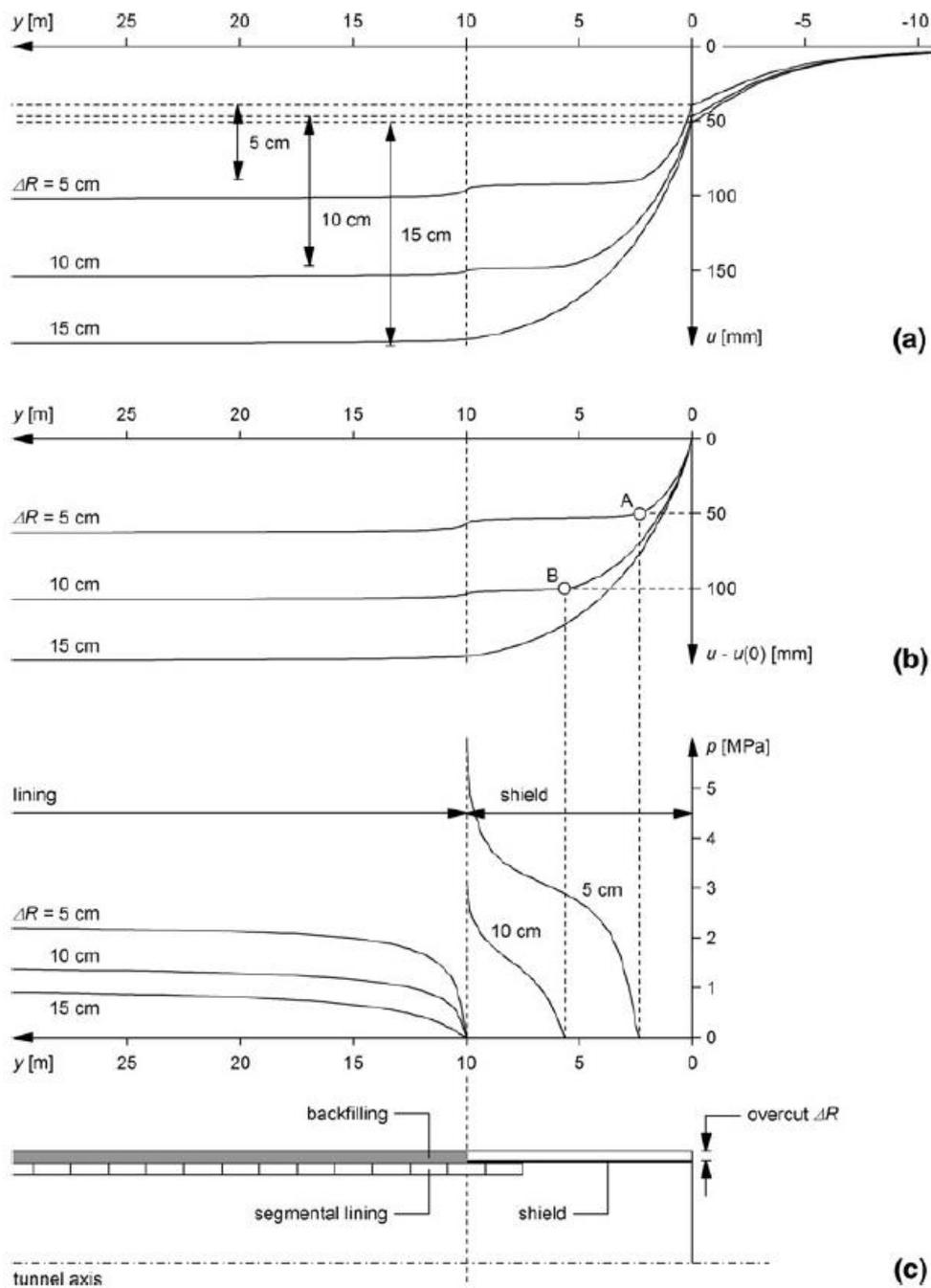


Fig. 32: Risultati di analisi assialsimmetriche nello scavo meccanizzato (Ramoni & Anagnostou, 2010).

Tutte le caratteristiche del problema sono state simulate assumendo condizioni al contorno di tipo misto sul profilo di scavo, lungo lo scudo ($0 \leq y \leq L$) e lungo il rivestimento ($y > L$), utilizzando il cosiddetto calcolo stazionario (Fig. 33).

$$p(y) = \begin{cases} f_s(u(y)) & \text{per } 0 \leq y \leq L \\ f_l(u(y)) & \text{per } y > L \end{cases} \quad (55)$$

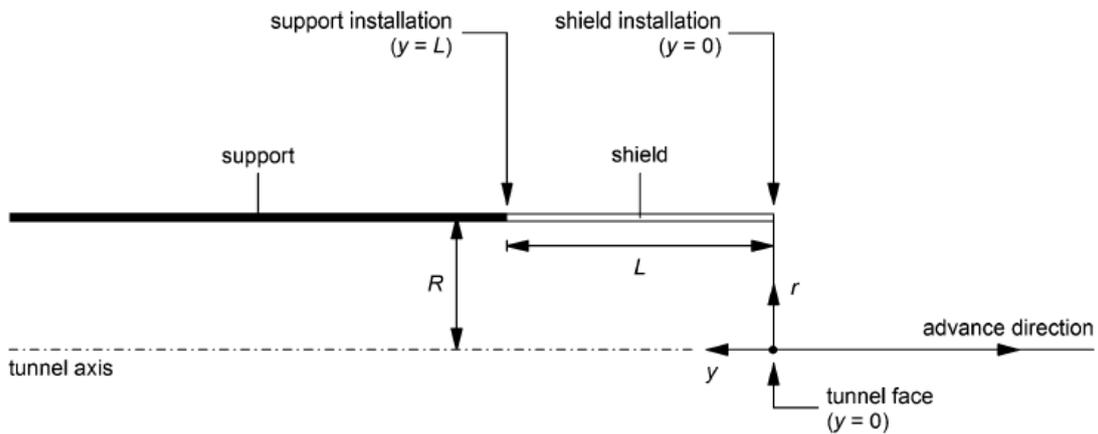


Fig. 33: Schema geometrico del problema (Ramoni & Anagnostou, 2010).

Il carico sullo scudo e sul rivestimento è stato valutato utilizzando le seguenti condizioni al contorno applicate sul profilo di scavo (56):

$$p(y) = \begin{cases} 0 & \text{per } 0 \leq y \leq L \text{ and } u(y) - u(0) \leq \Delta R \\ K_s(u(y) - u(0) - \Delta R) & \text{per } 0 \leq y \leq L \text{ and } u(y) - u(0) > \Delta R \\ K_l(u(y) - u(L)) & \text{per } y > L \end{cases} \quad (56)$$

Dove:

$p(y)$ Carico radiale

$u(y)$ Convergenza del terreno lungo l'asse della galleria

$u(0)$ Preconvergenza al fronte

$u(L)$ Convergenza del terreno a tergo dello scudo

La distanza alla quale la differenza tra la convergenza del terreno e la pre-convergenza al fronte è uguale al sovrascavo rappresenta la distanza dal fronte a cui avviene l'interazione. Tuttavia la terza condizione implica che, indipendentemente dal valore del sovrascavo, l'interazione col rivestimento è comunque garantita per una distanza dal fronte maggiore della lunghezza dello scudo. Tale condizione simula esplicitamente il riempimento del tail-void a tergo dello scudo.

riferimento ai risultati ottenuti per un determinato valore del rapporto di rigidezza relativa tra terreno e rivestimento. In virtù degli effetti arco longitudinali, si osserva che l'incremento della rigidezza del rivestimento comporta una riduzione del carico agente sullo scudo.

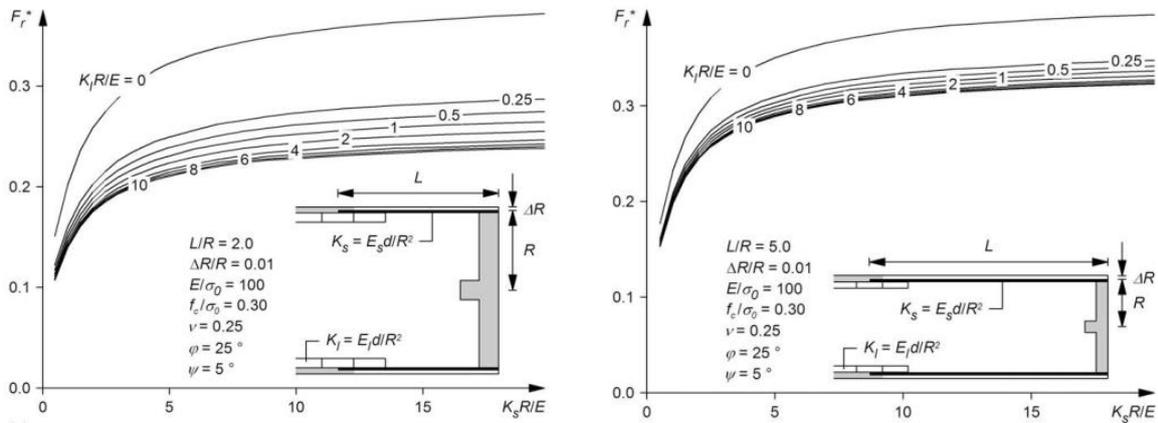


Fig. 35: Carico agente sullo scudo al variare della rigidezza dello scudo e del rivestimento (Ramoni & Anagnostou, 2010).

2.3.2.2 Abachi adimensionali per la valutazione della spinta necessaria a superare le forze di attrito al contatto tra scudo e terreno.

Utilizzando condizioni al contorno di tipo misto, Ramoni & Anagnostou, 2010 conducono degli studi parametrici rivolti alla valutazione della spinta necessaria a superare le forze di attrito al contatto tra terreno e scudo al variare delle grandezze significative del problema per differenti tipologie di TBM. In Fig. 36 sono riportati gli schemi geometrici utilizzati durante lo studio parametrico rispettivamente di una TBM aperta (o *Gripper TBM*) e di una TBM a singolo scudo (o *Mono-shield TBM*).

Come osservato nel paragrafo precedente, l'analisi adimensionale consente di ridurre notevolmente il numero di variabili da cui dipendono gli effetti di interazione nello scavo in meccanizzato (57). Tuttavia il numero di parametri è ancora troppo elevato per poter condurre degli studi parametrici esaustivi e dunque gli autori assumono il coefficiente di Poisson ($\nu = 0.25$) e il rapporto di rigidezza relativa tra scudo e terreno ($K_s R/E = 10$) costanti per tutto lo studio numerico mentre esprimono l'angolo di dilatanza in funzione dell'angolo di attrito in accordo con la (59) (Vermeer & de Borst, 1984):

$$\begin{aligned} \psi &= \varphi - 20^\circ & \text{for } \varphi > 20^\circ \\ \psi &= 1^\circ & \text{for } \varphi \leq 20^\circ \end{aligned} \quad (59)$$

In relazione alla tipologia di macchina gli autori hanno ritenuto necessario assumere a priori la rigidità del rivestimento; per il caso di una TBM aperta, in virtù della ridotta rigidità del calcestruzzo proiettato rispetto a quella dello scudo, la rigidità del rivestimento è stata assunta nulla ($K_l = 0$) mentre per il caso di TBM a singolo scudo, il rapporto di rigidità relativa tra i supporti è stato assunto pari a 20 ($K_s = 20 K_l$). Infine, sulla base delle informazioni inerenti i layout di macchina maggiormente impiegati nella realizzazione di gallerie profonde, sono stati assunte diverse lunghezze dello scudo.

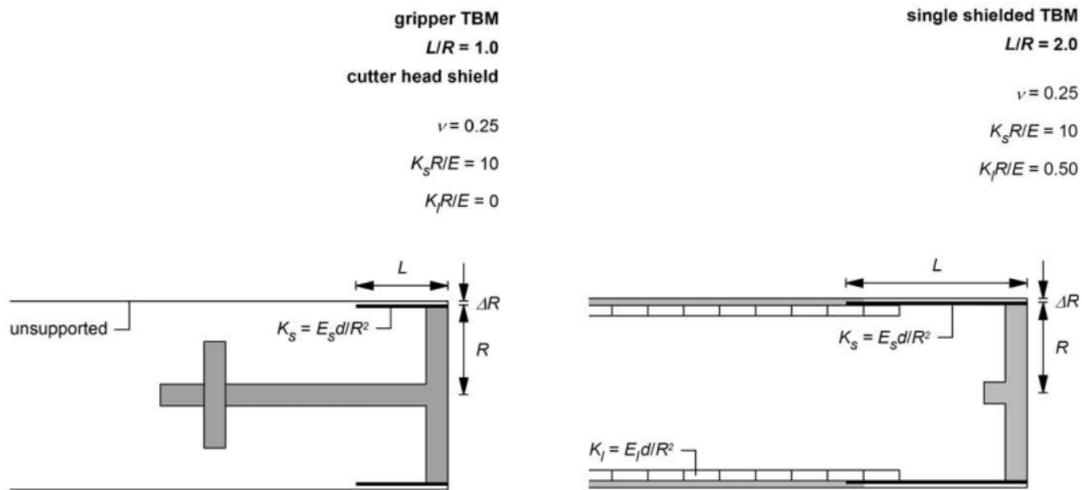


Fig. 36: Schema adottato per lo studio parametrico (Ramoni & Anagnostou, 2010).

Dietro le precedenti ipotesi, la distribuzione del carico agente sui supporti (scudo e rivestimento) dipende solamente da tre variabili indipendenti tra loro:

$$\frac{p(y)}{\sigma_0} = f \left(\frac{E \Delta R}{\sigma_0 R}; \frac{f_c}{\sigma_0}; \varphi \right) \quad (60)$$

I risultati degli studi parametrici sono stati elaborati in forma di abachi adimensionali e consentono di valutare rapidamente le forze di attrito al contatto tra scudo e terreno (F_r) e dunque la spinta necessaria ad evitare l'incaglio della TBM:

$$F_r = \mu 2\pi R \int_0^L p(y) dy = \mu 2\pi R L \int_0^L p(y) \frac{dy}{L} \quad (61)$$

Da cui si ottiene che:

$$\int_0^L p(y) \frac{dy}{L} = \frac{F_r}{\mu 2\pi R L} \quad (62)$$

Che può essere normalizzato rispetto allo stato tensionale in sito (σ_0):

$$\frac{\int_0^L p(y) \frac{dy}{L}}{\sigma_0} = \frac{F_r}{\mu 2\pi RL \sigma_0} \quad (63)$$

Dove:

μ = Coefficiente di attrito scudo-terreno

$2\pi RL$ = Superficie dello scudo

In Fig. 37 sono stati riportati i risultati relativi ad una TBM aperta ottenuti per due valori dell'angolo di attrito.

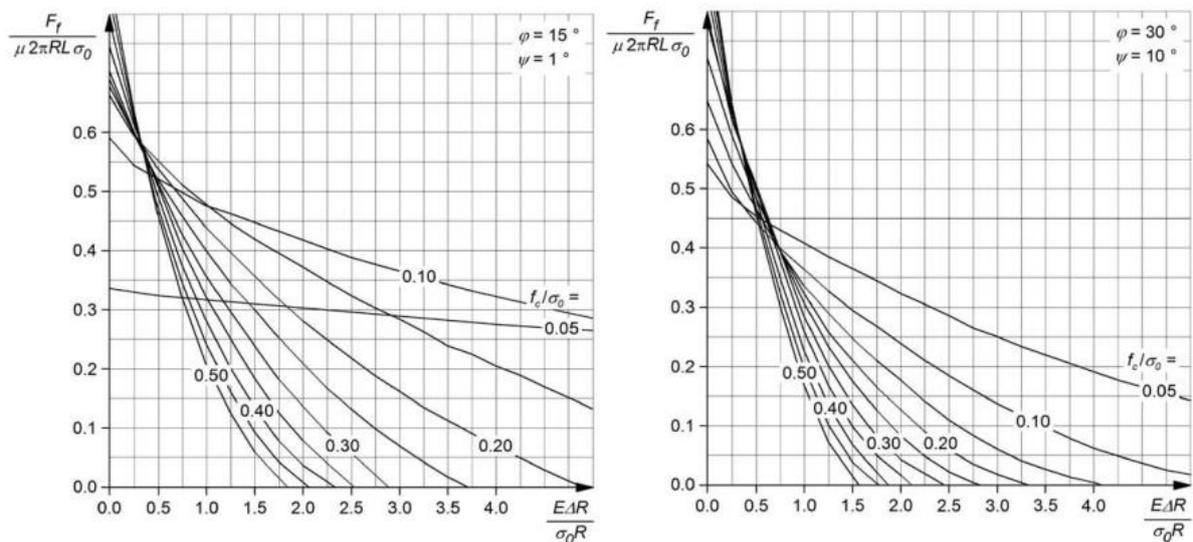


Fig. 37: Abacchi adimensionali per la valutazione del carico agente sullo scudo (Ramoni & Anagnostou, 2010).

Ciascuna curva del grafico, in accordo con la (63), rappresenta l'andamento dell'integrale del carico sullo scudo, normalizzato rispetto allo stato di sforzo iniziale, al variare del sovrascavo adimensionale per un valore del rapporto tra la resistenza a compressione uniaxiale e lo stato di sforzo in sito.

3. Relazioni funzionali in condizioni di deformazione piana

L'utilizzo di analisi piane equivalenti, per simulare l'interazione tra terreno e rivestimento in condizioni di deformazione piana, è un metodo diffusamente utilizzato per la valutazione delle condizioni di equilibrio nella progettazione di gallerie profonde.

La tridimensionalità del problema è simulata applicando una pressione fittizia sulle pareti del cavo che viene progressivamente ridotta fino a zero. Il valore della pressione interna alla quale il terreno inizia ad interagire col cavo è espresso come un'aliquota dello stato di sforzo iniziale attraverso il fattore di rilascio, λ_0 .

Nel caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo, le condizioni di equilibrio sono valutate utilizzando le soluzioni in forma chiusa della curva caratteristica del cavo (GRC) e della curva caratteristica del rivestimento (CCS).

Tuttavia, il concetto di fattore di rilascio, seppur sviluppato assumendo le ipotesi di galleria circolare e stato di sforzo isotropo, continua ad essere impiegato per simulare gli effetti di interazione in condizioni di deformazione piana anche nel caso di gallerie non circolari e stato di sforzo iniziale anisotropo (Leca & Clough, 1992).

Dietro queste ipotesi gli spostamenti lungo il profilo di scavo non sono più uniformi e le condizioni di equilibrio devono essere valutate mediante codici di calcolo (FEM o DEM) i quali permettono di simulare differenti geometrie e condizioni iniziali e al contorno.

Tuttavia, assumendo il comportamento del terreno e del rivestimento elastico lineare, per il caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale anisotropo, esistono delle soluzioni in forma chiusa che permettono di valutare rapidamente le caratteristiche di sollecitazione una volta raggiunte le condizioni di equilibrio (Duedeck & Herdman, 1982, Einstein & Schwartz, 1989). Ciononostante, impiegando per il terreno un semplice legame di tipo elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, è di nuovo necessario ricorrere all'utilizzo di codici di calcolo per la valutazione delle condizioni di equilibrio.

Seppure il legame costitutivo sia caratterizzato da un ridotto numero di parametri, l'elevato numero di variabili che governa l'interazione tra terreno e rivestimento non permette di condurre studi parametrici esaustivi ed il problema deve essere affrontato caso per caso. Inoltre, data l'incertezza dei parametri meccanici del terreno e la variabilità in termini di geologia e copertura lungo il tracciato, in fase progettuale è necessario ricorrere a studi numerici di sensibilità spesso onerosi dal punto di vista computazionale.

In questo capitolo, assumendo il rivestimento elastico lineare, per il caso di galleria circolare sono state ottenute le relazioni funzionali da cui dipendono le caratteristiche di sollecitazione e gli spostamenti del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio.

Assumendo lo stato di sforzo iniziale isotropo, le soluzioni in forma chiusa presenti in letteratura (1.1.1) hanno permesso di affrontare il problema di interazione analiticamente mentre nel caso di stato di sforzo iniziale anisotropo è stato necessario ricorrere a studi numerici. La riduzione del numero di variabili ha permesso di condurre uno studio parametrico esaustivo e di elaborare un database all'interno del quale sono contenute le soluzioni del problema in forma discreta per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

3.1 Galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo

L'assunzione di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo comporta il vantaggio di poter utilizzare le soluzioni in forma chiusa della curva caratteristica del cavo e del rivestimento (1.1.1 - 1.1.2), le quali mostrano chiaramente le relazioni che intercorrono tra i diversi parametri.

Assumendo il comportamento del terreno elastico lineare, mettendo a sistema le equazioni delle due curve caratteristiche, si ottiene una soluzione in forma chiusa che consente di valutare rapidamente le condizioni di equilibrio.

Impiegando per il terreno un legame di tipo elastoplastico perfetto, l'intersezione tra le due curve caratteristiche deve essere ricercata per tentativi data la contestuale dipendenza sia degli spostamenti che del raggio plastico dalla pressione interna.

L'elevato numero di parametri e i rispettivi range di variabilità neppure permettono di condurre uno studio parametrico esaustivo per la valutazione degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento. In questo capitolo, tenendo esplicitamente in conto delle caratteristiche geometriche e meccaniche del rivestimento, sono state individuate le relazioni funzionali da cui dipendono le condizioni di equilibrio in un mezzo elastoplastico perfetto.

L'interazione tra terreno e rivestimento è stata studiata utilizzando le soluzioni adimensionali in forma chiusa delle due curve caratteristiche. La riduzione del numero di variabili ha permesso di condurre uno studio parametrico esaustivo per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza. I risultati ottenuti sono stati elaborati in forma di abachi adimensionali e consentono di valutare rapidamente il carico agente sul rivestimento e gli spostamenti del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio.

3.1.1 Caso elastico lineare

Assumendo il comportamento del terreno elastico lineare e lo stato di sforzo iniziale isotropo è possibile ottenere delle soluzioni in forma chiusa che permettono di valutare lo spostamento del cavo ed il carico agente sul rivestimento una volta raggiunte le condizioni di equilibrio. Queste soluzioni sono state ottenute valutando l'intersezione delle curve caratteristiche sul piano adimensionale $(1 - \lambda) : u^*$.

3.1.1.1 Formulazione adimensionale delle curve caratteristiche

Si può facilmente dimostrare, invertendo la relazione (4) ed esprimendo la pressione interna come un'aliquota dello stato di sforzo, $(1 - \lambda)S$ (1.1) che la curva caratteristica del cavo può essere espressa come segue:

$$(1 - \lambda) = 1 - u \frac{2G}{Sa} \quad (64)$$

$$u^* = u \frac{2G}{Sa}$$

da cui si ottiene l'uguaglianza $\lambda = u^*$.

Indipendentemente dallo stato di sforzo, dal raggio della galleria e dal modulo di rigidezza a taglio del terreno, sul piano $(1 - \lambda) : u^*$ la curva caratteristica del cavo è rappresentata da una retta (Fig. 38) che assume valore $(1 - \lambda) = 1$ per $u^* = 0$ e valore $(1 - \lambda) = 0$ per $u^* = 1$ dove u^* è detta convergenza adimensionale.

La curva caratteristica del rivestimento è data dalla relazione (22). Sostituendo alla convergenza reale la convergenza adimensionale:

$$u_a = \left(\frac{Sa}{2G}\right) u_a^*$$

$$u_0 = \left(\frac{Sa}{2G}\right) u_0^*$$

si ottiene la curva caratteristica del rivestimento in forma adimensionale:

$$(1 - \lambda) = \frac{K_s}{2G} (u_a^* - u_0^*) \quad (65)$$

dove $K_s = cost.$ poichè il rivestimento è considerato elastico lineare.

Le due curve caratteristiche possono essere quindi scalate e rappresentate sullo stesso piano adimensionale $(1 - \lambda) : u^*$ (Fig. 38). L'intersezione delle due rette rappresenta il raggiungimento delle condizioni di equilibrio.

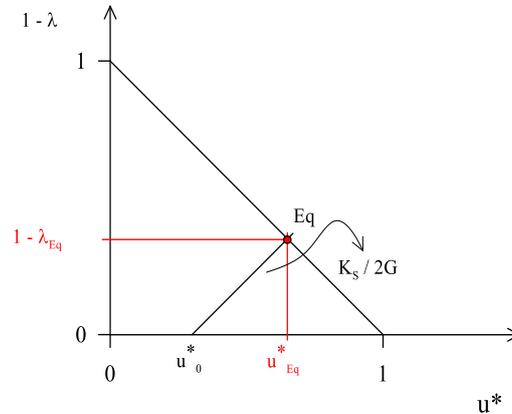


Fig. 38: Curve caratteristiche adimensionali

3.1.1.2 Valutazione delle condizioni di equilibrio

Sia il carico agente sul rivestimento che la convergenza adimensionale all'equilibrio possono essere valutate attraverso un sistema di due equazioni in due incognite:

$$(1 - \lambda_{Eq}) = 1 - u_{Eq}^*$$

$$(1 - \lambda_{Eq}) = \frac{K_s}{2G} (u_{Eq}^* - u_0^*)$$

Quindi:

$$1 - u_{Eq}^* = \frac{K_s}{2G} (u_{Eq}^* - u_0^*)$$

Adoperando alcuni passaggi analitici si ottengono i valori della convergenza adimensionale e del carico all'equilibrio:

$$u_{Eq}^* = \frac{1 + \frac{K_s}{2G} u_0^*}{1 + \frac{K_s}{2G}} = \frac{2G + K_s u_0^* / 2G}{2G + K_s / 2G} = \frac{2G + K_s u_0^*}{2G + K_s} = \frac{K_s \left(\frac{2G}{K_s} + u_0^* \right)}{K_s \left(\frac{2G}{K_s} + 1 \right)} = \frac{\frac{2G}{K_s} + u_0^*}{\frac{2G}{K_s} + 1}$$

$$(1 - \lambda_{Eq}) = -\frac{\frac{2G}{K_s} + u_0^*}{\frac{2G}{K_s} + 1} + 1 = \frac{\frac{2G}{K_s} + 1 - \frac{2G}{K_s} - u_0^*}{\frac{2G}{K_s} + 1} = \frac{1}{\frac{2G}{K_s} + 1} (1 - u_0^*)$$

Poiché in campo elastico $\lambda = u^*$ le precedenti equazioni possono essere riscritte come segue:

$$u_{EQ}^* = \frac{\frac{2G}{K_s} + \lambda_0}{\frac{2G}{K_s} + 1}$$

$$(1 - \lambda_{EQ}) = \frac{1}{\frac{2G}{K_s} + 1} (1 - \lambda_0)$$

Per la valutazione del carico sul rivestimento all'equilibrio si definisce analogamente a quanto fatto nel 1.2.1 un coefficiente di interazione, n_0 funzione del rapporto tra il modulo di rigidezza a taglio e la rigidezza del rivestimento.

$$n_0 = \frac{(1 - \lambda_{EQ})}{(1 - \lambda_0)} = \frac{1}{\frac{2G}{K_s} + 1}$$

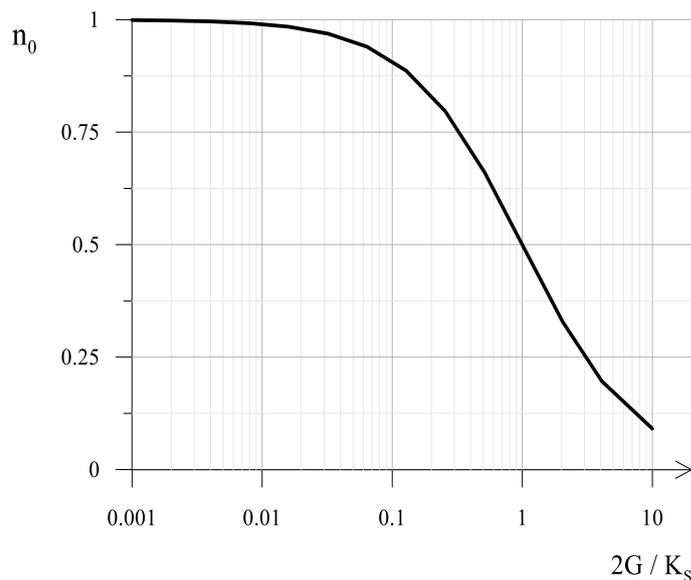


Fig. 39: Interazione in campo elastico

Noto il coefficiente di interazione n_0 in campo elastico è possibile definire univocamente sia la convergenza adimensionale sia il carico agente sul rivestimento $(1 - \lambda_{Eq})$ tramite le seguenti relazioni:

$$u_{Eq}^* = [1 - n_0(1 - \lambda_0)]$$

$$(1 - \lambda_{Eq}) = n_0(1 - \lambda_0)$$

Al crescere del rapporto di rigidità relativa tra terreno e rivestimento sul piano semilogaritmico in (Fig. 39) si osserva una riduzione del coefficiente di interazione n_0 . In altre parole, fissato il fattore di rilascio iniziale, l'incremento di rigidità del terreno in relazione alla rigidità del supporto comporta una riduzione del carico agente sul rivestimento ed un incremento della convergenza adimensionale al raggiungimento delle condizioni di equilibrio. Noto il fattore di rilascio all'interazione ed il rapporto di rigidità relativa, la forza assiale sui rivestimenti e la convergenza all'equilibrio sono valutate utilizzando le seguenti relazioni:

$$N = n_0(1 - \lambda_0)Sa$$

$$u_{Eq} = [1 - n_0(1 - \lambda_0)] \frac{Sa}{2G}$$

Le relazioni funzionali che descrivono il problema di interazione in campo elastico sono quindi le seguenti:

$$\frac{N}{Sa}(1 - \lambda_0) = n_0 = f\left(\frac{2G}{K_S}\right)$$

$$\left(1 - \frac{2G}{Sa}u_{Eq}\right) \frac{1}{(1 - \lambda_0)} = n_0 = f\left(\frac{2G}{K_S}\right)$$

3.1.2 Caso elastoplastico perfetto

In relazione alla geometria del problema ed ai parametri di resistenza del terreno per valori della pressione interna (q) minori della tensione radiale plastica (σ_R), il cavo comincia a plasticizzare e iniziano a svilupparsi deformazioni di tipo elastoplastico (1.1.1.2) che comportano un incremento del carico e degli spostamenti del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio.

In questo caso non è più possibile ottenere soluzioni in forma chiusa per la valutazione dell'intersezione tra le due curve caratteristiche data la contestuale dipendenza sia degli spostamenti radiali del cavo che del raggio plastico dalla pressione interna. L'elevato numero di variabili non permette neppure di condurre uno studio parametrico esaustivo che sia in grado di coprire tutte le possibili combinazioni di parametri che si possono incontrare durante la realizzazione di una galleria profonda.

Assumendo un criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb è stato dimostrato che sussiste la (45) in cui il contributo della coesione è considerato equivalente a quello della pressione

interna in un mezzo puramente attritivo attraverso la trasformazione in Fig. 22 (Anagnostou & Kovari, 1993). La riduzione del numero di variabili permette di ottenere una rappresentazione compatta della curva caratteristica del cavo per il caso di galleria circolare e stato di sforzo isotropo (Kovari, 1986 - Carranza Torres, 2003).

Tuttavia il valore della pressione interna esercitato dal rivestimento non è noto a priori ma dipende dalle caratteristiche meccaniche e geometriche del supporto in relazione ai parametri meccanici del terreno e al valore della pressione interna alla quale il rivestimento viene messo ad interagire col terreno (Graziani et al., 2005).

Per tenere esplicitamente in conto della presenza del rivestimento è, quindi, necessario separare il contributo della coesione da quello della pressione interna (44).

In questo paragrafo è stata proposta una nuova rappresentazione della curva caratteristica del cavo sul piano $(1 - \lambda) : u^*$ in accordo con la (44) la cui relazione funzionale, seppur caratterizzata da un parametro in più rispetto alle soluzioni proposte dai precedenti autori, permette di considerare esplicitamente gli effetti di interazione.

L'individuazione della relazione funzionale da cui dipende l'interazione tra terreno e rivestimento ha permesso di ridurre il numero di variabili e di ottenere una rappresentazione compatta dei valori del carico e della convergenza all'equilibrio.

Le condizioni di equilibrio sono state ottenute individuando l'intersezione tra le due curve caratteristiche sul piano $(1 - \lambda) : u^*$ utilizzando la funzione "ricerca obiettivo" di *Excel*.

I risultati ottenuti sono stati elaborati in forma di abachi adimensionali e confrontati con i risultati provenienti da analisi numeriche che rappresentano un ulteriore conferma della correttezza dell'espressione adimensionale della GRC.

3.1.2.1 Nuova formulazione adimensionale della curva caratteristica del cavo

Per il caso elastoplastico perfetto le grandezze significative che governano la risposta tensio-deformativa di una generica apertura all'interno di un mezzo continuo sono state individuate da (Anagnostou & Kovari, 1993). Assumendo lo stato di sforzo iniziale isotropo, la riduzione del numero di variabili permette di ottenere una rappresentazione grafica del cavo in forma compatta (Carranza Torres, 2003). Essa racchiude tutte le possibili combinazioni tra la pressione interna e la convergenza del cavo indipendentemente dalle caratteristiche meccaniche del materiale. Questa rappresentazione, detta curva caratteristica universale del cavo, tuttavia non permette di considerare esplicitamente gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento

poiché non è noto a priori il valore della pressione interna esercitato dal rivestimento una volta raggiunte le condizioni di equilibrio (Graziani et al., 2005).

Volendo tenere in conto di tali effetti rispetto alla relazione (45) è necessario separare il contributo della coesione, c da quello esercitato dalla pressione interna, σ_s .

$$\frac{E}{\sigma_0 a} u_c = f \left(\frac{c}{\sigma_0}; \frac{\sigma_s}{\sigma_0}; \nu; \varphi; \psi \right)$$

È stata proposta una nuova formulazione adimensionale della GRC in accordo con la (45) che permette di valutare esplicitamente gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento individuando il punto di intersezione tra le due curve caratteristiche.

La formulazione può essere ottenuta a partire da una delle soluzioni in forma chiusa della GRC (19) presenti in letteratura senza adottare la trasformazione in Fig. 22.

$$\begin{aligned} u_{PL} = \frac{1 + \nu}{E} & \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} \left(S + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \sin \varphi \right. \\ & + (1 - 2\nu) \left(S + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} - a \right) \\ & - \frac{1 + N_\psi N_\varphi - \nu(N_\psi + 1)(N_\varphi + 1)}{(N_\varphi + N_\psi) a^{N_\varphi-1}} \left(q + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{R^{N_\varphi+N_\psi}}{a^{N_\psi}} \right. \\ & \left. \left. - a^{N_\varphi} \right) \right) \end{aligned}$$

Per motivi di semplicità la (19) viene espressa come segue:

$$u_{PL} = \frac{1}{2G} [A + (1 - 2\nu)B - C] \quad (66)$$

Dove:

$$A = \frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} \left(S + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \sin \varphi$$

$$B = \left(S + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{R^{N_\psi+1}}{a^{N_\psi}} - a \right)$$

$$C = \frac{1 + N_\psi N_\varphi - \nu(N_\psi + 1)(N_\varphi + 1)}{(N_\varphi + N_\psi) a^{N_\varphi - 1}} \left(q + \frac{f}{N_\varphi - 1} \right) \left(\frac{R^{N_\varphi + N_\psi}}{a^{N_\psi}} - a^{N_\varphi} \right)$$

Sostituendo:

$$\frac{f}{2S} = x$$

$$q = (1 - \lambda)S$$

E raccogliendo lo stato di sforzo, S ed il raggio della galleria, a , si ottiene:

$$A = Sa \left[\left(\frac{R}{a} \right)^{N_\psi + 1} \left(1 + \frac{2x}{N_\varphi - 1} \right) \sin \varphi \right] = Sa A'$$

$$B = Sa \left[\left(1 + \frac{2x}{N_\varphi - 1} \right) \left(\left(\frac{R}{a} \right)^{N_\psi + 1} - 1 \right) \right] = Sa B'$$

$$C = Sa \left(\frac{1 + N_\psi N_\varphi - \nu(N_\psi + 1)(N_\varphi + 1)}{(N_\varphi + N_\psi)} \right) \left((1 - \lambda) + \frac{2x}{N_\varphi - 1} \right) \left(\left(\frac{R}{a} \right)^{N_\varphi + N_\psi} - 1 \right) = Sa C'$$

La relazione (66) può essere quindi espressa:

$$u_{PL} = \frac{Sa}{2G} [A' + (1 - 2\nu)B' - C'] = \frac{Sa}{2G} u_{PL}^* \quad (67)$$

Senza adottare la trasformazione in Fig. 22 utilizzata da Carranza Torres, 2003 si è giunti ad una soluzione in forma chiusa della curva caratteristica del cavo in cui il contributo della coesione è separato da quello della pressione interna.

$$u_{PL} = \frac{Sa}{2G} \left\{ \left[\left(\frac{R}{a} \right)^{N_\psi + 1} \left(1 + \frac{2x}{N_\varphi - 1} \right) \sin \varphi \right] \right. \quad (68)$$

$$+ (1 - 2\nu) \left[\left(1 + \frac{2x}{N_\varphi - 1} \right) \left(\left(\frac{R}{a} \right)^{N_\psi + 1} - 1 \right) \right]$$

$$- \left[\left(\frac{1 + N_\psi N_\varphi - \nu(N_\psi + 1)(N_\varphi + 1)}{(N_\varphi + N_\psi)} \right) (1 - \lambda) \right.$$

$$\left. \left. + \frac{2x}{N_\varphi - 1} \right) \left(\left(\frac{R}{a} \right)^{N_\varphi + N_\psi} - 1 \right) \right] \left. \right\}$$

Di conseguenza, la relazione funzionale che descrive la dipendenza degli spostamenti in parete dalla pressione interna per il caso elastoplastico perfetto con legge flusso non associata è la seguente:

$$\frac{2G}{Sa} u_{PL} = f \left[\frac{R}{a} ; \frac{f}{2S} ; (1 - \lambda) ; \varphi ; \psi ; \nu \right] \quad (69)$$

Utilizzando le stesse sostituzioni la relazione (16) che descrive il raggio plastico può essere riscritta come segue:

$$\frac{R}{a} = \left\{ \frac{2 \left[\frac{(1-x)}{(N_\varphi + 1)} + \frac{x}{(N_\varphi - 1)} \right]}{\left[(1-\lambda) + \frac{2x}{(N_\varphi - 1)} \right]} \right\}^{\frac{1}{(N_\varphi - 1)}} \quad (70)$$

Il raggio plastico è funzione quindi dei seguenti parametri:

$$R = f \left[\frac{f}{2S} ; (1 - \lambda) ; \varphi \right] \quad (71)$$

Di conseguenza data la dipendenza dalle stesse grandezze, la relazione funzionale dello spostamento in parete diviene la seguente:

$$\frac{2G}{Sa} u_{PL} = f \left[\frac{f}{2S} ; (1 - \lambda) ; \varphi ; \psi ; \nu \right] \quad (72)$$

Analogamente alla relazione (45), fissato il valore dell'angolo di attrito, φ la variazione del rapporto $f/2S$ è funzione della sola coesione, c mentre il rapporto tra la pressione interna e lo stato di sforzo è espresso in funzione del fattore di rilascio $(1 - \lambda)$.

Vale la pena sottolineare che oltre ai parametri di resistenza del materiale, nel caso elastoplastico compare anche la dipendenza degli spostamenti del cavo dal coefficiente di Poisson. Di fatto, finché il cavo resta in campo elastico, in virtù dei percorsi di carico puramente deviatorici, il modulo di rigidezza a taglio è l'unico parametro elastico necessario a definire gli spostamenti del cavo. Riducendo progressivamente il valore della pressione interna, una volta raggiunte le condizioni di plasticizzazione, il percorso di carico inizia a muoversi lungo il criterio di resistenza a cui invece è associato una variazione sia del deviatore che della pressione media.

L'utilizzo di queste nuove grandezze adimensionali, nella sostanza analoghe a quelle utilizzate da (Anagnostou & Kovari, 1993), però comporta alcuni vantaggi:

- L'utilizzo del modulo di rigidezza a taglio anziché del modulo di Young (utilizzato anche da Carranza Torres, 2003) riduce l'influenza del coefficiente di Poisson, ν sullo spostamento del cavo.
- Per valori del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo maggiori o uguali all'unità ($f/2S \geq 1$), indipendentemente dal valore dell'angolo di attrito, il cavo non sviluppa deformazioni elastoplastiche.
- L'utilizzo del fattore di rilascio per esprimere il rapporto tra la pressione interna e lo stato di sforzo è diffusamente utilizzato in ambito progettuale.

Il valore del fattore di rilascio plastico, λ_{PL} che segna il passaggio da comportamento elastico a comportamento elastoplastico può essere individuato partendo dalla relazione che definisce la tensione radiale plastica (σ_R) (14). Per la continuità il valore della pressione interna alla quale il cavo inizia a plasticizzare coincide con la tensione radiale al contorno del cavo, e quindi:

$$\sigma_R = (1 - \lambda_{PL})S = \frac{2S - f}{N_\varphi + 1} \quad (73)$$

Imponendo $f/2S = x$ si ottiene che:

$$(1 - \lambda_{PL}) = \frac{2(1 - x)}{N_\varphi + 1} \quad (74)$$

Il valore del fattore di rilascio plastico dipende, quindi, dall'angolo di attrito, φ e dal rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo, $f/2S$:

$$(1 - \lambda_{PL}) = f \left(\frac{f}{2S} ; \varphi \right) \quad (75)$$

Indipendentemente dal valore dell'angolo di attrito, per $f/2S = 1$ risulta che $(1 - \lambda_{PL}) = 0$ (fig 37).

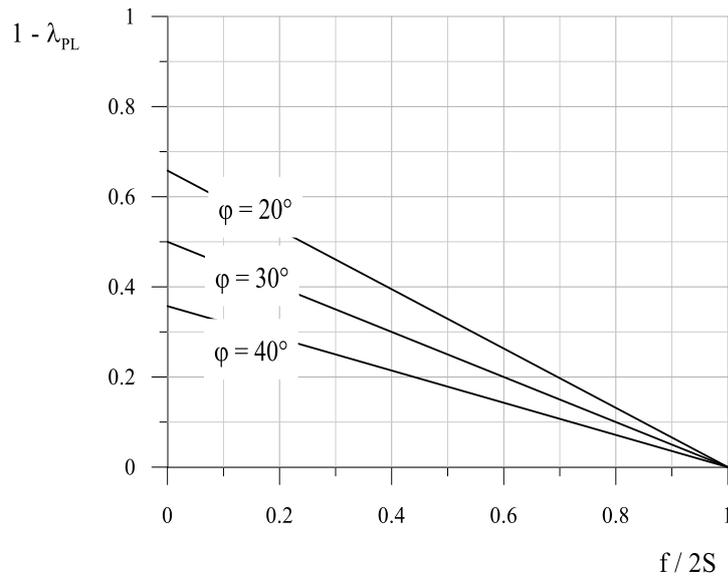


Fig. 40: Rappresentazione del fattore di rilascio plastico in funzione dell'angolo di attrito e del rapporto $f/2S$

Tuttavia finché il valore del fattore di rilascio è inferiore a quello plastico ($\lambda < \lambda_{PL}$) il cavo continua a deformarsi elasticamente e rimane valida la relazione (64) per cui è stato dimostrato che il valore della convergenza adimensionale coincide con il fattore di rilascio ($u^* = \lambda$).

In Fig. 41 sono rappresentate le curve caratteristiche del cavo al variare del rapporto $f/2S$, nel piano adimensionale $1 - \lambda : u^*$ fissato il valore dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson. Per ogni curva caratteristica con un asterisco rosso è segnato il passaggio da comportamento elastico a comportamento elastoplastico individuato attraverso il fattore di rilascio plastico (λ_{PL}).

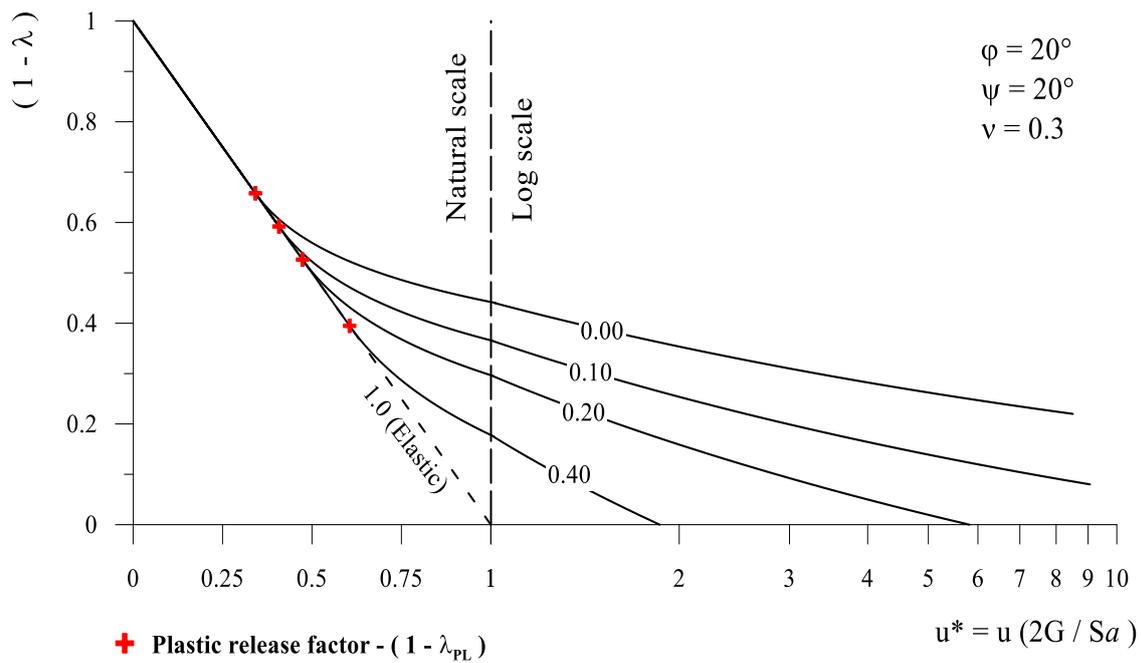
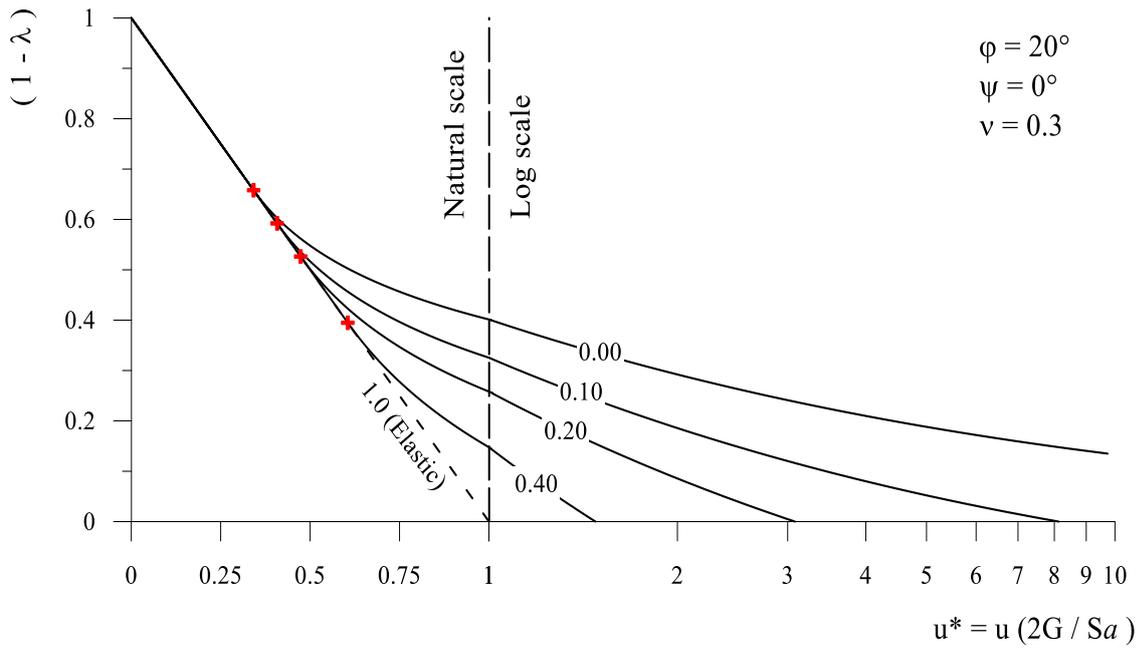


Fig. 41: Curva caratteristica del cavo adimensionale al variare del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo.

In Fig. 42 sono riportati gli spostamenti radiali adimensionali per una galleria non supportata ($\lambda = 1$) in funzione del rapporto $f/2S$ per tre differenti valori dell'angolo di attrito. In alto la legge di flusso è assunta non associata con dilatanza nulla, $\psi = 0^\circ$ mentre in basso la legge di flusso è stata assunta associata, $\psi = \varphi$.

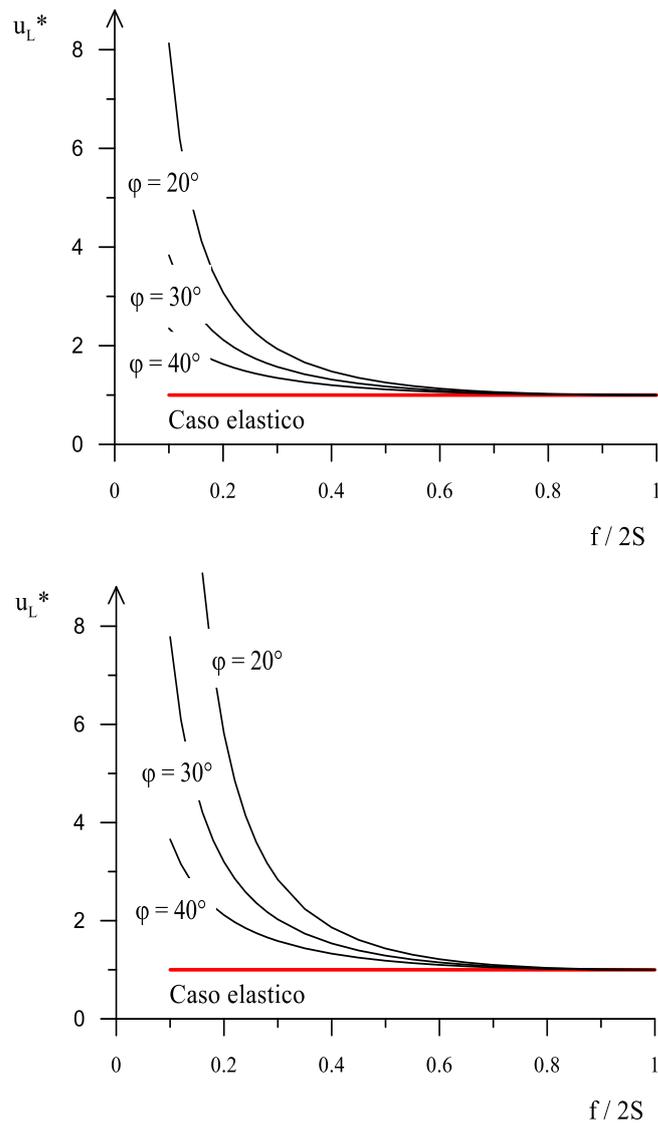


Fig. 42: Convergenza adimensionale del cavo per una galleria non supportata a) Legge di flusso non associata con dilatanza nulla b) Legge di flusso associata.

Le due rappresentazioni mostrano che per valori del rapporto $f/2S > 0.6$, il cavo non sviluppa significative deformazioni di natura elastoplastica e la convergenza finale adimensionale del cavo, anche per bassi valori dell'angolo di attrito ($\varphi = 20^\circ$), è prossima alla soluzione elastica ($u^* \cong 1$). L'entità delle deformazioni elastoplastiche è quindi trascurabile e di conseguenza neppure l'angolo di dilatanza ricopre un ruolo significativo rispetto alla valore di convergenza adimensionale. Al contrario l'angolo di dilatanza incide notevolmente sulla soluzione del problema per valori $f/2S < 0.4$.

Assumendo la resistenza a compressione uniassiale nulla ($f = 0$), la soluzione (68) degenera in quella proposta da Carranza Torres, 2003, in cui il contributo della coesione è equivalente a quello della pressione interna in un mezzo puramente attritivo.

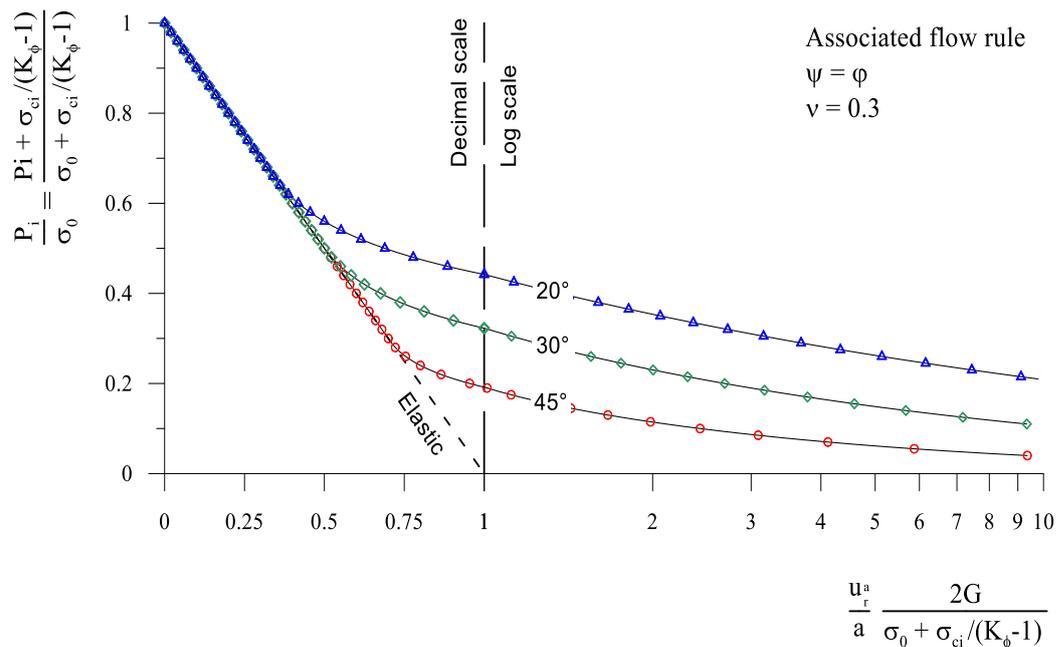
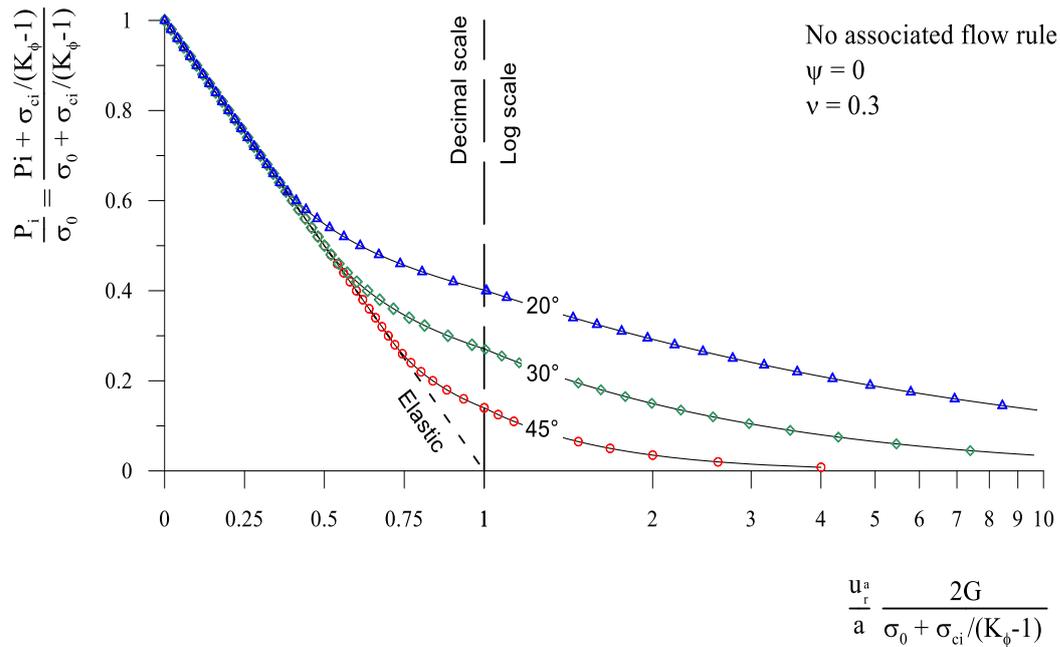


Fig. 43: Confronto con la rappresentazione compatta della curva caratteristica del cavo nel caso di mezzo puramente attritivo a) Legge di flusso non associata e dilatanza nulla b) Legge di flusso associata

In Fig. 43 è riportato il confronto tra le due soluzioni, per tre valori dell'angolo di attrito nel caso di legge di flusso non associata con dilatanza nulla ($\psi = 0^\circ$) e nel caso di legge di flusso associata ($\psi = 20^\circ$). La congruenza dei risultati è implicita nella trasformazione delle tensioni

normali (Fig. 22), utilizzata da Carranza Torres, 2003, che permette di trattare un mezzo coesivo-attribitivo al pari di uno puramente attrittivo.

Di conseguenza, assumendo la resistenza a compressione uniassiale nulla, la formulazione adimensionale proposta in questa tesi può essere utilizzata anche per rappresentare la *curva caratteristica universale del cavo*. Tuttavia in quel caso è necessario mantenere lungo gli assi le grandezze trasformate in cui appare il contributo della coesione altrimenti si farebbe riferimento esclusivamente ad un mezzo puramente attrittivo.

3.1.2.2 Valutazione delle condizioni di equilibrio

Assumendo il rivestimento elastico lineare ed il terreno elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, l'individuazione e l'utilizzo delle grandezze significative del problema permette di ottenere delle rappresentazioni compatte che consentono di valutare le condizioni di equilibrio per il caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo. L'intersezione tra le curve caratteristiche è stata valutata utilizzando le soluzioni in forma chiusa della GRC e della CCS sul piano adimensionale ($1 - \lambda : u^*$) fissato il valore del fattore di rilascio iniziale (λ_0) a cui è univocamente associato, mediante GRC, il valore di convergenza del terreno al momento dell'interazione, u_0^* .

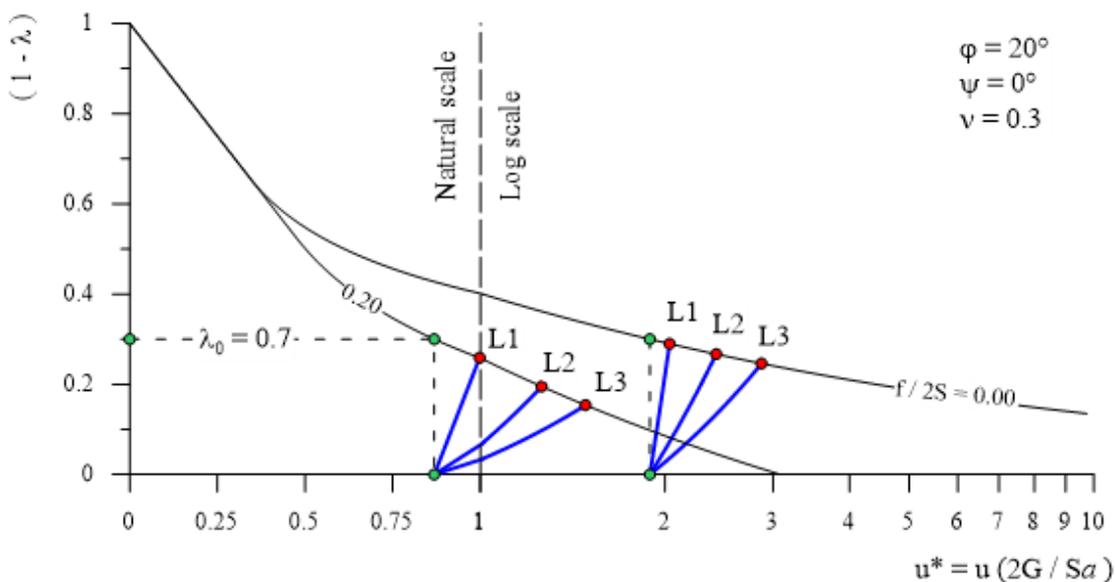


Fig. 44: Interazione tra la curva caratteristica del rivestimento e la curva caratteristica del terreno.

In Fig. 44 è riportata l'applicazione del metodo convergenza-confinamento sul piano adimensionale. In nero sono rappresentate le curve caratteristiche del cavo (ottenute per un

valore dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson) relative a due valori del rapporto $f/2S$ (0 e 0.2) mentre in blu sono rappresentate le curve caratteristiche del rivestimento, caratterizzate da tre valori del rapporto di rigidità relativa ($L1$, $L2$ e $L3$). I pallini in rosso indicano le condizioni di equilibrio ottenute assumendo per i due casi esaminati lo stesso fattore di rilascio ($\lambda_0 = 0.7$).

Vale la pena sottolineare che a parità di fattore di rilascio, la convergenza adimensionale all'interazione (u_0^*), indicata con i pallini in verde, può essere significativamente maggiore al ridursi del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo. Inoltre, è necessario ribadire che le curve caratteristiche del rivestimento nei due casi esaminati, seppure siano caratterizzate dalla stessa pendenza, non sono parallele tra di loro a causa della scala adottata. Tuttavia questa rappresentazione, introdotta da Carranza Torres, 2003, risulta particolarmente efficace per visualizzare l'intera curva caratteristica del cavo anche per bassi valori del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo.

Analogamente al caso elastico (3.1.1.2), l'intersezione tra le due curve caratteristiche è definita una volta noti il coefficiente di interazione, n_0 e la convergenza adimensionale, u_{EQ}^* . Assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, le relazioni funzionali da cui dipendono le condizioni di equilibrio sono:

$$n_0 = \frac{(1 - \lambda_{Eq})}{(1 - \lambda_0)} = \frac{N}{(1 - \lambda_0) Sa} = f \left(\frac{f}{2S}; \lambda_0; \varphi; \psi; \nu; \frac{2G}{K_S} \right) \quad (76)$$

$$u_{EQ}^* = \frac{2G}{Sa} u_{EQ} = f \left(\frac{f}{2S}; \lambda_0; \varphi; \psi; \nu; \frac{2G}{K_S} \right)$$

Dove oltre al rapporto di rigidità relativa ($2G/K_S$), da cui dipende l'interazione nel caso elastico (3.1.1.2), devono essere definiti anche i parametri che caratterizzano la GRC in campo elastoplastico; ovvero il rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale ($f/2S$), l'angolo di attrito (φ), l'angolo di dilatanza (ψ) e il coefficiente di Poisson (ν). Inoltre, poiché non c'è più una dipendenza lineare tra la convergenza e la pressione interna, l'interazione tra terreno e rivestimento dipende anche dal fattore di rilascio iniziale (λ_0) in relazione ai parametri di resistenza del terreno.

Data la contestuale dipendenza sia della convergenza adimensionale (u^*) sia del raggio plastico (R) dalla pressione interna ($1 - \lambda$), a differenza del caso elastico, l'intersezione tra le due curve caratteristiche deve essere ricercata iterativamente caso per caso.

Tuttavia la possibilità di poter valutare le condizioni di equilibrio sul piano adimensionale ha permesso di ridurre il numero di parametri da cui dipende l'interazione e di condurre uno studio parametrico esaustivo al variare delle grandezze significative del problema.

Lo studio parametrico è stato condotto per un valore dell'angolo di attrito, $\varphi = 20^\circ$ e un valore del fattore di rilascio iniziale, $\lambda_0 = 0.7$ al variare del rapporto $f/2S$ e del rapporto di rigidezza relativa $2G/K_S$ (Tabella 3.1). Le stesse elaborazioni sono state eseguite per due valori dell'angolo di dilatanza ($\psi = 0^\circ$ e $\psi = 20^\circ$). Per il terreno il coefficiente di Poisson, $\nu = 0.3$ è stato mantenuto costante.

$f/2S$	$2G/K_S$
0.1	1.00E-03
0.15	4.00E-03
0.20	1.60E-02
0.25	6.40E-02
0.30	1.28E-01
0.40	2.56E-01
0.50	5.12E-01
0.60	1.02E+00
	2.05E+00
	4.10E+00

Tabella 3.1: Grandezze adimensionali del problema.

Le condizioni di equilibrio sono state valutate impiegando le formulazioni adimensionali in forma chiusa della curva caratteristica del cavo in campo elastico (64) e in campo elastoplastico (68) e del rivestimento (65) attraverso la funzione *ricerca obiettivo* di Excel.

L'intersezione tra le due curve caratteristiche è stata ottenuta ricercando il valore di $(1 - \lambda_{EQ})$ per cui era verificata la relazione $u_{GRC}^* - u_{CCS}^* = 0$; dove la convergenza adimensionale del cavo (u_{GRC}^*) fa riferimento alla GRC elastoplastica per $(1 - \lambda_{EQ}) < (1 - \lambda_{PI})$ mentre fa riferimento a quella elastica per $(1 - \lambda_{EQ}) \geq (1 - \lambda_{PI})$.

Per un ulteriore confronto, parallelamente sono stati condotti degli studi numerici utilizzando il codice di calcolo alle differenze finite *Flac7* (Itasca, 2011) assumendo le stesse grandezze significative riportate in Tabella 3.1.

Per tutto lo studio parametrico sono stati mantenuti invariati lo stato di sforzo iniziale, $S = 2000 \text{ kPa}$ il raggio della galleria, $a = 1 \text{ m}$ il coefficiente di Poisson del terreno, $\nu = 0.3$ lo spessore del rivestimento, $t = 0.1 \text{ m}$ ed il rispettivo modulo di Young, $E_r = 25 \text{ GPa}$. Il terreno assunto elastoplastico perfetto, è caratterizzato da un valore dell'angolo di attrito, $\varphi = 20^\circ$ e coefficiente di Poisson $\nu = 0.3$. La coesione, c ed il modulo di rigidità a taglio, G variano in relazione alle grandezze adimensionali stabilite in Tabella 3.2. Le stesse analisi sono state eseguite assumendo la legge di flusso non associata con dilatanza nulla ($\psi = 0^\circ$) e assumendo la legge di flusso associata ($\psi = 20^\circ$).

c	$2G$
[kPa]	[kPa]
140.04	1.25E+03
210.06	5.00E+03
280.08	2.00E+04
350.10	8.00E+04
420.12	1.60E+05
560.17	3.20E+05
700.21	6.40E+05
840.25	1.28E+06
	2.56E+06
	5.12E+06

Tabella 3.2: Valori utilizzati nello studio parametrico numerico

In virtù della geometria del problema e delle ipotesi iniziali, in cui si trascurano le forze di volume, è stato simulato solo un quarto di galleria riducendo così gli oneri computazionali. La mesh di calcolo, scalata rispetto al raggio della galleria, è sufficientemente grande da evitare che le condizioni al contorno interferiscano con la soluzione del problema. L'accuratezza della soluzione è inoltre garantita da un progressivo addensamento della mesh in prossimità del cavo. Per ragioni di simmetria sono stati impediti gli spostamenti in direzione verticale e orizzontale lungo i lati del cavo mentre è applicata una pressione pari allo stato di sforzo iniziale lungo gli altri due bordi della mesh (Fig. 45).

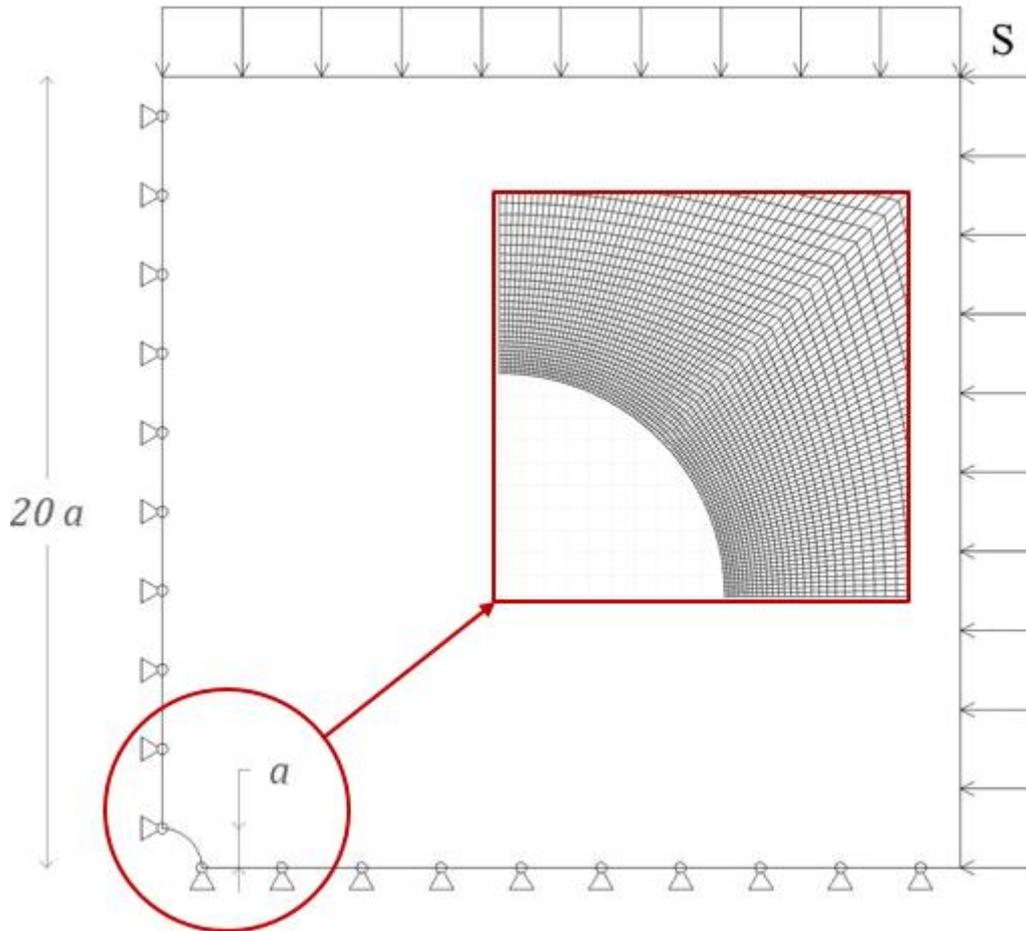


Fig. 45: Mesh di calcolo in condizioni piane

La pressione interna applicata sul profilo di scavo, inizialmente pari allo stato di sforzo in sito S , viene progressivamente ridotta fino a 0 con intervalli $(\Delta\lambda)S = 0.02$ sufficientemente bassi da contenere le forze sbilanciate (Fig. 46). Il rivestimento caratterizzato da un legame di tipo elastico lineare è stato simulato con elementi beam e viene messo ad interagire col terreno una volta che la pressione interna raggiunge un valore pari a $(1 - \lambda_0)S$ e nello specifico di 600 kPa .

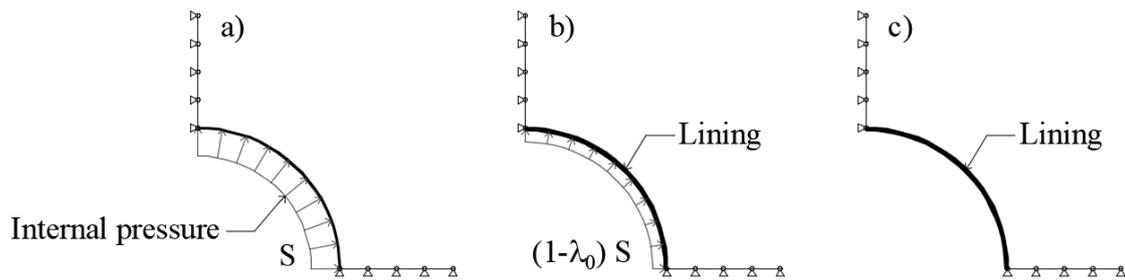


Fig. 46: Analisi numeriche piane tramite metodo dei rilasci

A partire dalla forza assiale nel rivestimento, N e dallo spostamento del cavo, u_{EQ} sono stati calcolati il coefficiente di interazione di n_0 e la convergenza adimensionale all'equilibrio u_{EQ}^* mediante le relazioni inverse (76):

$$n_0 = \frac{N}{S\alpha(1 - \lambda_0)} \quad (77)$$

$$u_{EQ}^* = u_{EQ} \frac{2G}{S\alpha}$$

Nel caso elastoplastico poiché non sussiste più una relazione lineare tra la convergenza adimensionale ed il fattore di rilascio non è possibile mediante il valore di n_0 risalire al valore di convergenza adimensionale. Per questo motivo è stato necessario valutare caso per caso il valore di convergenza all'equilibrio u_{EQ}^* .

3.1.2.3 Confronto tra le soluzioni analitiche e quelle numeriche

La formulazione adimensionale della GRC proposta, in cui il contributo della coesione e della pressione interna sono indipendenti tra di loro, ha permesso di valutare le condizioni di equilibrio sul piano adimensionale $(1 - \lambda) : u^*$. Inoltre, la riduzione del numero di variabili ha consentito di condurre uno studio parametrico esaustivo e di ottenere delle rappresentazioni compatte che permettono rapidamente di valutare il carico sul rivestimento e gli spostamenti del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio.

Il confronto tra i risultati ottenuti attraverso le formulazioni adimensionali e quelli ottenuti tramite le simulazioni numeriche vengono riportati in Fig. 47 e Fig. 48.

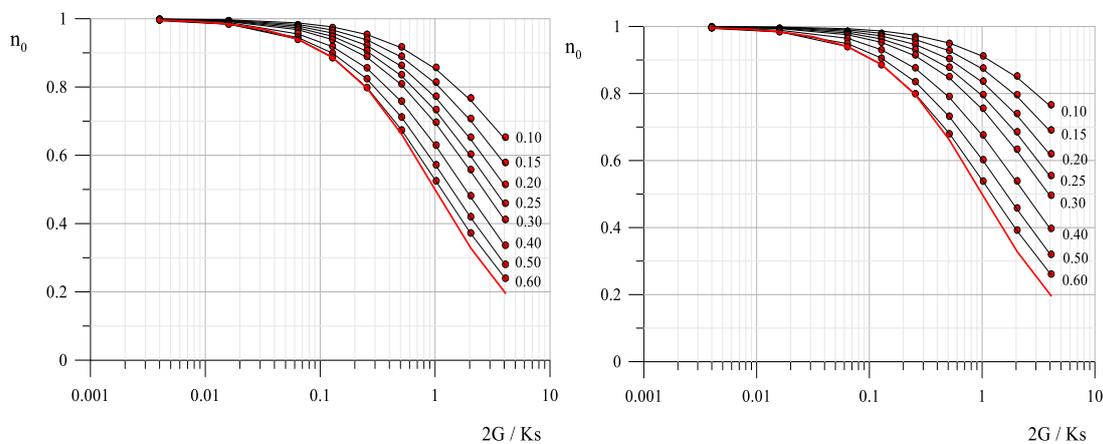


Fig. 47: Coefficiente di interazione n_0 al variare del rapporto $f\sqrt{2S}$.

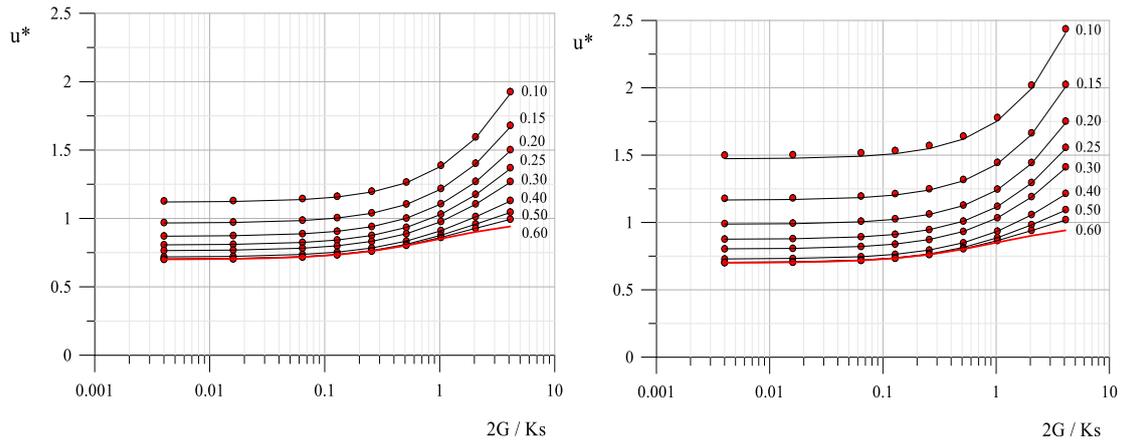


Fig. 48: Convergenza adimensionale all'equilibrio u_{EQ}^* al variare del rapporto $f/2S$.

In ciascun grafico le soluzioni ottenute analiticamente sono state interpolate con una linea continua nera mentre i corrispettivi valori ottenuti tramite simulazione numerica vengono rappresentati con pallini rossi. Ciascuna curva in nero fa riferimento ad un rapporto $f/2S$ mentre la curva rossa rappresenta il caso elastico ($f/2S = 1$) le cui soluzioni sono riportate in 3.1.1.2.

Come già osservato nel caso elastico un incremento del rapporto di rigidezza relativa comporta una riduzione dell'aliquota dello stato di sforzo agente sul rivestimento ed un incremento della convergenza adimensionale raggiunte le condizioni di equilibrio. Al crescere delle plasticizzazioni, e quindi al ridursi del rapporto $f/2S$, è associato un incremento del carico e della convergenza finale. Si può osservare che rispetto alla soluzione elastica, in relazione al rapporto di rigidezza relativa, per bassi valori del rapporto $f/2S$ si possono avere valori del carico all'equilibrio e della convergenza adimensionale significativamente maggiori. Tuttavia vale la pena sottolineare che le differenze osservate in termini di convergenza adimensionale (u_{EQ}^*) sono dovute principalmente alla differenza di convergenza adimensionale all'interazione (u_0^*) come già evidenziato in Fig. 44. Al crescere dell'angolo di dilatanza, fissate le restanti grandezze significative, si osserva un incremento sia in termini di coefficiente di interazione (n_0) sia in termini di convergenza adimensionale (u_{EQ}^*). Anche in questo caso tali differenze crescono in ragione dell'entità delle plasticizzazioni sviluppate. Di fatto, dal confronto delle soluzioni ottenute assumendo la legge di flusso non associata con dilatanza nulla e il caso di legge di flusso associata si osservano differenze trascurabili per valori del rapporto $f/2S = 0.6$. Il confronto tra le soluzioni analitiche e quelle numeriche conferma l'esattezza delle formulazioni adimensionali e della procedura utilizzata per la valutazione delle condizioni di equilibrio.

Nello spazio $n_0 : 2G/K_S : f/2S$ e $u^* : 2G/K_S : f/2S$ le curve di ciascun grafico rappresentano una superficie. In altre parole per ogni valore dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson esistono tante superfici quanti sono i valori del fattore di rilascio iniziale. In Fig. 49 sono riportate le superfici relative a tre valori del fattore di rilascio iniziale (0.3 – 0.5 – 0.7) per un valore dell'angolo di attrito, $\varphi = 20^\circ$ dell'angolo di dilatanza, $\psi = 0^\circ$ e del coefficiente di Poisson, $\nu = 0.3$. Questa rappresentazione mostra che l'incremento del fattore di rilascio iniziale determina un incremento dei coefficienti adimensionali all'equilibrio. Fissati i parametri che caratterizzano il problema, l'incremento del fattore di rilascio all'interazione determina maggiori convergenze del cavo all'equilibrio in accordo con la relazione:

$$u_{EQ} = u_{EQ}^* \frac{Sa}{2G}$$

Tuttavia è necessario sottolineare che l'incremento del fattore di rilascio, seppur comporti un incremento di n_0 , non determina un incremento del carico all'equilibrio in accordo con la relazione:

$$q = S n_0 (1 - \lambda_0)$$

Lo studio parametrico eseguito mostra che l'incremento del coefficiente di interazione n_0 è sempre inferiore dell'incremento del fattore di rilascio che lo determina ($\Delta n_0 < \Delta \lambda_0$) e di conseguenza il carico agente sul rivestimento risulta essere sempre inferiore al crescere del fattore di rilascio.

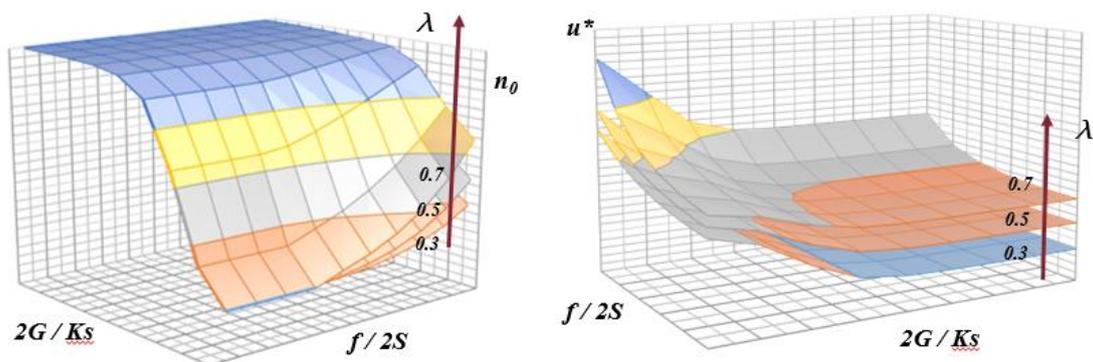


Fig. 49: Superfici ottenute per tre differenti valori del fattore di rilascio

Le soluzioni in forma chiusa della curva caratteristica del cavo e della curva caratteristica del rivestimento hanno permesso di affrontare analiticamente il problema di interazione tra terreno

e rivestimento in condizioni di deformazione piana utilizzando il ben noto metodo convergenza-confinamento. È stato dimostrato che la relazione funzionale da cui dipendono gli effetti di interazione e le condizioni di equilibrio è costituita dalle grandezze significative da cui dipende l'interazione in campo elastico ($2G/K_S$) e dai parametri da cui dipendono gli spostamenti del cavo in campo elastoplastico ($f/2S$; λ_0 ; φ ; ψ ; ν).

L'individuazione delle grandezze significative del problema ha permesso quindi di condurre uno studio parametrico esaustivo volto a valutare gli effetti di ciascuna grandezza in gioco attraverso l'utilizzo le relazioni funzionali (76). La riduzione del numero di variabili, infine, ha permesso di ottenere una rappresentazione compatta delle condizioni di equilibrio al variare delle grandezze significative del problema fissato il valore dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson.

3.2 Galleria circolare e stato di sforzo iniziale anisotropo

Assumendo lo stato di sforzo iniziale anisotropo, gli spostamenti in parete non sono più uniformi ma dipendono dall'angolo ϑ che definisce la posizione del generico punto lungo la circonferenza. In questo caso non esiste una relazione univoca tra la pressione interna e gli spostamenti radiali lungo il profilo di scavo (GRC).

Lo studio degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento non può essere affrontato analiticamente e le condizioni di equilibrio devono essere ricercate mediante l'utilizzo di analisi numeriche.

La componente deviatorica dello stato di sforzo, inoltre, comporta una distribuzione disuniforme dello sforzo normale e la nascita di momenti flettenti lungo il supporto che devono necessariamente essere valutati per il corretto dimensionamento delle strutture di sostegno.

Se i parametri di resistenza del terreno sono sufficientemente grandi, in relazione allo stato di sforzo in sito, il terreno non sviluppa significative deformazioni plastiche e si può quindi ricorrere alle soluzioni presenti in letteratura per la valutazione delle caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti (35).

Se l'entità delle deformazioni plastiche non è più trascurabile, pur assumendo per il terreno un semplice legame di tipo elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, è necessario ricorrere all'utilizzo di codici di calcolo per la determinazione delle condizioni di equilibrio. La soluzione del problema deve essere inoltre ricercata caso per caso poiché l'elevato numero di variabili, da cui dipende l'interazione tra terreno e rivestimento, non permette neppure di condurre studi parametrici esaustivi.

In questo paragrafo, l'individuazione delle grandezze significative ha permesso di ridurre il numero di variabili da cui dipende il problema e di condurre uno studio parametrico completo per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

Le relazioni funzionali che definiscono le caratteristiche di sollecitazione nei rivestimenti e gli spostamenti in parete del cavo sono state ottenute estendendo al caso elastoplastico perfetto le soluzioni proposte per il caso elastico.

A partire dai risultati delle analisi sono stati definiti dei coefficienti di interazione per la valutazione dello sforzo normale, n_{ϑ} e del momento flettente, m_{ϑ} degli sforzi di taglio, t_{ϑ} e degli spostamenti radiali del cavo, u_{ϑ}^* una volta raggiunte le condizioni di equilibrio al variare dell'angolo ϑ .

3.2.1 Relazione funzionale da cui dipendono gli effetti di interazione

Assumendo il comportamento del terreno di tipo elastico, esistono delle soluzioni approssimate per la valutazione dello sforzo normale e del momento flettente sui rivestimenti (35) in funzione dell'angolo ϑ . Note le caratteristiche di sollecitazione \bar{N} , ΔN e M_{max} , invertendo le relazioni è possibile quindi valutare i coefficienti adimensionali:

$$n_0 = \frac{2 \bar{N}}{(1 + K_0) (1 - \lambda_0) S_v a} = f(\beta; v) \quad (78)$$

$$n_1 = \frac{2 \Delta N}{(1 - K_0) (1 - \lambda_0) S_v a \cos 2\vartheta} = f(\alpha; v)$$

$$m = \frac{2 M_{max}}{(1 - K_0) (1 - \lambda_0) S_v a^2 \cos 2\vartheta} = f(\alpha; v)$$

Anagnostou e Kovari, 1993, riformulando il sistema di equazioni differenziali che governa la risposta deformativa di una generica apertura in un mezzo elastoplastico perfetto, dimostrano che indipendentemente dalla geometria del problema e dalle condizioni iniziali ed al contorno gli spostamenti del cavo dipendono dalla relazione funzionale (44). Nella trattazione del problema, per questioni di semplicità, lo stato di sforzo iniziale è stato assunto isotropo (Fig. 23). Tuttavia le stesse considerazioni restano valide indipendentemente dalle condizioni iniziali ed al contorno e possono quindi essere estese al caso anisotropo aggiungendo all'interno della relazione funzionale il coefficiente, K_0 per tenere in conto dell'anisotropia:

$$\frac{E}{\sigma_0 L} u_c = f \left(\frac{c}{\sigma_0}; \frac{\sigma_s}{\sigma_0}; \nu; \varphi; \psi; \vartheta; K_0 \right) \quad (79)$$

Per il caso isotropo, la relazione funzionale da cui dipendono gli effetti di interazione e le condizioni di equilibrio è costituita dalle grandezze significative da cui dipende l'interazione in campo elastico e dai parametri da cui dipendono gli spostamenti del cavo in campo elastoplastico (3.1.2.2).

Assumendo valide le stesse considerazioni, la relazione funzionale da cui dipendono le condizioni di equilibrio (CE) per il caso anisotropo è quindi la seguente:

$$CE = f \left(\frac{c}{\sigma_0}; \frac{\sigma_s}{\sigma_0}; \nu; \varphi; \psi; \vartheta; K_0; \alpha; \beta \right) \quad (80)$$

Si può facilmente dimostrare che il rapporto di rigidezza flessionale, α è una funzione del rapporto di rigidezza normale, β e del rapporto tra il quadrato del raggio della galleria e il quadrato dello spessore del rivestimento, a^2/t^2 :

$$\alpha = 12 \beta \frac{a^2}{t^2} \quad (81)$$

La relazione funzionale (80) può essere quindi riscritta come segue:

$$CE = f \left(\frac{c}{\sigma_0}; \frac{\sigma_s}{\sigma_0}; \nu; \varphi; \psi; \vartheta; K_0; \frac{t}{a}; \beta \right) \quad (82)$$

Come grandezza geometrica di riferimento è stato utilizzato il rapporto tra lo spessore del rivestimento ed il raggio della galleria per ragioni applicative. Si tratta di un rapporto intuitivo con un chiaro significato fisico generalmente compreso tra 0.1 e 0.3 nell'ambito dello scavo in meccanizzato.

Per le ragioni descritte nel 3.1.2.1, nel proseguo di questa tesi, si farà riferimento alle grandezze significative introdotte per il caso isotropo del tutto equivalenti a quelle utilizzate da Anagnostou e Kovari, 1993:

$$CE = f \left(\frac{f}{2S}; \lambda_0; \nu; \varphi; \psi; \vartheta; K_0; \frac{t}{a}; \beta \right) \quad (83)$$

Si può notare che il rapporto di rigidezza normale utilizzato da Duddeck & Herdman, 1982 è del tutto analogo al rapporto di rigidezza relativa $2G/K_s$ definito nel 3.1.2.2. Nel seguito con β

verrà quindi indicato il rapporto tra due volte il modulo di rigidezza a taglio del terreno e il modulo di rigidezza del rivestimento:

$$\beta = \frac{2G}{K_s} \quad (84)$$

Tuttavia è necessario evidenziare che i vantaggi associati all'utilizzo del modulo di rigidezza a taglio, invece del modulo di Young, vengono meno nel caso di stato di sforzo iniziale anisotropo in virtù dei differenti percorsi di carico.

In definitiva la relazione funzionale da cui dipendono gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento è la seguente:

$$CE = f \left(\frac{f}{2S}; \lambda_0; \nu; \varphi; \psi; \vartheta; K_0; \frac{t}{a}; \frac{2G}{K_s} \right) \quad (85)$$

Rispetto al caso isotropo è necessario quindi definire tre ulteriori variabili; la posizione del punto lungo il profilo di scavo, ϑ il coefficiente di spinta in quiete, K_0 ed il rapporto tra lo spessore del rivestimento ed il raggio della galleria, t/a .

La relazione funzionale ottenuta è stata validata attraverso uno studio parametrico in cui si dimostra che, mentendo invariate le grandezze significative del problema, i coefficienti adimensionali di interazione da cui dipendono gli spostamenti del cavo e le caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti non variano. Le condizioni di equilibrio sono state valutate utilizzando il codice di calcolo alle differenze finite *Flac7* (Itasca, 2011) utilizzando la stessa mesh impiegata e descritta nel paragrafo precedente. L'accuratezza della mesh è stata già verificata implicitamente attraverso il confronto con i risultati ottenuti dallo studio analitico per la valutazione delle condizioni di equilibrio (Fig. 47; Fig. 48).

In questo caso, data l'anisotropia dello stato di sforzo iniziale, la pressione applicata sul contorno destro della mesh è pari al valore della tensione orizzontale in sito definita come $S_h = K_0 S_v$. La pressione interna applicata sul profilo di scavo, inizialmente pari allo stato di sforzo in sito lungo le pareti del cavo S_{sito} (i.e. $q = S_h$ al piede e $q = S_v$ in corona), viene progressivamente ridotta fino a 0 con intervalli $(\Delta\lambda)S_{sito} = 0.02$ sufficientemente bassi da contenere le forze sbilanciate. Il rivestimento è simulato con elementi beam e viene messo ad interagire col terreno una volta che la pressione interna ha raggiunto un valore pari a $(1 - \lambda_0) S_{sito}$ (Fig. 50).

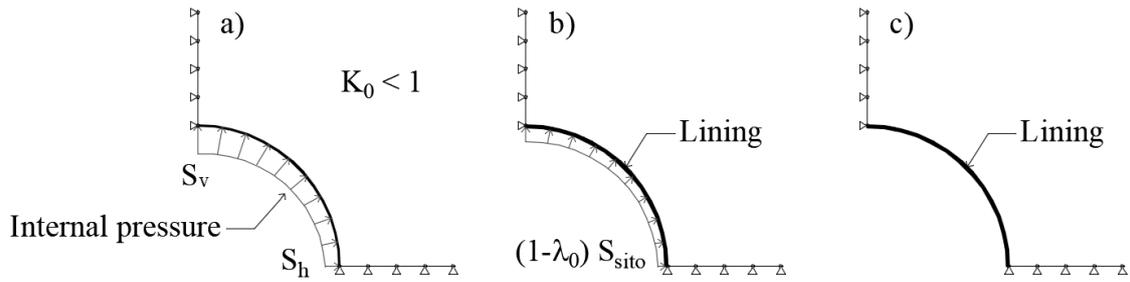


Fig. 50: Analisi numeriche piane tramite metodo dei rilasci – Caso anisotropo

Per validare la relazione funzionale (85) sono stati condotti tre set di analisi numeriche in cui è stato variato il rapporto tra lo spessore del rivestimento, t ed il raggio della galleria, a mentre i restanti parametri sono stati mantenuti costanti (Tabella 3.3).

φ	ψ	ν	K_0	λ_0	$f/2S_v$	β	t/a
20	0	0.3	0.5	0.7	0.1	0.384	0.05
							0.07
							0.09
							0.11
							0.13

Tabella 3.3: Grandezze significative

Il rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale verticale, $f/2S_v$ è stato assunto uguale a 0.1 in modo da garantire elevate plasticizzazioni nell'intorno del cavo. Analogamente il fattore di rilascio, λ_0 è stato fissato pari a 0.7 per assicurare lo sviluppo di deformazioni elastoplastiche prima che il terreno inizi ad interagire col rivestimento.

φ	ψ	ν	K_0	λ_0	S_v	a	c	E_r	E_t	t
°	°				kPa	m	kPa	GPa	GPa	m
20	0	0.3	0.5	0.7	500	1	35	30	0.75	0.05
									1.05	0.07
									1.35	0.09
									1.65	0.11

Caso 1										1.95	0.13	
φ	ψ	ν	K_0	λ_0	S_v	a	c	E_r	E_t	t		
°	°				kPa	m	kPa	GPa	GPa	m		
20	0	0.3	0.5	0.7	1000	3	70	30	0.75	0.15		
									1.05	0.21		
									1.35	0.27		
									1.65	0.33		
Caso 2										1.95	0.39	

Tabella 3.5: Parametri di input del caso 2

Caso 2										1.95	0.39	
φ	ψ	ν	K_0	λ_0	S_v	a	c	E_r	E_t	t		
°	°				kPa	m	kPa	GPa	GPa	m		
20	0	0.3	0.5	0.7	2000	6	140	30	0.75	0.30		
									1.05	0.42		
									1.35	0.54		
									1.65	0.66		
Caso 3										1.95	0.78	

Tabella 3.6: Parametri di input del caso 3

I tre set di analisi (Caso 1, Caso 2 e Caso 3) sono stati simulati assumendo differenti valori dello stato di sforzo iniziale verticale, S_v della coesione, c del raggio della galleria, a e dello spessore del rivestimento, t (Tabella 3.4 - Tabella 3.5 - Tabella 3.6). Vale la pena sottolineare che per poter mantenere il rapporto di rigidezza relativa ($\beta = cost.$), cambiando il rapporto t/a , è necessario modificare la rigidezza del terreno come riportato nelle tabelle precedenti.

3.2.1.1 Risultati

Nel caso di stato di sforzo anisotropo, assumendo il comportamento del terreno e del rivestimento di tipo elastico, Duddeck & Herdman, 1982 propongono delle soluzioni approssimate per la valutazione della forza assiale e del momento flettente al variare dell'angolo

ϑ . Le relazioni proposte dipendono da dei coefficienti di interazione n_0 , n_1 ed m che a loro volta sono funzione del coefficiente di Poisson, ν e del rapporto di rigidezza normale, β , analogo al rapporto di rigidezza relativa $2G/K_s$, e del rapporto di rigidezza flessionale, α . Per il caso di stato di sforzo iniziale isotropo, nel 3.1.2.2 è stato dimostrato utilizzando le soluzioni in forma adimensionale che, assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto ed il rivestimento elastico lineare, l'interazione è governata dal rapporto di rigidezza relativa e dalle grandezze da cui dipendono gli spostamenti radiali del cavo assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto. Tali considerazioni sono state adottate anche per il caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale anisotropo individuando così la relazione funzionale da cui dipende l'interazione tra terreno e rivestimento. All'interno della relazione, analogamente al caso isotropo, compaiono i rapporti di rigidezza relativa, da cui dipende l'interazione in campo elastico e le grandezze adimensionali da cui dipendono gli spostamenti del cavo in campo elastoplastico. In Fig. 51 - Fig. 52 - Fig. 53 - Fig. 54 sono riportati i risultati ottenuti per i tre casi analizzati (Tabella 3.4 - Tabella 3.5 - Tabella 3.6) in termini di forza assiale, N momento flettente, M sforzo di taglio, T e spostamento radiale, u in cui ciascuna curva fa riferimento ad un diverso valore del rapporto tra lo spessore del rivestimento ed il raggio della galleria. In ragione dei crescenti valori dello stato di sforzo iniziale e del raggio della galleria assunti per i tre set di analisi, sia le caratteristiche di sollecitazione sul rivestimento che gli spostamenti del cavo aumentano passando dal Caso 1 al Caso 3. È interessante notare che la forza assiale non è influenzata dal rapporto tra lo spessore del rivestimento ed il raggio della galleria ma dipende solo dal rapporto di rigidezza normale, assunto costante per tutti i casi.

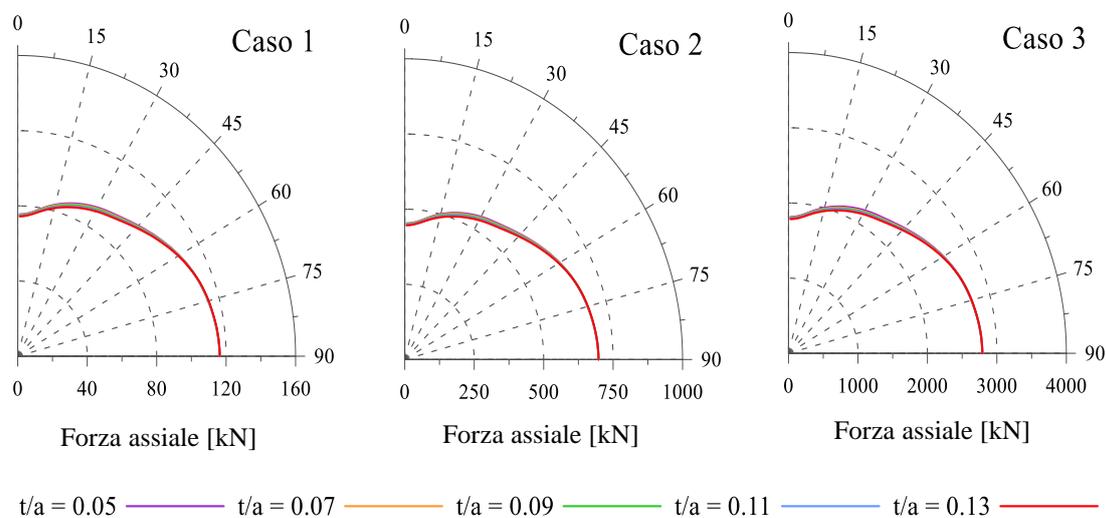


Fig. 51: Forza assiale.

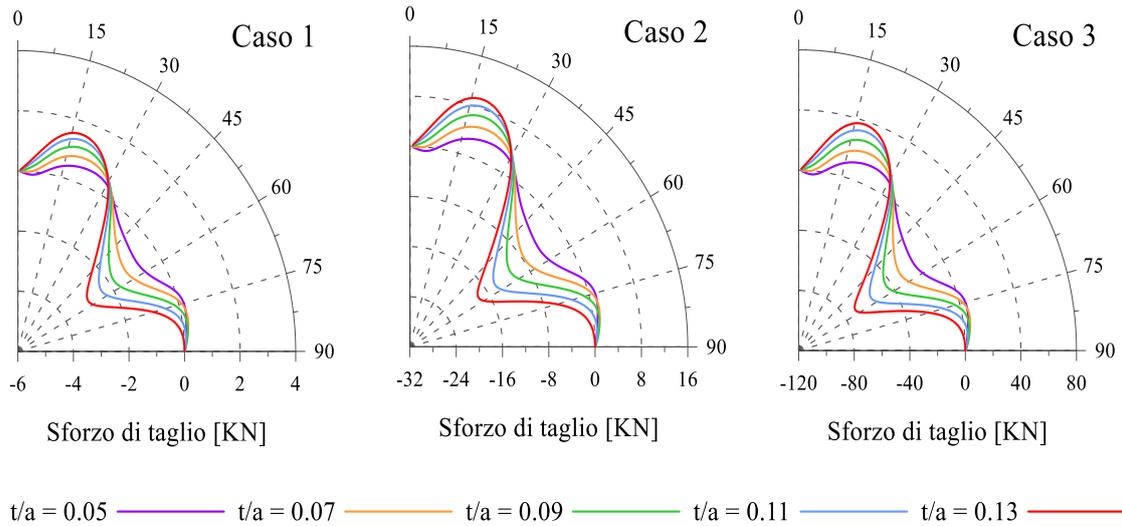


Fig. 52: Sforzo di taglio.

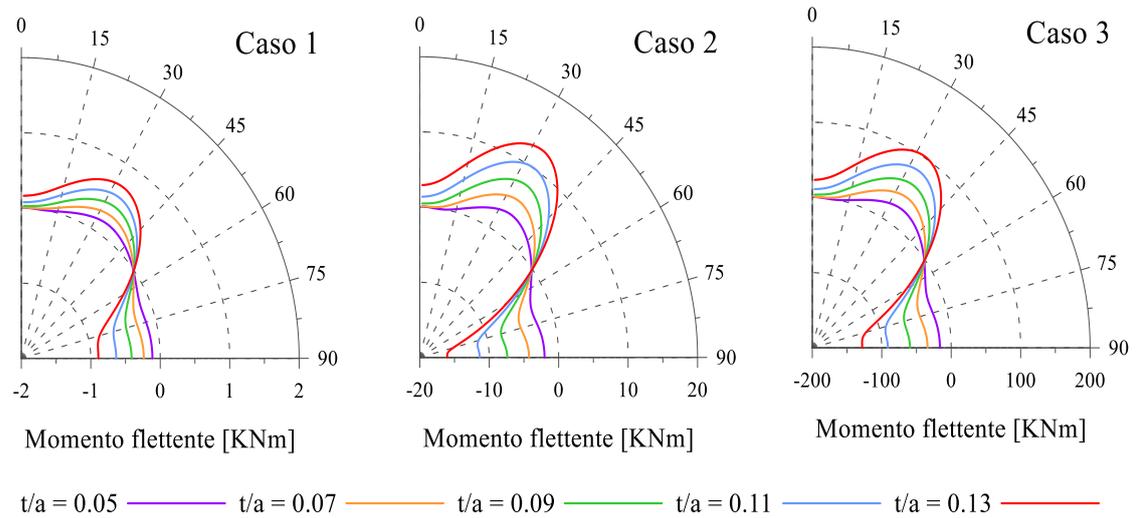


Fig. 53: Momento flettente.

Tuttavia, a differenza del caso elastico, a causa della diversa estensione delle zone plasticizzate nell'intorno del cavo al variare dell'angolo ϑ , sia lo sforzo normale (Fig. 51) che il momento flettente (Fig. 53) mostrano un andamento non più funzione di $\cos 2\vartheta$.

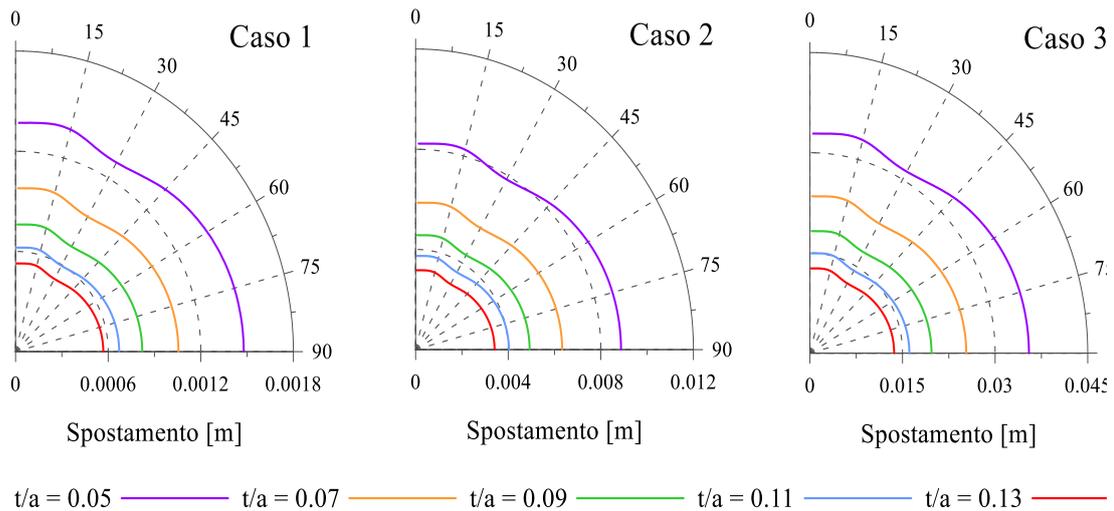


Fig. 54: Spostamenti del cavo.

In termini percentuali, invece, si nota che il rapporto t/a potrebbe essere significativo nella valutazione dello sforzo di taglio (Fig. 52) e del momento flettente (Fig. 53). Tuttavia, tale considerazione è implicita nella ben nota dipendenza del momento flettente dal rapporto di rigidezza flessionale il cui valore, fissato il rapporto di rigidezza normale, è funzione del solo rapporto tra lo spessore del rivestimento e il raggio della galleria. In particolare al crescere di t/a si osserva un incremento degli sforzi di taglio e dei momenti flettenti.

È necessario sottolineare che le differenze osservate in termini di spostamenti in Fig. 54 sono legate al diverso modulo di rigidezza a taglio del terreno, utilizzato per le diverse analisi al fine di mantenere il rapporto di rigidezza normale costante al variare del rapporto tra lo spessore del rivestimento ed il raggio della galleria. L'analisi dei risultati ottenuti mostra che, nei tre casi studiati, le caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti e gli spostamenti del cavo hanno lo stesso andamento al variare dell'angolo ϑ .

Utilizzando delle relazioni funzionali, analoghe alla (78), sono stati definiti dei coefficienti di interazione per la valutazione delle caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti e per gli spostamenti del cavo al variare dell'angolo ϑ :

$$n_{\vartheta} = N_{\vartheta} \frac{2S_v}{(1 + K_0)(1 - \lambda_0) a} \quad (86)$$

$$m_{\vartheta} = M_{\vartheta} \frac{2S_v}{(1 - K_0)(1 - \lambda_0) a^2}$$

È stato definito, inoltre, un nuovo coefficiente di interazione per la valutazione degli sforzi di taglio, t_{ϑ} :

$$t_{\theta} = T_{\theta} \frac{2S_v}{(1 - K_0)(1 - \lambda_0) a}$$

In accordo con la relazione (72), la convergenza adimensionale è valutata attraverso la relazione:

$$u_{\theta}^* = u_{\theta} \frac{2G}{S_v a}$$

Dove, fissato il coefficiente di Poisson, il modulo di Young (E) può essere sostituito col modulo di rigidezza taglio (G).

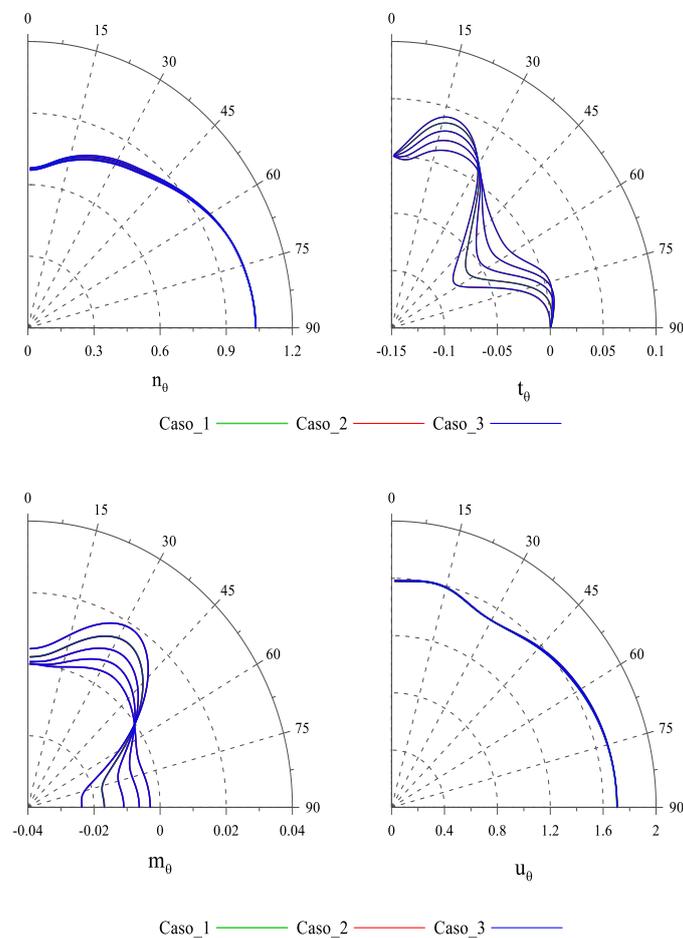


Fig. 55: Coefficienti di interazione

In Fig. 55 è riportato il confronto tra i coefficienti di interazione ottenuti per i tre casi analizzati. I risultati ottenuti confermano la dipendenza delle condizioni di equilibrio dalla relazione funzionale (85). Seppure non sia possibile ottenere una soluzione in forma chiusa per la valutazione delle caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti e degli spostamenti del cavo,

la riduzione del numero di variabili permette di condurre studi parametrici esaustivi al variare dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson.

3.2.2 Studio parametrico

A partire dalla relazione funzionale (85), da cui dipende l'interazione tra terreno e rivestimento, è stato condotto uno studio parametrico esaustivo per un valore dell'angolo di attrito ($\varphi = 20^\circ$) dell'angolo di dilatanza ($\psi = 0^\circ$) e del coefficiente di Poisson ($\nu = 0.3$). Gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento sono stati valutati utilizzando il codice di calcolo alle differenze finite *Flac7* (Itasca, 2011) e impiegando la stessa mesh di calcolo descritta nel 3.1.2.2. Per ciascuna analisi è stato fissato il valore della tensione verticale ($S_v = 2000 \text{ KPa}$) e del raggio della galleria ($a = 1 \text{ m}$) mentre i restanti parametri sono stati valutati in funzione delle grandezze adimensionali stabilite in Tabella 3.7.

φ	ψ	ν	t/a	K_0	λ_0	$f/2S$	β
20	0	0.3	0.1	0.5	0.5	0.1	0.77E-04
			0.2	0.7	0.7	0.15	3.08E-03
			0.3	0.9	0.9	0.20	1.23E-02
				1.11		0.25	4.92E-02
				1.43		0.30	0.98E-02
				2.00		0.40	1.97E-01
						0.50	3.94E-01
						0.60	0.78E-01
							1.58E+00
							3.15E+00

Tabella 3.7: Grandezze significative assunte per lo studio parametrico.

Il range di variabilità delle grandezze significative è sufficientemente esteso da includere un elevato numero di contesti applicativi.

Il rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo è stato fatto variare tra 0.1 e 0.6 poiché valori maggiori comportano deformazioni prevalentemente di natura elastica. Tuttavia vale la pena sottolineare che in relazione all'anisotropia dello stato di sforzo

e al fattore di rilascio all'interazione ($\lambda_0 > 0.9$) il cavo potrebbe manifestare deformazioni elastoplastiche non trascurabili anche per valori del rapporto $f/2S > 0.60$.

Per il coefficiente di spinta in quiete (K_0) sono stati scelti tre valori compresi tra 0.5 e 0.9 poiché, contestualmente a bassi valori del rapporto $f/2S$, valori inferiori non hanno alcun significato fisico in quanto comportano stati tensionali iniziali inammissibili col criterio di resistenza. Avendo trascurato le forze di volume, i risultati dello studio parametrico possono essere utilizzati anche per i valori riportati in rosso in Tabella 3.7, semplicemente assumendo per l'angolo ϑ il sistema di riferimento b riportato in Fig. 56.

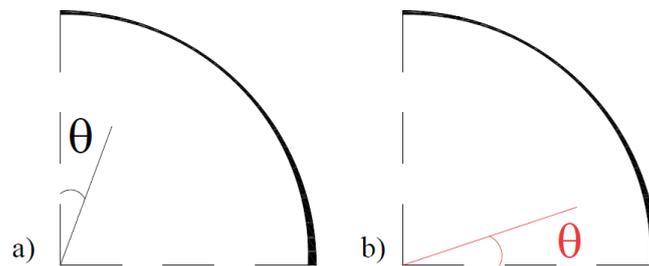


Fig. 56: Sistema di riferimento per i valori del coefficiente di spinta in quiete a) inferiori di uno e b) maggiori di 1

Il rapporto di rigidezza normale (β) è stato fatto variare di cinque ordini di grandezza; si passa da valori estremamente piccoli ($0.77E-04$), in cui il rivestimento può considerarsi infinitamente rigido, fino a valori maggiori dell'unità ($3.15E+00$).

Infine, per il fattore di rilascio e per il rapporto tra lo spessore del rivestimento e il raggio della galleria (t/a), sono stati assunti tre diversi valori all'interno dei tipici range di variabilità che si incontrano durante la progettazione di una galleria profonda.

Il numero di variabili del problema non permette di ottenere una rappresentazione compatta dei coefficienti di interazione e delle convergenze adimensionale al variare dell'angolo ϑ . Di conseguenza solo alcuni dei risultati dello studio parametrico sono stati presentati utilizzando dei diagrammi polari. Per poter valutare il peso di ciascun parametro nella valutazione degli effetti di interazione, una rappresentazione compatta dei risultati è stata ottenuta utilizzando i valori medi di n_ϑ , t_ϑ e u_ϑ^* ed il valore massimo $m_{\vartheta-max}$.

3.2.2.1 Risultati

L'individuazione della relazione funzionale, da cui dipende l'interazione tra terreno e rivestimento, ha permesso di ridurre il numero di variabili del problema e di condurre uno studio

parametrico esaustivo per un valore dell'angolo di attrito ($\varphi = 20^\circ$), dell'angolo di dilatanza ($\psi = 0^\circ$) e del coefficiente di Poisson ($\nu = 0.3$).

In Fig. 57 sono rappresentati i coefficienti di interazione e la convergenza adimensionale, al variare dell'angolo ϑ , per un valore del fattore di rilascio ($\lambda_0 = 0.7$), del coefficiente di spinta in quiete ($K_0 = 0.7$) e del rapporto tra spessore del rivestimento e raggio della galleria ($t/a = 0.2$). In alto, fissato il rapporto di rigidezza normale ($\beta = 0.394$), sono riportati i risultati ottenuti per sei valori del rapporto $f/2S$.

Analogamente al caso isotropo, al crescere delle plasticizzazioni si osserva un incremento delle caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti (n_ϑ , t_ϑ e m_ϑ) e della convergenza adimensionale del cavo (u_ϑ^*) una volta raggiunte le condizioni di equilibrio. Per bassi valori del rapporto $f/2S$, come constatato nel 3.2.1.1, i coefficienti di interazione n_ϑ e m_ϑ mostrano un andamento irregolare non più funzione del $\cos 2\vartheta$.

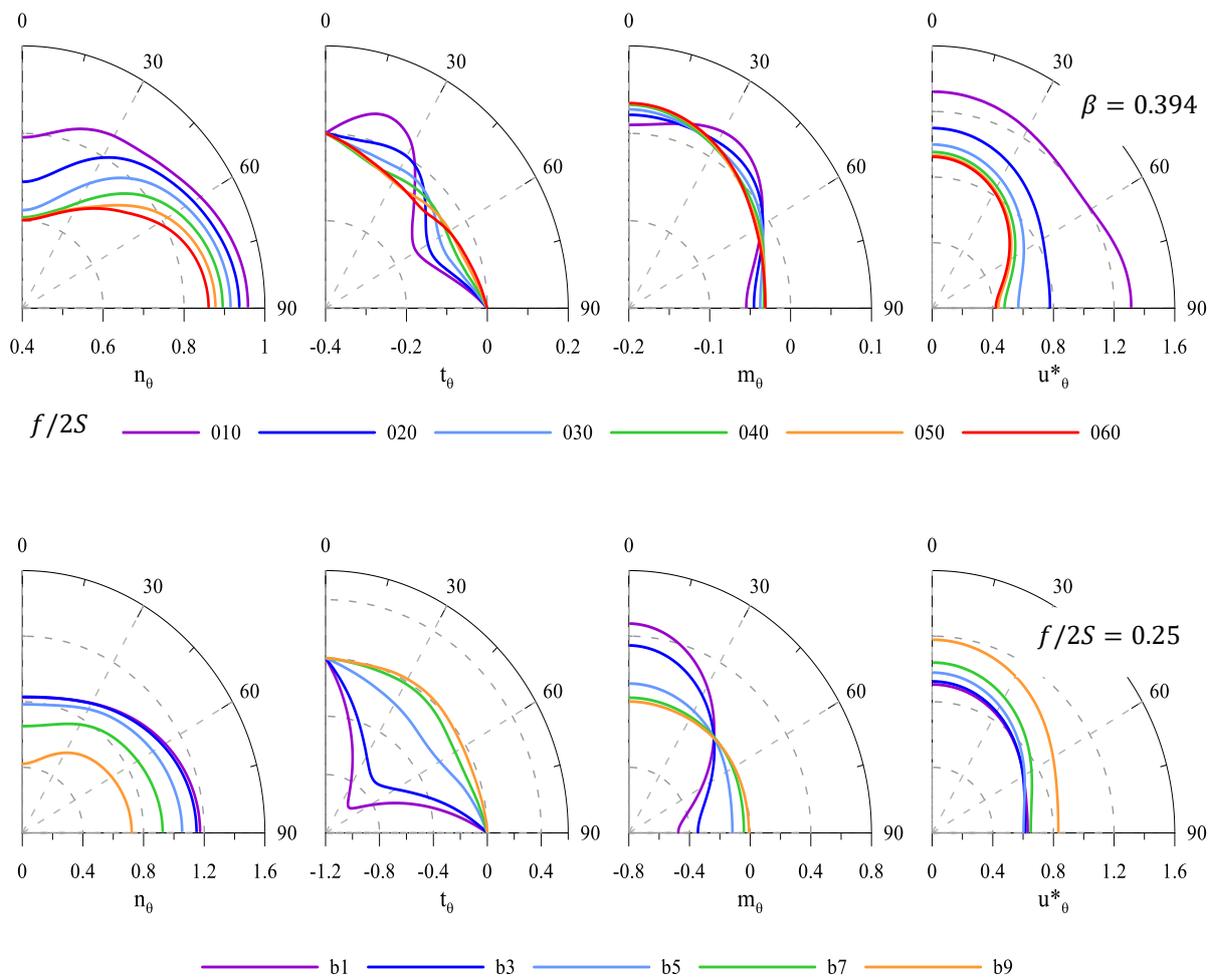


Fig. 57: Confronto al variare del rapporto tra resistenza a compressione uniaxiale e due volte lo stato di sforzo (in alto) e al variare del rapporto di rigidezza normale (in basso).

Tuttavia, al crescere del rapporto $f/2S$, riducendosi l'entità delle deformazioni elastoplastiche i risultati tendono alle soluzioni in forma chiusa proposte per il caso elastico.

In basso, fissato il rapporto $f/2S = 0.25$, sono rappresentati i risultati ottenuti per cinque valori del rapporto di rigidezza normale; al crescere di β ($b_1 \rightarrow b_6$) si osserva una riduzione dei coefficienti di interazione ed un incremento delle convergenze adimensionali del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio. È interessante osservare che per valori del rapporto di rigidezza normale ($\beta \cong 1E - 03$) il rivestimento può essere considerato infinitamente rigido e, indipendentemente dal valore delle altre grandezze significative, le caratteristiche di sollecitazione possono essere valutate mediante le soluzioni presenti in letteratura (35). Vale la pena sottolineare che le considerazioni appena fatte sono sempre valide, indipendentemente dal valore del coefficiente di spinta in quiete e del rapporto tra lo spessore del rivestimento e il raggio della galleria. I diagrammi polari, seppure rappresentino esaustivamente i risultati di ciascuna analisi, non permettono di ottenere una rappresentazione compatta dell'intero studio parametrico. In Fig. 58 e in Fig. 59 sono riportati i risultati ottenuti per tre valori del rapporto $f/2S$. Per ciascuna analisi sono stati rappresentati i valori medi dei coefficienti n_ϑ , t_ϑ e u_ϑ^* e il valore massimo di $m_{\vartheta-max}$, poiché l'inversione dei momenti comporta valori sempre mediamente nulli indipendentemente dalle grandezze significative. In questo modo i risultati di ciascuna analisi sono rappresentati sinteticamente da solo quattro valori. In Fig. 58 sono rappresentati i valori medi del coefficiente n_ϑ (n) e della convergenza adimensionale u_ϑ^* (u^*) in funzione del rapporto di rigidezza relativa β . In ciascun grafico sono riportati i risultati ottenuti per tre valori del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo; in blu quelli relativi a $f/2S = 0.1$, in rosso quelli relativi a $f/2S = 0.25$ e in verde quelli relativi a $f/2S = 0.6$. Analogamente a quanto osservato per il caso isotropo (3.1.2.3), i risultati mostrano che al crescere delle plasticizzazioni ($\lambda_0 \uparrow$ e $f/2S \downarrow$) aumenta sia il coefficiente n che le convergenze adimensionali u^* . Inoltre, anche in questo caso, l'incremento del rapporto di rigidezza relativa (β) comporta una riduzione dello sforzo normale sul rivestimento e un incremento della convergenza adimensionale all'equilibrio. Come osservato nel 3.2.1.1, i risultati confermano che lo sforzo normale e la convergenza adimensionale del cavo sono indipendenti dal rapporto t/a indipendentemente dal valore che assumono le restanti grandezze significative. Finché l'entità delle deformazioni elastoplastiche è contenuta ($\lambda_0 \leq 0.5 \cup f/2S \geq 0.25$), in accordo con la soluzione elastica (34), il valore del coefficiente n non è influenzato neppure dal coefficiente di spinta in quiete. Tuttavia si osserva che al crescere

delle plasticizzazioni ($\lambda_0 \uparrow$ e $f/2S \downarrow$) inizia ad esserci una dipendenza dall'entità dell'anisotropia.

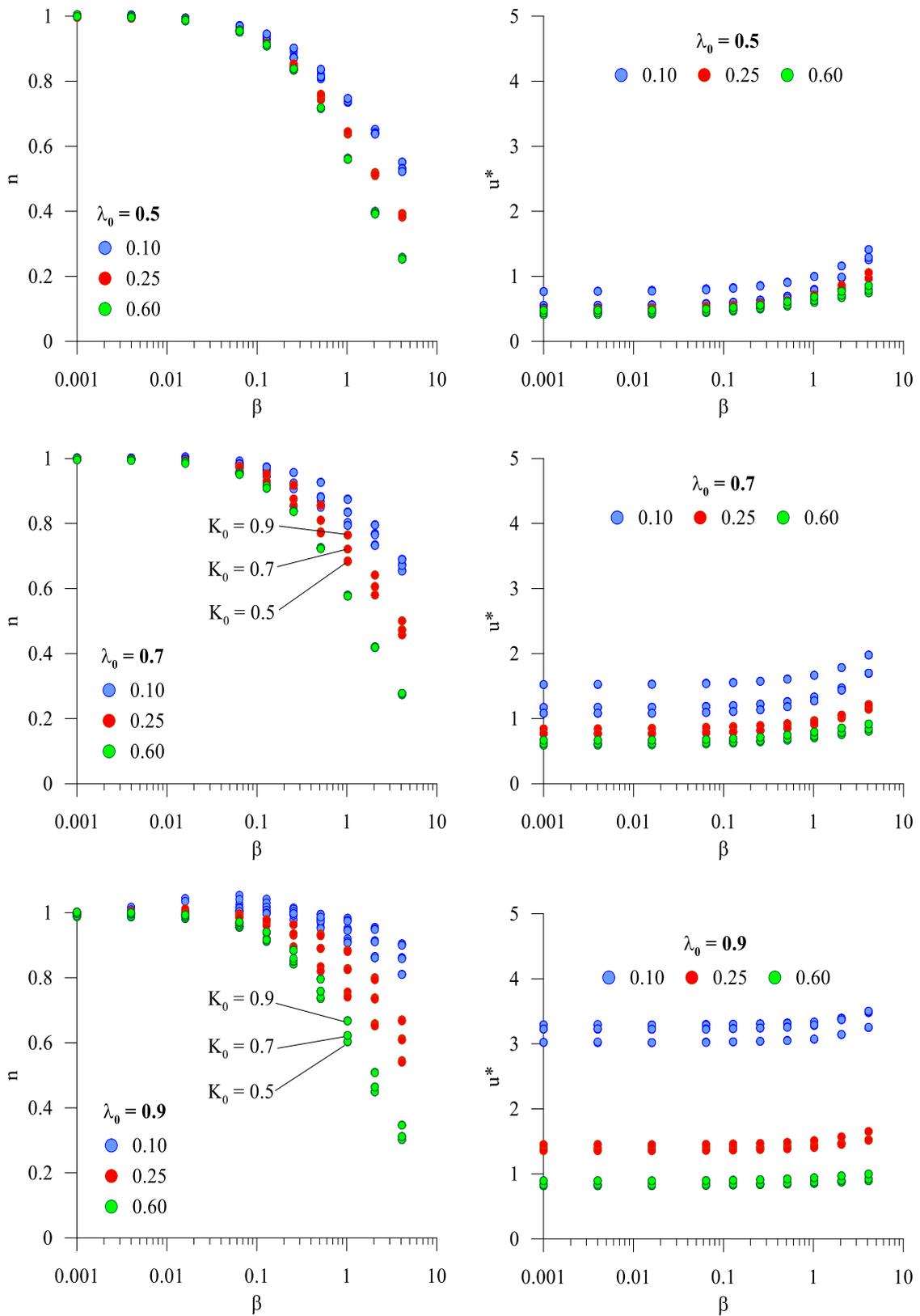
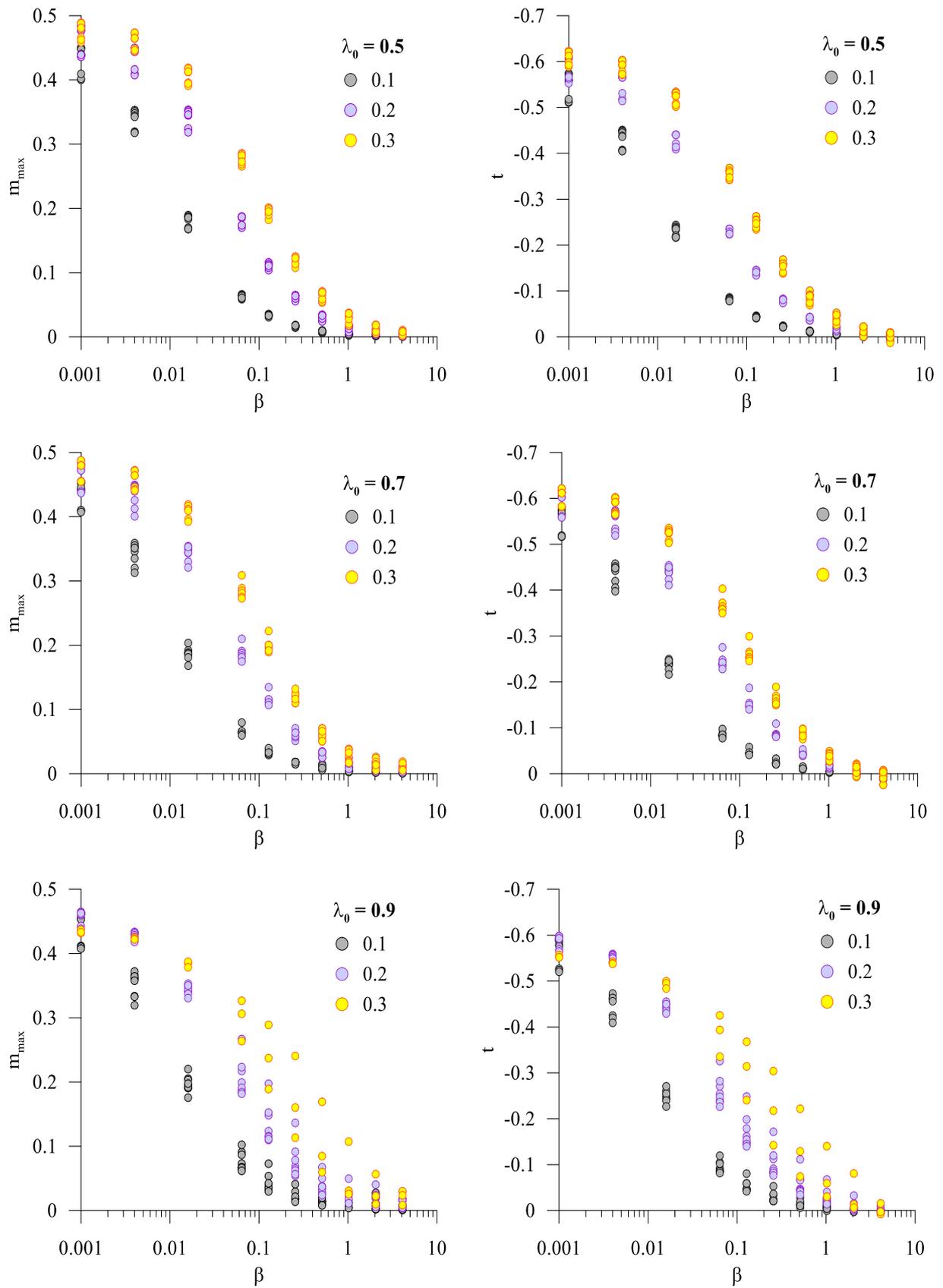


Fig. 58: Coefficiente di interazione medio, n e convergenza adimensionale media u^* .

Fig. 59: Coefficienti di interazione m e t .

In Fig. 59 sono rappresentati i valori massimi di m_{g-max} (m_{max}) e il valore medio di t_g (t) al variare del rapporto di rigidezza normale β . Anche questa volta ciascun grafico fa riferimento ad un valore del fattore di rilascio. In giallo sono riportati i risultati ottenuti per $t/a = 0.1$, in rosa quelli relativi a $t/a = 0.2$ e in nero quelli relativi a $t/a = 0.3$ per gli stessi tre valori del rapporto $f/2S$ (0.1 – 0.25 – 0.6).

I risultati evidenziano il grande peso che ricopre il rapporto t/a nella valutazione dei coefficienti m_{max} e t . Tuttavia, tale considerazione è implicita nella ben nota dipendenza del momento flettente e degli sforzi di taglio dal rapporto di rigidezza flessionale il cui valore, fissato il rapporto di rigidezza normale, è funzione del solo rapporto tra lo spessore del rivestimento e il raggio della galleria. In particolare l'incremento di t/a comporta un incremento degli sforzi di taglio e dei momenti flettenti.

Per tenere in conto contestualmente del rapporto di rigidezza relativa e del rapporto tra lo spessore del rivestimento e il raggio della galleria, in Fig. 60, sono stati rappresentati i coefficienti di interazione m_{max} e t in funzione del rapporto di rigidezza flessionale (α). In celeste sono riportati i risultati relativi a $\lambda_0 = 0.5$, in viola i risultati relativi a $\lambda_0 = 0.7$ e in arancione i risultati relativi a $\lambda_0 = 0.9$ mentre la curva in nero rappresenta la soluzione elastica (34) ottenuta da Duddeck & Herdman, 1982. Si osserva, analogamente al caso elastico, una forte dipendenza dei momenti flettenti dal rapporto di rigidezza flessionale, indipendentemente dai parametri di resistenza del terreno, dal fattore di rilascio e dal coefficiente di spinta in quiete. Si ribadisce che le stesse considerazioni possono essere fatte anche per il coefficiente di interazione t .

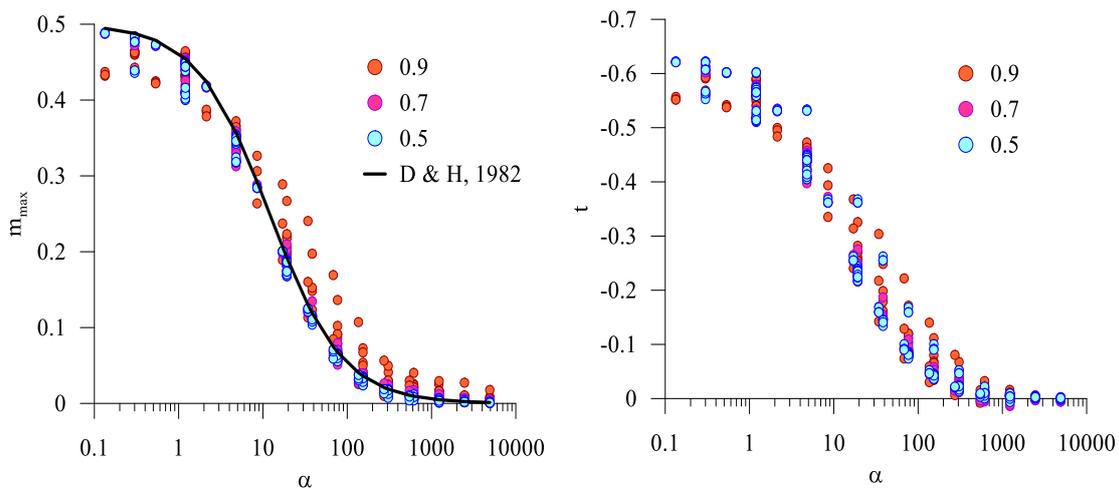


Fig. 60: Coefficienti di interazione, m e t in funzione del rapporto di rigidezza flessionale

L'analisi dei risultati ha evidenziato la dipendenza dei coefficienti di interazione e delle convergenze adimensionali dal coefficiente di spinta in quiete, al crescere del fattore di rilascio e al ridursi del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo. Questo effetto è derivato dalla ben nota dipendenza del raggio plastico e degli spostamenti del cavo dall'anisotropia dello stato di sforzo (Wong & Kaiser, 1991 – Anagnostou & Kovari, 1993). Tuttavia le relazioni inverse utilizzate (86), proposte per il caso elastico, riducono significativamente la dispersione dei risultati e permettono di individuare un range più ristretto all'interno del quale sono contenute tutte le soluzioni. Seppur questa elaborazione dei risultati non sia esaustiva, poiché non permette di conoscere l'effettiva distribuzione delle caratteristiche di sollecitazione e degli spostamenti del cavo al variare dell'angolo ϑ , consente di valutare preliminarmente le grandezze necessarie al dimensionamento dei rivestimenti di una galleria profonda. Ciononostante, i risultati ottenuti, raccolti all'interno di un database, permetterebbero di predisporre di una banca dati contenente tutte le soluzioni del problema in forma discreta.

3.3 Conclusioni

Il metodo dei rilasci è un approccio diffusamente utilizzato in ambito progettuale per studiare gli effetti di interazione in condizioni di deformazione piana. Nel caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo, assumendo il comportamento del terreno e del rivestimento elastico lineare, si possono ottenere delle soluzioni in forma chiusa per la valutazione delle condizioni di equilibrio (3.1.1). Per il caso anisotropo, Einstein & Schwartz, 1979 forniscono delle espressioni esatte per la determinazione dello sforzo normale e del momento flettente in funzione dei rapporti di rigidezza normale e flessionale. Per valori di $\beta \ll \alpha$, come usualmente si verifica in pratica, invece si possono adottare le espressioni semplificate proposte da Duddeck & Herdman, 1982.

Assumendo per il terreno un semplice legame di tipo elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb, non è più possibile ottenere soluzioni in forma chiusa per la valutazione delle condizioni di equilibrio. Tuttavia, per il caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo, le condizioni di equilibrio possono essere valutate iterativamente utilizzando le soluzioni in forma chiusa della curva caratteristica del cavo e del rivestimento. Assumendo lo stato di sforzo iniziale anisotropo è invece necessario ricorrere all'impiego dei codici di calcolo (FEM o DEM) i quali permettono di simulare differenti condizioni iniziali e al contorno. Ciononostante l'elevato numero di variabili non permette di condurre uno studio parametrico completo, al variare dei parametri che governano l'interazione tra terreno e

rivestimento. Inoltre, data l'incertezza dei parametri meccanici del terreno e la variabilità in termini di geologia e copertura lungo il tracciato, in fase progettuale è necessario ricorrere a studi numerici di sensibilità spesso onerosi dal punto di vista computazionale.

L'individuazione delle grandezze significative che governano l'interazione tra terreno e rivestimento, ha però consentito di condurre degli studi parametrici esaustivi per un valore dell'angolo di attrito, dell'angolo di dilatanza e del coefficiente di Poisson. Nel caso di stato di sforzo iniziale isotropo le condizioni di equilibrio sono state valutate individuando l'intersezione tra le due curve caratteristiche sul piano adimensionale, attraverso la funzione "ricerca obiettivo" di Excel. Assumendo lo stato di sforzo iniziale anisotropo i coefficienti di interazione e le convergenze adimensionali, una volta raggiunte le condizioni di equilibrio, sono state valutate utilizzando il codice di calcolo alle differenze finite *Flac7*.

I risultati provenienti dallo studio analitico e numerico sono stati utilizzati per costruire degli abachi adimensionali per la valutazione dei coefficienti di interazione e delle convergenze adimensionali una volta raggiunte le condizioni di equilibrio. L'estensione dello studio parametrico ha permesso di indagare il peso di ciascuna grandezza significativa del problema nella valutazione degli effetti di interazione.

Le relazioni funzionali utilizzate sono state ottenute estendendo al caso elastoplastico le espressioni semplificate proposte da Duddeck & Herdman, 1982: ai rapporti di rigidità relativa, che governano l'interazione tra terreno e rivestimento per il caso elastico, si aggiungono le grandezze da cui dipende la risposta deformativa di una generica apertura all'interno di un mezzo elastoplastico perfetto (Anagnostou & Kovari, 1993).

Seppure non sia possibile ottenere una soluzione in forma chiusa per la valutazione degli effetti di interazione, la riduzione del numero di variabili ha permesso di condurre uno studio parametrico sufficientemente esteso da includere qualsiasi possibile contesto applicativo.

I risultati ottenuti, raccolti all'interno di un database, permettono di predisporre di una banca dati contenente tutte le soluzioni del problema in forma discreta. Inoltre, l'archivio può essere utilizzato come data input durante la fase di training e di testing di tecniche di Intelligenza Artificiale, consentendo di esplorare gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento anche per valori delle grandezze significative non presenti all'interno dello studio parametrico.

Le relazioni funzionali tengono esplicitamente in conto della presenza del rivestimento e delle sue caratteristiche geometriche e meccaniche in campo elastoplastico perfetto e della convergenza all'interazione mediante il fattore di rilascio.

In ambito progettuale, l'utilizzo dell'Intelligenza Artificiale, consentirebbe di ridurre notevolmente i tempi di progettazione e di condurre studi di sensibilità ad ampio spettro. Inoltre,

durante la realizzazione dell'opera, permetterebbe di predisporre di uno strumento di back-analysis in cantiere.

In ragione della geometria del problema, i risultati dello studio parametrico sono direttamente utilizzabili solo nell'ambito dello scavo in meccanizzato. Le relazioni funzionali dovrebbero essere estese al caso di scavo in tradizionale analizzando sezioni policentriche e differenti tecniche di supporto.

4. Valutazione del fattore di rilascio

Il metodo dei rilasci è un approccio diffusamente utilizzato in ambito progettuale per simulare la tridimensionalità del problema in condizioni di deformazione piana. Il valore del fattore di rilascio all'interazione è valutato attraverso la curva caratteristica del cavo, nota la convergenza alla quale il terreno inizia ad interagire col rivestimento (u_0). A sua volta, il valore di u_0 è determinato attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti (LDP) in corrispondenza della distanza dal fronte alla quale avviene l'interazione.

Nella formulazione originale del metodo convergenza-confinamento (CC), il profilo longitudinale degli spostamenti è valutato attraverso delle espressioni approssimate che fanno riferimento al caso di galleria non supportata. Tuttavia, è ben noto che la curva convergenza-distanza dal fronte è influenzata dalla presenza del rivestimento, dalle operazioni di scavo e dagli interventi di stabilizzazione del fronte. Le differenze osservate comportano in genere una sottostima nella valutazione del carico all'equilibrio che rendono solo approssimate le soluzioni ottenute attraverso il metodo CC.

Assumendo il profilo di scavo circolare e lo stato di sforzo iniziale isotropo, le operazioni di scavo e la presenza dei supporti possono essere simulati in condizioni assialsimmetriche utilizzando il ben noto *step by step method* o il cosiddetto calcolo stazionario (Nguyen Minh & Corbetta, 1992). Gli stessi metodi, inoltre, permettono di considerare anche un'eventuale pressione applicata al fronte di scavo.

La consapevolezza dell'influenza di questi fattori, nella valutazione degli effetti di interazione in condizioni assialsimmetriche, ha spinto vari ricercatori a proporre modifiche del procedimento CC che, pur restando nell'ambito di un modello 2D, fornissero risultati più realistici. Attraverso analisi assialsimmetriche, Bernaud & Rousset, 1992, constatano che il profilo longitudinale degli spostamenti dipende dal rapporto di rigidezza relativa rivestimento-terreno (K_S / E) e propongono un metodo semplificato (NIM) che consente di tenere in conto dell'installazione del supporto a diverse distanze dal fronte di scavo. Oke et al., 2013, per considerare la presenza del rivestimento suggeriscono delle modifiche all'espressione della curva convergenze-distanza dal fronte proposta da Vlachopoulos & Diederichs, 2009 per il caso di galleria non supportata.

Tuttavia, i metodi proposti presentano evidenti limiti d'impiego nello scavo in meccanizzato poiché in questo caso la distanza di interazione tra il terreno e i supporti non è nota a priori ma

dipende dalla geometria della TBM. Inoltre le stesse espressioni non considerano neppure gli effetti un'eventuale pressione applicata al fronte.

Assumendo il profilo di scavo circolare e mantenendo invariata la distanza di interazione, Fortsakis et al., 2013 mostrano che l'entità del carico finale sul rivestimento può essere considerevolmente superiore rispetto al caso di fronte non supportato, in relazione alla geometria del problema e alle caratteristiche meccaniche del terreno e del rivestimento.

Dunque, il profilo longitudinale degli spostamenti, necessario per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione, deve essere valutato di volta in volta in relazione allo specifico problema al finito. Inoltre, data l'incertezza dei parametri meccanici del terreno e la variabilità in termini di geologia e copertura lungo il tracciato, in fase progettuale è necessario ricorrere a studi numerici di sensibilità, onerosi dal punto di vista computazionale.

In questo capitolo, i risultati di un esteso studio parametrico in condizioni assialsimmetriche, condotto per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza, hanno consentito di ottenere degli abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio sul rivestimento in funzione delle operazioni di scavo, dalle fasi di avanzamento e dalle tecniche di supporto del fronte sia per lo scavo in tradizionale che per lo scavo in meccanizzato.

Per lo scavo in tradizionale, gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento sono stati simulati applicando una pressione equivalente al fronte di scavo (Peila, 1994). Per lo scavo in meccanizzato è stata proposta una nuova procedura che consente di tenere in conto della geometria della macchina assumendo a priori la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia ad interagire coi supporti. I risultati mostrano che l'applicazione di una pressione sul fronte di scavo modifica il fattore di rilascio all'interazione solo per valori del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale inferiori a 0.60.

4.1 Scavo in tradizionale

Lo scavo in tradizionale rappresenta un metodo di scavo flessibile che si rivela molto efficace in presenza di ammassi rocciosi instabili e mutevoli e in caso di geometrie delle sezioni di dimensioni variabili e complesse.

Per scavo in tradizionale si intendono tutte quelle tecniche in cui non è coinvolta una TBM (Tunnel Boring Machine). Si tratta di un processo ciclico in cui le fasi di scavo si alternano a interventi di miglioramento e/o di rinforzo del fronte e di consolidamento del cavo mediante calcestruzzo proiettato, centine metalliche e armature. La tecnica di scavo utilizzata dipende

dalla natura del terreno e richiede l'ausilio di mezzi meccanici (i.e. frese puntuali, martelloni etc.) o l'impiego di esplosivi (usati per rocce dure).

È ormai ben noto, da numerosi studi sperimentali e numerici, che il profilo longitudinale degli spostamenti è influenzato dalle caratteristiche meccaniche del nucleo di avanzamento, ovvero dalla porzione di terreno ancora da scavare antistante al fronte di scavo, oltre che dalla presenza del rivestimento. Per poter simulare tutti gli aspetti del problema è necessario ricorrere ad analisi numeriche tridimensionali che permettono di modellare la reale geometria del problema. In alternativa il problema può essere affrontato in condizioni di deformazione piana utilizzando il ben noto metodo dei rilasci (Hoek, 2001 – Graziani et al., 2005) che consente di tenere in conto di diversi aspetti (i.e. fasi di scavo, interventi di stabilizzazione del fronte etc.) attraverso l'utilizzo di un parametro fittizio. Il fattore di rilascio è valutato mediante il profilo longitudinale degli spostamenti che indipendentemente dalla geometria del problema fa riferimento al caso di galleria circolare e stato di sforzo iniziale isotropo. Dietro queste ipotesi il processo di scavo e gli interventi di consolidamento al fronte possono essere simulati in condizioni assialsimmetriche.

Assumendo il fronte di scavo non sostenuto, vari autori hanno suggerito delle espressioni che consentono di valutare rapidamente il profilo longitudinale degli spostamenti al variare delle caratteristiche meccaniche dei supporti e della distanza di installazione (Bernaud & Rousset, 1992 - Oke et al., 2013). Graziani et al., 2005 invece hanno proposto degli abachi adimensionali per la determinazione del fattore di rilascio sul rivestimento provvisorio in funzione della velocità di scavo in relazione al processo di maturazione del calcestruzzo proiettato.

Come già detto gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento influenzano notevolmente il profilo longitudinale degli spostamenti e di conseguenza il carico agente sui supporti una volta raggiunte le condizioni di equilibrio (Lunardi, 1994; Peila et al., 1996). Fortsakis et al., 2013 dimostrano che, mantenendo invariata la distanza di installazione dei supporti e le caratteristiche meccaniche del rivestimento, il carico all'equilibrio può raggiungere valori fino all'80% maggiori di quelli che si otterrebbero nel caso di fronte non sostenuto. Ciononostante non esistono degli strumenti che, pur restando nell'ambito di un modello 2D, permettano di tenere contestualmente in conto di tutte le operazioni di scavo.

In questo paragrafo, i risultati di uno studio parametrico esaustivo, condotto in condizioni assialsimmetriche, sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali. I nomogrammi ottenuti consentono di valutare il fattore di rilascio sul rivestimento di prima fase al variare delle grandezze significative del problema per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di

dilatanza. In accordo con Peila, 1994 e Fortsakis et al., 2013 gli interventi di consolidamento sono stati simulati applicando una pressione equivalente sul fronte di scavo.

I risultati ottenuti mostrano che gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento comportano sistematicamente una riduzione del fattore di rilascio all'interazione che dipende dal rapporto di rigidità relativa, dalla distanza di interazione e dal rapporto tra la resistenza del terreno e lo stato di sforzo in sito.

4.1.1 Metodologia

In questo paragrafo è illustrato uno studio parametrico esaustivo per la valutazione del fattore di rilascio sul rivestimento di prima fase al variare delle grandezze significative del problema per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

Le operazioni di scavo sono state simulate assumendo la galleria circolare e lo stato di sforzo iniziale isotropo. Dietro queste ipotesi il problema può essere simulato in condizioni assialsimmetriche. Seppure nello scavo in tradizionale non sia mai verificata la condizione di galleria circolare e neppure lo schema di anello continuo, assumendo il fronte di scavo non sostenuto, vari autori hanno proposto delle modifiche del procedimento CC per fornire risultati più realistici nell'ambito di modelli 2D (Bernaud & Rousset, 1992 - Oke et al., 2013 - Graziani et al., 2005). L'effetto complessivo degli interventi di consolidamento del nucleo di avanzamento può essere tenuto in conto mediante l'applicazione di una pressione equivalente sul fronte di scavo (i.e Peila, 1994 – Lunardi, 1995 – Proutzopoulos, 2012). Fortsakis et al., 2013, mediante modelli numerici 3D, dimostrano che, in relazione ai parametri meccanici del terreno e alla geometria del problema, l'incremento di carico sul rivestimento di prima fase può raggiungere valori fino all'80% superiori al caso di fronte non sostenuto.

In questa tesi, uno studio parametrico esaustivo, condotto in condizioni assialsimmetriche al variare delle grandezze significative del problema, ha permesso di determinare il valore del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento in funzione della spinta applicata al fronte di scavo.

Il terreno è stato assunto elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb mentre il rivestimento di prima fase è stato assunto elastico lineare. Dietro queste ipotesi, in condizioni assialsimmetriche, la relazione funzionale da cui dipende il profilo longitudinale degli spostamenti per il caso di fronte non sostenuto è la (54). In virtù dei vantaggi già evidenziati nel 3.1.2, nel seguito si farà riferimento alla relazione funzionale (87),

caratterizzata da grandezze significative del tutto equivalenti a quelle proposte da Graziani et al., 2005:

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{2G}{Sa} = f \left(\frac{f}{2S}; \frac{2G}{K_s}; \frac{x_i}{a}; \nu; \varphi; \psi \right) \quad (87)$$

Dove, x_i rappresenta la distanza di installazione del sistema di sostegno dal fronte di scavo. Vale la pena evidenziare che l'impiego della relazione (87), inoltre, comporta il notevole vantaggio di disporre di una soluzione adimensionale in forma chiusa della curva caratteristica del cavo (68) definita dagli stessi parametri. Questo comporta che il valore del fattore di rilascio all'interazione può essere determinato noto il valore della convergenza adimensionale alla distanza dal fronte a cui viene installato il supporto (x_i / a).

Gli interventi di miglioramento e/o di rinforzo del nucleo di avanzamento sono tenuti in conto mediante il rapporto tra la pressione (S_p) applicata al fronte di scavo e lo stato di sforzo iniziale in sito:

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{2G}{Sa} = f \left(\frac{f}{2S}; \frac{2G}{K_s}; \frac{x_i}{a}; \nu; \varphi; \psi; \frac{S_p}{S} \right) \quad (88)$$

In accordo con la (88), è stato effettuato uno studio parametrico per un valore dell'angolo di attrito ($\varphi = 20^\circ$) dell'angolo di dilatanza ($\psi = 0^\circ$) e del coefficiente di Poisson ($\nu = 0.3$). Il range di variabilità dei parametri adimensionali considerato è sufficientemente esteso da includere qualsiasi possibile contesto applicativo (Tabella 4.1).

φ	ψ	S_p / S	$f / 2S$	$2G / K_s$	x_i / a
20	0	0.00	0.1	7.69E-04	0.1
		0.25	0.12	7.69E-03	0.2
		0.50	0.14	7.69E-02	0.3
			0.16	3.85E-01	
			0.18	1.54E+00	
			0.20	3.00E+00	
			0.25	4.62E+00	
			0.30		
			0.40		

0.50
 0.60
 0.70
 0.80
 0.90
 1.00

Tabella 4.1: Set di analisi parametriche

Il rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo è stato fatto variare tra 0.1 e 1.0, poiché valori maggiori avrebbero comportato lo sviluppo di deformazioni esclusivamente elastiche. Sono stati assunti tre valori, compresi tra 0.0 e 0.5, del rapporto tra la pressione applicata al fronte e lo stato di sforzo iniziale (S_p / S). Il range considerato consente di indagare gli usuali valori della pressione equivalente assunti per simulare gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento (Fortzakis et al., 2013). Il rapporto di rigidezza relativa ($2G / K_s$) è stato fatto variare di cinque ordini di grandezza; si passa da valori sufficientemente bassi ($7.69E-04$) che permettono di considerare il rivestimento infinitamente rigido fino a valori maggiori dell'unità ($4.62E+00$). Per semplicità, nel seguito, i rapporti di rigidezza relativa verranno indicati in ordine crescente con le sigle b1, b2, b3, b4, b5, b5-2, b6. Infine, in accordo con le reali fasi costruttive, sono stati assunti tre valori del rapporto tra la distanza di installazione ed il raggio galleria (x_i / a), compresi tra 0.1 e 0.3.

Gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento sono stati simulati in condizioni assialsimmetriche utilizzando il codice di calcolo alle differenze finite *Flac7* (Itasca, 2011). Per ciascuna analisi è stato fissato il valore dello stato di sforzo iniziale ($S = 2000 \text{ KPa}$), del raggio della galleria ($a = 1 \text{ m}$), dello spessore ($t = 0.1 \text{ m}$) e del modulo di Young equivalente del rivestimento di prima fase ($E_R = 25 \text{ GPa}$) mentre i restanti parametri sono stati valutati in funzione delle grandezze adimensionali stabilite in Tabella 4.1. La mesh di calcolo, scalata rispetto al raggio della galleria, è sufficientemente grande da evitare che le condizioni al contorno influenzino la soluzione del problema (Fig. 61). Sul contorno superiore è stata applicata una pressione pari allo stato di sforzo iniziale mentre lungo i lati corti sono impediti gli spostamenti orizzontali e verticali.

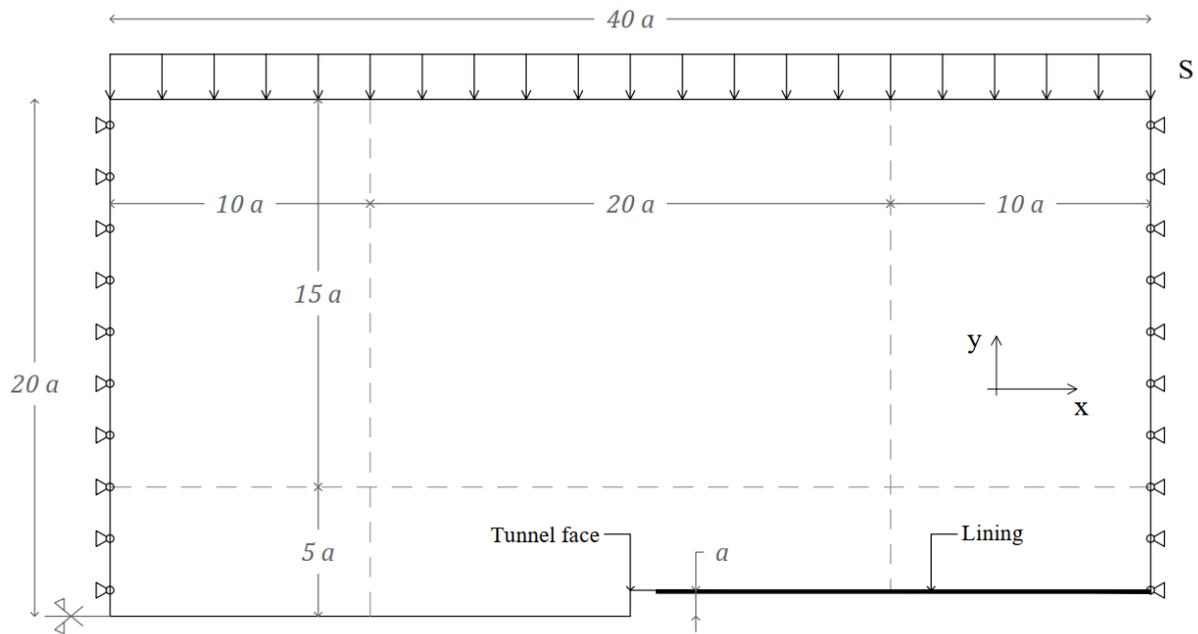


Fig. 61: Mesh di calcolo

Per ottenere un' approssimazione migliore del gradiente degli spostamenti in prossimità del fronte, la mesh di calcolo è stata affinata nella zona centrale ($5a \times 20a$) dove gli elementi di terreno sono quadrati con lato $l = 10 \text{ cm}$ ($0.1a$) (Fig. 62). Il problema è stato simulato utilizzando lo *step by step method*, effettuando una sequenza di analisi che simulano le fasi di scavo e posa in opera del rivestimento mediante disattivazione di una fila di elementi di terreno e attivazione di un elemento di supporto.

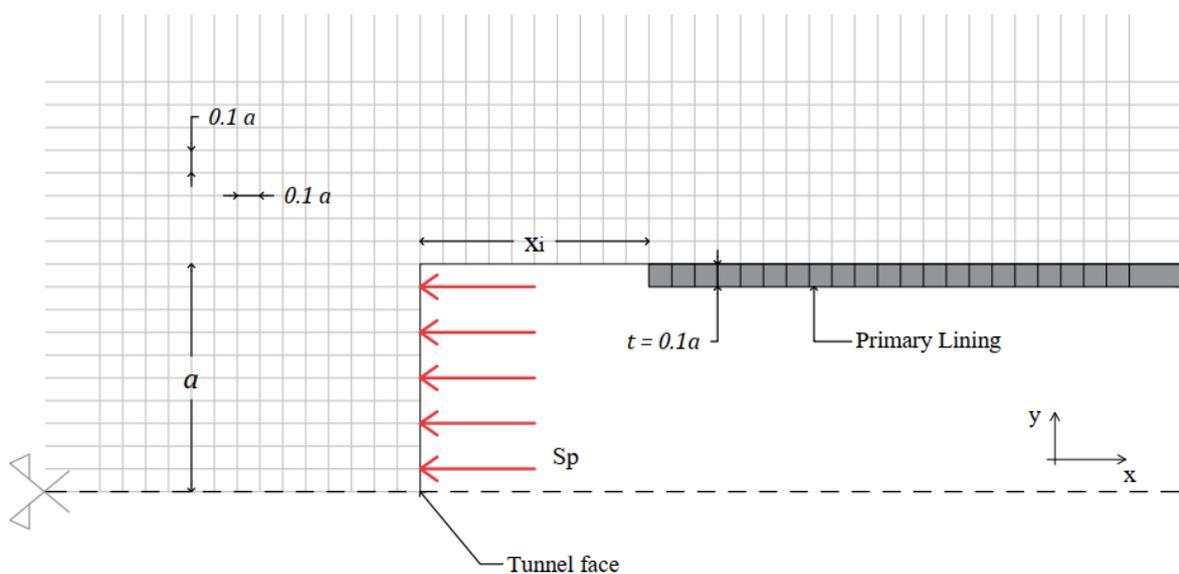


Fig. 62: Zona centrale della mesh.

Di conseguenza, nella zona centrale, la distanza tra il fronte di scavo e il rivestimento (x_i / a) è mantenuta costante per ciascuna analisi. In accordo con la Tabella 4.1, durante l'intera simulazione, è applicata una pressione al fronte (S_p / S).

A partire dai risultati di analisi assialsimmetriche, numerosi ricercatori (e.g. Bernaud & Rousset, 1992, Graziani et al., 2005, Oke et al., 2013) hanno proposto delle modifiche che consentissero di tenere in conto della presenza del rivestimento nella determinazione del profilo longitudinale degli spostamenti e quindi del fattore di rilascio. Analogamente a Graziani et al., 2005, i risultati di questo studio parametrico sono rappresentati in forma di abachi adimensionali. Essi consentono di valutare direttamente il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento al variare delle grandezze significative del problema e tenendo in considerazione di eventuali interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento in modo da fornire, seppure in condizioni di deformazione piana, dei risultati più realistici degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento provvisorio.

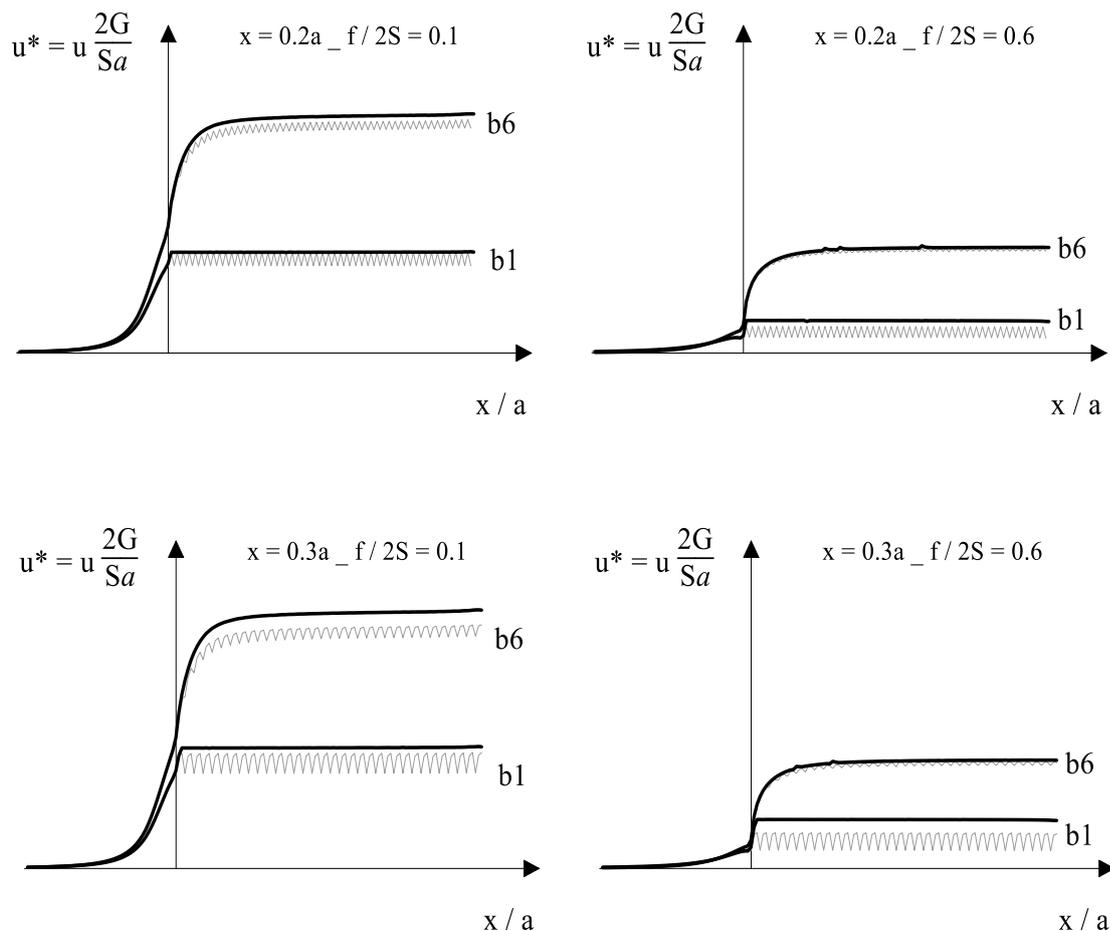


Fig. 63: Confronto dei profili longitudinali degli spostamenti con quelli ottenuti assumendo la *round length* nulla.

Diversamente da quanto avviene nello scavo in tradizionale, il metodo di analisi impiegato schematizza un processo continuo di scavo e messa in opera del rivestimento. In altre parole, disattivando una fila di elementi di terreno e attivando contemporaneamente un elemento di supporto, la distanza di installazione del sistema di sostegno dal fronte (x_i) è mantenuta costante ad ogni passo di scavo. Questo approccio consente di ridurre notevolmente i tempi di calcolo e quindi di condurre studi parametrici al variare delle grandezze significative del problema. Il confronto tra i profili longitudinali degli spostamenti riportato in Fig. 63, ottenuti simulando il reale processo di scavo per tratti discreti (in grigio) e quello ottenuto mantenendo invariata la distanza di interazione del supporto dal fronte (in nero), mostrano che il metodo impiegato comporta sempre una sovrastima, a sfavore di sicurezza, della curva convergenza-distanza dal fronte. Tuttavia tali differenze sono osservabili al crescere della distanza di interazione, solo per bassi valori del rapporto di rigidezza relativa.

Nello specifico, il valore di b_1 fa riferimento al caso di rivestimento infinitamente rigido. Dunque, vale la pena evidenziare che si tratta di condizioni irreali nello scavo in tradizionale se si considerano i bassi valori di rigidezza equivalente del supporto che si assumono per tenere in conto, in condizioni assialsimmetriche, della geometria aperta della centina e delle ridotte caratteristiche meccaniche del calcestruzzo proiettato a breve termine (Pottler, 1990). Seppure i bassi valori del rapporto di rigidezza relativa, per cui il rivestimento può essere considerato infinitamente rigido, non sembrano avere alcuna utilità applicativa, in realtà individuano una condizione limite del profilo longitudinale degli spostamenti e dunque del fattore di rilascio.

Il profilo longitudinale degli spostamenti ottenuto dalle analisi assialsimmetriche è stato opportunamente scalato in accordo con la relazione funzionale (87). A partire dalla conoscenza della convergenza adimensionale all'interazione, il fattore di rilascio è stato valutato mediante la soluzione adimensionale in forma chiusa della GRC (68), ottenuta nel 3.1.1.1, utilizzando la funzione "ricerca obiettivo" di Excel.

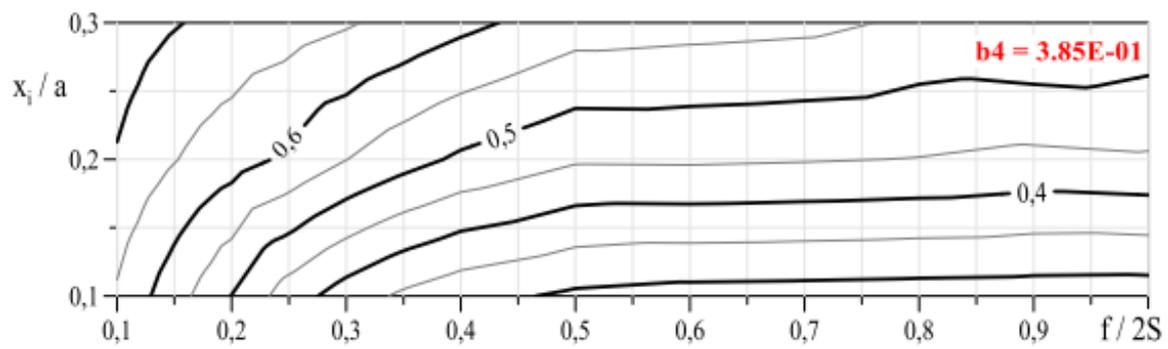
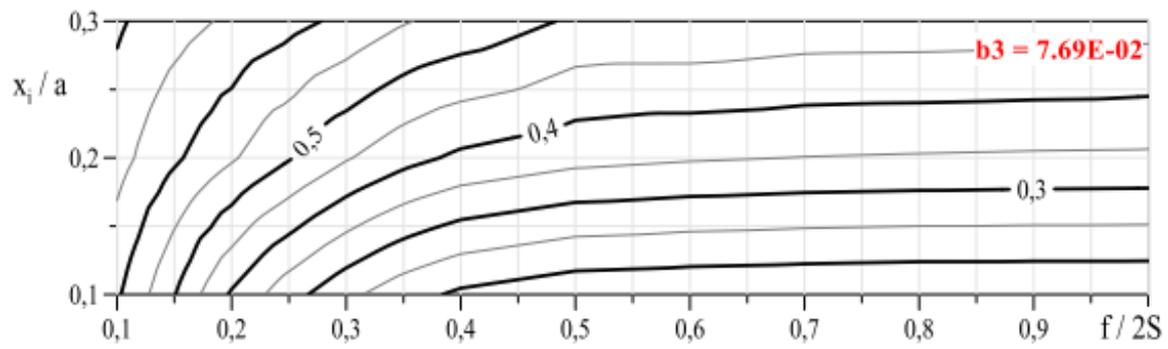
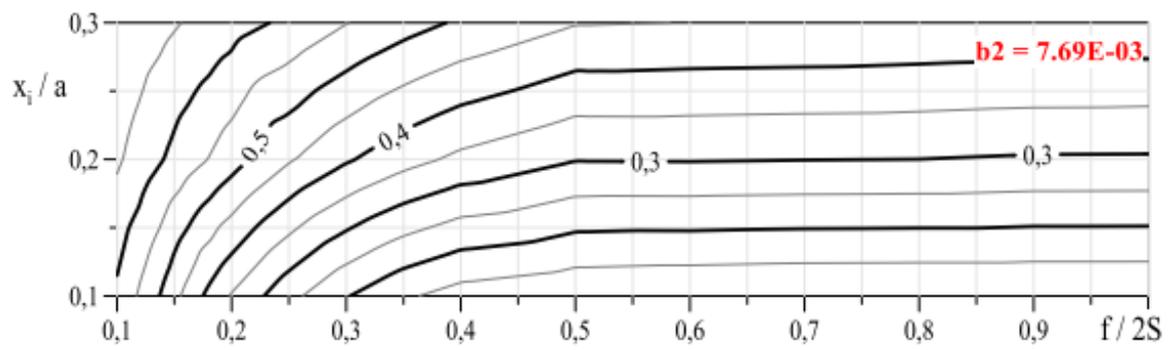
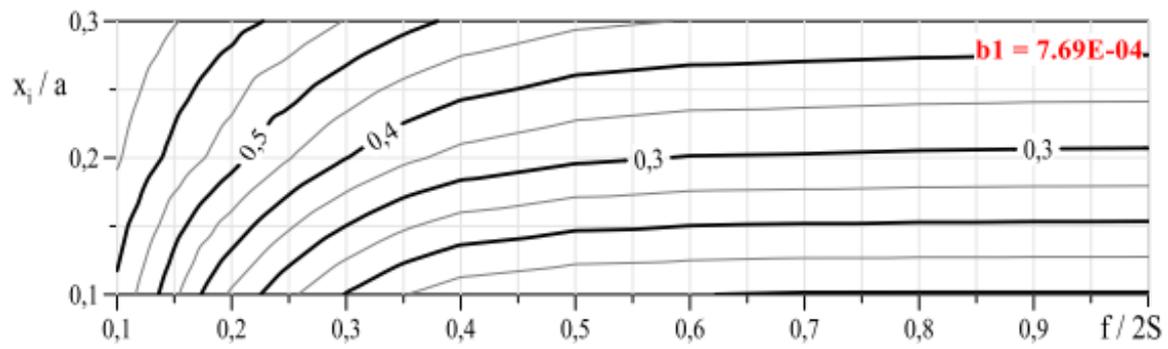
Seppure gli abachi adimensionali proposti in questa tesi rappresentino un utile strumento progettuale è rimandata all'utente la scelta della pressione equivalente da assumere per simulare gli interventi di miglioramento e/o consolidamento del fronte di scavo e la rigidezza del rivestimento di prima fase in condizioni assialsimmetriche.

4.1.2 Risultati

Al fine di fornire risultati più realistici degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento in condizioni di deformazione piana, il fattore di rilascio all'interazione è stato valutato a partire

dai profili longitudinali degli spostamenti ottenuti in condizioni assialsimmetriche, al variare delle grandezze significative del problema e simulando contestualmente gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento mediante l'applicazione di una pressione equivalente sul fronte di scavo.

In Fig. 64 sono stati rappresentati i risultati dello studio parametrico in forma di abachi adimensionali per il caso di fronte non sostenuto ($S_p = 0$). Ciascuna curva rappresenta l'isolinea del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento di prima fase (λ_0). Lungo l'asse delle ascisse sono riportati i valori del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale ($f / 2S$) mentre lungo l'asse delle ordinate è riportata la distanza di installazione scalata rispetto al raggio della galleria (x_i / a). Ogni grafico fa riferimento ad un valore del rapporto di rigidezza relativa ($2G / K_s$).



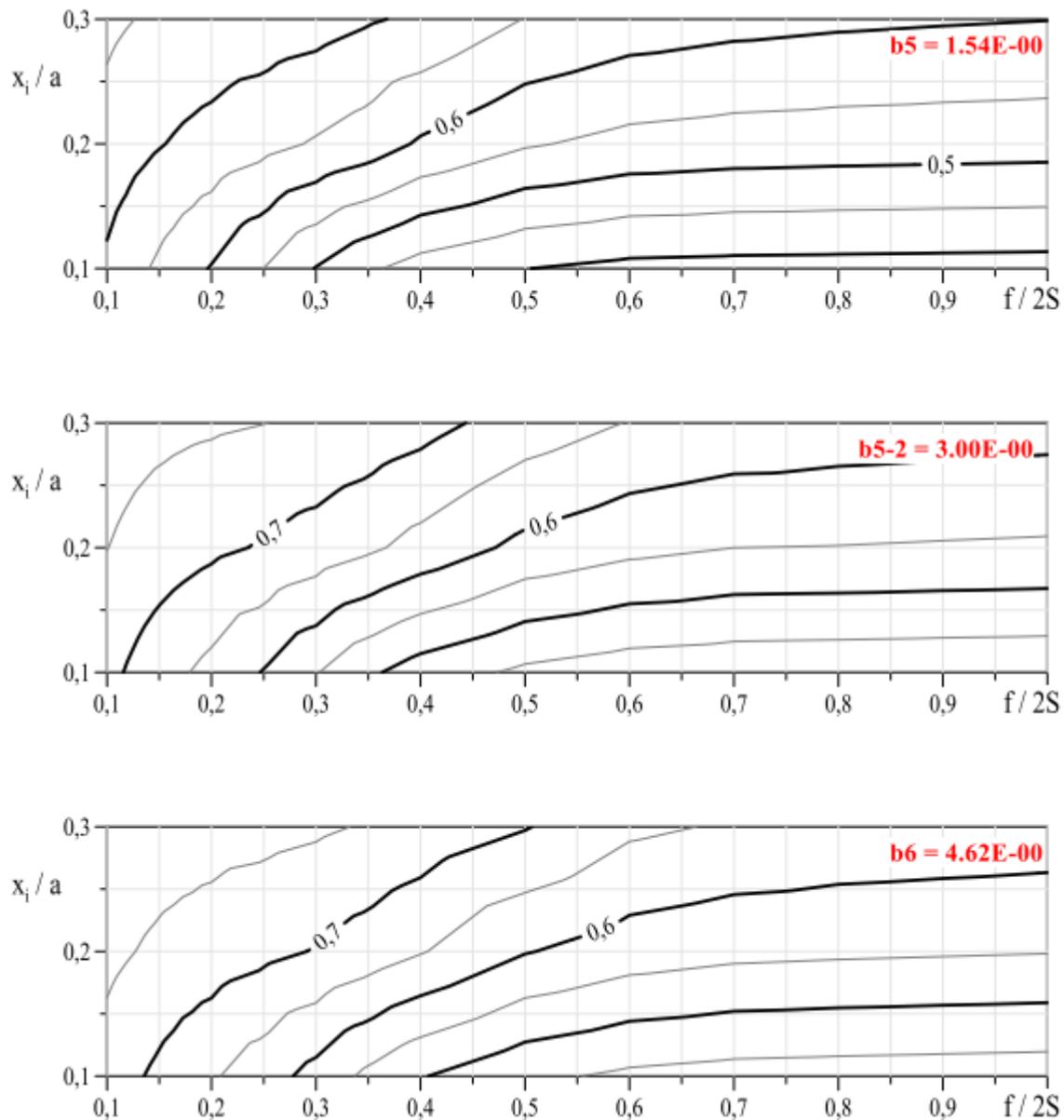


Fig. 64: Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione per il caso di fronte non sostenuto.

In accordo con Bernaud & Rousset 1992, i risultati mostrano che la convergenza all'interazione, e quindi il fattore di rilascio, è fortemente influenzata dalla distanza di installazione del rivestimento di prima fase e dal rapporto di rigidità relativa. Come osservato nel 3.1.1.1, in virtù dell'entità trascurabile delle deformazione elastoplastiche, per valori del rapporto tra la resistenza a compressione uniaassiale e due volte lo stato di sforzo maggiori di 0.6, le soluzioni coincidono con quelle ottenute in campo elastico.

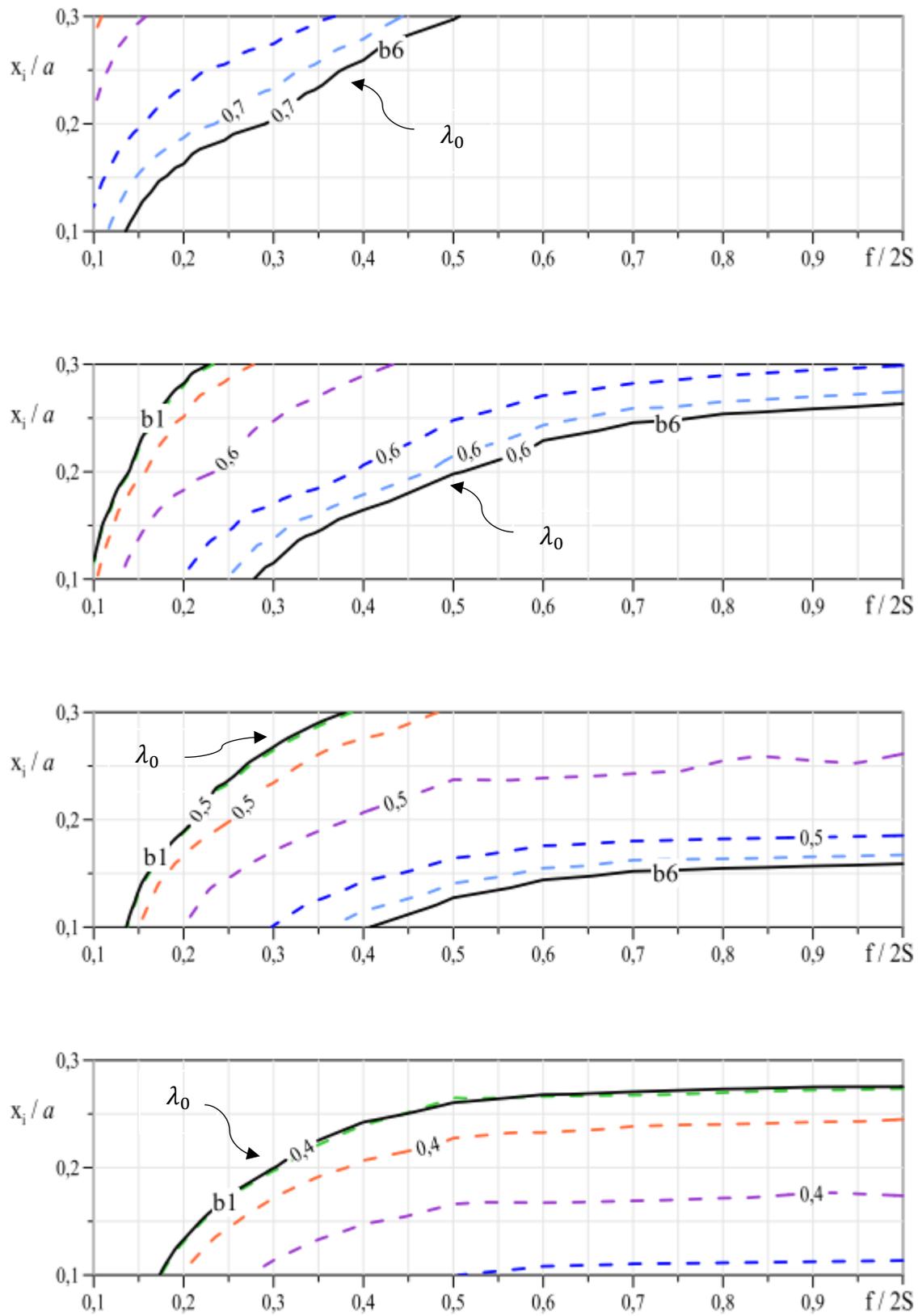
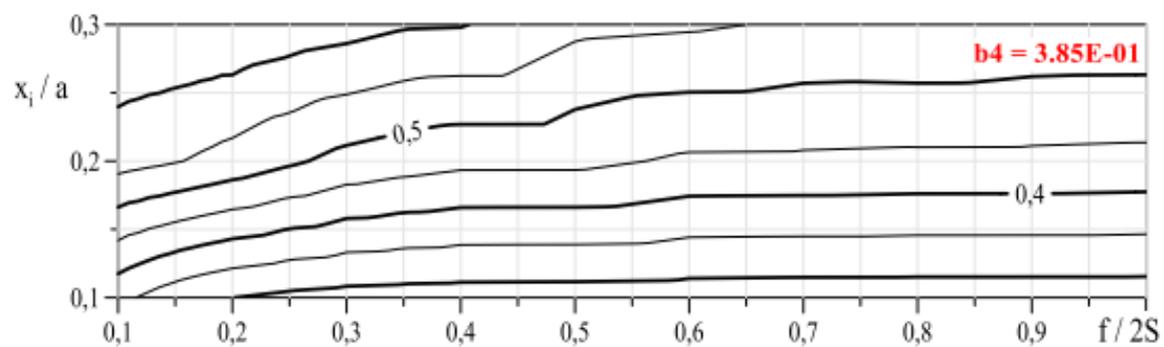
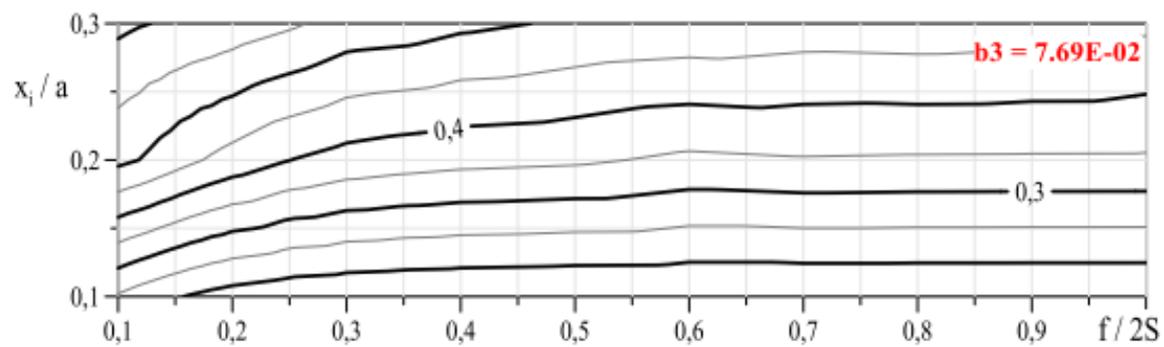
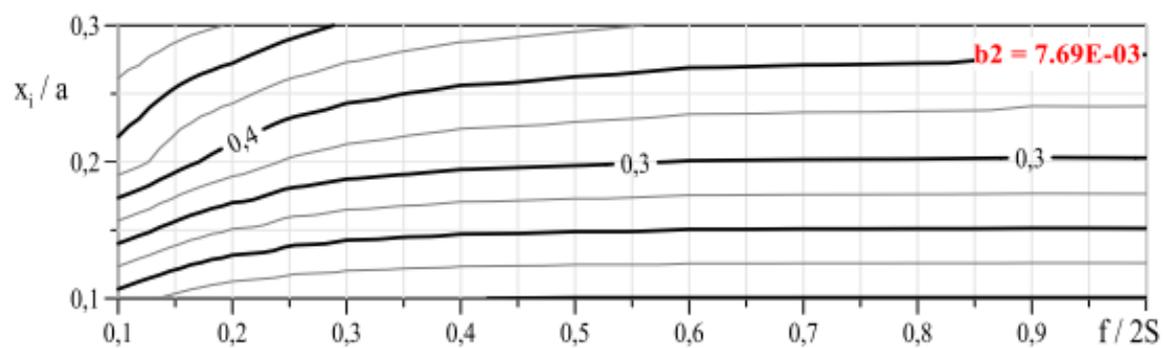
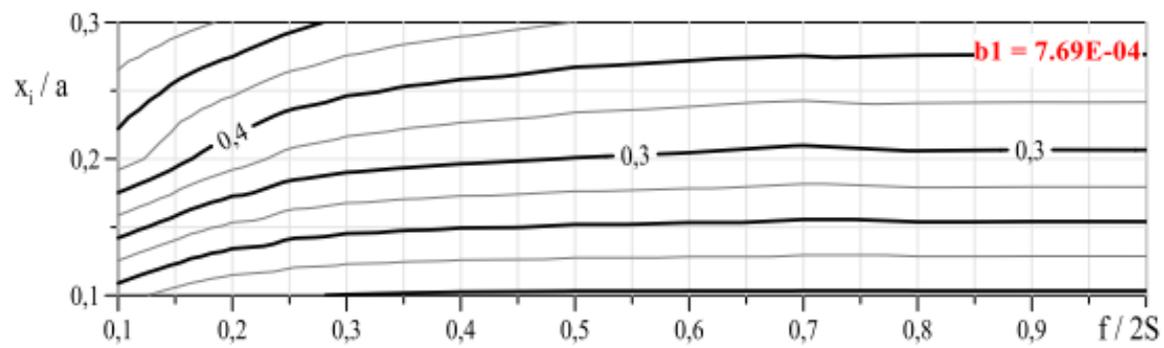


Fig. 65: Isolinee del fattore di rilascio al variare del rapporto di rigidezza relativa ($2G / K_S$).

L'elaborazione dei risultati in Fig. 65 evidenzia la grande importanza che ricopre il rapporto di rigidità relativa nella valutazione del fattore di rilascio contestualmente alle usuali distanze dal fronte a cui viene installato il rivestimento provvisorio. Per ogni grafico sono state rappresentate le isolinee di un solo valore del fattore di rilascio (rispettivamente pari a 0.7, 0.6, 0.5, 0.4), ottenute per ciascun valore del rapporto di rigidità relativa considerato. Le curve in nero fanno riferimento ai risultati ottenuti per b1 (sinistra) e per b6 (destra) mentre quelle colorate fanno riferimento agli altri valori riportati in Tabella 4.1.

Le differenze che si osservano possono influire significativamente nel dimensionamento dei supporti di prima fase. Ad esempio, supponendo la distanza di installazione pari a $x_i = 0.2 a$, e il rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale $f/2S = 0.3$, il fattore di rilascio all'interazione varia tra 0.40 e 0.70 in funzione del rapporto di rigidità relativa. Le stesse considerazioni possono essere estese al caso di fronte supportato. In Fig. 66 e Fig. 67 sono rappresentati, ancora in forma di abachi adimensionali, i risultati ottenuti rispettivamente per il caso $S_p/S = 0.25$ e $S_p/S = 0.50$.

I risultati mostrano che l'applicazione di una pressione di sostegno al fronte determina sistematicamente una riduzione del fattore di rilascio all'interazione e dunque un incremento del carico sui supporti una volta raggiunte le condizioni di equilibrio (Peila et al., 1996 e Fortzakis et al., 2013).



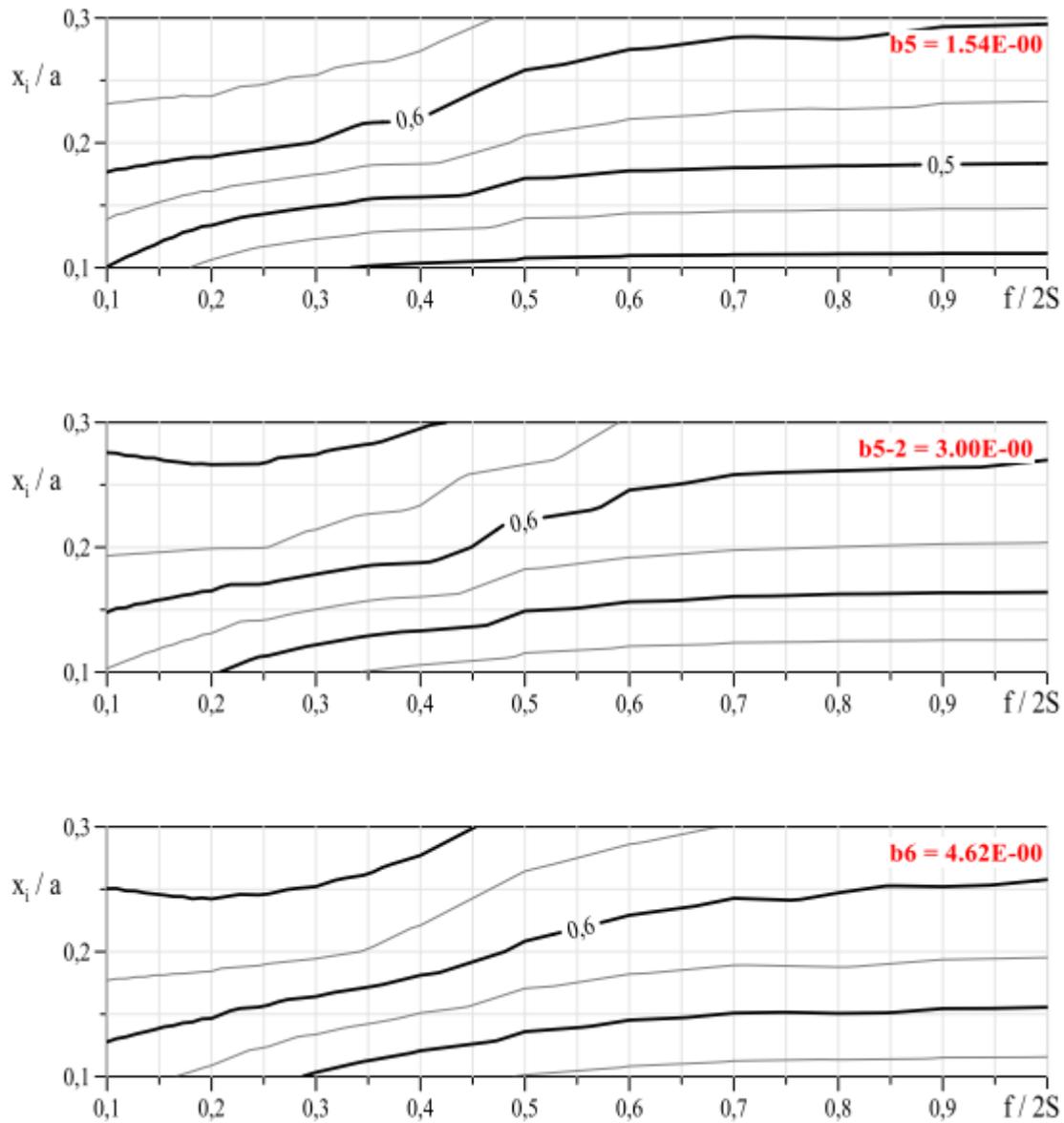
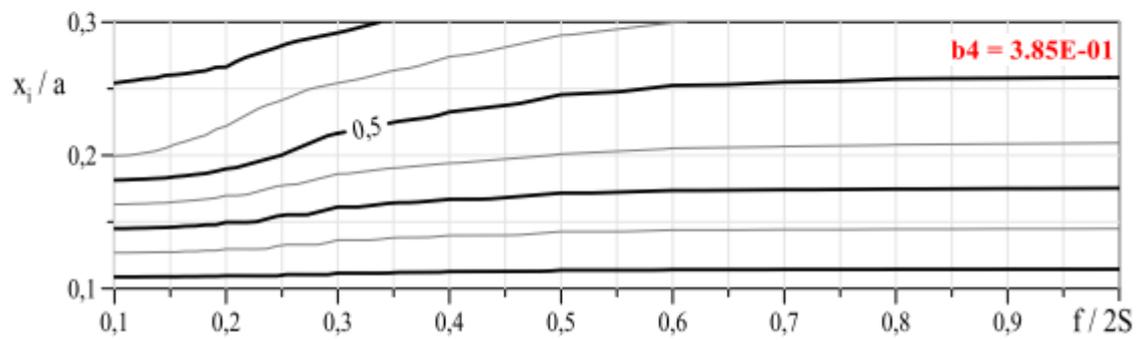
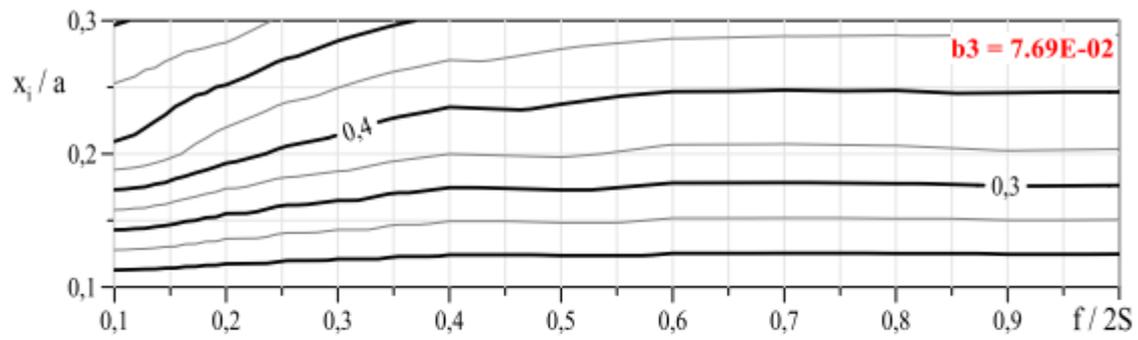
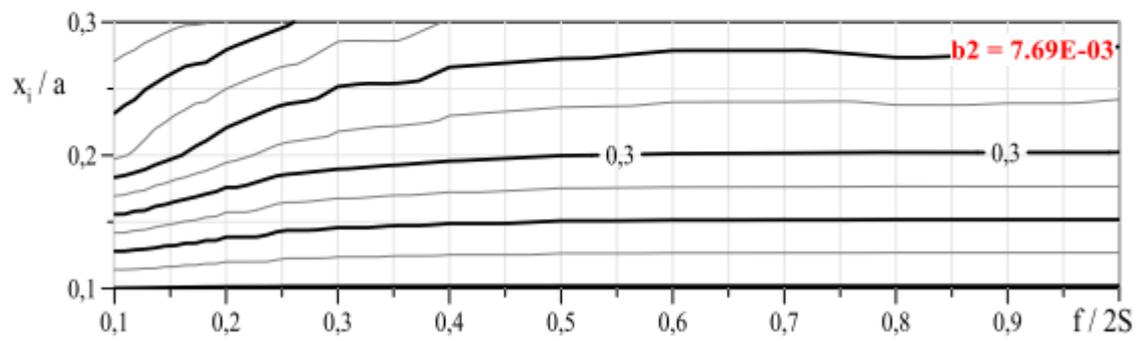
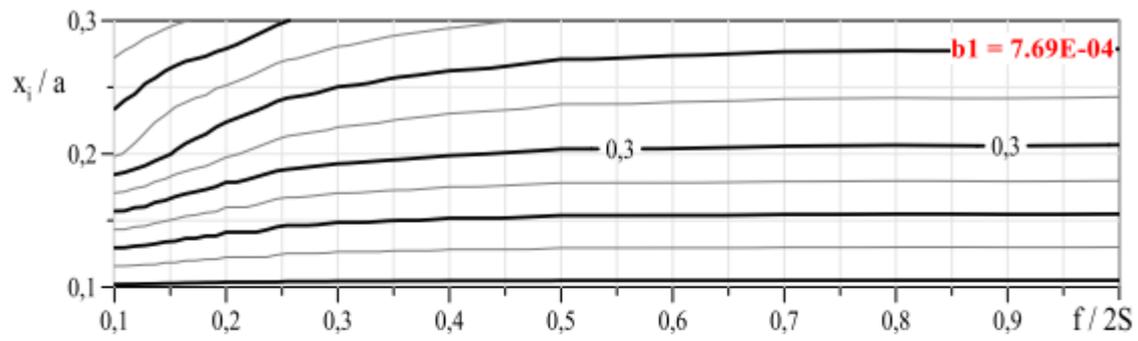


Fig. 66: Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento provvisorio per un valore della pressione al fronte pari a $0.25 S$.



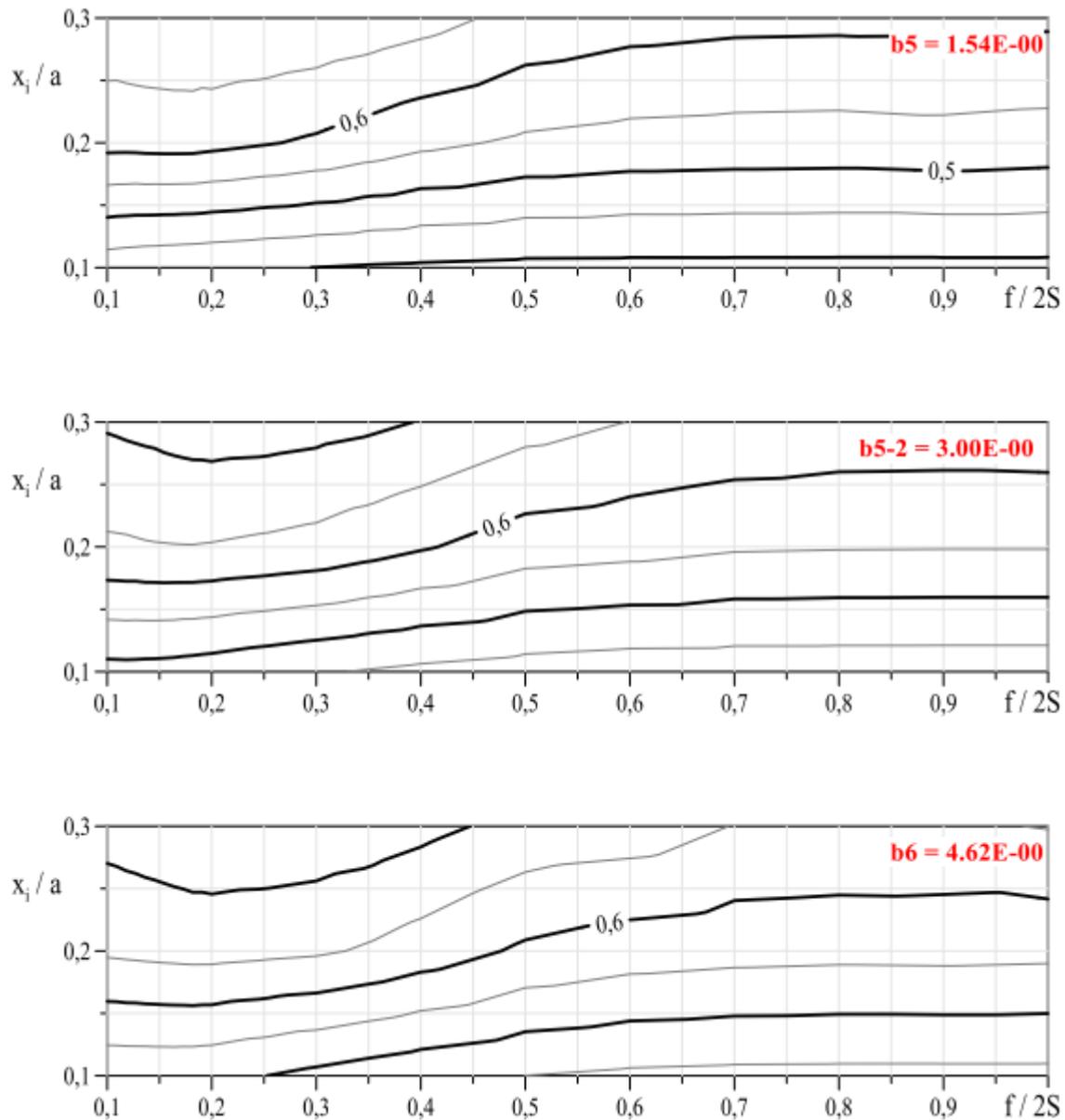


Fig. 67: Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento provvisorio per un valore della pressione al fronte pari a $0.50 S$.

In Fig. 68 e Fig. 69 sono stati rappresentati gli andamenti della convergenza all'interazione e del fattore di rilascio in funzione della pressione applicata al fronte di scavo rispettivamente per $f/2S = 0.1$ e $f/2S = 0.6$. Ciascuna curva fa riferimento ad un differente valore del rapporto di rigidità relativa.

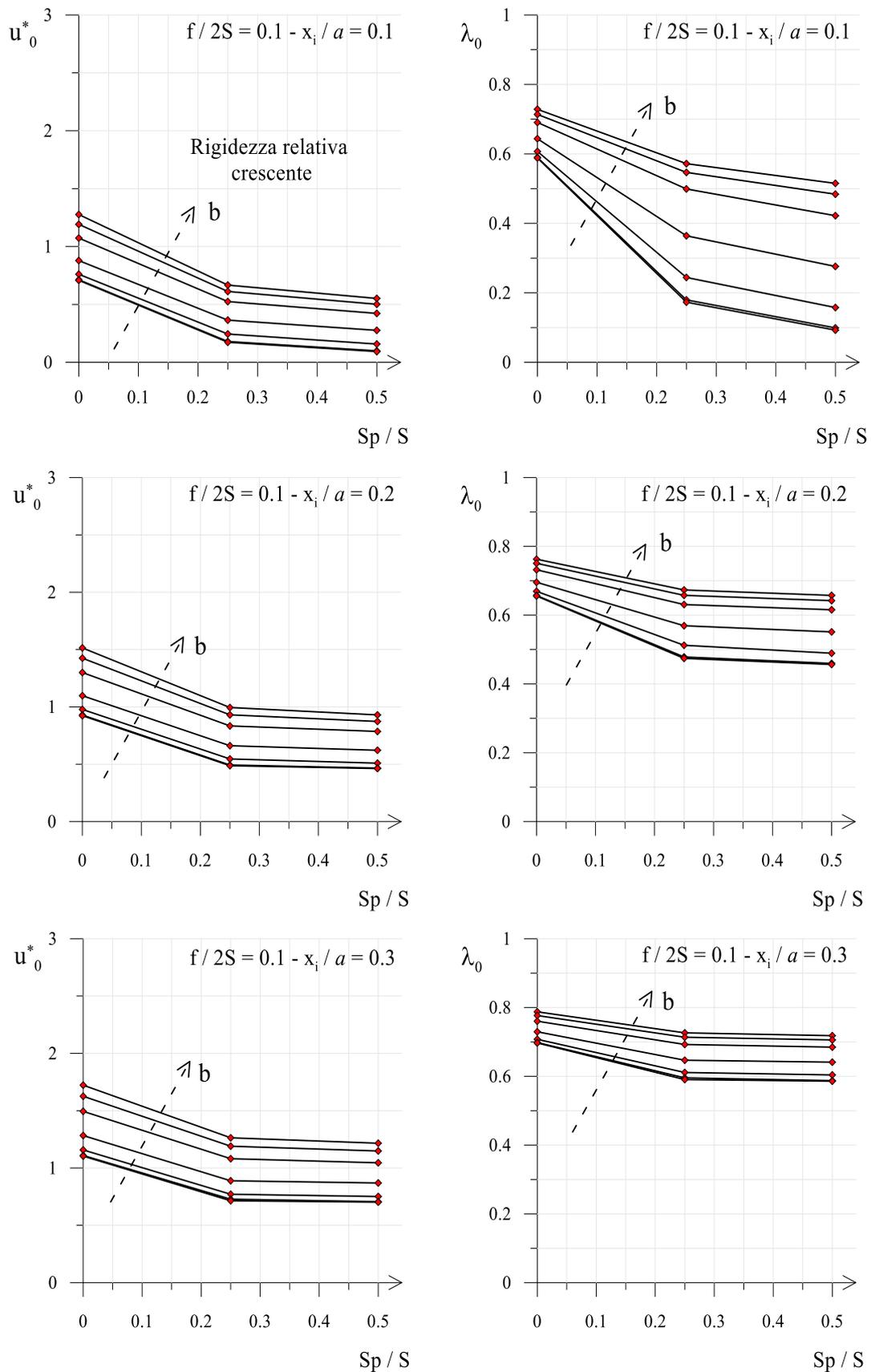


Fig. 68: Convergenza e fattore di rilascio all'interazione al variare della spinta applicata al fronte, del rapporto di rigidezza relativa e della distanza di interazione per $f/2S = 0.1$.

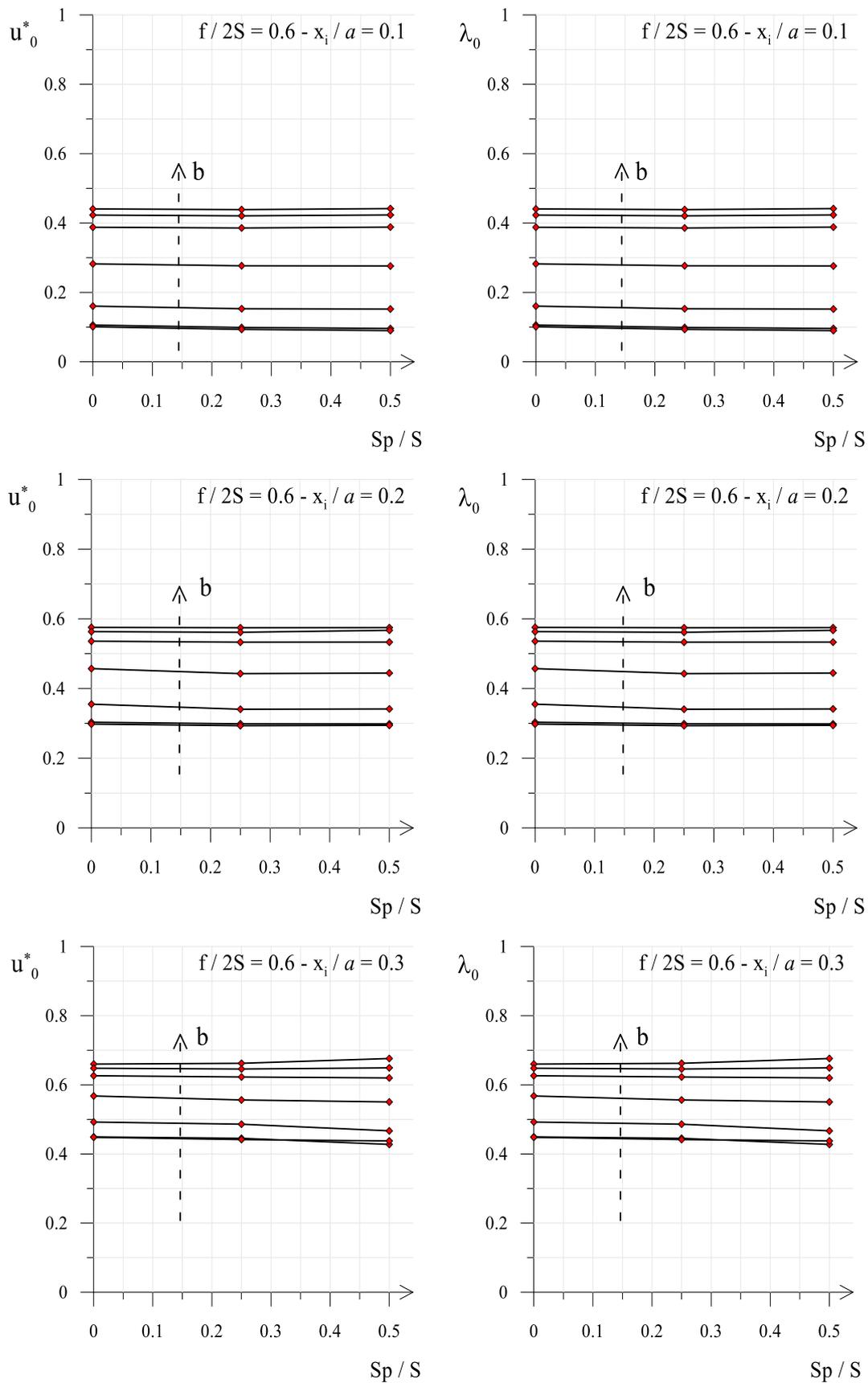


Fig. 69: Convergenza e fattore di rilascio all'interazione al variare della spinta applicata al fronte, del rapporto di rigidità relativa e della distanza di interazione per $f/2S = 0.6$.

In particolare eventuali interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo in avanzamento non comportano alcuna modifica della convergenza all'interazione per valori del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e lo stato di sforzo in sito maggiori di 0.6, indipendentemente dalla distanza di interazione e dal rapporto di rigidezza relativa. I risultati mostrano che anche per terreni scadenti ($f/2S = 0.1$) valori della pressione al fronte maggiori del 25% dello stato di sforzo iniziale in ogni caso non comportano significative modifiche della convergenza all'interazione. Piccole differenze sono apprezzabili in Fig. 68 contestualmente a bassi valori della distanza di interazione ($x_i/a = 0.1$).

I risultati dello studio parametrico sono stati rappresentati nello spazio $f/2S - x_i/a - \lambda_0$ per quattro valori del rapporto di rigidezza relativa (b1 – b3 – b5 – b6) (Fig. 70). In ciascun grafico, in nero sono rappresentate le isolinee del fattore di rilascio all'interazione relative al caso di fronte non sostenuto mentre in rosso e in blu sono rappresentate quelle relative rispettivamente al caso $S_p/S = 0.25$ e $S_p/S = 0.50$. Indipendentemente dal rapporto di rigidezza relativa, come osservato in precedenza, la pressione esercitata al fronte comporta una riduzione del fattore di rilascio, e quindi un incremento del carico all'equilibrio, solo per valori del rapporto $f/2S < 0.6$. Tuttavia, vale la pena ribadire che, indipendentemente dallo specifico problema al finito, non si hanno significative differenze del profilo longitudinale degli spostamenti per valori della pressione al fronte maggiori del 25% dello stato di sforzo in sito.

Lo studio parametrico ha consentito di determinare il valore del fattore di rilascio al variare delle grandezze significative del problema tenendo in conto anche di eventuali interventi di consolidamento del nucleo in avanzamento mediante l'applicazione di una pressione equivalente esercitata sul fronte di scavo. I risultati mostrano che gli effetti della pressione possono determinare modifiche significative del fattore di rilascio all'interazione solo per bassi valori del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo in sito e contestualmente a valori della distanza di interazione pari al 10% del raggio della galleria. La rappresentazione dei risultati in forma di abachi adimensionali consente di valutare gli effetti indipendentemente dallo specifico problema al finito per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

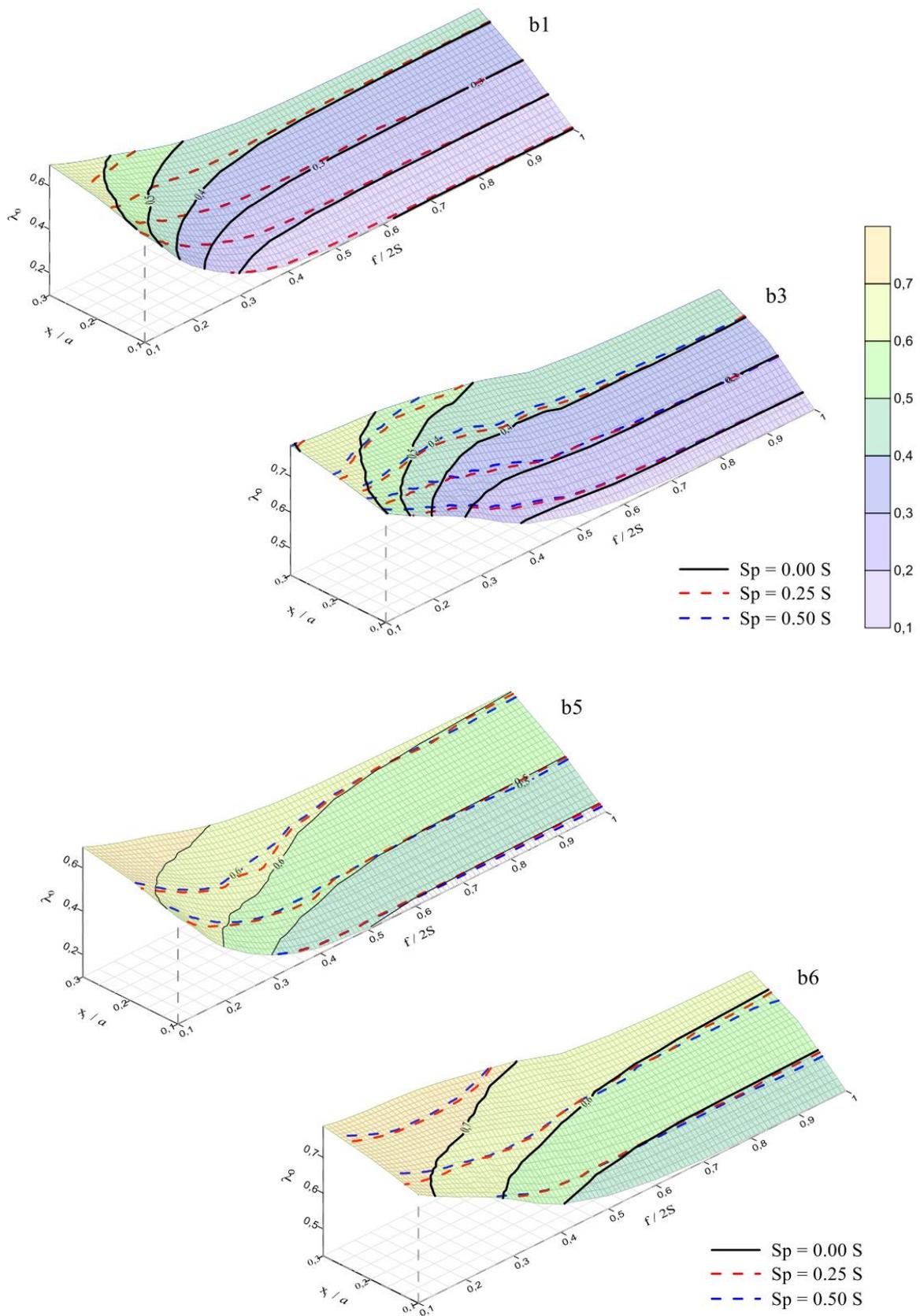


Fig. 70: Rappresentazione compatta nello spazio dei risultati dello studio parametrico (per tutti la scala cromatica fa riferimento al caso di fronte non sostenuto).

4.1.3 Discussione dei risultati

Nella formulazione originale del metodo convergenza-confinamento (CC), il profilo longitudinale degli spostamenti è valutato attraverso delle espressioni approssimate che fanno riferimento al caso di galleria non supportata. Tuttavia, è ben noto che la curva convergenza-distanza dal fronte è fortemente influenzata dalla presenza del rivestimento, dalle operazioni di scavo e dagli interventi di stabilizzazione del fronte. Le differenze osservate comportano un errore nella valutazione del carico all'equilibrio, a sfavore di sicurezza, che rendono solo approssimate le soluzioni ottenute attraverso il metodo CC. Numerosi autori hanno dunque proposto delle procedure che, pur restando nell'ambito di un modello 2D, fornissero risultati più realistici degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento (Bernard & Rousset, 1992; Graziani et al., 2005; Oke et al.,).

Le soluzioni presenti in letteratura consentono di valutare rapidamente la modifica del profilo longitudinale degli spostamenti o del fattore di rilascio al variare della distanza di installazione del rivestimento e delle caratteristiche meccaniche del terreno e dei supporti nel caso di fronte non sostenuto. Tuttavia è ben noto che gli interventi di miglioramento e/o rinforzo del nucleo di avanzamento comportano un'ulteriore modifica del profilo longitudinale degli spostamenti e dunque del fattore di rilascio all'interazione.

In questa tesi è stato condotto uno studio parametrico esaustivo al variare delle grandezze significative del problema, per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza, tenendo esplicitamente in conto di eventuali interventi di consolidamento del nucleo di avanzamento mediante l'applicazione di una pressione equivalente esercitata sul fronte di scavo. I risultati dello studio parametrico sono stati presentati in forma di abachi adimensionali e consentono di valutare rapidamente il fattore di rilascio all'interazione al variare delle grandezze significative del problema. È stato osservato che, in relazione allo specifico problema al finito, un'eventuale pressione esercitata sul fronte di scavo può comportare significative modifiche del fattore di rilascio all'interazione. Tuttavia le differenze riscontrate, rispetto al caso di fronte non sostenuto, si riducono al crescere del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo diventando completamente trascurabili per valori dello stesso rapporto maggiori di 0.6.

Gli abachi adimensionali rappresentano uno strumento progettuale di facile impiego che permette di considerare i principali aspetti del problema senza la necessità di dover ricorrere all'impiego di codici di calcolo per la valutazione del fattore di rilascio.

Ulteriori studi parametrici sarebbero necessari per altri valori dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza poiché consentirebbero di predisporre di strumenti utili in ambito progettuale per il dimensionamento dei rivestimenti provvisori nello scavo in tradizionale.

4.2 Scavo meccanizzato

In virtù delle elevate produzioni che si possono raggiungere mediante TBM (Tunnel Boring Machine), lo scavo in meccanizzato è attualmente la tecnica più diffusa per la realizzazione di infrastrutture in sotterraneo.

In accordo col metodo CC, gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento possono essere simulati in condizioni di deformazione piana tenendo in conto della tridimensionalità del problema attraverso il fattore di rilascio, valutato mediante GRC noto il valore della convergenza del cavo alla quale il terreno inizia ad interagire col rivestimento. È ben noto che l'utilizzo delle espressioni empiriche della curva convergenza-distanza dal fronte, ottenute per il caso di galleria non supportata, comportano un errore a svantaggio di sicurezza nella valutazione delle condizioni di equilibrio. In particolare è stato dimostrato che le differenze rispetto al caso non sostenuto aumentano al crescere della rigidità del rivestimento e al diminuire della distanza dal fronte alla quale avviene l'interazione. Nello scavo in meccanizzato tuttavia la distanza dal fronte alla quale il cavo si chiude sui supporti non è nota a priori ma dipende dallo stato di sforzo iniziale, dalle caratteristiche meccaniche del terreno, dall'eventuale applicazione di una pressione al fronte e dalla geometria della TBM.

L'interazione tra terreno e rivestimento è sempre garantita dalle operazioni di intasamento a tergo dello scudo del gap anulare che si crea contestualmente alle fasi di avanzamento tra il profilo di scavo della TBM e l'estradosso dei conci di calcestruzzo prefabbricato. Tuttavia, per valori relativamente bassi di convergenza, l'interazione potrebbe avvenire lungo lo scudo ad una distanza dal fronte che dipende dallo specifico problema al finito. Pur restando nell'ambito di un modello 2D, vari autori hanno proposto delle modifiche del procedimento CC che forniscono risultati più realistici degli effetti di interazione tra terreno e rivestimento. Ad esempio Bernaud & Rousset, 1992 propongono un metodo semplificato (NIM) che consente di tenere in conto dell'installazione del supporto a diverse distanze dal fronte di scavo. Invece Oke et al., 2013, per considerare la presenza del rivestimento suggeriscono delle modifiche all'espressione della curva convergenze-distanza dal fronte proposta da Vlachopoulos & Diederichs, 2009 per il caso di galleria non supportata.

Le procedure proposte permettono di condurre rapidamente studi di sensibilità al variare dei parametri del problema nota la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia ad interagire coi supporti che però non può essere stabilita a priori nello scavo in meccanizzato. Inoltre gli stessi metodi non permettono neppure di considerare un'eventuale pressione applicata al fronte di scavo. Di conseguenza gli effetti di interazione devono essere valutati di volta in volta tramite codici di calcolo (FEM o DEM).

Assumendo lo stato di sforzo iniziale isotropo, i principali aspetti del problema possono essere simulati mediante analisi assialsimmetriche. La chiusura del terreno sui supporti può essere simulata utilizzando formulazioni in grado di aggiornare la posizione della mesh al procedere delle fasi di scavo. In alternativa, operando in *small strain*, Ramoni & Anagnostou, 2010 simulano gli effetti di interazione applicando condizioni al contorno di tipo misto sul profilo di scavo (2.3.2).

A causa delle evidenti difficoltà numeriche, seppure entrambi i metodi consentano di simulare esplicitamente i principali aspetti del problema, raramente sono impiegati in ambito progettuale per il dimensionamento delle strutture di sostegno. Per questa ragione spesso vengono introdotte ipotesi semplificative che non consentono una valutazione accurata degli effetti di interazione.

In questo paragrafo è stata proposta una nuova procedura che permette di considerare la geometria della TBM, mediante semplici analisi assialsimmetriche, assumendo a priori differenti distanze di interazione tra il terreno e i supporti. Trascurando la conicità dello scudo, il valore del sovrascavo è valutato a ritroso attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti come differenza tra la convergenza all'interazione e la pre-convergenza al fronte. Assumendo la stessa rigidità dei supporti (scudo e rivestimento), in accordo con la relazione funzionale (88), è stato condotto uno studio parametrico esaustivo per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

I risultati ottenuti sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali e permettono di valutare rapidamente il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento al variare delle grandezze significative del problema e di condurre studi di sensibilità in ambito progettuale.

4.2.1 Nuova procedura per la valutazione degli effetti di interazione nello scavo in meccanizzato

In questo paragrafo, il ruolo della geometria della macchina è stato indagato attraverso analisi assialsimmetriche assumendo differenti distanze di interazione dal fronte di scavo.

È ben noto in letteratura che la presenza dei supporti e l'applicazione di una pressione al fronte di scavo modificano significativamente il profilo longitudinale degli spostamenti e quindi il fattore di rilascio all'interazione. Tuttavia, nello scavo in meccanizzato la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia ad interagire coi supporti non è nota a priori ma dipende dallo specifico problema al finito. In Fig. 71 è riportato lo schema geometrico di una TBM in cui sono stati indicati il sovrascavo (Δr), la lunghezza (L) e la conicità dello scudo (α).

L'interazione tra terreno e rivestimento è sempre garantita a tergo dello scudo mediante il riempimento del gap anulare che assicura la regolare distribuzione degli sforzi lungo il rivestimento e il corretto posizionamento dei conci in calcestruzzo prefabbricato.

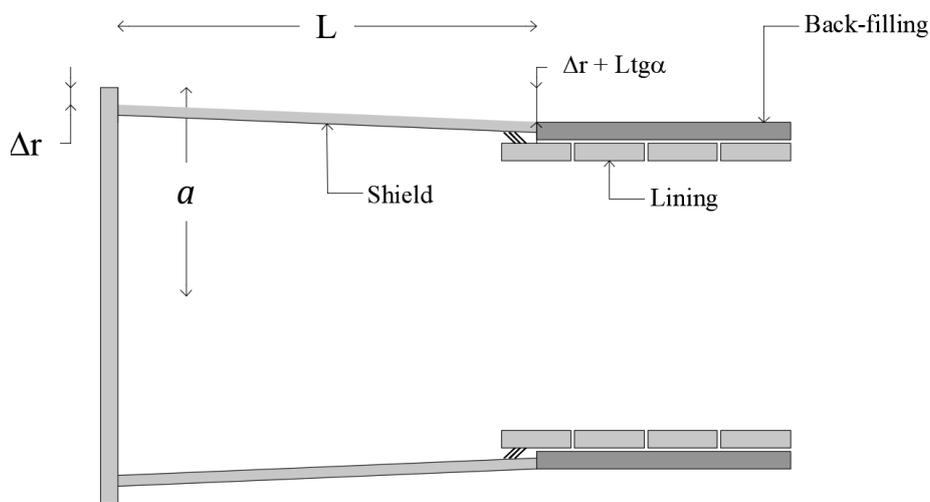


Fig. 71: Schema della geometria della geometria di una TBM.

In relazione allo specifico problema al finito possono verificarsi due condizioni (Fig. 73):

1. Il terreno inizia a interagire coi supporti a tergo dello scudo attraverso il back-filling ($x_i = L$).
2. Il sovrascavo e la conicità non sono sufficientemente grandi da evitare che il terreno si chiuda sullo scudo ($x_i < L$).

Assumendo lo stato di sforzo iniziale isotropo, la geometria troncoconica della TBM e le operazioni di scavo possono essere simulate attraverso analisi assialsimmetriche utilizzando delle formulazioni in grado di aggiornare la posizione della mesh. In alternativa, assumendo lo scudo cilindrico e il sovrascavo costante (Fig. 72), Ramoni & Angnostou, 2010 suggeriscono di utilizzare delle condizioni al contorno di tipo misto per simulare gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti (2.3.2).

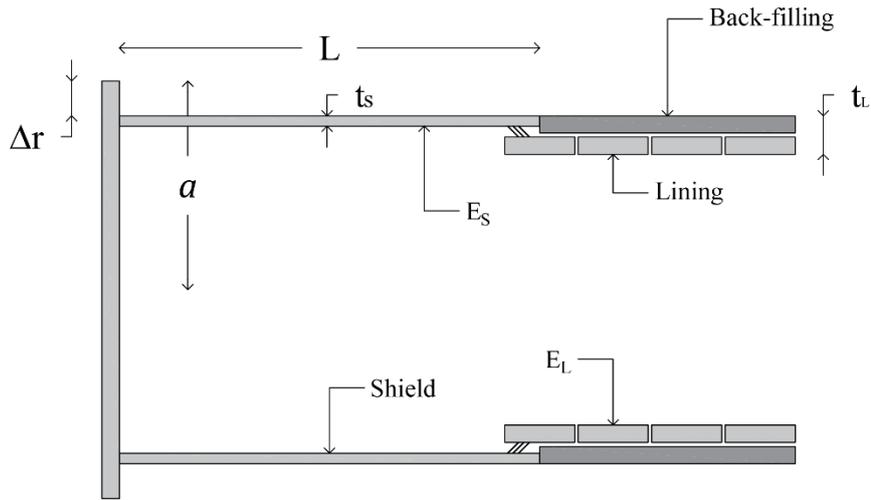


Fig. 72: Schema della macchina.

Dietro le precedenti ipotesi, assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto e i supporti elastico lineari, gli autori dimostrano che il carico agente sullo scudo e sul rivestimento, normalizzato rispetto allo stato di sforzo iniziale, dipende dalla relazione funzionale (57):

$$\frac{p(y)}{\sigma_0} = f \left(\frac{E \Delta R}{\sigma_0 R}; \nu; \frac{f_c}{\sigma_0}; \varphi; \psi; \frac{L}{R}; \frac{K_S R}{E}; \frac{K_L R}{E} \right)$$

Fissata la geometria del problema ($\sigma_0; R$) e i parametri meccanici del terreno ($c; \varphi; \psi; E; \nu$), il carico agente sui supporti al variare della distanza dal fronte ($p(y)$), dunque è funzione della geometria della TBM ($L; \Delta R$), della rigidità dello scudo (K_S) e della rigidità del rivestimento (K_L). In accordo con la (57), la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti (y_i/R) necessariamente dipende dagli stessi parametri (89). Di fatto la distanza di interazione (y_i/R) individua il valore della distanza dal fronte alla quale inizia a svilupparsi un carico sui supporti.

$$\frac{y_i}{R} = f \left(\frac{E \Delta R}{\sigma_0 R}; \nu; \frac{f_c}{\sigma_0}; \varphi; \psi; \frac{L}{R}; \frac{K_S R}{E}; \frac{K_L R}{E} \right) \quad (89)$$

Inoltre, come è intuitivo immaginare, al crescere del sovrascavo si osserva un incremento della distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti. Indipendentemente dallo specifico problema al finito è dunque possibile stabilire una relazione univoca tra la distanza di interazione (x_i) e il valore del sovrascavo (Δr). In Fig. 73 è riportato uno schema del fenomeno di interazione tra il terreno e i supporti nello scavo in meccanizzato. Nel *Caso 1* il terreno inizia a interagire coi supporti a tergo dello scudo attraverso il riempimento del tail-void ($x_i = L$) mentre nel *Caso 2* il sovrascavo non è sufficientemente grande da evitare che il terreno si chiuda sullo scudo ($x_i < L$).

Mediante analisi assialsimmetriche, assumendo a priori la distanza di interazione, il valore del sovrascavo (Δr_{LDP}) può essere valutato a ritroso attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti come differenza tra la convergenza all'interazione (u_i) e la pre-convergenza al fronte (u_f):

$$\Delta r_{LDP} = u_i - u_f \quad (91)$$

È ben noto che, assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto e un unico supporto di tipo elastico lineare, il profilo longitudinale degli spostamenti è governato dalla relazione funzionale (54). Nel caso in cui il terreno non interagisca con lo scudo, la rigidità del supporto è pari a quella del rivestimento ($K_S = K_l$) e la distanza di interazione, in virtù delle operazioni di intasamento, è pari alla lunghezza dello scudo ($x_i = L$) (*Caso 2*):

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{E}{Sa} = f \left(\frac{f}{S}; \frac{K_l}{E}; \frac{L}{a}; \nu; \varphi; \psi \right) \quad (92)$$

Se il terreno si chiude sullo scudo, volendo tenere in conto delle differenti caratteristiche geometriche e meccaniche dello scudo e del rivestimento, il profilo longitudinale degli spostamenti è dunque governato dalla relazione funzionale (93):

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{E}{Sa} = f \left(\frac{f}{S}; \frac{K_S}{E}; \frac{x_i}{a}; \frac{K_l}{E}; \frac{L}{a}; \nu; \varphi; \psi \right) \quad (93)$$

Dove la distanza di interazione è un'incognita del problema ma per ipotesi sicuramente inferiore alla lunghezza dello scudo ($x_i < L$). Assumendo a priori la distanza di interazione il problema può essere simulato attraverso analisi assialsimmetriche utilizzando lo *step by step method* che consiste in una sequenza di analisi in cui viene disattivato un elemento di terreno e contestualmente vengono attivati gli elementi di supporto. In Fig. 74 è riportato lo schema di

analisi che può essere impiegato per modellare gli effetti di interazione nello scavo in meccanizzato. Analogamente allo *steady state method*, il fronte costituisce un riferimento fisso durante l'intera simulazione numerica. Il processo continuo di scavo è simulato mantenendo invariata la distanza dal fronte alla quale il terreno interagisce con lo scudo (x_i) e col rivestimento (L). Pertanto la cosiddetta *round length* è implicitamente nulla e ciò comporta una modellazione più realistica delle fasi di avanzamento di una TBM e una riduzione considerevole dei tempi di calcolo.

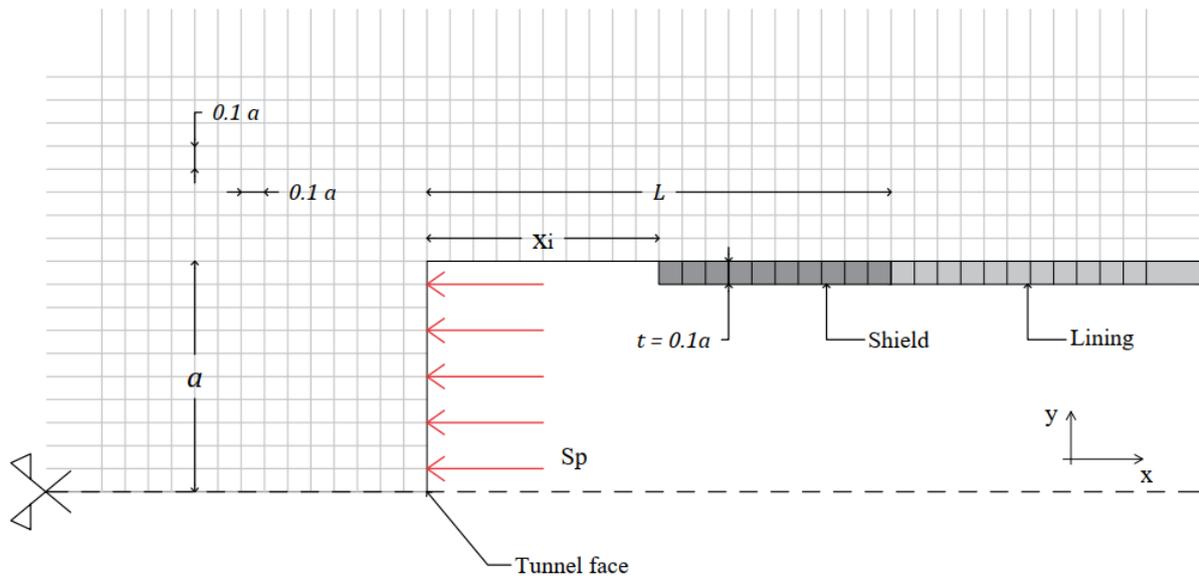


Fig. 74: Zona centrale della mesh.

In accordo con gli studi condotti da Ramoni & Anagnostou, 2010, inerenti gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti nello scavo in meccanizzato, la procedura proposta in questa tesi consente di simulare tutti i principali aspetti del problema. Senza la necessità di dover ricorrere a complicate condizioni al contorno è stato osservato che è possibile:

- Simulare un processo continuo di scavo, che ben rappresenta le fasi di avanzamento di una TBM, mediante il ben noto *step by step method*.
- Tenere esplicitamente in conto delle differenti caratteristiche meccaniche dei supporti e della distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire con lo scudo ($x_i < L$) e col rivestimento ($x_i = L$).

Tuttavia la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti non è nota a priori e non è dunque un dato di input per la risoluzione del problema in campo applicativo. Di conseguenza è necessario uno studio parametrico per stabilire la reale distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti. Per uno specifico problema al finito, in Fig. 75

sono stati rappresentati i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti simulando la presenza dei supporti rispettivamente a tergo dello scudo (*Caso 1*) e ad una distanza dal fronte inferiore alla lunghezza dello stesso (*Caso 2*). Per ciascuna curva si può valutare a ritroso un valore fittizio del sovrascavo (Δr_{LDP}) come differenza tra la convergenza all'interazione (u_i) e la pre-convergenza al fronte (u_f).

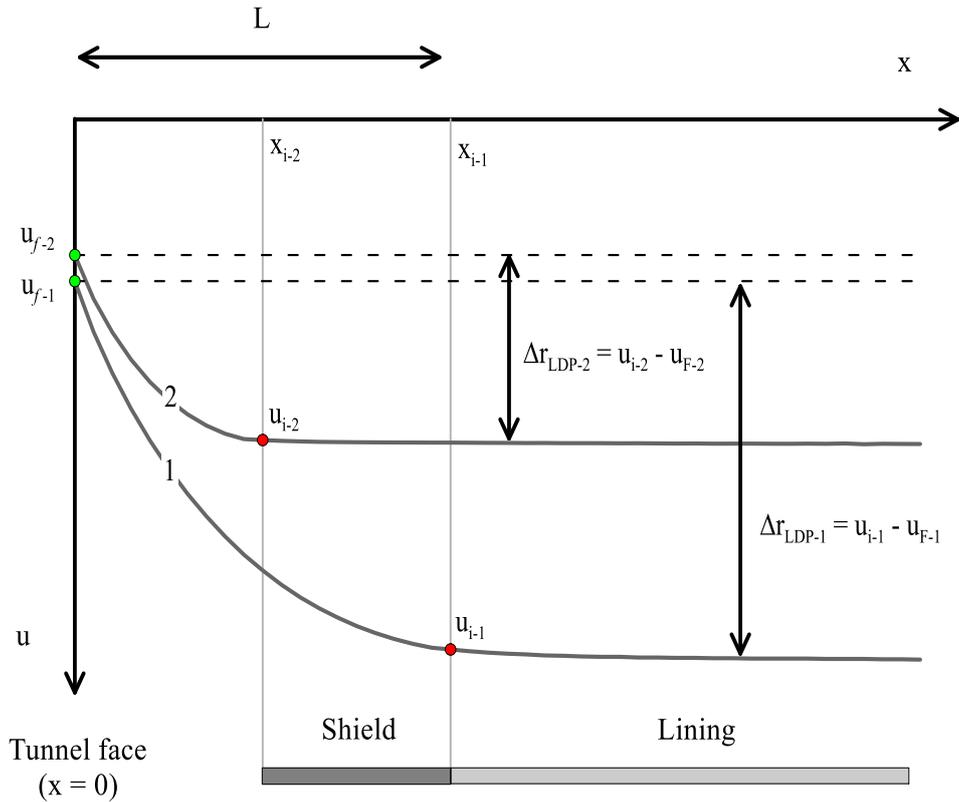


Fig. 75: Profilo longitudinale degli spostamenti per i due casi di studio.

Confrontando il sovrascavo della TBM (Δr_{TBM}) con i valori fittizi ($\Delta r_{LDP-1/2}$), valutati attraverso i profili longitudinali degli spostamenti, ottenuti assumendo differenti distanze di interazione ($x_{i-1/2}$), è possibile determinare la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti (x_{i-TBM}):

$$\begin{array}{lll}
 \text{If} & \Delta r_{TBM} \geq \Delta r_{LDP-1} & \rightarrow & x_{i-TBM} = L \\
 \text{If} & \Delta r_{LDP-2} \leq \Delta r_{TBM} \leq \Delta r_{LDP-1} & \rightarrow & x_{i-2} \leq x_{i-TBM} \leq L \\
 \text{If} & \Delta r_{TBM} \leq \Delta r_{LDP-2} & \rightarrow & 0 < x_{i-TBM} \leq x_{i-2}
 \end{array}$$

In altre parole la **curva 1** consente di determinare il valore del sovrascavo di una TBM, per uno specifico problema al finito, al di sotto del quale il terreno interagisce con lo scudo ($x_{i-TBM} \leq$

L if $\Delta r_{TBM} \leq \Delta r_{LDP-1}$) mentre la curva 2 permette di affinare la soluzione del problema e di individuare dei range più ristretti della distanza di interazione in relazione allo specifico problema al finito (Fig. 76).

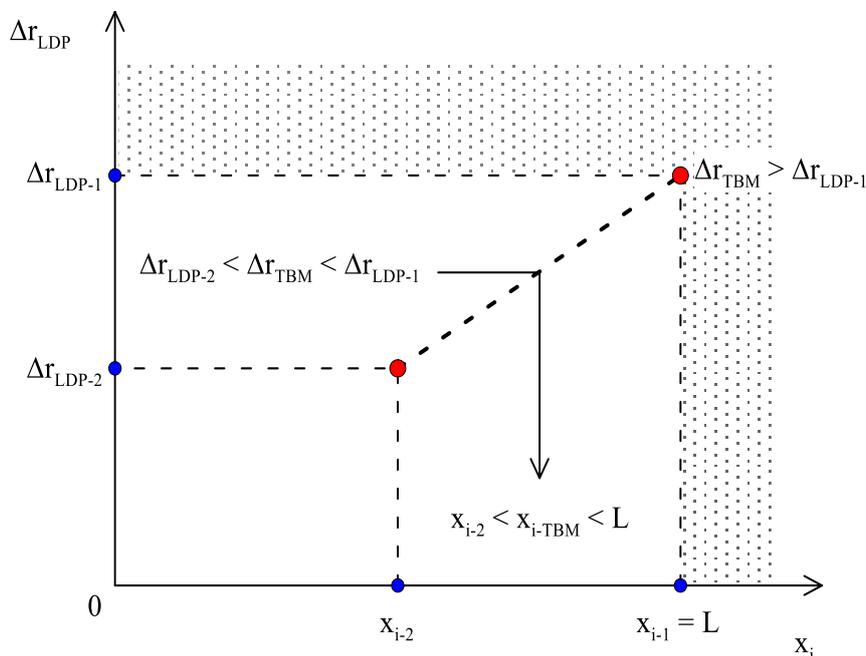


Fig. 76: Relazione tra il sovrascavo e la distanza di interazione.

È stata dunque stabilita una relazione univoca tra il valore del sovrascavo e la distanza dal fronte alla quale il terreno si chiude sui supporti. L'interpolazione dei risultati consente di valutare graficamente la distanza di interazione noto il valore del sovrascavo della TBM. Vale la pena ribadire che valori del sovrascavo, maggiori di quello ottenuto simulando la distanza di interazione pari alla lunghezza dello scudo, non hanno alcun significato fisico in virtù delle operazioni di intasamento (zona riempita in Fig. 76).

4.2.1.1 Valutazione del carico agente sullo scudo di una TBM aperta

In questo paragrafo, la procedura proposta è stata utilizzata per valutare il carico agente sullo scudo di una *TBM aperta* (o *Gripper TBM*), al variare delle grandezze significative del problema per due valori dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza. Il confronto dei risultati dello studio parametrico con quelli ottenuti da Ramoni & Anagnostou, 2010 conferma la capacità del metodo nel simulare gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti nello scavo in meccanizzato.

I due metodi sono già stati descritti in precedenza. Ramoni & Anagnostou, 2010 valutano il profilo longitudinale del carico agente sui supporti applicando sul profilo di scavo delle

condizioni al contorno di tipo misto (56). La procedura proposta in questa tesi, invece, consente di simulare gli effetti di interazione assumendo a priori la distanza di interazione e valutando a ritroso, attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti, il corrispettivo valore del sovrascavo come differenza tra la convergenza all'interazione e la pre-convergenza al fronte.

Nonostante le ipotesi semplificative assunte (stato di sforzo iniziale isotropo, terreno omogeneo e scudo cilindrico), in accordo con la (57), gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti nello scavo in meccanizzato continuano ad essere governati da un elevato numero di variabili che non permette di condurre studi parametrici esaustivi. Tuttavia, fissando alcuni parametri e legandone altri tra di loro, Ramoni & Anagnostou, 2010 indagano ampi range di variabilità di interesse applicativo (2.3.2.2).

Per il caso di *gripper TBMs*, in virtù della ridotta rigidità del calcestruzzo proiettato rispetto a quella dello scudo, gli autori assumono la rigidità del rivestimento nulla ($K_l = 0$). Inoltre, sulla base delle informazioni inerenti i layout di macchina maggiormente impiegati, la lunghezza dello scudo è stata assunta pari al raggio della galleria ($L/a = 1$). I risultati dello studio parametrico sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali al variare dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza (Fig. 37). Ciascuna curva fa riferimento ad un differente valore del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e lo stato di sforzo in sito. Con riferimento alla procedura descritta nel 4.2.1, in questo paragrafo il carico agente sullo scudo è stato valutato assumendo a priori la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire col supporto. Lo studio numerico è stato condotto per due valori dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza, per cinque valori del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e lo stato di sforzo in sito e per cinque valori della distanza di interazione scalata rispetto al raggio della galleria (Tabella 4.2).

φ	f/S	x_i/a	ν	K_S/E	K_L/E	L/a
15 °	0.20	0.1	0.25	10.0	0.00	1.0
30 °	0.30	0.2				
	0.40	0.5				
	0.50	0.7				
		1.0				

Tabella 4.2: Studio parametrico

In accordo con quanto fatto da Ramoni & Angnostou, 2010 il valore dell'angolo di dilatanza è stato stabilito in relazione a quello dell'angolo di attrito (Vermeer & de Borst, 1984).

Le analisi sono state condotte utilizzando lo *step by step method* simulando le fasi di scavo in accordo con la procedura proposta in Fig. 74. Tuttavia al fine di simulare la rigidità nulla del rivestimento non è stato inserito alcun elemento di supporto a tergo dello scudo ($x > L$).

Per ciascuna analisi assialsimmetrica sono stati estrapolati i profili longitudinali degli spostamenti e del carico agente sullo scudo. Il primo è stato opportunamente scalato (Fig. 77) in accordo con la (93) mentre il secondo è stato normalizzato rispetto allo stato di sforzo iniziale.

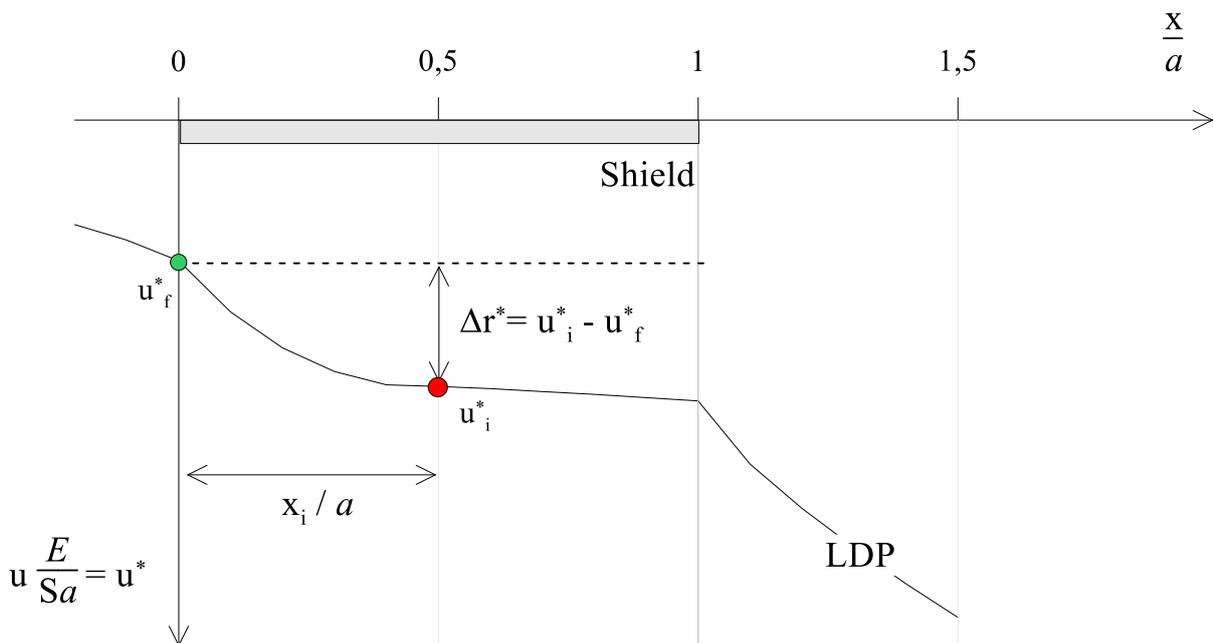


Fig. 77: Profilo longitudinali degli spostamenti adimensionalizzato.

Il carico agente su ciascun elemento di supporto è stato valutato invertendo la relazione (25), dove il valore della tensione circonferenziale corrisponde alla tensione fuori piano ottenuta mediante analisi assialsimmetriche. A ciascuna analisi, condotta assumendo differenti distanze di interazione, è associato dunque un valore del sovrascavo adimensionale (Δr^*), valutato come differenza tra la convergenza adimensionale all'interazione (u_i^*) e la pre-convergenza adimensionale al fronte (u_f^*), e un valore del carico agente sullo scudo integrato sulla lunghezza dello stesso e normalizzato rispetto allo stato di sforzo iniziale in sito (p/S):

$$\frac{p}{S} = \frac{\int_{L/a=1}^0 p(x/a) d(x/a)}{S}$$

Di conseguenza il carico agente sullo scudo può essere espresso in funzione del sovrascavo adimensionale. Poiché nello scavo in meccanizzato non è mai nota a priori la distanza di interazione dal fronte, è evidente il vantaggio di poter esprimere i risultati in funzione del sovrascavo adimensionale.

Risultati

La procedura proposta in questa tesi ha consentito di simulare gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti nello scavo in meccanizzato senza dover ricorrere all'utilizzo di complessi algoritmi necessari ad applicare condizioni al contorno di tipo misto sul profilo di scavo.

In Fig. 78 sono stati rappresentati il profilo longitudinale degli spostamenti e la distribuzione del carico ottenuti per due differenti distanze di interazione e per due valori dell'angolo di attrito.

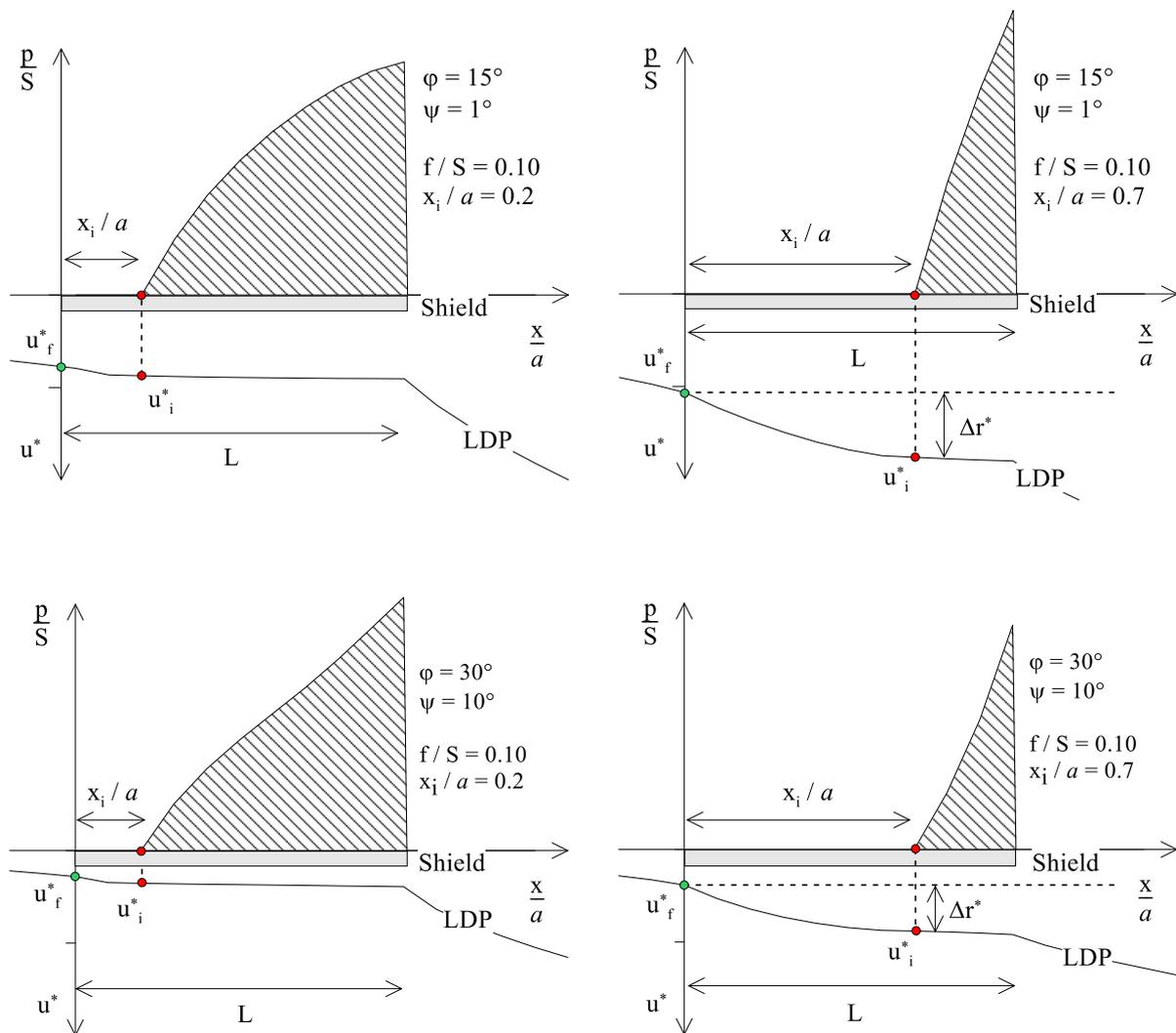
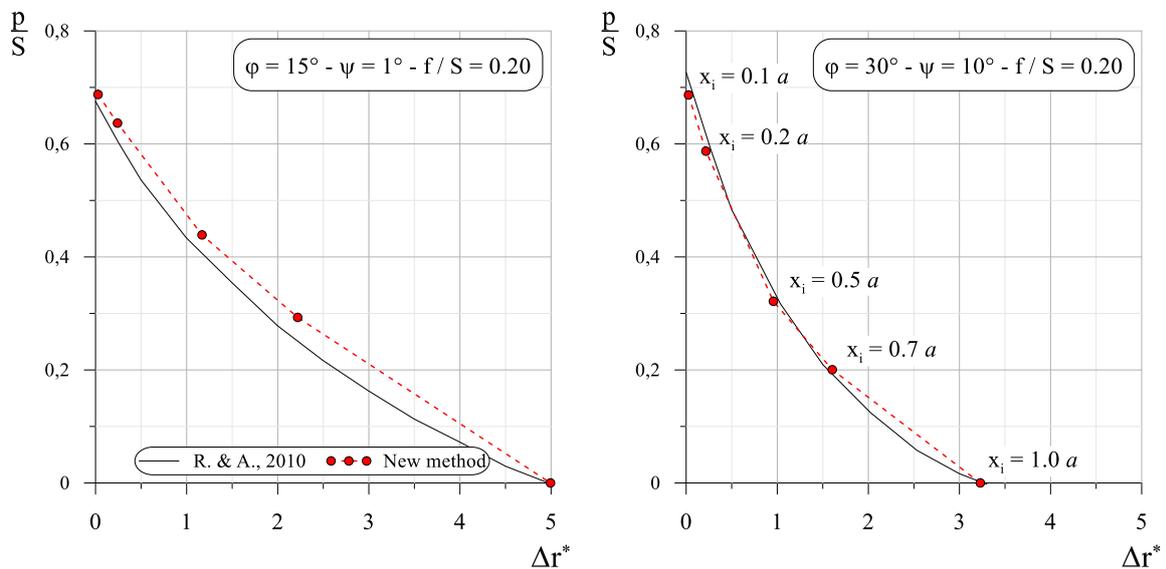


Fig. 78: Effetti della distanza dell'incremento della distanza di interazione.

Come ben noto in letteratura, al crescere della distanza di interazione si osserva un incremento delle convergenze in asse alla galleria e una diminuzione del carico agente sul supporto. Nota la curva convergenza-distanza dal fronte, in accordo col metodo proposto, il sovrascavo adimensionale (Δr^*) può essere valutato come differenza tra la convergenza adimensionale alla rispettiva distanza di interazione (u_i^*) e la pre-convergenza adimensionale al fronte (u_f^*). Le grandezze progettuali di interesse possono essere riferite dunque al valore del sovrascavo. Come constatato in precedenza, il sovrascavo adimensionale è proporzionale alla distanza di interazione. In accordo con quanto fatto da Ramoni & Anagnostou, 2010, l'integrale del carico agente sullo scudo, normalizzato rispetto allo stato di sforzo iniziale, può essere rappresentato in forma di abachi adimensionali in funzione del sovrascavo adimensionale al variare dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza. In Fig. 79 è riportato il confronto con le soluzioni ottenute dagli stessi autori. Per questioni di chiarezza, in ciascun abaco sono stati rappresentati i risultati ottenuti per un unico valore del rapporto tra la resistenza a compressione uniaassiale e lo stato di sforzo in sito.

In nero sono rappresentati i dati di letteratura mentre in rosso i risultati ottenuti dallo studio parametrico riportato in Tabella 4.2. Complessivamente gli abachi mostrano che indipendentemente dalle grandezze significative del problema, come ben noto in letteratura e intuitivo immaginare, il carico sullo scudo diminuisce al crescere del sovrascavo della TBM.



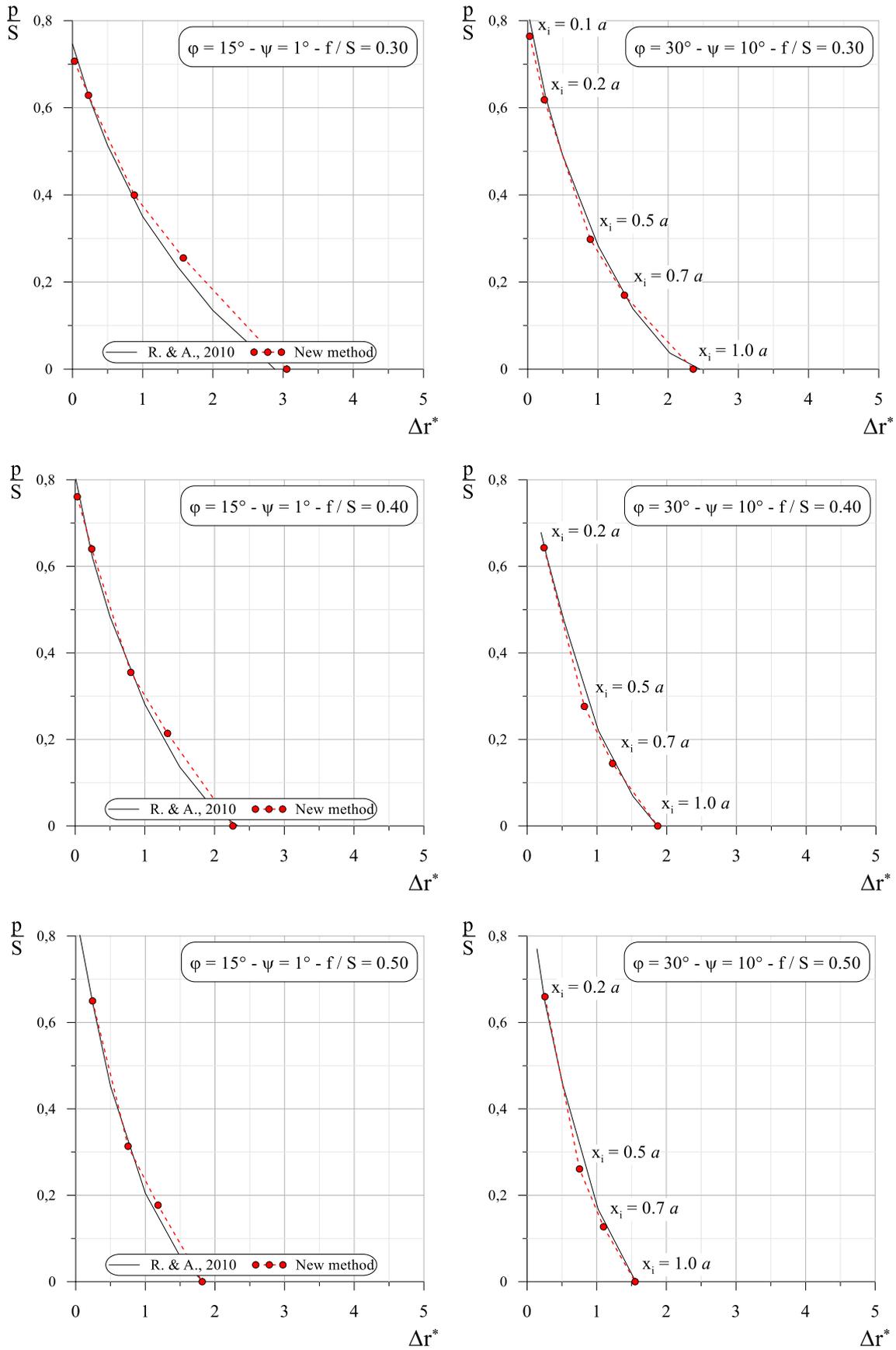


Fig. 79: Confronto carico adimensionale agente sullo scudo.

Il confronto mostra che i due metodi di analisi sono del tutto equivalenti. Alcune differenze sono osservabili solo per bassi valori dell'angolo di attrito e del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale.

Ciononostante, vale la pena evidenziare che, per entrambe le procedure, un valore nullo del carico agente sullo scudo si ottiene esattamente per lo stesso valore del sovrascavo adimensionale. In questo studio tale valore è stato ottenuto attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti a cavo libero. In accordo con la procedura proposta in questa tesi, per una distanza di interazione pari alla lunghezza dello scudo e per valori della rigidità del rivestimento nulli (in questo caso simulata trascurandone la presenza), il cavo si deforma senza interagire con alcun supporto. Diversamente, lo stesso risultato è stato ottenuto da Ramoni & Anagnostou, 2010 ricercando il valore minimo del sovrascavo adimensionale per cui il terreno non interagisce con lo scudo e che dunque restituisce un valore del carico nullo. Questa analisi testimonia ulteriormente la capacità della nuova procedura di riuscire a simulare gli effetti di interazione nello scavo in meccanizzato. Ciò implica che le piccole differenze osservabili in Fig. 79 potrebbero essere di tipo numerico (densità della mesh, forze sbilanciate, codice di calcolo etc.).

Il confronto dei risultati ottenuti con quelli presenti in letteratura mostra che la procedura proposta è in grado di tenere in conto dei principali aspetti del problema senza la necessità di dover ricorrere all'utilizzo di complessi algoritmi necessari ad applicare condizioni al contorno di tipo misto. La semplicità di impiego consente con un ridotto numero di analisi parametriche di costruire degli abachi adimensionali al variare dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza assumendo a priori la distanza dal fronte alla quale avviene l'interazione. In ambito progettuale la procedura consente all'utente di valutare autonomamente il carico agente sullo scudo evitando di utilizzare gli abachi adimensionali proposti da Ramoni & Anagnostou, 2010 ottenuti per determinate condizioni iniziali (i.e. lunghezza dello scudo, angolo di attrito, angolo di dilatanza etc.).

Valutazione del carico agente sui supporti di una TBM a singolo scudo

Vale la pena ribadire che la rigidità nulla del rivestimento è stata simulata trascurando la presenza dei supporti a tergo dello scudo. In altre parole, per valori della distanza dal fronte maggiori della lunghezza dello scudo, gli elementi di supporto sono stati disattivati contestualmente alle fasi di avanzamento. Di conseguenza, i risultati delle analisi assialsimmetriche (distribuzione del carico sui supporti), ottenuti utilizzando la procedura proposta in questa tesi, sono del tutto equivalenti a quelli ottenuti da Ramoni & Anagnostou,

2010. Diversamente, simulando la presenza dei supporti a tergo dello scudo, i risultati mostrano una distribuzione del carico monotona crescente pressoché identica a quella che si otterrebbe nel caso di scudo infinitamente lungo (Fig. 80). Di conseguenza, non potendo trascurare la presenza del rivestimento nel caso di una TBM a singolo scudo, necessariamente si osserveranno delle differenze tra le due procedure (Fig. 31). Le differenze sono dovute alle condizioni al contorno applicate sul profilo di scavo da Ramoni & Anagnostou, 2010 che impongono sempre un valore del carico nullo a una distanza dal fronte pari alla lunghezza dello scudo (56).

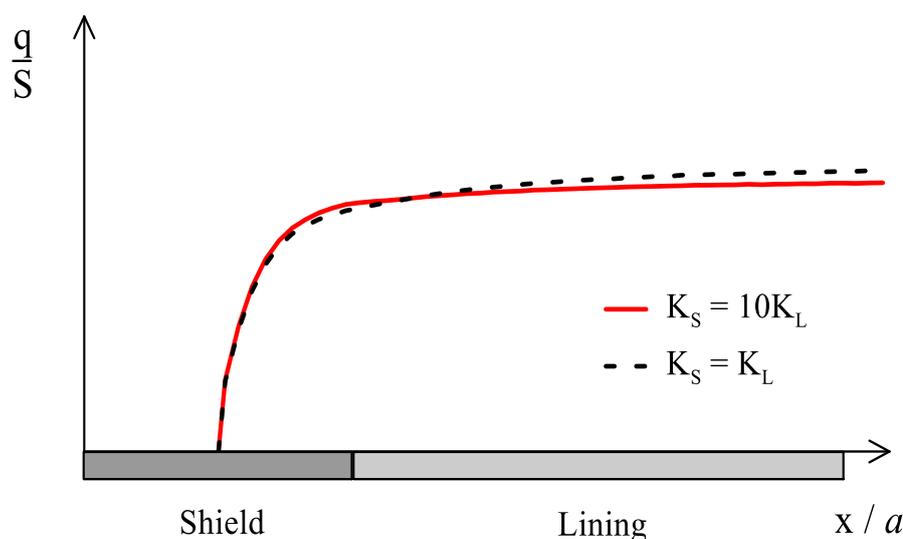


Fig. 80: Confronto tra il profilo longitudinale del carico agente sui supporti assumendo differenti rapporti di rigidezza relativa tra scudo e rivestimento.

Di conseguenza, la nuova procedura sottostima sistematicamente il valore del carico agente sullo scudo come dimostrato da Ramoni & Anagnostou, 2010 mediante il confronto con i risultati ottenuti per il caso di scudo infinitamente lungo (Fig. 34). Gli stessi autori osservano che le differenze di carico sullo scudo sono prevalentemente dovute alla minor rigidezza del rivestimento rispetto a quella dello scudo. Tuttavia si può facilmente osservare che, in relazione allo spessore degli scudi e dei conci di rivestimento e al modulo di Young dell'acciaio e del calcestruzzo, nei tipici problemi al finito questo rapporto non si discosta significativamente dall'unità. Valori notevolmente maggiori di 1 sono giustificabili se si considerano rigidezze estremamente basse delle malte cementizie utilizzate per le operazioni di intasamento. Per di più, i risultati di meticolosi studi parametrici condotti dagli stessi autori mostrano che valori del rapporto di rigidezza relativa tra scudo e rivestimento inferiori a 10 non comportano sostanziali differenze se confrontati coi risultati ottenuti assumendo un unico supporto. Per di più è stato

osservato che tali differenze si riducono ulteriormente al crescere della lunghezza dello scudo (2.3.2). Di conseguenza non è giustificata la necessità di dover simulare esplicitamente sia lo scudo che il rivestimento soprattutto se si considerano gli eccessivi oneri computazionali che questa scelta comporta. Infatti vale la pena evidenziare che gli stessi autori per poter condurre uno esteso studio parametrico hanno dovuto introdurre altre ipotesi semplificative che non necessariamente sono considerabili valide a priori (i.e. $K_S R/E = 10 - K_S = 20 K_l$).

4.2.1.2 Valutazione del fattore di rilascio sul rivestimento di una TBM a singolo scudo

In questo paragrafo, la procedura proposta nel 4.2.1 è stata utilizzata per valutare il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento. In accordo con la dicitura utilizzata in questa tesi e in virtù dei vantaggi associati all'utilizzo del doppio del modulo di rigidità a taglio anziché del modulo di Young (3.1.2), dietro l'ipotesi di scudo infinitamente lungo, la relazione funzionale che governa il profilo longitudinale degli spostamenti è la (88):

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{2G}{Sa} = f \left(\frac{f}{2S}; \frac{2G}{K_S}; \frac{x_i}{a}; \nu; \varphi; \psi; \frac{S_p}{S} \right)$$

Vale la pena evidenziare che la relazione funzionale (88) è stata utilizzata nel 4.1 per la valutazione del fattore di rilascio nello scavo in tradizionale ed è caratterizzata da grandezze significative del tutto equivalenti a quelle utilizzate da Graziani et al., 2005. L'impiego della (88), inoltre comporta il notevole vantaggio di disporre di una soluzione adimensionale in forma chiusa della curva caratteristica del cavo (68), definita dagli stessi parametri, che consente di valutare rapidamente il fattore di rilascio nota la convergenza adimensionale all'interazione. Fissata la geometria del problema e le caratteristiche meccaniche del terreno e dei supporti, è stato condotto uno studio parametrico per cinque differenti valori della distanza di interazione (x_i) riportati in Tabella 4.3. La mesh di calcolo, scalata rispetto al raggio della galleria, è sufficientemente grande da evitare che le condizioni al contorno influenzino la soluzione del problema (Fig. 61). Sul contorno superiore è stata applicata una pressione pari allo stato di sforzo iniziale mentre lungo i lati corti sono impediti gli spostamenti orizzontali e verticali. Per ottenere un'approssimazione migliore del gradiente degli spostamenti in prossimità del fronte, la mesh di calcolo è stata affinata nella zona centrale ($5a \times 20a$) dove gli elementi di terreno sono quadrati con lato $l = 10 \text{ cm}$ ($0.1a$) (Fig. 74). Il terreno è stato assunto elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb caratterizzato da un valore dell'angolo di attrito, $\varphi = 20^\circ$, coesione, $c = 1 \text{ MPa}$, con legge di flusso non associata e

angolo di dilatanza, $\psi = 5^\circ$ modulo di Young, $E = 300 \text{ MPa}$ e coefficiente di Poisson, $\nu = 0.3$. La galleria è stata assunta di raggio, $a = 1 \text{ m}$ e lo stato di sforzo iniziale isotropo, $S = 10 \text{ MPa}$ mentre la lunghezza dello scudo è stata assunta $L = 2 \text{ m}$.

x_{1-1}	x_{i-2}	x_{i-3}	x_{i-4}	x_{i-5}	$x_{i-6} = x_L$
0.1 m	0.2 m	0.5 m	1 m	1.5 m	2.0 m

Tabella 4.3: Distanze di interazione

Lo scudo e il rivestimento sono stati simulati come un unico supporto di spessore, $t = 0.1 \text{ m}$ con Modulo di Young, $E_s = 29400 \text{ MPa}$. Le grandezze significative da cui dipende il profilo longitudinale degli spostamenti, per il caso in esame, sono dunque le seguenti:

$\frac{f}{2S}$	$\frac{2G}{K_S}$	$\frac{x_i}{a}$	$\frac{L}{a}$	ν	φ	ψ	$\frac{S_p}{S}$
0.143	0.0785	i-esima	2	0.3	20°	5°	0

Tabella 4.4: Grandezze significative assumendo la stessa rigidità dei supporti.

L'assunzione di scudo infinitamente lungo comporta una riduzione del numero di variabili del problema. La stessa ipotesi è stata adottata da Ramoni & Anagnostou, 2006 e da Sterpi & Gioda, 2007 per il dimensionamento del *thrust* necessario a superare le forze di attrito sullo scudo. Studi più recenti (Ramoni & Anagnostou, 2010) hanno dimostrato che l'assunzione di un unico supporto comporta una sottostima del carico sullo scudo e una sovrastima del carico sul rivestimento una volta raggiunte le condizioni di equilibrio (Fig. 34). In particolare le differenze osservate aumentano al crescere del rapporto di rigidità relativa tra scudo e rivestimento (K_S/K_L). Tuttavia, come osservato nel 4.2.1.1, la volontà di simulare due differenti supporti comporta elevati oneri computazionali che non sono giustificati dal punto di vista applicativo. Infatti vale la pena ribadire che, diversamente da quanto fatto da Ramoni & Anagnostou, 2010, il rapporto di rigidità relativa tra i supporti raramente assume valori molto superiori all'unità. Anche se lo fosse, studi parametrici condotti dagli stessi autori, dimostrano che per valori inferiori a 10 le differenze osservate rispetto al caso di scudo infinitamente lungo sono trascurabili.

La procedura proposta in questa tesi consente di simulare gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti assumendo a priori la distanza di interazione che, in virtù delle operazioni di intasamento del gap anulare, non può mai essere maggiore della lunghezza dello scudo

($0 < x_i \leq L$). I risultati dell'esempio applicativo (Tabella 4.4) sono stati rappresentati in Fig. 81.

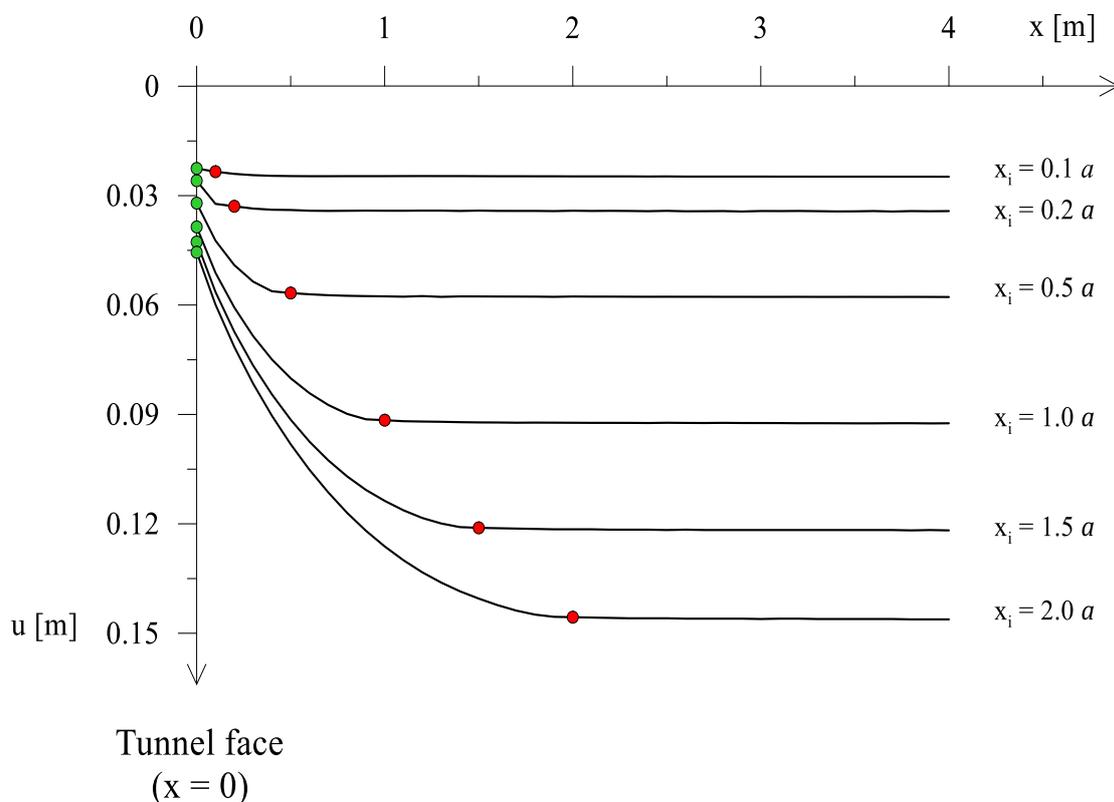


Fig. 81: Curve convergenza-distanza dal fronte al variare della distanza di interazione.

Come ben noto in letteratura (1.1.4), il profilo longitudinale degli spostamenti dipende notevolmente dalla distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti. Al crescere della distanza di interazione si osserva un incremento della pre-convergenza al fronte e della convergenza all'interazione. Vale la pena evidenziare che in virtù dell'elevata rigidità dello scudo, il cavo non sviluppa ulteriori deformazioni per distanze dal fronte maggiori di quella di interazione ($x > x_i$). In Fig. 82 è riportato il profilo longitudinale degli spostamenti ottenuto per un valore della distanza di interazione ($x_i = 1.0 a$) dove sono stati indicati in verde la convergenza al fronte (u_f), in rosso la convergenza all'interazione con lo scudo (u_i) e in blu la convergenza all'interazione col rivestimento (u_0). Il valore del sovrascavo fittizio (Δr_{LDP}) per cui il terreno si chiude sullo scudo alla rispettiva distanza di interazione ($x_i = 1.0 a$) è valutato a ritroso come differenza tra la convergenza alla distanza di interazione e la pre-convergenza al fronte.

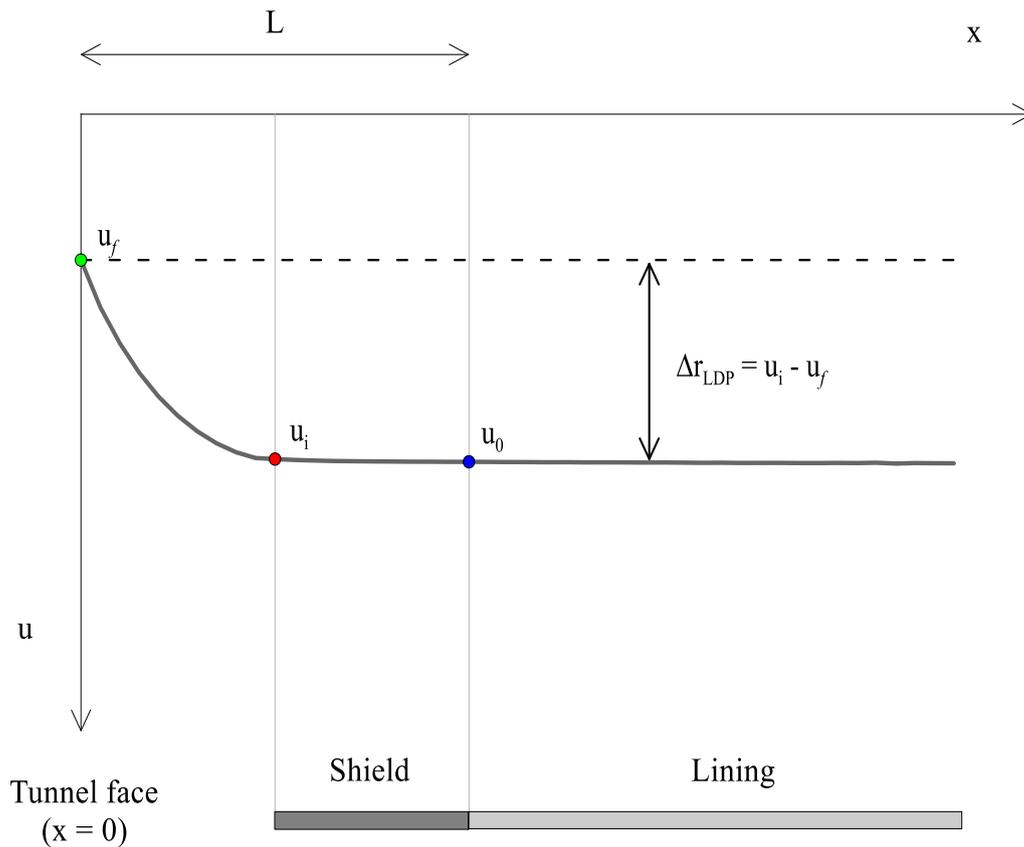


Fig. 82: Profilo longitudinale degli spostamenti per $x_{i-4} = 1.0 a$

In Fig. 83 sono stati rappresentati rispettivamente gli andamenti del sovrascavo (Δr_{LDP}), della convergenza (u_0) e del fattore di rilascio (λ_0) all'interazione tra terreno e rivestimento al variare della distanza di interazione (x_i). L'interpolazione dei risultati consente di definire tre differenti curve in funzione della distanza di interazione. Noto il valore del sovrascavo della TBM (Δr_{TBM}), il grafico a) consente di determinare la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti e di conseguenza di valutare la convergenza già scontata dal cavo a tergo dello scudo e dunque il fattore di rilascio all'interazione sul rivestimento.

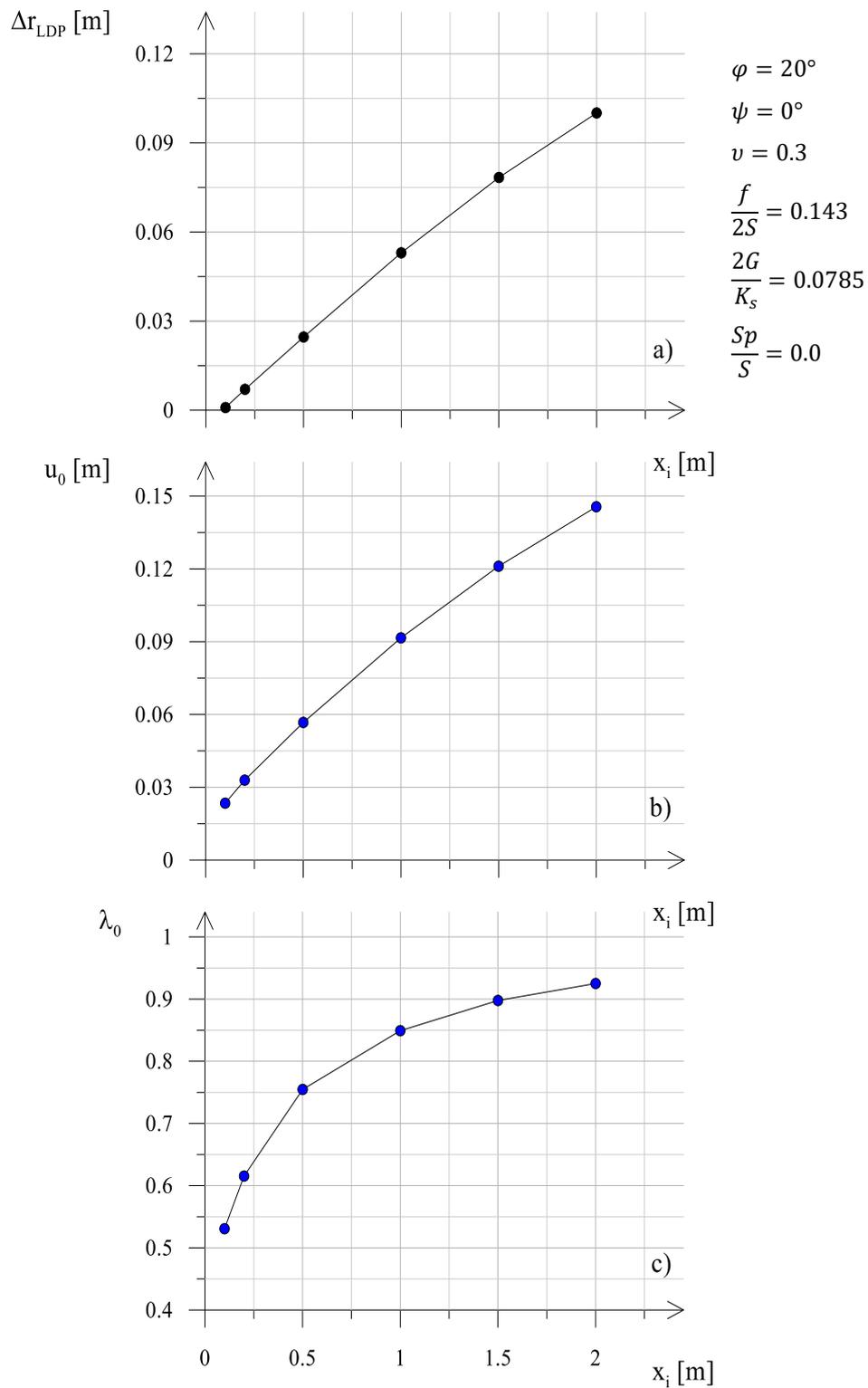


Fig. 83: Andamento del sovrascavo (a), della convergenza all'interazione (b) e del fattore di rilascio (c) in funzione della distanza di interazione.

In Fig. 84 è riportato il confronto tra la convergenza all'interazione (u_0) e la convergenza a tergo dello scudo (u_i).

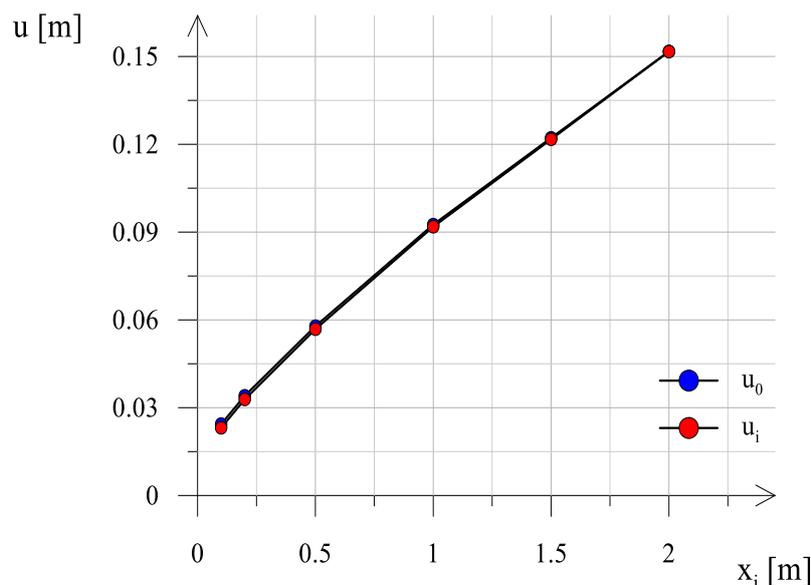


Fig. 84: Confronto tra la convergenza alla distanza di interazione e la convergenza a tergo dello scudo.

Conseguentemente al basso rapporto di rigidezza relativa tra terreno e supporto si osservano differenze trascurabili da un punto di vista applicativo ($u_i \cong u_0$). Di conseguenza il numero di variabili del problema (Tabella 4.4) può essere ulteriormente ridotto poiché, indipendentemente dalla lunghezza dello scudo, il valore del fattore di rilascio sul rivestimento (λ_0) può essere valutato nota la convergenza all'interazione (u_i):

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{2G}{Sa} = f \left(\frac{f}{2S}; \frac{2G}{K_s}; \frac{x_i}{a}; \nu; \varphi; \psi; \frac{S_p}{S} \right)$$

La procedura proposta consente di simulare gli effetti d'interazione nello scavo in meccanizzato e di valutare il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento mediante semplici analisi assialsimmetriche, utilizzando il ben noto *step by step method*, diffusamente impiegato in ambito progettuale. La successiva elaborazione dei risultati permette di determinare il valore fattore di rilascio nota la distanza di interazione (Fig. 83 grafico in basso) che, a sua volta, è valutata a partire dal valore del sovrascavo della TBM (Δr_{TBM}) in Fig. 83 (grafico in alto). Inoltre, il ridotto numero di grandezze significative consente di condurre studi parametrici esaustivi al variare dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

4.2.1.3 Considerazioni sulla conicità dello scudo

In ragione della geometria troncoconica della macchina, il gap tra lo scudo e il profilo di scavo cresce linearmente in funzione della distanza dal fronte (Fig. 71) con equazione:

$$\Delta r_{TBM}(x) = \Delta r + x \tan \alpha \quad (94)$$

Tuttavia la procedura proposta in questa tesi fa riferimento ad uno schema semplificato in cui i supporti sono assunti cilindrici e il sovrascavo costante. Per poter considerare la conicità dello scudo sono, dunque, necessari alcuni accorgimenti. In prima approssimazione la distanza di interazione può essere valutata assumendo i valori limite del sovrascavo considerati rispettivamente in prossimità del fronte ($x = 0$) e in coda allo scudo ($x = L$):

$$\Delta r_{TBM}(0) = \Delta r$$

$$\Delta r_{TBM}(L) = \Delta r + L \tan \alpha$$

I valori ottenuti approssimano rispettivamente per difetto e per eccesso la reale distanza dal fronte alla quale avviene l'interazione. Di conseguenza si individua un range di variabilità del fattore di rilascio che dipende dallo specifico problema al finito (i.e. parametri di resistenza, geometria della macchina, etc.). Con riferimento al precedente esempio applicativo, in Fig. 85 sono stati rappresentati gli andamenti rispettivamente del sovrascavo fittizio (Δr_{LDP}) e del fattore di rilascio (λ_0) in funzione della distanza di interazione (x_i) ottenuti mediante analisi assialsimmetriche assumendo un unico supporto ($K_S = K_L$). Nota la lunghezza dello scudo ($L = 2 \text{ m}$), si ipotizzi un valore del sovrascavo ($\Delta r = 0.03$) e della conicità ($\alpha = 0.86^\circ$).

Assumendo i due valori limite del gap tra scudo e profilo di scavo ($\Delta r_{TBM} = 0.03 - \Delta r_{TBM} = 0.06$), in accordo coi risultati ottenuti, la distanza di interazione risulta essere compresa tra $0.6 \text{ m} \leq x_s \leq 1.2 \text{ m}$ e pertanto il fattore di rilascio risulta essere compreso tra $0.77 \leq \lambda_0 \leq 0.86$ (Fig. 85). In prima approssimazione gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento possono essere simulati in condizioni di deformazione piana, assumendo a favore di sicurezza il valore inferiore del fattore di rilascio. Tuttavia se il campo di variabilità delle soluzioni ottenute è molto esteso, la precedente assunzione potrebbe risultare troppo cautelativa da un punto di vista progettuale. La reale distanza di interazione può essere determinata graficamente ricercando l'intersezione tra l'equazione (94) (retta nera in Fig. 85), che definisce il gap tra lo scudo e il profilo di scavo in funzione della distanza dal fronte, e la relazione $\Delta r_{LDP} - x_i$, individuata interpolando i risultati ottenuti assumendo a priori la distanza di interazione. Di conseguenza, per il caso analizzato, la conicità comporta che $x_{i-TBM} = 0.80 \text{ m}$ e $\lambda_0 = 0.81$ (pallini rossi in Fig. 85). La procedura appena descritta permette di determinare l'effettiva distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire con lo scudo (x_{i-TBM}) considerando la reale geometria della macchina. Nota la distanza di interazione, attraverso l'equazione (94)

si ottiene il valore del sovrascavo ($\Delta r_{TBM} = \Delta r + x_{i-TBM} \tan \alpha$) che, però, solo in parte tiene in conto della conicità dello scudo. Infatti è necessario evidenziare che la procedura continua a far riferimento ad uno schema semplificato della geometria della TBM (Fig. 72) in cui lo scudo è assunto cilindrico e il sovrascavo costante (Δr_{TBM}).

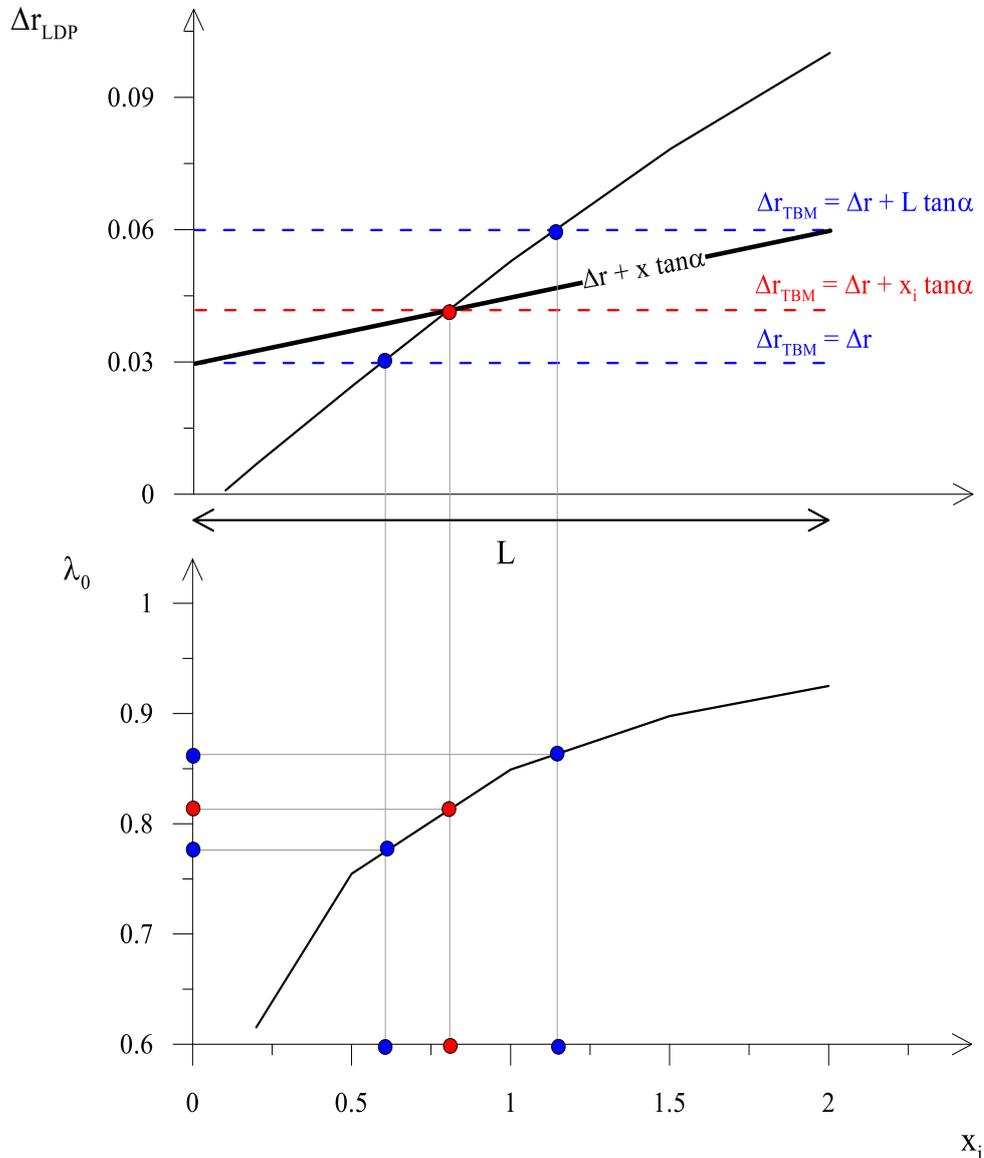


Fig. 85: Considerazioni sulla geometria dello scudo.

I limiti di questa procedura sono evidenti in Fig. 85 se si confrontano la proiezione della reale geometria dello scudo (retta nera) con quella semplificata (retta rossa). Si può osservare che considerando il gap tra lo scudo e il profilo di scavo costante, il valore del sovrascavo, ottenuto mediante costruzione grafica ($\Delta r_{TBM} = \Delta r + x_{i-TBM} \tan \alpha$), tiene effettivamente in conto della conicità dello scudo solo per valori della distanza dal fronte inferiori a quella di interazione. Questo comporta una sottostima sistematica, a favore di sicurezza, della convergenza a tergo

dello scudo e di conseguenza del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento. Nonostante i limiti dovuti all'ipotesi di scudo cilindrico, gli accorgimenti introdotti permettono di ridurre significativamente il range di variabilità della soluzione del problema rendendole accettabili da un punto di vista progettuale. È evidente che le differenze osservate, in accordo con la relazione (94), si riducono al crescere della distanza di interazione (Fig. 86a) e al diminuire della conicità dello scudo (Fig. 86b). Chiaramente le soluzioni coincidono per $x_{i-TBM} = L$ e $\alpha = 0$.

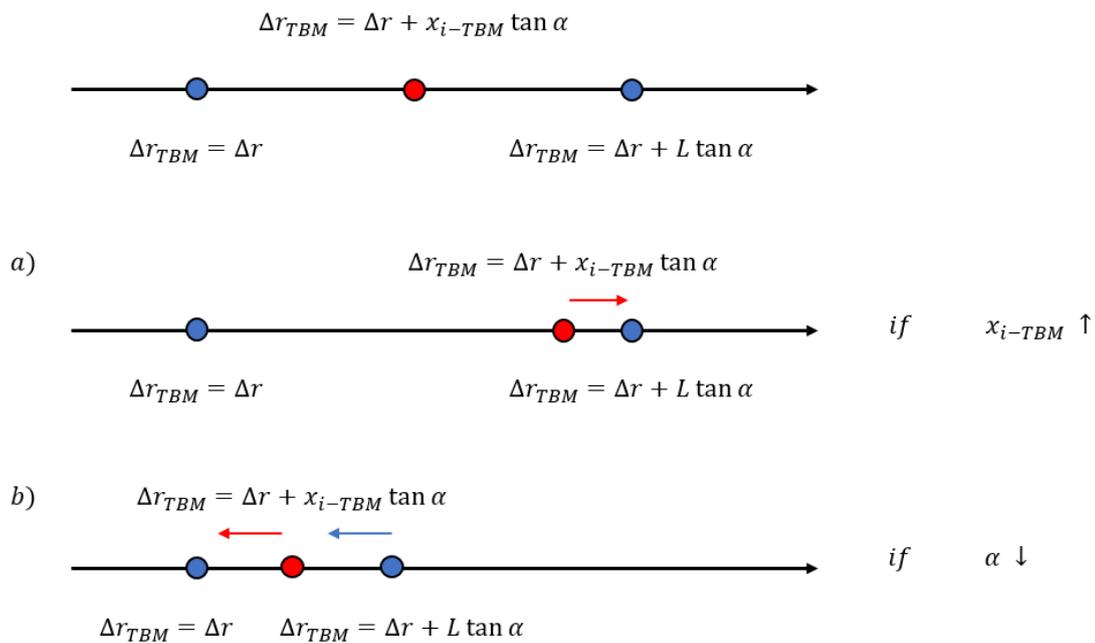


Fig. 86: Range di variabilità della soluzione del problema.

4.2.2 Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio

In questo paragrafo è stato condotto uno studio parametrico esaustivo per la valutazione del fattore di rilascio sul rivestimento al variare delle grandezze significative del problema per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

Assumendo lo scudo cilindrico, Ramoni & Anagnostou, 2010 simulano il processo di scavo e le principali caratteristiche del problema mediante lo *steady state method* e applicando sul profilo di scavo delle condizioni al contorno di tipo misto (2.3.2). In alternativa, gli effetti di interazione possono essere simulati mediante lo *step by step method* assumendo a priori la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti. Questa nuova procedura, descritta nel 4.2.1, permette di considerare i principali aspetti del problema evitando di

implementare complessi algoritmi necessari ad applicare condizioni al contorno di tipo misto sul profilo di scavo.

Utilizzando la procedura proposta in questa tesi, di seguito è stato condotto uno studio parametrico esaustivo al variare delle grandezze significative del problema per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

I risultati ottenuti sono stati elaborati per costruire degli abachi adimensionali che consentono di valutare il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento al variare del sovrascavo della TBM e del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale in sito.

Il terreno è stato assunto elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb mentre i supporti (scudo e rivestimento) sono assunti elastico lineari e sono caratterizzati dallo stesso modulo di rigidità. Dietro le precedenti ipotesi la relazione funzionale da cui dipende il profilo longitudinale degli spostamenti è la (88):

$$u_{(x)}^* = u_{(x)} \frac{2G}{Sa} = f \left(\frac{f}{2S} ; \frac{2G}{K_s} ; \frac{x_i}{a} ; \nu ; \varphi ; \psi ; \frac{S_p}{S} \right)$$

Dove, x_i rappresenta la distanza dal fronte alla quale il terreno interagisce coi supporti. Vale la pena evidenziare che l'impiego della relazione (88), inoltre, comporta il notevole vantaggio di disporre di una soluzione adimensionale in forma chiusa della curva caratteristica del cavo (68) definita dagli stessi parametri. In linea di principio il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento (λ_0), in virtù delle operazioni di intasamento del gap anulare, dovrebbe essere sempre valutato ad una distanza dal fronte pari alla lunghezza dello scudo (L/a). Tuttavia, indipendentemente dalla lunghezza dello scudo, in accordo con i risultati ottenuti in Fig. 84, il fattore di rilascio è stato definito a partire dal valore di convergenza adimensionale valutato ad una distanza dal fronte pari a quella di interazione (x_i/a). Questa scelta è giustificata da un punto di vista progettuale in quanto le differenze osservate tra la convergenza all'interazione (u_i) e la convergenza ad una distanza dal fronte superiore a quella di interazione ($x > x_i$) comportano una leggera sottostima, a favore di sicurezza, del fattore di rilascio.

La (88) consente di condurre uno studio parametrico esaustivo per un valore dell'angolo di attrito ($\varphi = 20^\circ$) dell'angolo di dilatanza ($\psi = 0^\circ$) e del coefficiente di Poisson ($\nu = 0.3$). Il range di variabilità dei parametri adimensionali considerato è sufficientemente esteso da includere qualsiasi possibile contesto applicativo (Tabella 4.5).

φ	ψ	S_p / S	$f / 2S$	$2G / K_s$	x_i / a
20	0	0.00	0.1	7.69E-04	0.1
		0.25	0.12	7.69E-03	0.2
		0.50	0.14	7.69E-02	0.3
			0.16	3.85E-01	0.5
			0.18	1.54E+00	1.0
			0.20	3.00E+00	1.5
			0.25	4.62E+00	2.0
			0.30		2.5
			0.40		3.0
			0.50		
			0.60		
			0.70		
			0.80		
			0.90		
	1.00				

Tabella 4.5: Set analisi parametriche

Il rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo è stato fatto variare tra 0.1 e 1.0, poiché valori maggiori avrebbero comportato lo sviluppo di deformazioni esclusivamente elastiche. Sono stati assunti tre valori, compresi tra 0.0 e 0.5, del rapporto tra la pressione applicata al fronte e lo stato di sforzo iniziale (S_p / S). Il range considerato consente di indagare qualsiasi valore di pressione esercitata al fronte in accordo con le più recenti tecnologie. Il rapporto di rigidezza relativa ($2G / K_s$) è stato fatto variare di cinque ordini di grandezza; si passa da valori sufficientemente bassi (7.69E-04) che permettono di considerare il rivestimento infinitamente rigido fino a valori maggiori dell'unità (4.62E+00). Per semplicità, nel seguito, i rapporti di rigidezza relativa verranno indicati in ordine crescente con le sigle b1, b2, b3, b4, b5, b5-2, b6. Il valore massimo della distanza di interazione tra il terreno e i supporti ($3.0 a$) è stato stabilito a valle di uno studio di sensibilità finalizzato a valutare la distanza dal fronte oltre la quale il fattore di rilascio all'interazione non assume valori inferiori del 95%. Inoltre, per tenere in conto delle significative modifiche del profilo longitudinale degli

spostamenti, associate alla presenza del rivestimento in prossimità del fronte, la maggior parte dei valori assunti è compresa tra $0.1 a$ e $1.0 a$.

Gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento sono stati simulati in condizioni assialsimmetriche utilizzando il codice di calcolo alle differenze finite *Flac7* (Itasca, 2011). Per ciascuna analisi è stato fissato il valore dello stato di sforzo iniziale ($S = 2000 \text{ KPa}$), del raggio della galleria ($a = 1 \text{ m}$), dello spessore ($t = 0.1 \text{ m}$) e del modulo di Young del supporto ($E_R = 25 \text{ GPa}$) mentre i restanti parametri sono stati valutati in funzione delle grandezze adimensionali stabilite in Tabella 4.5. In accordo con la procedura proposta (Fig. 74), il processo di scavo è stato simulato mediante lo *step by step method* simulando sia lo scudo che il rivestimento come un unico supporto.

Il profilo longitudinale degli spostamenti, ottenuto dalle analisi assialsimmetriche, è stato opportunamente scalato in accordo con la relazione funzionale (88). A partire dalla conoscenza della convergenza adimensionale all'interazione, il fattore di rilascio è stato valutato mediante la soluzione adimensionale in forma chiusa della GRC (68), ottenuta nel 3.1.1.1, utilizzando la funzione "ricerca obiettivo" di Excel.

Vale la pena evidenziare che le differenze osservate tra la convergenza all'interazione e la convergenza a tergo dello scudo aumentano al crescere del rapporto di rigidità relativa tra terreno e rivestimento (Fig. 87). Tuttavia tali differenze comportano comunque un errore a favore di sicurezza nella valutazione del fattore di rilascio e sono apprezzabili solo per $2G/k_S > 1$.

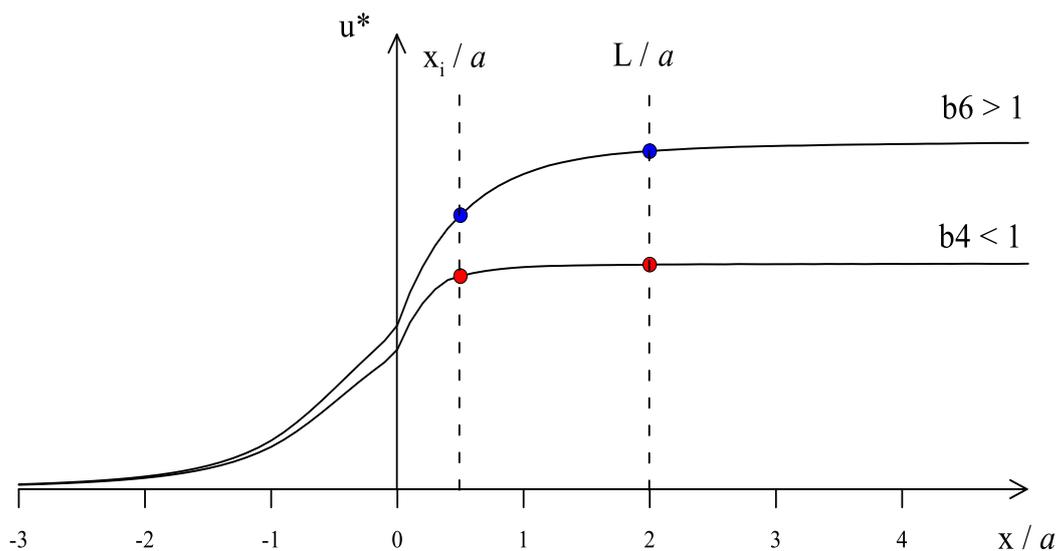


Fig. 87: Convergence adimensionale all'interazione e a tergo dello scudo in funzione del rapporto di rigidità relativo.

4.2.2.1 Risultati

La procedura proposta in questa tesi, utilizzata per simulare gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti (scudo e rivestimento) nello scavo in meccanizzato, è stata impiegata per valutare il fattore di rilascio sul rivestimento. I profili longitudinali degli spostamenti, ottenuti mediante analisi assialsimmetriche, assumendo differenti distanze di interazione, sono stati normalizzati in accordo con la relazione funzionale (88). Per ciascuna curva è stato valutato il fattore di rilascio alla rispettiva distanza di interazione e il sovrascavo adimensionale, calcolato come differenza tra la convergenza adimensionale all'interazione e la convergenza adimensionale al fronte.

I risultati di un esteso studio parametrico, condotto per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza (Tabella 4.5), sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali e consentono di valutare rapidamente il fattore di rilascio e la distanza di interazione dal fronte di scavo al variare del sovrascavo adimensionale e del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo iniziale in sito (Fig. 88, Fig. 89, Fig. 90, Fig. 91, Fig. 92, Fig. 93 e Fig. 94).

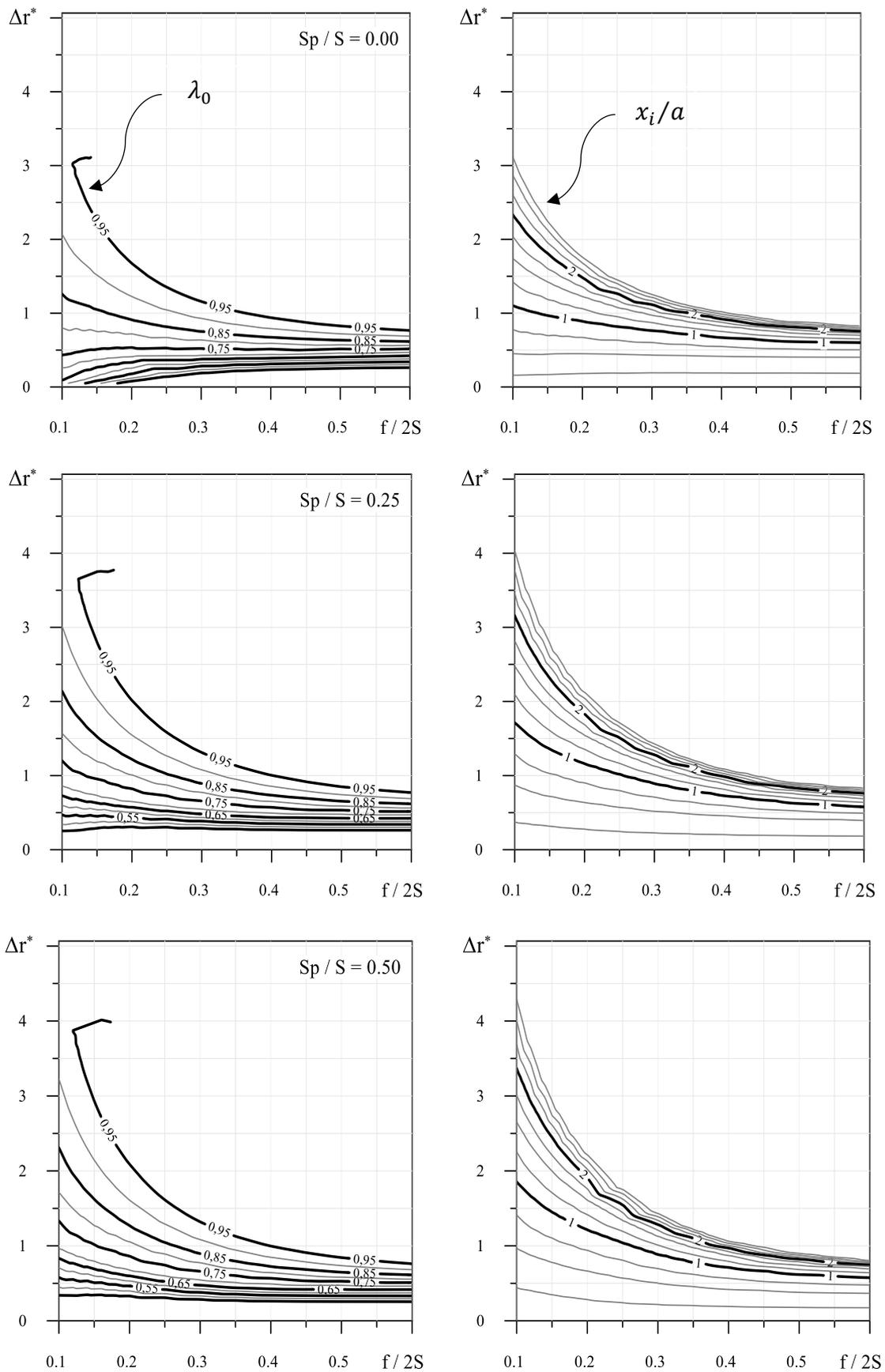


Fig. 88: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_S = 7.69E - 04$

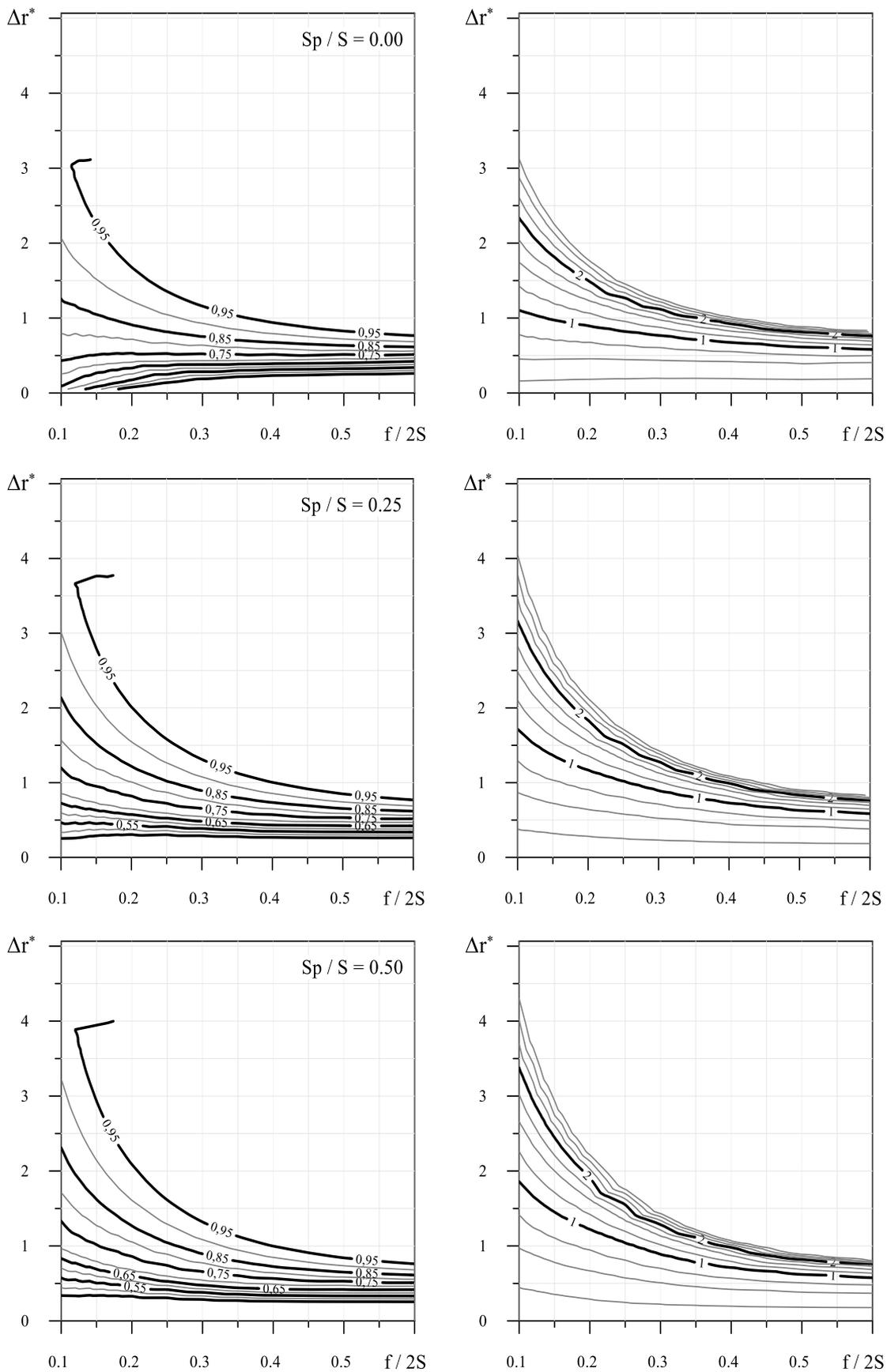


Fig. 89: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_S = 7.69E - 03$

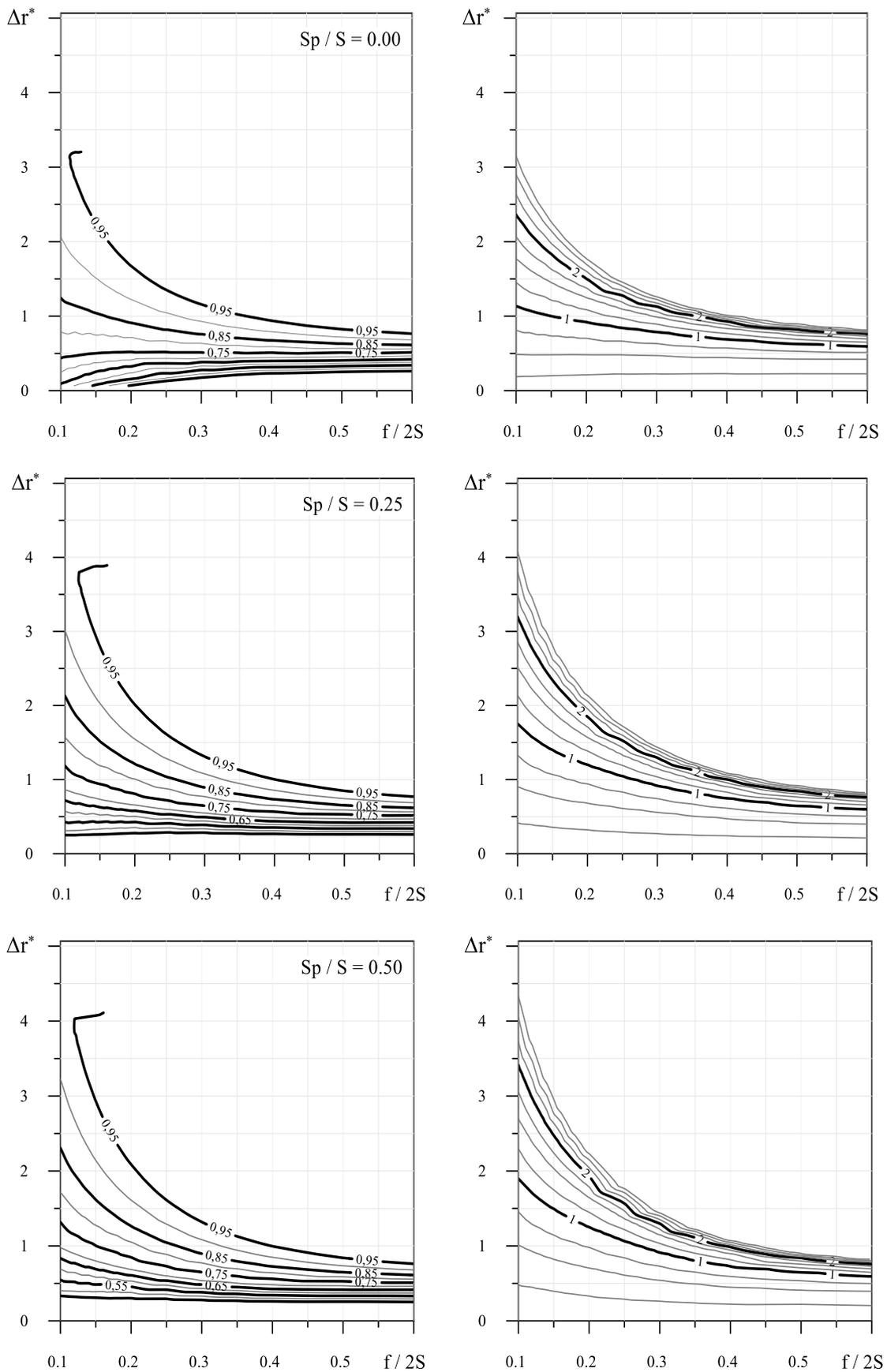


Fig. 90: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_S = 7.69E - 02$

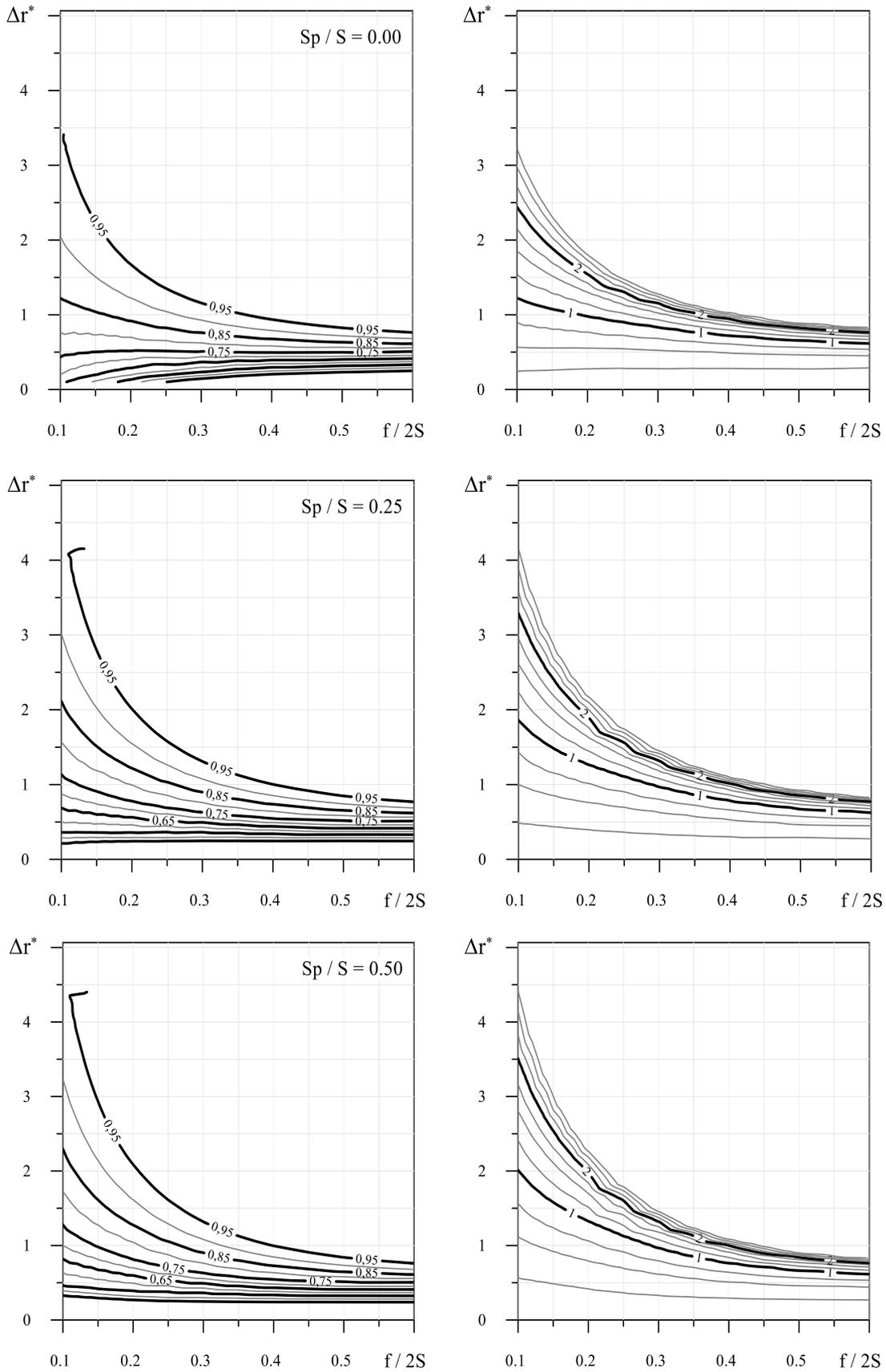


Fig. 91: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_s = 3.85E - 01$

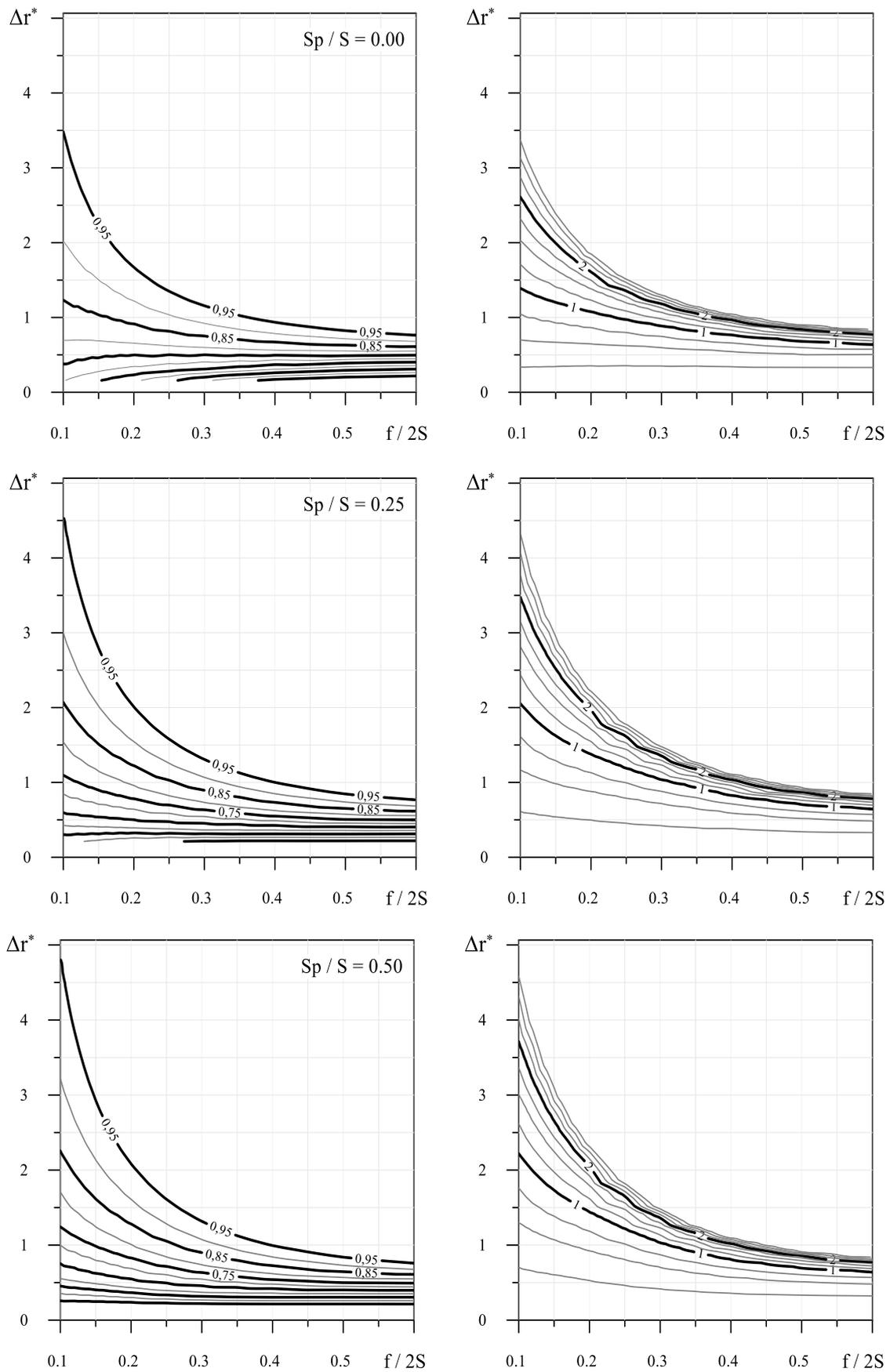


Fig. 92: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_s = 1.54E - 00$

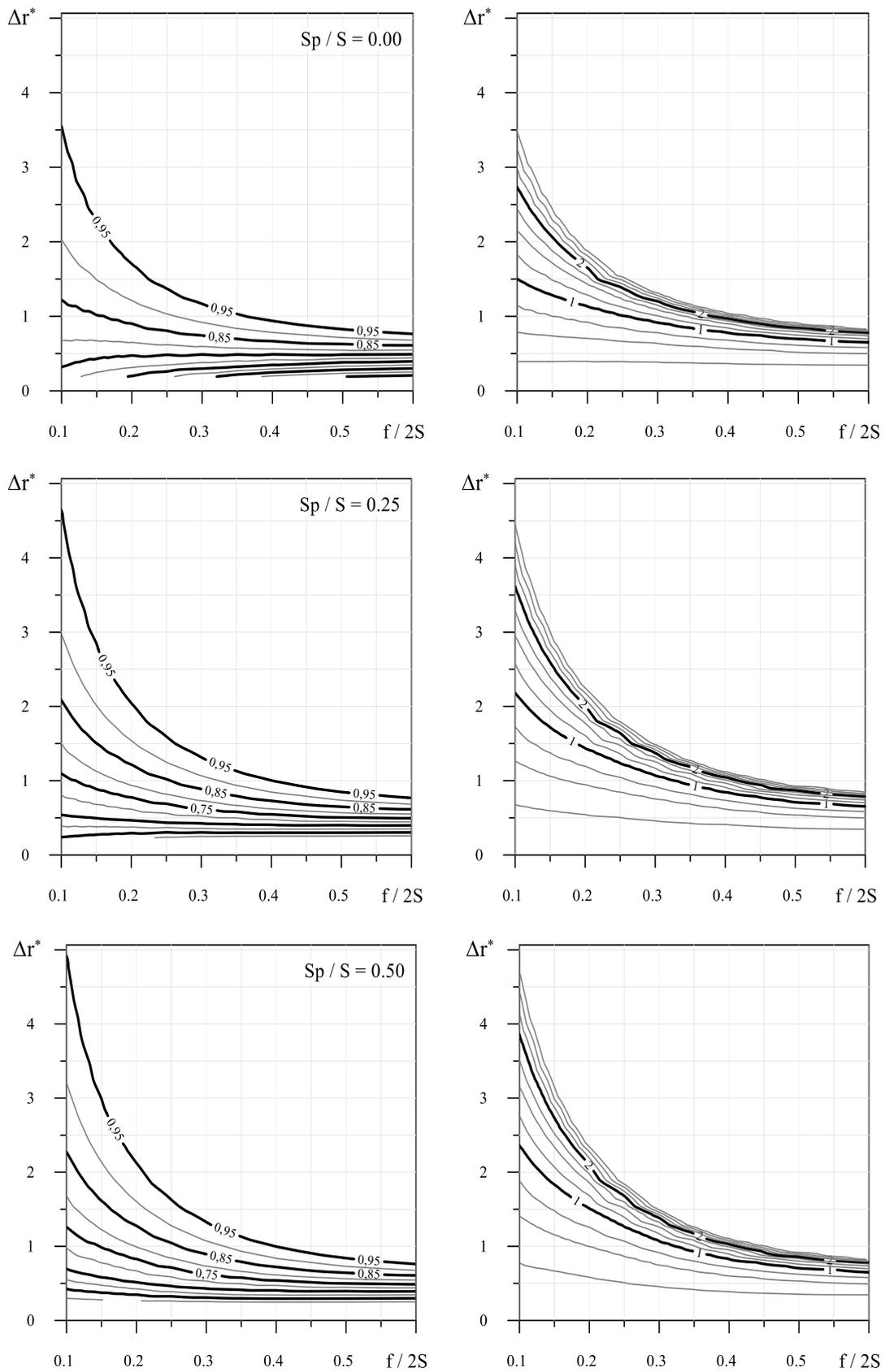


Fig. 93: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_S = 3.00E - 00$

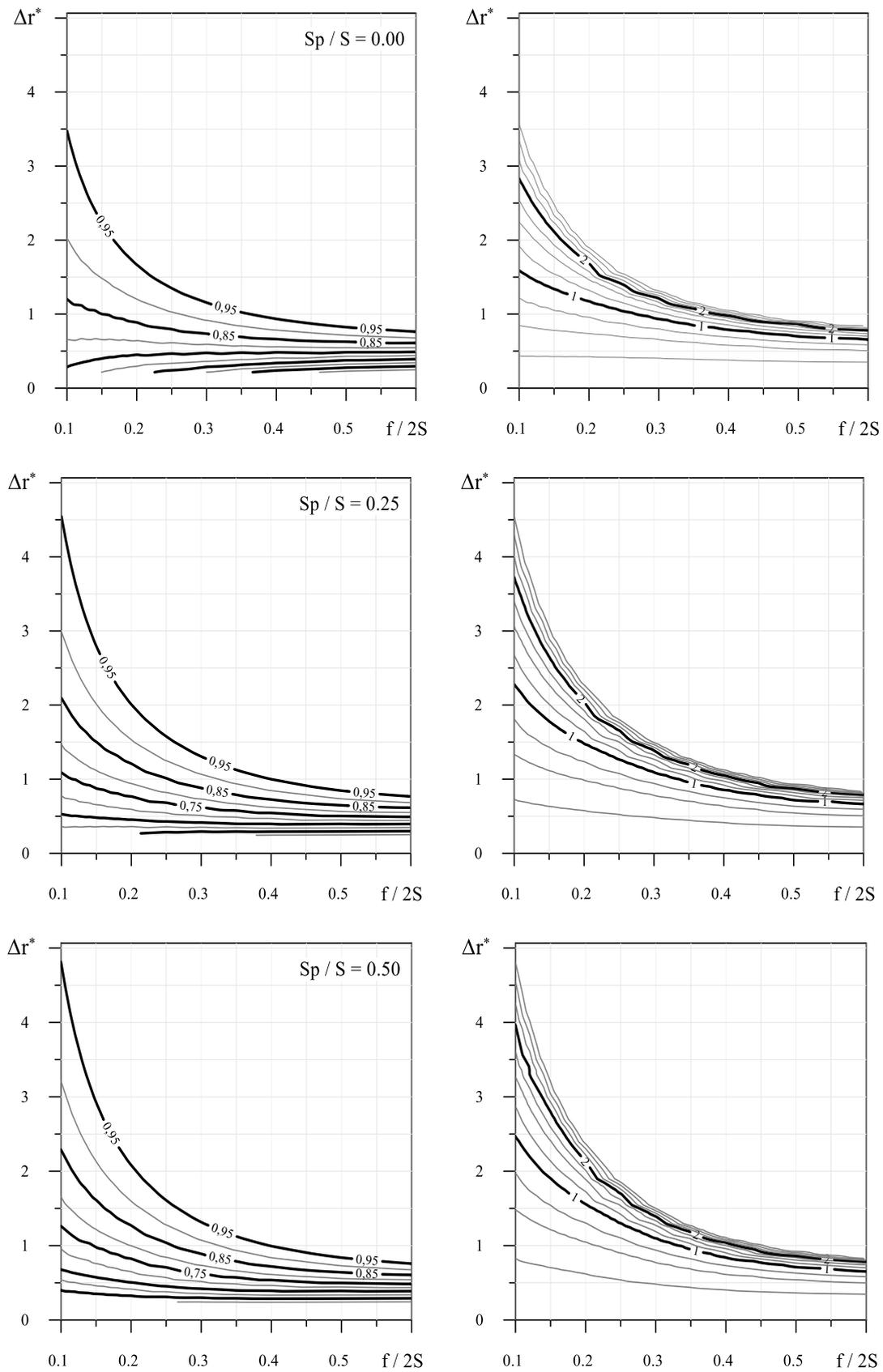


Fig. 94: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/K_s = 4.62E - 00$

Ogni coppia di grafici fa riferimento ad un valore del rapporto di rigidezza relativa tra terreno e rivestimento e ad un valore della pressione al fronte normalizzata rispetto allo stato di sforzo in sito. Ciascuna curva rappresenta l'isolina rispettivamente del fattore di rilascio (abachi di sinistra) e della distanza dal fronte alla quale il terreno interagisce coi supporti (abachi di destra). I risultati mostrano (abachi di destra) che il sovrascavo adimensionale è fortemente influenzato dalla distanza di interazione, come constatato nel 4.2.1, e dal rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo in sito:

$$\Delta_r^* \uparrow \quad \text{if } f/2S \downarrow$$

$$\Delta_r^* \uparrow \quad \text{if } x_i/a \uparrow$$

Tuttavia, fissata la distanza di interazione, in accordo coi risultati ottenuti nel 3.1.2 e nel 4.1.2, in virtù delle deformazioni di natura prevalentemente elastica non si osservano modifiche del sovrascavo adimensionale per valori del rapporto $f/2S > 0.6$ che per questa ragione non sono stati rappresentati.

Effetti associati al rapporto di rigidezza relativa tra terreno e rivestimento

In Fig. 95 sono stati rappresentati i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti per il caso di fronte non supportato assumendo la stessa distanza di interazione ma due differenti rapporti di rigidezza relativa, rispettivamente pari a b1 e a b6.

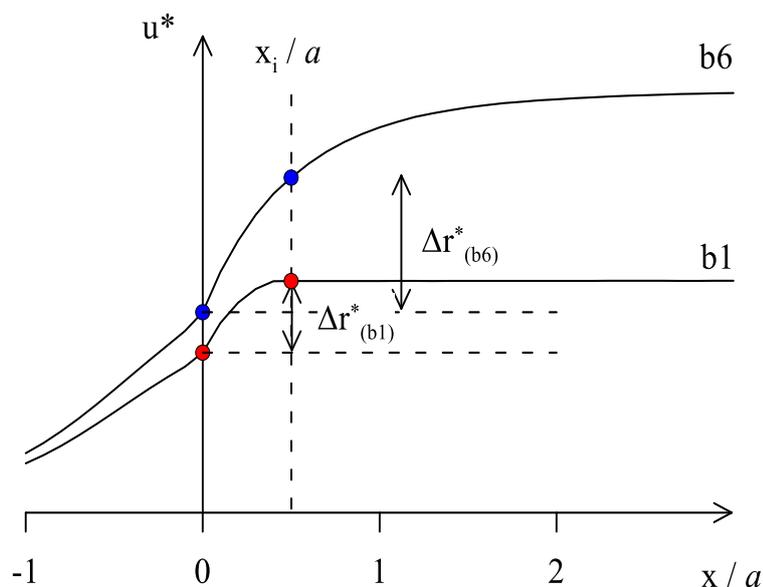


Fig. 95: Effetti del rapporto di rigidezza relativa sul profilo longitudinale degli spostamenti.

Come si può osservare l'incremento del rapporto di rigidezza relativa comporta un aumento del profilo di convergenza lungo l'asse della galleria. Di conseguenza sia il valore del fattore di rilascio all'interazione che il sovrascavo adimensionale aumentano. In Fig. 96 sono state rappresentate tre isolinee del fattore di rilascio (0.75 – 0.85 – 0.95) e due della distanza di interazione ($1a - 2a$) al variare del rapporto di rigidezza relativa. Le curve in rosso fanno riferimento ai risultati ottenuti utilizzando i due valori limite del rapporto di rigidezza relativa tra terreno e supporto assunti in questo studio (b1 - b6). In virtù del contestuale incremento della convergenza all'interazione e del sovrascavo adimensionale, i risultati mostrano che, dal punto di vista applicativo, il rapporto di rigidezza relativa non ricopre un ruolo significativo nella valutazione della distanza di interazione e del fattore di rilascio.

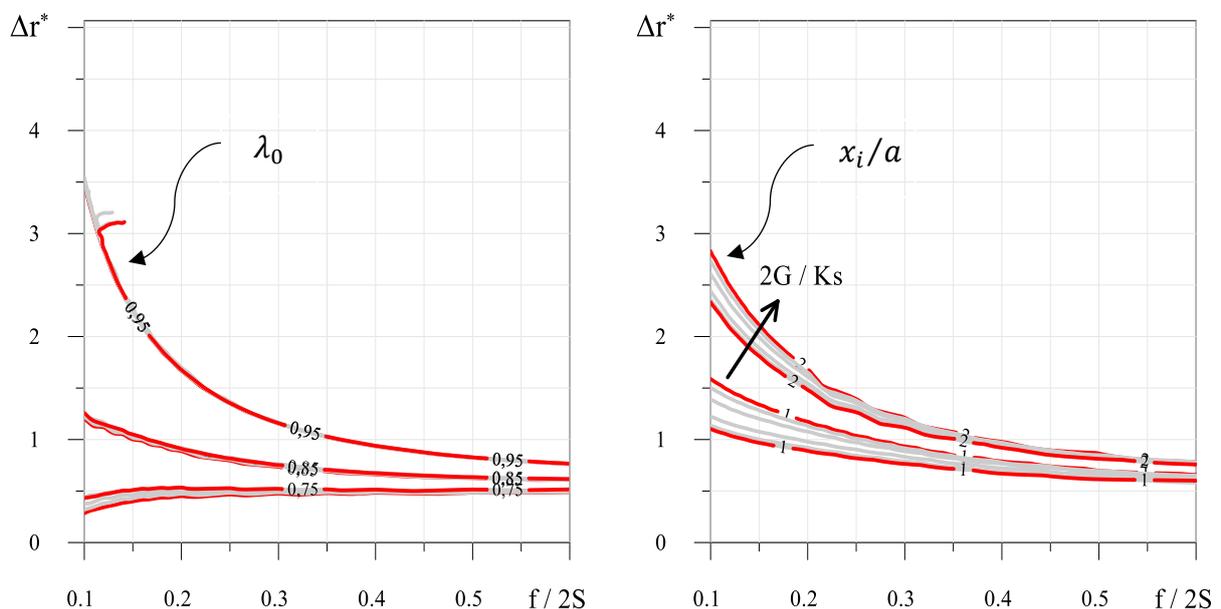


Fig. 96: Effetti del rapporto di rigidezza relativa.

Effetti associati all'applicazione di una pressione sul fronte di scavo

In Fig. 97 sono stati rappresentati i profili longitudinali degli spostamenti ottenuti per un valore della distanza di interazione ($0.5 a$) e del rapporto di rigidezza relativa tra terreno e supporto (b4) per tre valori della spinta applicata al fronte di scavo scalati rispetto allo stato di sforzo in sito (0.00 – 0.25 – 0.50). L'applicazione di una pressione sul fronte di scavo comporta una modifica della curva convergenza-distanza dal fronte. Nello specifico si osserva una riduzione del profilo di convergenza in asse alla galleria e in particolare della convergenza al fronte. Di conseguenza si ha una riduzione della convergenza all'interazione e dunque del fattore di

rilascio e, in accordo con la procedura proposta, un significativo incremento del sovrascavo adimensionale (Fig. 97).

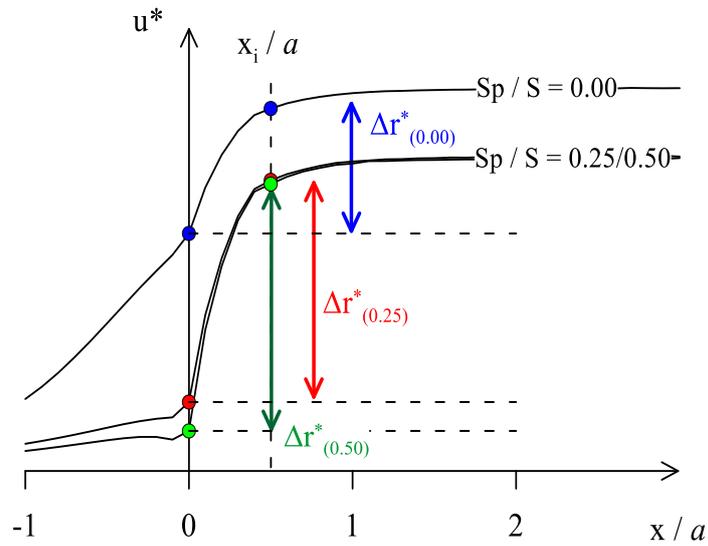


Fig. 97: Effetti della pressione applicata al fronte sul profilo longitudinale degli spostamenti.

In Fig. 98 sono state rappresentate due isolinee del fattore di rilascio (0.85 – 0.95) e della distanza di interazione ($1.0 a - 2.0 a$), per un valore del rapporto di rigidità relativo tra terreno e rivestimento (b_4) e per tre valori del rapporto tra la pressione esercitata sul fronte di scavo e lo stato di sforzo in sito (0.00 – 0.25 – 0.50).

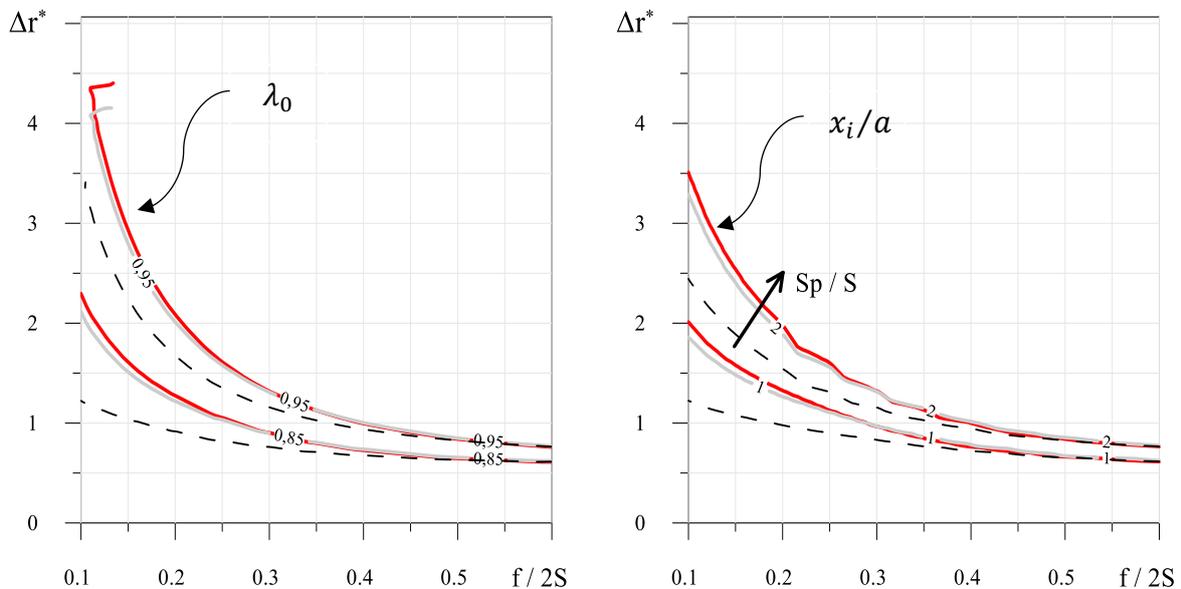


Fig. 98: Effetti della pressione applicata sul fronte di scavo.

In nero sono riportati i risultati ottenuti assumendo il fronte non sostenuto mentre in grigio e in rosso quelli ottenuti assumendo rispettivamente una pressione del 25% e del 50% dello stato di sforzo in sito. I risultati mostrano che, per uno specifico problema a finito, l'applicazione di una pressione al fronte di scavo comporta sistematicamente una riduzione della distanza di interazione e un incremento del fattore di rilascio. Vale la pena evidenziare che le stesse considerazioni possono essere estese anche ad altri valori del rapporto di rigidità relativa.

L'assunzione di scudo infinitamente lungo ha consentito, dunque, di ridurre il numero di variabili da cui dipendono gli effetti di interazione e di condurre degli studi parametrici esaustivi per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza, tenendo esplicitamente in conto dell'applicazione di una pressione di sostegno al fronte.

In accordo con quanto osservato da vari autori, il confronto dei risultati mostra che l'applicazione di una pressione al fronte comporta sistematicamente un incremento del fattore di rilascio sul rivestimento che non può essere trascurato in fase progettuale. Analogamente a quanto osservato per nello scavo in tradizionale (4.1.3) per valori del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo in sito maggiori di 0.6 l'applicazione di una pressione sul fronte di scavo non comporta alcuna differenza rispetto alle soluzioni ottenute per caso di fronte non supportato. Inoltre valori della pressione al fronte maggiori del 25% dello stato di sforzo in sito non comportano ulteriori differenze, significative dal punto di vista progettuale. Al contrario il rapporto di rigidità relativa non comporta significative differenze dal punto di vista applicativo.

4.2.2.2 Esempio applicativo

In questo paragrafo è riportato un esempio applicativo dell'impiego degli abachi adimensionali proposti in questa tesi. Si consideri una galleria profonda 350 m di raggio di 6 m realizzata mediante TBM. Si consideri lo scudo cilindrico di lunghezza 12 m e spessore 0.12 m e il sovrascavo, costante lungo l'asse della galleria, di 0.07 m. Contestualmente alle fasi di scavo vengono eseguite le operazioni di intasamento del gap anulare che garantiscono l'interazione tra terreno e rivestimento a tergo dello scudo. Il terreno è assunto elastoplastico perfetto con criterio di resistenza lineare alla Mohr-Coulomb ($\varphi = 20^\circ$) e legge di flusso non associata con dilatanza nulla ($\psi = 0^\circ$). Si consideri il legame caratterizzato da una coesione di 1.1 MPa, Modulo di Young di 675 MPa e coefficiente di Poisson pari a 0.3. Durante il processo di scavo non viene applicata alcuna pressione di sostegno al fronte e il peso dell'unità di volume è

considerato pari a 18 kN/m^3 . Dietro le precedenti ipotesi le grandezze significative del problema sono riportate in Tabella 4.6:

φ	ψ	S_p/S	L/a	$f/2S$	$2G/K_S$	Δr_{TBM}^*
20°	0°	0.00	2	0.25	3.86E-01	2.5

Tabella 4.6: Grandezze significative dello specifico problema

Dove il sovrascavo adimensionale:

$$\Delta r_{TBM}^* = \Delta r * \frac{2G}{S\alpha}$$

Per il caso in esame la soluzione del problema è rappresentata con dei pallini rossi in Fig. 99. Gli abachi adimensionali sono quelli relativi al caso di fronte non sostenuto riportati in Fig. 91. Il fattore di rilascio e la distanza di interazione possono essere determinati graficamente noto il valore del sovrascavo adimensionale e del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo in sito. Nel caso in esame però si osserva che il sovrascavo è sufficientemente grande, in relazione allo specifico problema al finito, da garantire che il terreno non interagisca con lo scudo e presumibilmente neppure col rivestimento.

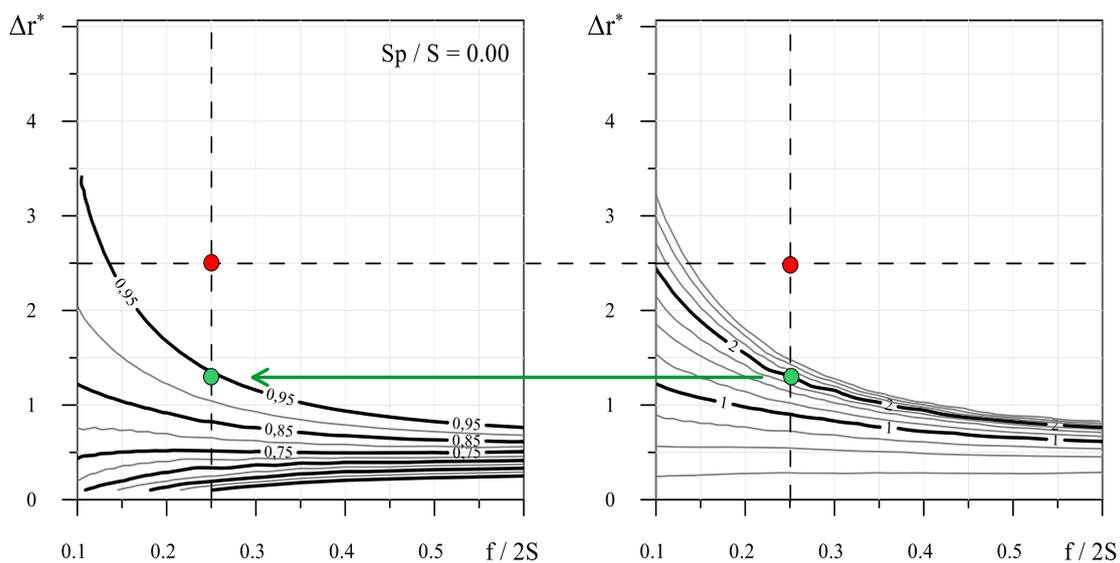


Fig. 99: Esempio applicativo.

Infatti il valore del fattore di rilascio è significativamente maggiore di 0.95 ed è dunque plausibile immaginare che il carico sul rivestimento sia nullo. Se così fosse, il cavo sarebbe libero di deformare fino a raggiungere le condizioni di equilibrio senza prima interagire coi

supporti. Tuttavia, in virtù delle operazioni di intasamento del gap anulare, la distanza di interazione non può essere mai superiore alla lunghezza dello scudo. Di conseguenza, la distanza di interazione in questo caso torna ad essere un parametro di Input del problema. Il valore del fattore di rilascio può dunque essere valutato a partire dall'intersezione tra l'isolinea, pari al rapporto tra la lunghezza dello scudo il raggio della galleria, e la verticale relativa al rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo in sito considerato (pallini verdi). Di conseguenza si individua il sovrascavo adimensionale che si ottiene simulando la presenza dei supporti ad una distanza dal fronte pari alla lunghezza dello scudo. Infatti, come evidenziato osservato nel 4.2.1, per valori del sovrascavo maggiori la soluzione del problema non cambia in virtù delle operazioni di intasamento (Fig. 76).

Di conseguenza, per scudi corti, il carico agente sul rivestimento non può mai essere considerato nullo in virtù delle operazioni di intasamento del gap anulare a tergo dello scudo.

Chiaramente, per valori della distanza di interazione inferiori alla lunghezza dello scudo, l'utilizzo standard degli abachi adimensionali consente direttamente di valutare il fattore di rilascio all'interazione.

4.2.3 Discussione dei risultati

La presenza dei supporti e l'applicazione di una pressione di sostegno sul fronte di scavo comportano significative modifiche del profilo longitudinale degli spostamenti e dunque del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento. Pur restando nell'ambito di un modello 2D, vari autori hanno proposto delle modifiche del procedimento CC che forniscono risultati più realistici degli effetti di interazione (Bernaud & Rousset, 1992; Oke et al., 2013). I metodi presenti in letteratura permettono di valutare il profilo longitudinale degli spostamenti al variare dei parametri del problema nota la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti per il caso di fronte non sostenuto.

Tuttavia la distanza di interazione non è mai nota a priori nello scavo in meccanizzato ma dipende dallo specifico problema al finito. Inoltre gli stessi metodi non permettono neppure di considerare un'eventuale pressione applicata al fronte di scavo. Per poter tenere esplicitamente in conto di tutti i principali aspetti del problema è dunque necessario ricorrere di volta in volta a studi numerici. Operando in *small strain*, Ramoni & Anagnostou, 2010 suggeriscono di simulare gli effetti di interazione applicando delle condizioni al contorno di tipo misto sul profilo di scavo (2.3.2).

In questa tesi è stata proposta una procedura che consente di simulare gli effetti di interazione nello scavo in meccanizzato mediante il ben noto *step by step method*, diffusamente impiegato in ambito progettuale, e assumendo a priori la distanza dal fronte alla quale il terreno inizia a interagire coi supporti. Ipotizzando lo scudo cilindrico, il valore del sovrascavo può essere valutato a ritroso attraverso il profilo longitudinale degli spostamenti come differenza tra la convergenza all'interazione e la pre-convergenza al fronte. In questo modo è possibile stabilire una relazione univoca tra il sovrascavo e la rispettiva distanza dal fronte alla quale il terreno si chiude sui supporti. Di conseguenza gli effetti di interazione tra il terreno e i supporti nello scavo in meccanizzato possono essere simulati evitando di dover ricorrere all'utilizzo di complessi algoritmi necessari ad applicare condizioni al contorno di tipo misto. Le grandezze progettuali di interesse possono ora essere facilmente valutate anche in ambito progettuale (distribuzione del carico agente sui supporti, profilo longitudinale degli spostamenti, distanza di interazione etc.).

La nuova procedura è stata utilizzata per valutare il carico agente sullo scudo di una TBM aperta. I risultati di uno studio parametrico sono perfettamente in linea con quelli ottenuti da Ramoni & Anagnostou, 2010 e confermano la possibilità di simulare i principali aspetti del problema evitando di ricorrere all'utilizzo di complessi algoritmi necessari ad applicare condizioni al contorno di tipo misto. La stessa procedura è stata poi utilizzata per valutare il fattore di rilascio sul rivestimento di una TBM a singolo scudo. In virtù della relazione che sussiste, i risultati di uno studio parametrico esaustivo, condotto per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza, sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali al variare del sovrascavo adimensionale anziché della distanza di interazione.

Gli abachi proposti rappresentano un importante strumento progettuale e consentono di condurre studi di sensibilità, al variare delle grandezze significative del problema, senza la necessità di dover ricorrere a studi numerici. Infatti attraverso un esempio applicativo è stato mostrato che i risultati ottenuti consentono di considerare contestualmente la geometria della TBM, l'eventuale applicazione di una pressione sul fronte di scavo e le operazioni di intasamento del gap anulare.

Tuttavia altri aspetti di grande rilevanza progettuale potrebbero essere indagati seguendo lo stesso approccio (valutazione del carico agente sullo scudo al variare della pressione esercitata sul fronte di scavo).

Per poter disporre di un efficace strumento progettuale lo studio numerico dovrebbe essere esteso ad altri valori dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

Ulteriori valutazioni sarebbero necessarie per quantificare l'errore che comporta l'impiego di modelli 2D nella valutazione del carico agente sui supporti una volta raggiunte le condizioni di equilibrio nello scavo in meccanizzato.

5. Conclusioni

Il metodo dei rilasci è un approccio diffusamente utilizzato in ambito progettuale per simulare la tridimensionalità del problema in condizioni di deformazione piana. Il valore del fattore di rilascio all'interazione è valutato attraverso la curva caratteristica del cavo, nota la convergenza alla quale il terreno inizia ad interagire col rivestimento. Tuttavia, assumendo il comportamento del terreno elastoplastico perfetto, neppure per il caso di galleria circolare esistono delle soluzioni in forma chiusa che permettono di valutare rapidamente le caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti e gli spostamenti del cavo una volta raggiunte le condizioni di equilibrio. Inoltre, è ben noto che il profilo longitudinale degli spostamenti è fortemente influenzato dalla presenza stessa dei supporti e dall'applicazione di un eventuale pressione sul fronte di scavo.

Di conseguenza, anche utilizzando analisi piane equivalenti, l'incertezza dei parametri meccanici dell'ammasso e la variabilità delle condizioni geologiche e della copertura lungo l'asse del tracciato comportano la necessità di dover ricorrere a onerosi studi di sensibilità.

L'individuazione delle relazioni funzionali che governano gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento ha consentito di ridurre il numero di variabili del problema e di condurre degli studi parametrici esaustivi per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

I risultati, ottenuti in condizione di deformazione piana e in condizioni assialsimmetriche, per un valore dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza, sono stati rappresentati in forma di abachi adimensionali.

Nel capitolo 3, l'elaborazione dei risultati permette di valutare rapidamente le caratteristiche di sollecitazione sui rivestimenti e le convergenze del cavo di una galleria circolare una volta raggiunte le condizioni di equilibrio. Gli abachi adimensionali proposti nel capitolo 4 invece consentono di valutare il fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento, indipendentemente dalla tipologia di scavo, tenendo esplicitamente in conto dei principali aspetti del problema.

Gli studi parametrici condotti in questa tesi sono sufficientemente estesi da includere qualsiasi possibile contesto applicativo e consentono dunque di indagare gli effetti di interazione tra terreno e rivestimento indipendentemente dallo specifico problema al finito.

L'individuazione dei range di variabilità delle grandezze significative, al di fuori del quale non si modifica la soluzione del problema, permette inoltre di ridurre i tempi di calcolo necessari ad eseguire ulteriori studi parametrici al variare dell'angolo di attrito e dell'angolo di dilatanza.

In accordo col ben noto metodo dei rilasci, il lavoro di tesi rappresenta il primo passo per lo sviluppo di uno strumento progettuale che sia in grado di fornire in tempo reale le grandezze progettuali necessarie al dimensionamento dei rivestimenti in gallerie profonde. Infatti, le soluzioni del problema, raccolte all'interno di un database, potrebbero essere impiegate durante la fase di training e di testing di tecniche di Intelligenza Artificiale.

Tuttavia, avendo simulato gli effetti di interazione in condizioni di deformazione piana, le soluzioni proposte non tengono in conto dell'effettiva evoluzione dello stato tensionale durante il processo di scavo. Seppure siano stati tenuti conto tutti i principali aspetti del problema nella valutazione della convergenza all'interazione, è ben noto in letteratura che il valore del carico all'equilibrio potrebbe differire da quello valutato mediante analisi piane equivalenti. Sarebbero dunque opportuni ulteriori approfondimenti per poter quantificare al variare delle grandezze significative l'errore che comporta l'impiego di modelli 2D nella simulazione degli effetti di interazione.

Bibliografia

A.F.T.E.S., 1981. Réflexions sur les méthodes usuelles de calcul du revêtement des souterrains. *Tunnels et Ouvrages Souterrains*, pp. 98-123.

Alonso, et al., 2003. Ground response curves for rock masses exhibiting strain-softening behaviour. *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, pp. 27(13): 1153-1185.

Amberg & Lombardi, 1974. *Une méthode de calcul élastoplastique de l'état de tension et de déformation autour d'une cavité souterraine*. Denver, s.n., pp. 1055-1069.

Anagnostou, 2010. *L'importanza degli effetti tridimensionali in prossimità del fronte di scavo*. Milano, s.n.

Anagnostou & Kovari, 1993. Significant parameters in elastoplastic analysis of underground openings. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 127, pp. n°3, 401-419.

Barla et al., 2014. Guidelines for TBM tunnelling in squeezing conditions – a case study. *Geotechnique Letters* 4, pp. 83-87.

Barla, 2018. Challenges in the Understanding of TBM Excavations in Squeezing Conditions. *Gallerie e grandi opere sotterranee* 125, pp. 67-82.

Barla, Barla, Palmer & Swannell, 2016. Geotechnical risk management approach for TBM tunneling in squeezing ground conditions. *Tunneling and Underground Space Technology* 57, pp. 201-210.

Barla, Janutolo & Zhao, s.d. *3D advanced modelling of TBM excavation in squeezing rock conditions*. s.l., s.n.

Berbardi, D., 2008. *Viscoplastic behaviour and design of tunnels*. Torino: PhD Thesis - Politecnico di Torino.

Bernaud & Rousset, 1992. La "nouvelle méthode implicite" pour l'étude du dimensionnement des tunnels. *Rev. Franç. Geotech* n°60, pp. 5-26.

Brown, Bray, Ladanyi & Hoek, 1983. Ground response curve for rock tunnels. *Journal of geotechnical engineering* 109.1, pp. 15-39.

Carranza Torres, 2002. Dimensionless charts for the evaluation of the elasto-plastic response of tunnels in rock..

Carranza Torres, 2003. Dimensionless graphical representation of the exact elastoplastic solution of a circular tunnel in a Mohr-Coulomb material subject to Uniform Far-field Stresses. *Rock Mech. Rock Eng.* 36 (3), p. 237–253.

- Chang, 1994. *Tunnel support with shotcrete in weak rock – A rock mechanics study..* Stocholm, Sweden: Ph.D. Thesis, Division of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology.
- Duddeck & Herdman, 1982. Structural design models for tunnel. *Tunneling* 82, pp. 83-91.
- Einstein & Schwartz, 1979. Simplified analysis for tunnel supports. *Journal of the geotechnical engineering division*, pp. 499-518.
- Fortsakis, P., Chortis, F., Prountzopoulos, G. & Kavvadas, M., 2013. Investigation of the loads on the primary lining for tunnels excavated with face support or improvements. *Proceedings of ITA World Tunnel Congress 2013*.
- Graziani, Boldini & Ribacchi, 2005. Practical estimate of deformations and stress relief factors for deep tunnels supported by shotcrete. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Issue 38 (5), pp. 345-372.
- Hanafy, E. & Emery, J., 1980. Advancing face simulation of tunnel excavation in squeezing ground. *13th Canadian Symp. Rock Mech.*, pp. 119-125.
- Hoek, 2001. Big tunnels in bad rock. *Journal of geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 127, pp. n°3, 726-740.
- Itasca, 2011. *FLAC 2D fast lagrangian analysis of continua v. 7.0. User's Manual.*, Minneapolis, Minnesota, USA: Itasca Consulting Group.
- Janutolo et al., 2011. *Un nuovo modello tridimensionale per la simulazione dello scavo meccanizzato di gallerie profonde in condizioni difficili.* s.l., s.n.
- Kovari, 1977. The elasto-plastic analysis in the design practice of underground openings. *Finite in geomechanics*, pp. 377-412.
- Kovari, 1986. *The determination of the characteristic line from straight line nomogramms..* Rotterdam, Nagoya, Balkema, pp. 1741-1746.
- Leca & Clough, 1992. Preliminary design for NATM tunnel support in soil. *Journal of the geotechnical engineering division*, 118.4, pp. 558-575.
- Lombardi, 1973. Dimensioning of tunnel linings with regard to constructional procedure. In: *Tunnels & tunnelling* 5 No. 4. London: Morgan-Grampian, pp. 340-351.
- Nguyen-Minh, D. & Corbetta, F., 1992. New methods for rock-support analysis of tunnels in elastoplastic media. *Rock Support*, pp. 83-90.
- Peila, D., 1994. A theoretical study of reinforcement influence on the stability of a tunnel face. *Geotechnical and Geological Engineering*, pp. 145-168.
- Peila, D., Oreste, P. & Poma, A., 1996. A theoretical study of the influence of sub-horizontal fiber glass pipes on the stability of a tunnel face. *North American Tunnelling*, pp. 425-432.

- Pottler, 1990. Time-dependent rock-shotcrete interaction. A numerical shortcut.. *Computers*, pp. 149-169.
- Ramoni, 2010. *On the feasibility of TBM drives in squeezing ground and the risk of shield jamming*. Zurich: Dissertation ETH No 18965.
- Ramoni & Anagnostou, 2009. Thrust force requirements for TBM's in squeezing ground. *Tunneling and Underground Space Technology* 25, pp. 433-455.
- Ramoni & Anagnostou, 2010. The Interaction Between Shield, Ground and Tunnel Support in TBM Tunneling Through Squeezing Ground.. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 44, pp. 37-61.
- 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. s.l.:Hevelius*.
- Ribacchi & Riccioni, 1977. Stato di sforzo e di deformazione intorno ad una galleria circolare. *Gallerie e Grandi opere sotteranee*, pp. 7-18.
- Sofianos & Nomikos, 2006. Equivalent Mohr-Coulomb and generalized Hoek-Brown strength parameters for supported axisymmetric tunnels in plastic or brittle rock.. *International journal of rock mechanics and mining sciences* 46 no 5, pp. 683-704.
- Sterpi, Cividini & Gioda, 2009. *Modellazione ad elementi finiti dello scavo di gallerie profonde in roccia spingente*. Bochum, s.n.
- Sterpi & Gioda, 2007. *Ground pressure and convergence for TBM driven tunnels*. Vienna, ECCOMAS Thematic Conference on Computational.
- Stille, Holmberg & Nord, 1989. Support of weak rock with grouted bolts and shotcrete.. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Volume 26 (1), pp. 99-113.
- Tamagnini, C., Pane, V. & Cecconi, M., 2002. Studio parametrico del comportamento di paratie ancorate. *Rivista Italiana di Geotecnica*, Volume 36, pp. 23-43.
- Vlachopoulos & Diederchs, 2009. Improved longitudinal displacement profiles for convergence confinement analysis of deep tunnels.. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 42, pp. 131-46.
- Vogt, Bonnier & Vermeer, 1998. *Analyses of NATM-tunnels with 2D and 3D Finite Element Method*. Udine, NUMGE98 Application of numerical methods to geotechnical problems.

Indice delle figure

Fig. 1: Applicazione del metodo convergenza-confinamento (CC).....	1-6
Fig. 2: Effetto statico del fronte di una galleria in condizione di deformazione piana mediante una pressione di sostegno fittizia (Panet & Guenet, 1982).....	1-7
Fig. 3: Stato di sforzo in coordinate cilindriche (Ribacchi, 2018).	1-8
Fig. 4: Stato di sforzo intorno ad una galleria circolare in un mezzo elastico (Ribacchi, 2018).....	1-9
Fig. 5: Zona plastica nell'intorno di una galleria circolare in un mezzo elastoplastico perfetto.....	1-10
Fig. 6: Stato di sforzo intorno ad una galleria circolare in un mezzo elastoplastico perfetto (Ribacchi, 2018).	1-12
Fig. 7: Curva caratteristica per il caso elastico, elastoplastico perfetto con $c \neq 0$ (stabile) e caso elastoplastico perfetto con $c = 0$ (instabile) (Ribacchi, 2018).	1-14
Fig. 8: Curva caratteristica del rivestimento (Ribacchi, 2018).....	1-15
Fig. 9: Anello continuo di calcestruzzo (Ribacchi, 2018).....	1-15
Fig. 10: Sezione longitudinale del rivestimento di prima fase.	1-17
Fig. 11: Curve convergenza-distanza dal fronte per diversi valori di r (Ribacchi, 2018).....	1-18
Fig. 12: Formazione di zone plastiche nell'intorno di una galleria in prossimità del fronte (Ribacchi, 2018).	1-19
Fig. 13: Effetto della rigidità del rivestimento sulla curva convergenza-distanza dal fronte.....	1-21
Fig. 14: Effetto della distanza di installazione sulla curva convergenza-distanza dal fronte.	1-22
Fig. 15: a) Profilo longitudinale della convergenza. b) Curva caratteristica del cavo e del rivestimento (Cantieni & Anagnostou, 2009).....	1-23
Fig. 16: Simulazione del processo di scavo (Cantieni & Anagnostou, 2009).	1-24
Fig. 17: Percorsi di carico di un generico elemento di volume in condizioni assialsimmetriche (Cantieni & Anagnostou, 2009).....	1-25
Fig. 18: Analisi numeriche per la simulazione degli effetti di interazione in condizioni di deformazione piana.....	1-26
Fig. 19: Schema delle forze e dei momenti che agiscono sul rivestimento per $K0 < 1$ (Ribacchi, 2018).	1-27
Fig. 20: Coefficiente n_0 per il calcolo della forza normale media sul rivestimento in funzione del rapporto di rigidità normale (β) (Ribacchi, 2018).	1-29
Fig. 21: Coefficiente m per il calcolo del momento sul rivestimento in funzione del rapporto di rigidità flessionale (α) (Ribacchi, 2018).	1-29
Fig. 22: Trasformazione delle tensioni normali (Anagnostou & Kovari, 1993).	2-34
Fig. 23: Forma arbitraria di una cavità in un mezzo elastoplastico perfetto (Anagnostou & Kovari, 1993).	2-35

Fig. 24: a) Criterio di resistenza nel piano delle tensioni principali scalate. b) Problema di una galleria utilizzando le grandezze tensionali trasformate (Carranza Torres, 2003).....	2-37
Fig. 25: Pressione interna critica in funzione dell'angolo di attrito (Carranza Torres, 2003).....	2-39
Fig. 26: Raggio plastico in funzione della pressione interna al variare dell'angolo di attrito (Carranza Torres, 2003).....	2-39
Fig. 27: <i>Universal Ground Reaction Curve</i> nel caso di mezzo coesivo-attritivo con legge di flusso non associata e dilatanza nulla (Carranza Torres, 2003).....	2-41
Fig. 28: <i>Universal Ground Reaction Curve</i> nel caso di mezzo coesivo-attritivo con legge di flusso associata (Carranza Torres, 2003).....	2-41
Fig. 29: Analisi assialsimmetrica a) Profilo di scavo circolare b) Condizioni di vincolo al contorno e grandezza della mesh (Graziani et al., 2005).....	2-43
Fig. 30: Simulazione delle fasi di scavo e di installazione del rivestimento provvisorio (Graziani et al., 2005).....	2-44
Fig. 31: Distribuzione del carico radiale agente lungo i supporti (Ramoni & Anagnostou, 2010)....	2-45
Fig. 32: Risultati di analisi assialsimmetriche nello scavo meccanizzato (Ramoni & Anagnostou, 2010).....	2-46
Fig. 33: Schema geometrico del problema (Ramoni & Anagnostou, 2010).....	2-47
Fig. 34: Confronto con il metodo semplificato (Ramoni & Anagnostou, 2010).....	2-48
Fig. 35: Carico agente sullo scudo al variare della rigidità dello scudo e del rivestimento (Ramoni & Anagnostou, 2010).....	2-49
Fig. 36: Schema adottato per lo studio parametrico (Ramoni & Anagnostou, 2010).....	2-50
Fig. 37: Abachi adimensionali per la valutazione del carico agente sullo scudo (Ramoni & Anagnostou, 2010).....	2-51
Fig. 38: Curve caratteristiche adimensionali.....	3-55
Fig. 39: Interazione in campo elastico.....	3-56
Fig. 40: Rappresentazione del fattore di rilascio plastico in funzione dell'angolo di attrito e del rapporto $f/2S$	3-63
Fig. 41: Curva caratteristica del cavo adimensionale al variare del rapporto tra la resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo.....	3-64
Fig. 42: Convergenza adimensionale del cavo per una galleria non supportata a) Legge di flusso non associata con dilatanza nulla b) Legge di flusso associata.....	3-65
Fig. 43: Confronto con la rappresentazione compatta della curva caratteristica del cavo nel caso di mezzo puramente attritivo a) Legge di flusso non associata e dilatanza nulla b) Legge di flusso associata.....	3-66
Fig. 44: Interazione tra la curva caratteristica del rivestimento e la curva caratteristica del terreno.	3-67
Fig. 45: Mesh di calcolo in condizioni piane.....	3-71
Fig. 46: Analisi numeriche piane tramite metodo dei rilasci.....	3-71

Fig. 47: Coefficiente di interazione n_0	3-72
Fig. 48: Convergenza adimensionale all'equilibrio uEQ^*	3-73
Fig. 49: Superfici ottenute per tre differenti valori del fattore di rilascio.....	3-74
Fig. 50: Analisi numeriche piane tramite metodo dei rilasci – Caso anisotropo.....	3-79
Fig. 51: Sforzo normale.....	3-81
Fig. 52: Sforzo di taglio.....	3-82
Fig. 53: Momento flettente.....	3-82
Fig. 54: Spostamenti del cavo	3-83
Fig. 55: Coefficienti di interazione.....	3-84
Fig. 56: Sistema di riferimento per i valori del coefficiente di spinta in quiete a) inferiori di uno e b) maggiori di 1	3-86
Fig. 57: Confronto al variare del rapporto del rapporto tra resistenza a compressione uniassiale e due volte lo stato di sforzo (in alto) e al variare del rapporto di rigidezza normale (in basso)...	3-87
Fig. 58: Coefficiente di interazione medio, n e convergenza adimensionale media u^*	3-89
Fig. 59: Coefficienti di interazione m e t	3-90
Fig. 60: Coefficienti di interazione, m e t in funzione del rapporto di rigidezza flessionale	3-91
Fig. 61: Mesh di calcolo.....	4-101
Fig. 62: Zona centrale della mesh.	4-101
Fig. 63: Confronto dei profili longitudinali degli spostamenti con quelli ottenuti assumendo la <i>round length</i> nulla.....	4-102
Fig. 64: Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione per il caso di fronte non sostenuto.	4-106
Fig. 65: Isolinee del fattore di rilascio al variare del rapporto di rigidezza relativa ($2G / K_s$).....	4-107
Fig. 66: Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento provvisorio per un valore della pressione al fronte pari a $0.25 S$	4-110
Fig. 67: Abachi adimensionali per la valutazione del fattore di rilascio all'interazione tra terreno e rivestimento provvisorio per un valore della pressione al fronte pari a $0.50 S$	4-112
Fig. 68: Convergenza e fattore di rilascio all'interazione al variare della spinta applicata al fronte, del rapporto di rigidezza relativa e della distanza di interazione per $f/2S = 0.1$	4-113
Fig. 69: Convergenza e fattore di rilascio all'interazione al variare della spinta applicata al fronte, del rapporto di rigidezza relativa e della distanza di interazione per $f/2S = 0.6$	4-114
Fig. 70: Rappresentazione compatta nello spazio dei risultati dello studio parametrico (per tutti la scala cromatica fa riferimento al caso di fronte non sostenuto).....	4-116
Fig. 71: Schema della geometria della geometria di una TBM.....	4-120
Fig. 72: Schema della macchina.....	4-121
Fig. 73: Variazione della distanza di interazione in funzione del sovrascavo.....	4-122
Fig. 74: Zona centrale della mesh.	4-124

Fig. 75: Profilo longitudinale degli spostamenti per i due casi di studio.	4-125
Fig. 76: Relazione tra il sovrascavo e la distanza di interazione.	4-126
Fig. 77: Profilo longitudinali degli spostamenti adimensionalizzato.	4-128
Fig. 78: Effetti della distanza dell'incremento della distanza di interazione.	4-129
Fig. 79: Confronto carico adimensionale agente sullo scudo.	4-131
Fig. 80: Confronto tra il profilo longitudinale del carico agente sui supporti assumendo differenti rapporti di rigidità relativa tra scudo e rivestimento.	4-133
Fig. 81: Curve convergenza-distanza dal fronte al variare della distanza di interazione.	4-136
Fig. 82: Profilo longitudinale degli spostamenti per $\xi - 4 = 1.0 a$	4-137
Fig. 83: Andamento del sovrascavo (a), della convergenza all'interazione (b) e del fattore di rilascio (c) in funzione della distanza di interazione.	4-138
Fig. 84: Confronto tra la convergenza alla distanza di interazione e la convergenza a tergo dello scudo.	4-139
Fig. 85: Considerazioni sulla geometria dello scudo.	4-141
Fig. 86: Range di variabilità della soluzione del problema.	4-142
Fig. 87: Convergenza adimensionale all'interazione e a tergo dello scudo in funzione del rapporto di rigidità relativo.	4-145
Fig. 88: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/KS = 7.69E - 04$	4-147
Fig. 89: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/KS = 7.69E - 03$	4-148
Fig. 90: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/KS = 7.69E - 02$	4-149
Fig. 91: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/Ks = 3.85E - 01$	4-150
Fig. 92: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/Ks = 1.54E - 00$	4-151
Fig. 93: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/Ks = 3.00E - 00$	4-152
Fig. 94: Fattore di rilascio e distanza di interazione per $2G/Ks = 4.62E - 00$	4-153
Fig. 95: Effetti del rapporto di rigidità relativa sul profilo longitudinale degli spostamenti.	4-154
Fig. 96: Effetti del rapporto di rigidità relativa.	4-155
Fig. 97: Effetti della pressione applicata al fronte sul profilo longitudinale degli spostamenti.	4-156
Fig. 98: Effetti della pressione applicata sul fronte di scavo.	4-156
Fig. 99: Esempio applicativo.	4-158