

# **POLITECNICO DI TORINO**

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



**TESI DI LAUREA MAGISTRALE**

## **ANALISI DELLE PRESTAZIONI DI TBM NELLO SCAVO DI GALLERIE IN ROCCIA**

**Candidato:**

Dario Fernando Salazar Arboleda

**Relatori:**

Prof. Marilena Cardu

Ing. Federico Vagnon

Anno Accademico 2017-2018

# SOMMARIO

INTRODUZIONE .....	1
1 TUNNEL BORING MACHINE (TBM).....	3
1.1 GENERALITÀ .....	3
1.2 TBM APERTE.....	7
1.3 TBM A SINGOLO SCUDO.....	11
1.4 TBM A DOPPIO SCUDO.....	12
1.5 ANALISI DELLE PRESTAZIONI DELLE TBM.....	14
1.5.1 Confronto tra le macchine in relazione ai parametri geologico - tecnici.....	14
1.5.2 Confronto tra le macchine in relazione ai vantaggi operativi.....	15
1.5.3 Condizioni geologiche limite per l'impiego di TBM .....	15
1.6 SCELTA DELLA TBM .....	17
1.7 UTENSILI DI SCAVO.....	19
2 LINEAR CUTTING MACHINE (LCM).....	21
2.1 GENERALITÀ .....	21
2.2 DESCRIZIONE DEL METODO "SMALL SCALE" .....	22
2.3 DESCRIZIONE DEL METODO "FULL SCALE" .....	23
2.3.1 Energia specifica se (specific energy).....	26
2.3.2 Velocità istantanea di taglio ICR (Net cutting rate/Instantaneous cutting rate).....	27
2.3.3 Coefficiente di taglio CC (Cutting coefficient).....	29
2.4 ILCM DEL POLITECNICO DI TORINO .....	31
2.4.1 Generalità .....	31
2.4.2 Struttura.....	33
2.2.3 Sistema di acquisizione .....	36
2.2.4 Il segnale .....	39
3 INTERAZIONE ROCCIA-UTENSILE.....	44
3.1 GENERALITÀ .....	44
3.2 MECCANISMO DI ROTTURA .....	47
3.2.1 Meccanismo di rottura generato dai dischi di una TBM.....	48
3.2.2 Parametri importanti per la determinazione delle prestazioni di una TBM.....	52
4 MODELLI PREVISIONALI.....	54
4.1 MODELLI TEORICI/SPERIMENTALI.....	54
4.1.1 Approccio basato sul carico agente sui dischi.....	55
4.1.2 Approccio basato sull'energia specifica .....	63
4.1.3 Approccio matematico/statistico .....	63
4.2 MODELLI EMPIRICI.....	64

4.2.1	Studi di laboratorio .....	65
4.2.2	Studi e indagini sul campo.....	68
4.3	CONFRONTO TRA CSM E NTH.....	77
5	PROVE PREGRESSE EFFETTUATE MEDIANTE ILCM PRESSO IL POLITECNICO DI TORINO.....	79
5.1	PROVE EFFETTUATE DA RISPOLI (2013).....	79
5.1.1	Condizioni delle prove.....	79
5.1.2	Risultati delle prove.....	84
5.2	PROVE EFFETTUATE DA VAGNON (2013).....	91
5.2.1	Analisi su roccia di ottima .....	92
5.2.2	Analisi su roccia di media qualità.....	94
5.2.3	Analisi su roccia di scarsa qualità.....	97
5.3	PROVE EFFETTUATE DA MONTES (2016) .....	99
5.3.1	Condizioni delle prove.....	100
5.3.2	Risultati delle prove.....	105
6	CONFRONTO DEI RISULTATI FRA LE PROVE SPERIMENTALI E IL MODELLO NUMERICO.....	115
6.1	MODELLO NUMERICO BIDIMENSIONALE .....	115
6.1.1	Codice di calcolo VGeST 2D .....	115
6.1.2	Creazione del modello numerico .....	117
6.1.3	Interpretazione dei risultati .....	121
6.1.4	Confronto tra modello numerico e risultati sperimentali.....	135
	CONCLUSIONI.....	136
	BIBLIOGRAFIA .....	138

## INTRODUZIONE

Negli ultimi anni lo sviluppo della società è cresciuto notevolmente e il suo progresso ha fatto sì che l'umanità ricorresse a progressi tecnologici per ottimizzare i tempi e utilizzare meglio le risorse ambientali; in questo modo lo sviluppo dei centri urbani, delle vie di comunicazione e le opere sotterranee si sono evidenziate in diverse parti del mondo.

Lo studio del sottosuolo è anche un altro campo in cui la tecnologia è progredita, poiché è più comune realizzare gallerie oppure infrastrutture idrauliche e la tendenza attuale è quella di implementare l'uso di scavo meccanizzato a piena sezione, più costoso ma con il vantaggio di fornire un prodotto istantaneamente fruibile, poiché lo scavo con esplosivo è più economico ma comporta un maggiore impatto ambientale.

Tuttavia, per ottimizzare la progettazione delle macchine di scavo, è necessario conoscere adeguatamente le caratteristiche della roccia e anche la sua interazione con l'organo di scavo.

Considerando quest'ultimo aspetto, nella letteratura sono disponibili diversi modelli previsionali per determinare i principali parametri che influenzano lo scavo attraverso l'uso di TBM (Tunnel Boring Machine): alcuni di questi dipendono dal tipo di macchina utilizzata ed altri dalle caratteristiche dell'ammasso roccioso. Tuttavia, la previsione dei parametri della macchina per diverse condizioni litologiche è una conseguenza delle limitazioni che questi modelli presentano in diversi casi applicativi. Per questi motivi, da alcuni anni è stata introdotta l'idea di ricorrere a prove di laboratorio per l'esecuzione di analisi a scala reale, al fine di valutare l'interazione fra la roccia e gli utensili nel processo di scavo.

E' stata pertanto concepita una prova denominata LCT (Linear Cutting Test), eseguita implementando una macchina chiamata LCM (Linear Cutting Machine), che consiste nell'impartire a un utensile a disco una serie di traiettorie lineari su un campione di roccia, impostando preventivamente la spaziatura fra i solchi e la penetrazione del disco. In questo modo, è stato possibile ottenere direttamente i parametri d'interesse e valutare le possibili configurazioni della macchina di scavo da impiegare.

Presso il DIATI, Politecnico di Torino, è stata progettata e costruita una macchina denominata ILCM (Intermediate Linear Cutting Machine), con caratteristiche intermedie fra la "full scale" e la "small scale" LCM, al fine di studiare gli effetti dell'interazione fra rocce di differente tipologia e utensili a disco (V-type), mediante lo sviluppo di prove sperimentali a scala prossima a quella reale.

L'obiettivo della tesi, in particolare, è stato quello di sviluppare un modello bidimensionale (2D) per confrontare i risultati delle prove di laboratorio, ottenuti con l'impiego della ILCM su campioni di marmo, con quelli della modellazione. Il modello ha consentito di valutare puntualmente il valore dello sforzo verticale sul campione, impostando una determinata velocità di traslazione del disco. Per effettuare il modello, è stato utilizzato il codice di calcolo Y2D col programma VGeST (Virtual Geoscience Simulation Tools) che tiene in conto elementi finiti e discreti, introducendo caratteristiche di frattura interna per ogni particella. Per quanto riguarda la scelta del modello costitutivo, è risultato, come atteso, che il marmo è fragile ed il disco ha

comportamento visco-elastico, al fine di verificare la bontà dei risultati restituiti dal modello proposto.

Infine, sono stati correlati i risultati ottenuti dal modello 2D con quelli sperimentali, al fine di ottenere un fattore correttivo che permetta di relazionare la modellazione bidimensionale con future prove sperimentali mediante ILCM.

# 1 TUNNEL BORING MACHINE (TBM)

## 1.1 GENERALITÀ

A causa della necessità di ridurre i tempi di percorrenza e aumentare la capacità di trasporto per promuovere lo sviluppo dei centri urbani e linee di comunicazione, è importante adattarsi alle future esigenze infrastrutturali del territorio. Azioni come la cattura e il trasporto di acqua, a volte su lunghe distanze, si è tradotta in un forte incentivo per lo sviluppo di tecnologie di scavo sempre più avanzate per la costruzione delle opere in sotterraneo.

Oggi, programmi di sviluppo sostenibile devono essere compatibili con l'incremento della qualità della vita in termini di impatto ambientale, che significa ridurre l'uso di spazio in superficie. Ciò giustifica la scelta strategica attuale per la costruzione di quasi tutte le linee ferroviarie ad alta velocità, grandi acquedotti, così come opere moderne di intervento per la protezione contro le alluvioni e l'instabilità dei versanti.

L'attuale straordinaria diffusione delle gallerie è un motivo per favorire e incrementare il continuo sviluppo tecnologico (anche ai fini della sicurezza negli ambiti di lavoro), che caratterizza la nostra epoca. Pertanto, l'importanza fondamentale della progettazione e costruzione di tali opere è trattata con determinati metodi di ingegneria per minimizzare i rischi associati con la loro realizzazione, ed è chiaro garantire nel contempo che i costi e i tempi di costruzione siano mantenuti ai sensi delle disposizioni del progetto.

Tuttavia, oggi nella pratica di scavo, si utilizza sia la tecnica "convenzionale", tipicamente associata all'uso di esplosivi o macchine ad attacco puntuale, sia mediante scavo meccanizzato. (Rispoli, 2013).

Nel presente elaborato si porrà maggior enfasi nella descrizione delle macchine da roccia ed in particolare nella descrizione dei modelli previsionali esistenti per la determinazione delle prestazioni e del meccanismo di abbattimento e rottura della roccia e anche all'esplorazione di prove di laboratorio effettuate, per calcolare alcuni parametri tecnici che ne caratterizzano l'applicabilità.

Lo scavo a piena sezione, come evidenziato in Tabella 1.1, fornisce numerosi vantaggi, soprattutto in termini di produttività, di escavabilità e di sicurezza, ma pone due vincoli importanti: il primo riguarda l'immodificabilità della forma della sezione di scavo (circolare), il secondo l'inapplicabilità di tale metodo in gallerie con lunghezza inferiore a 1 km.

Tabella 1.1 Vantaggi dello scavo meccanizzato rispetto allo scavo tradizionale (Tarkoy, 1995).

Parametro	D&B	TBM
Stabilità	Possibili opere di consolidamento	Soluzione meccanica per la stabilizzazione temporanea di: <ul style="list-style-type: none"> <li>- Zona del fronte</li> <li>- Area di lavoro</li> <li>- Dietro l'area di lavoro</li> </ul>
Forma	Ogni forma è possibile	Circolare
Sovrascavo	Non è controllabile	Controllato
Operatività	Operazioni cicliche, cantieri pericolosi ed ambiente di lavoro non confortevole	Operazioni continue, ambiente di lavoro più sicuro e confortevole
Brillamento	Comporta sostegni più massicci	
Sostegni	Costoso riempimento con cls	Riduzione anche del 90% rispetto D&B
Manodopera	Elevata esperienza	Meno esperta e di semplice formazione
Sicurezza		Maggior standard di sicurezza Eliminazione dei fumi dovuti alle volate e di scarico dei mezzi
Opere di accesso	Pozzi e accessi necessari per aprire numerosi attacchi	Possibile eliminazione di tutte le strutture di accesso transitorie

L'inapplicabilità dello scavo con TBM a gallerie di limitata lunghezza può essere meglio compreso osservando il Grafico 1.1, nel quale è riportato l'andamento del rapporto percentuale tra i tempi di montaggio della macchina e il tempo totale di realizzazione della galleria in funzione della lunghezza dello scavo: si nota come per distanze inferiori ai 1000 m i tempi di montaggio siano dello stesso ordine di grandezza del tempo di scavo e quindi tale sistema risulta economicamente svantaggioso.

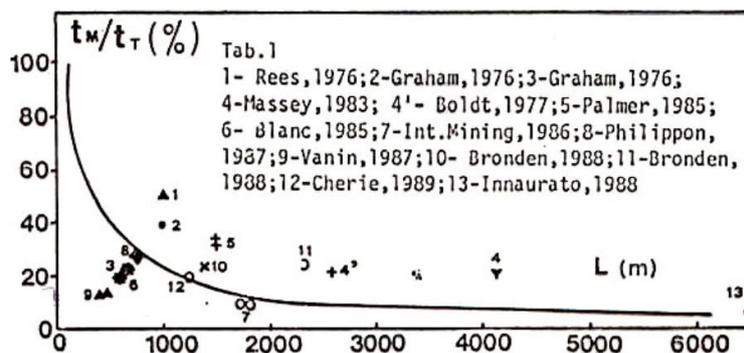
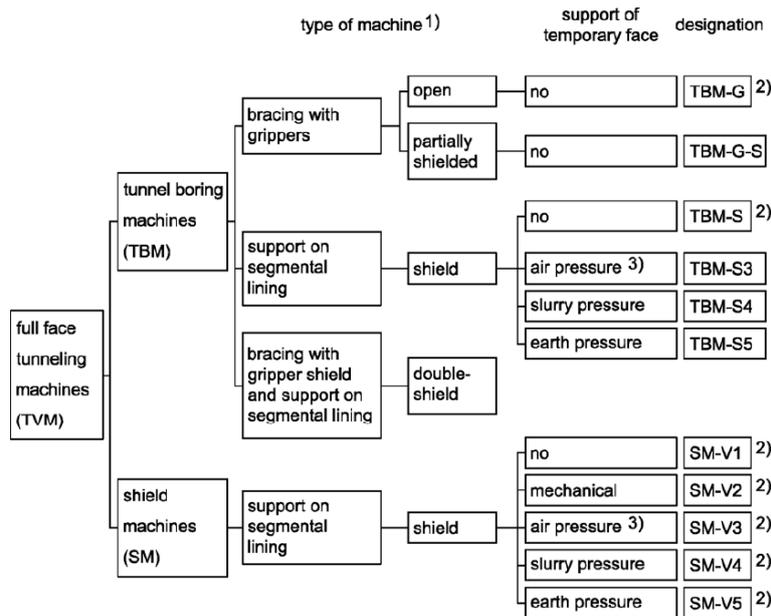


Grafico 1.1 Rapporto percentuale tra i tempi di montaggio di una TBM e i tempi totali di scavo in funzione della lunghezza della galleria (Vagnon, 2013).

Nella Figura 1.1 si riporta schematicamente la suddivisione delle principali tipologie di macchine per lo scavo meccanizzato, che consiste nell'utilizzo di frese a piena sezione.



**Figura 1.1** Panoramica sulle macchine di scavo a piena sezione. 1) Non vengono riportate macchine speciali o combinate. 2) Normalmente impiegata per terreni poco compatti sottofalda (Wittke, 2006).

I due gruppi principali sono: Tunnel Boring Machine (TBM), macchine indicate per lo scavo in roccia, e Shield Machine (SM), usate specialmente per lo scavo in materiali incoerenti o deboli; tuttavia, oggi la tendenza è quella di realizzare macchine molto più versatili che si adattino a qualsiasi litotipo.

Il principio di funzionamento di una TBM è relativamente semplice: si esercita una pressione elevata sulla roccia, garantita da un certo contrasto, che, associata ad una coppia torcente, ne permette il distacco. In particolare, questo tipo di macchine comprende quattro sezioni chiave, che costituiscono la macchina completa (Maidl et al, 2008); queste sono:

- La testa di taglio o testa fresante (cutterhead), la quale è equipaggiata con utensili generalmente rotolanti (dischi/discs).
- La sezione di spinta e di bloccaggio, responsabile dell'avanzamento della macchina mediante la combinazione di forza normale/forza di rotolamento cui induce localmente la propagazione di fratture che permettono il distacco della roccia (chips).
- Sezione di rimozione del marino, collocata sulla periferia dell'organo di scavo, che raccoglie e rimuove il materiale scavato mediante un nastro trasportatore, ubicato nella parte posteriore della macchina, o back-up, per poi trasportarlo su rotaia o su nastro.
- Sezione di supporto, dove viene installato il supporto del tunnel.

Come è possibile osservare in Figura 1.2, i componenti principali di una TBM sono (Vagnon, 2013):

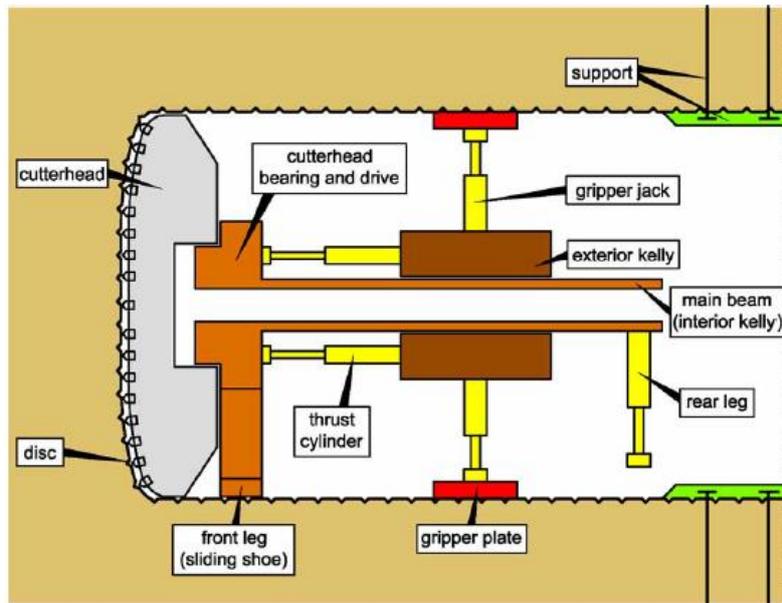


Figura 1.2 Schema semplificato di una TBM (Wittke, 2006).

- Testa di taglio (Cutterhead): massiccia struttura in acciaio, con diametro variabile da 1.5 m a 19 m, composta da moduli saldati o fissati mediante bulloni tra di loro per consentirne un più agevole trasporto, sulla quale sono installati gli utensili di scavo. Su di essa è allocato il sistema di irrorazione dell'acqua per l'abbattimento delle polveri generate e per il raffreddamento degli utensili di scavo; tale sistema può anche essere utilizzato per l'immissione di schiume polimeriche, per evitare l'intasamento delle tasche di smarino in caso di detrito particolarmente fino.
- Apparato di sgombero: è costituito da due serie di organi posti in zone differenti: tazze, disposte sulla periferia della testa atte ad asportare il detrito dal fronte, e un trasportatore ad alette raschianti che riceve il detrito proveniente dalle tazze di carico e, attraversando il corpo della macchina, lo riversa sui mezzi di sgombero.
- Supporto della cutterhead: elemento strutturale di sostegno della testa rotante protetto da uno scudo; se la macchina è dotata di semplice sistema di ancoraggio, tale scudo è espandibile, per mezzo di cilindri idraulici, per garantire miglior stabilità durante lo scavo.
- Trave principale: è costituita da una struttura scatolare in acciaio che sostiene i gripper e trasferisce la forza dai cilindri di spinta alla testa; inoltre contiene il nastro trasportatore per lo smarino. È fissata al supporto della cutterhead e a una struttura di sostegno che consente di scaricare i carichi durante la fase di scavo e durante il riposizionamento. Nelle TBM a doppio gripper non è presente.
- Sistema di ancoraggio: serie di cilindri che regolano l'accostamento dei gripper alla parete della galleria e servono per ottenere il contrasto alle forze generate dai cilindri di spinta in fase di avanzamento della fresa.
- Martinetti di spinta: consentono di esercitare la spinta necessaria all'avanzamento della macchina.
- Motori: elettrici trifase dotati di sistemi antipolvere, di raffreddamento e anticondensa.

- Cuscinetto reggispinga: è l'elemento strutturale più importante e deve essere correttamente progettato e realizzato per sopportare il carico trasmesso dai martinetti di spinta alla testa, al fine di evitare il bloccaggio della macchina.
- Unità di guida: composta da componenti idraulici e meccanici che consentono di governare la rotazione della testa e di mantenere l'asse della macchina coincidente con quello della galleria.
- Nastro di smarino della TBM: trasporta il materiale di risulta dalla tramoggia posta sulla cutterhead al back-up.
- Back-up: è la parte retrostante la testa e comprende tutti componenti elettrici e idraulici necessari al corretto funzionamento della macchina, oltre ai vari sistemi di montaggio dei supporti, eventuali perforatrici, il sistema di smarino, ecc.

Riprendendo la Figura 1.1, le TBM da roccia, in funzione delle loro caratteristiche tecnico-funzionali, si possono suddividere in tre categorie principali:

- TBM aperte.
- TBM monoscudate.
- TBM doppio scudate.

## 1.2 TBM APERTE

Le TBM aperte o Gripper TBM si utilizzano per lo scavo in ammassi rocciosi con buone caratteristiche meccaniche e con un tempo di autoportanza medio-alto, dove si permette agli operatori di lavorare in sicurezza senza una installazione di opere di sostegno di prima fase. In presenza di rocce instabili ed altamente fratturate, in seguito al franamento delle pareti laterali/fronte sotto l'azione dei gripper/testa fresante, le produzioni si riducono o addirittura si annullano, ed occorre intervenire realizzando dei by-pass con metodi tradizionali. I problemi d'avanzamento in rocce instabili si esaltano all'aumentare dei diametri di scavo, per cui l'impiego di tali macchine è sconsigliato per gallerie con diametro superiore agli 8 - 9 m. (Vagnon, 2013).

Le TBM aperte si suddividono in due tipologie differenti:

- Frese di tipo Jarva.
- Frese di tipo Robbins.

La differenza sostanziale tra queste due tipologie risiede nella posizione in cui si genera il contrasto: mentre nelle "Kelly style" TBMs le due coppie di gripper sono connesse alla trave principale, la quale sorregge anche la testa fresante, nelle TBM Robbins il sistema è allocato nella parte retrostante la macchina ed è singolo. (Wittke, 2006).

Dal punto di vista tecnico operativo, le frese aperte a semplice sistema di ancoraggio sono sostenute, durante l'avanzamento, dallo scavo nella zona del supporto testa e dalle scarpe dei gripper nella zona di ancoraggio e, pertanto, l'asse di avanzamento non è rigidamente fissato ma può essere variato durante lo scavo, consentendo correzioni di guida pressoché continue (Rispoli, 2013).

In quelle a doppio sistema di ancoraggio, invece, essendo la spinta di avanzamento contrastata da due coppie di scarpe di ancoraggio, poste ad una certa distanza fra loro, l'asse di avanzamento è rigidamente fissato dal piano di appoggio del supporto testa e dai due piani di ancoraggio e, dunque, non può essere variato durante lo scavo.

Le correzioni di guida in questo caso possono avvenire soltanto al termine della corsa di avanzamento, oppure interrompendo l'avanzamento prima di aver completato la corsa di scavo e riposizionando l'asse della fresa.

È da osservare che le frese aperte a semplice sistema di ancoraggio richiedono, rispetto a quelle a doppio sistema di ancoraggio, maggiori spinte totali di avanzamento e ciò è causa della maggiore massa concentrata nella zona del supporto testa e, quindi, sia del maggiore attrito che si sviluppa al piede del supporto testa che di quello che si sviluppa lungo la superficie di contatto dello scudo, quando questo è mantenuto in contatto con la superficie di scavo durante l'avanzamento.

Proprio per il fatto di avere una maggiore massa concentrata nella zona frontale, le frese a semplice sistema di ancoraggio possono manifestare la tendenza a subire variazioni di allineamento, specialmente in presenza di ammassi con scadenti proprietà meccaniche; il vantaggio che però queste offrono, rispetto a quelle a doppio sistema di ancoraggio, è quello di assorbire più efficacemente le vibrazioni prodotte dalla testa fresante durante lo scavo, garantendo una maggiore efficienza in termini di avanzamento e di prestazioni dei taglienti.

Inoltre si rileva che, per le frese a semplice sistema di ancoraggio, la maggiore massa concentrata nella zona frontale della macchina può, in ammassi fortemente degradati e/o alterati, causare problemi di guidaggio in quanto si può verificare la tendenza della fresa a deviare dalla propria traiettoria in maniera più evidente di quanto non accada con le frese a doppio sistema di ancoraggio.

Quando lo scavo interessa formazioni che possono presentare durante lo scavo fenomeni di instabilità, le frese aperte, quale che sia la loro tipologia costruttiva, possono essere equipaggiate con attrezzature per la messa in opera di sostegni di prima fase immediatamente a tergo del supporto della testa fresante. Tali supporti dovranno peraltro essere messi in opera secondo un opportuno interesse, in modo da non interferire con le scarpe del dispositivo di ancoraggio. (Rispoli, 2013).

Le principali componenti di una TBM aperta sono i seguenti, indicate nella Figura 1.3 per il caso a semplice sistema di ancoraggio e nella Figura 1.4 per il caso a doppio sistema di ancoraggio:

- Testa fresante.
- Trave principale (per Main Beam) e corpo principale (per Kelly).
- Sistema di ancoraggio.
- Cilindri idraulici di spinta.
- Motori elettrici.
- Nastro di smarino.

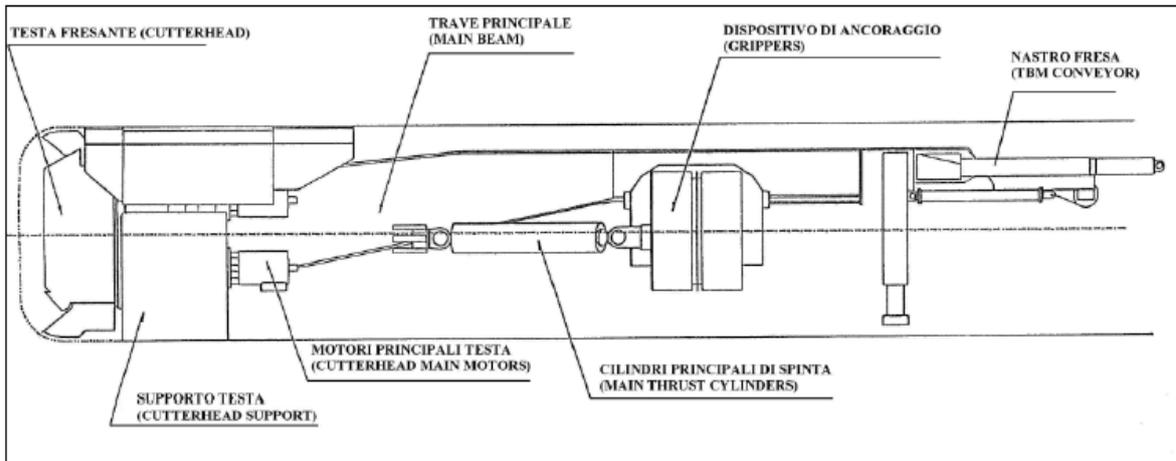


Figura 1.3 Principali componenti di una fresa aperta a semplice sistema di ancoraggio (Peila D., 2013).

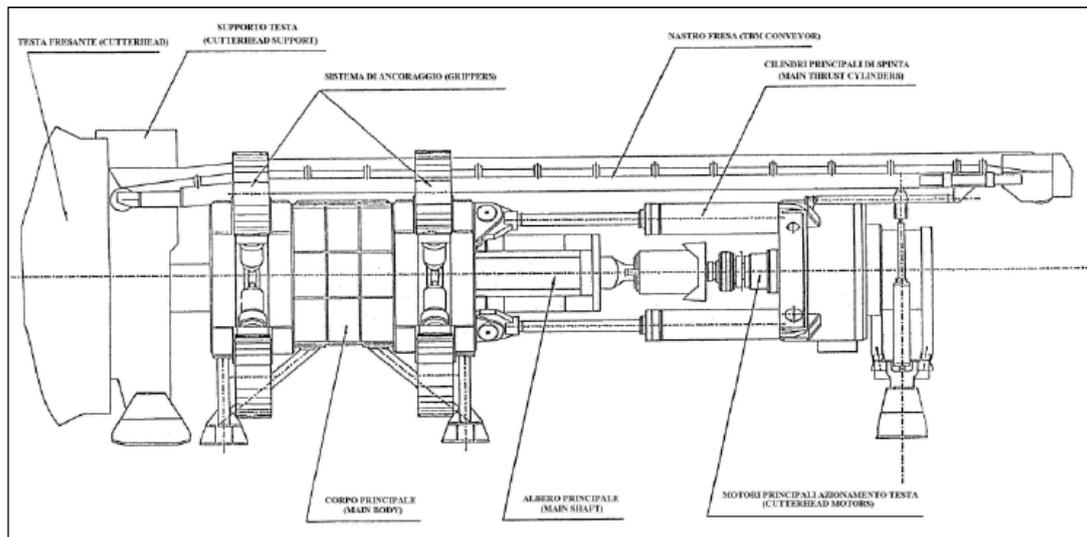


Figura 1.4 Principali componenti di una fresa aperta a doppio sistema di ancoraggio (Peila D., 2013).

Il ciclo di scavo è illustrato in Figura 1.5: nella fase di avanzamento della macchina, le piastre dei gripper sono spinte contro le pareti della galleria in modo da fornire il contrasto necessario a consentire ai martinetti di spinta di accostare la testa fresante al fronte di scavo e completare l'abbattimento della roccia per un tratto pari al fine corsa dei cilindri; terminata la fase di avanzamento, il sistema di stabilizzatori viene abbassato, in modo da impedire l'inclinazione della testa rispetto all'asse della galleria, i gripper vengono ritratti e i martinetti di spinta richiamano a sé il back-up della macchina sfruttando come contrasto il peso della cutterhead. (Vagnon, 2013).

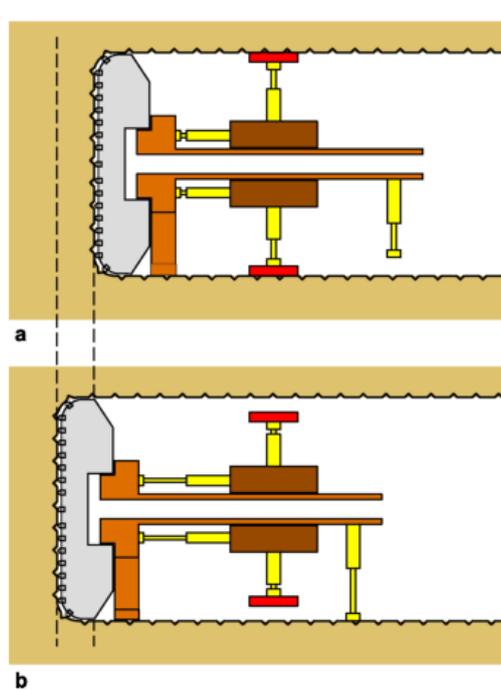


Figura 1.5 Schema semplificato di una TBM aperta. a) Fase di avanzamento. b) Fase di riposizionamento (Wittke, 2006).

In realtà anche le TBM aperte sono frequentemente equipaggiate da un piccolo scudo e da piccole appendici o lamelle (Figura 1.6), chiamate finger shield, per prevenire l'eventuale distacco di blocchi e proteggere la zona di erezione dei supporti.

Nella fase di avanzamento, le chips di roccia distaccate vengono raccolte da tasche poste in posizione periferica rispetto alla cutter head, e convogliate nella parte centrale dove, attraverso un nastro trasportatore, vengono allontanate dal fronte.

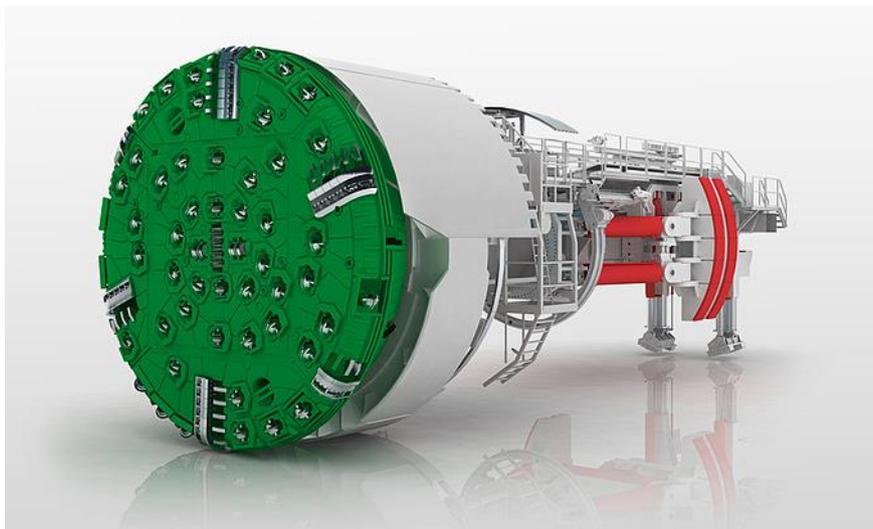


Figura 1.6 Gripper TBM con diametro 8.5m (Compagnia Herrenknecht)

### 1.3 TBM A SINGOLO SCUDO

Le TBM a singolo scudo o mono-scudate vengono impiegate in ammassi rocciosi con proprietà meccaniche non sufficienti a garantire lo sviluppo del contrasto richiesto per l'applicazione della forza di accostamento nelle TBM aperte (Figura 1.7).

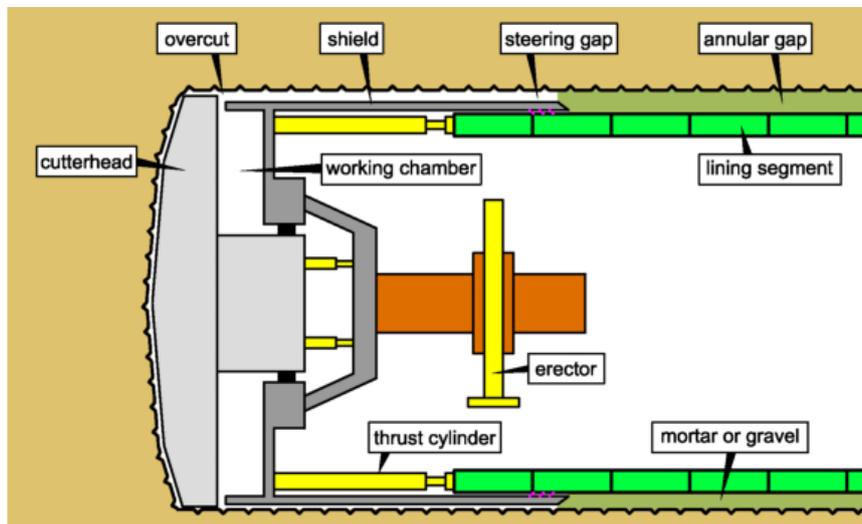


Figura 1.7 TBM monoscudata (Wittke, 2006).

Inoltre, in ammassi rocciosi particolarmente fratturati, le TBM monoscudate offrono un'importante soluzione tecnologica in quanto, sfruttando l'azione dello scudo, consentono di realizzare in sicurezza il cavo della galleria.

Lo scudo, un cilindro metallico di spessore variabile tra 3 e 6 cm, ricopre l'intera macchina e ha la funzione di supporto temporaneo; il rivestimento definitivo è composto da conci prefabbricati in calcestruzzo che vengono montati nella parte terminale dello scudo e che hanno anche la funzione di contrasto per l'avanzamento della TBM.

La testa di taglio (cutterhead) ha un diametro maggiore di quello dello scudo per consentire che l'attrito generato dalla roccia convergente non diventi così elevato da bloccare l'avanzamento della macchina. L'intercapedine creata dovrà essere riempita in seguito all'installazione del rivestimento definitivo per mezzo di iniezioni cementizie e pea-gravel, al fine di stabilizzare il cavo, di garantire una maggior resistenza alla spinta soprattutto in fase di curvatura, e in alcuni casi renderlo impermeabile.

Il ciclo di scavo di una TBM a singolo scudo è illustrato in Figura 1.8, sfruttando il contrasto fornito dai conci si ha un avanzamento pari alla corsa dei martinetti di spinta; esaurita la fase di spinta, si arresta la macchina e si erigono i conci. La produttività, quindi, è fortemente condizionata dai tempi di erezione del rivestimento.

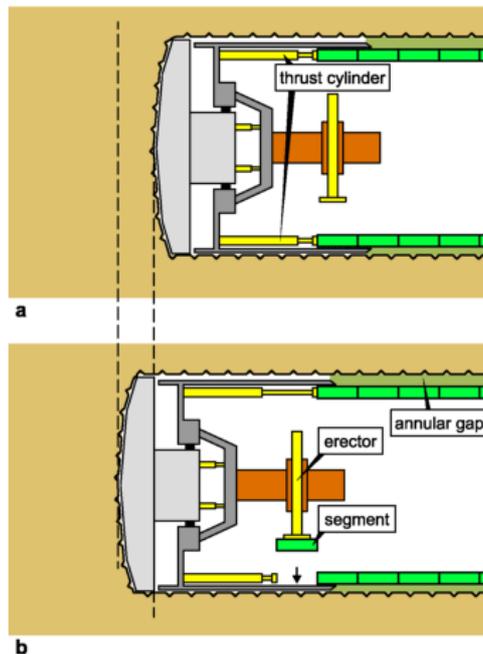


Figura 1.8 Ciclo di scavo di una TBM monoscudata. a) Fase di avanzamento. b) fase di erezione dei conchi (Wittke, 2006).

Le frese mono-scudate sono, rispetto a quelle con doppio scudo, più semplici dal punto di vista tecnico-costruttivo, ma anche meno flessibili in termini di tipologia di rivestimento utilizzabile, poiché il loro utilizzo impone la posa in opera di conchi prefabbricati (Rispoli, 2013).

Lo scudo può essere dotato di fori per permettere eventuali perforazioni oppure per consentire operazioni di consolidamento in avanzamento.

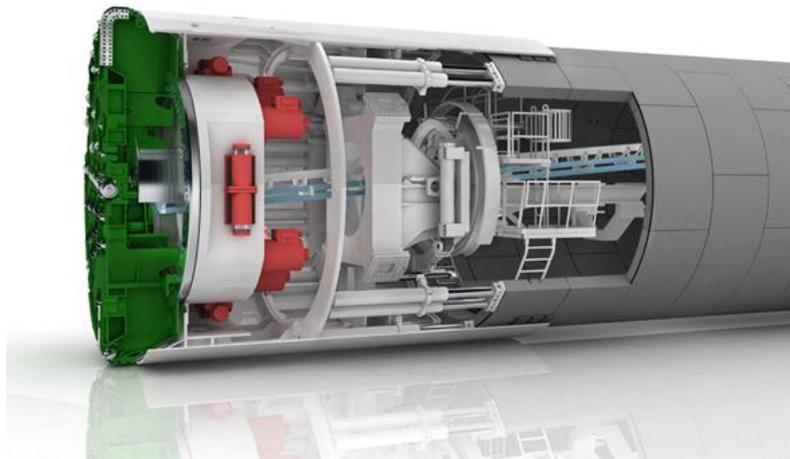


Figura 1.9 TBM monoscudata con diametro da 9m (Herrenknecht).

#### 1.4 TBM A DOPPIO SCUDO

Le TBM doppio-scudate (Figura 1.10) o frese a doppio scudo telescopico, sono una combinazione di una TBM aperta e di una TBM monoscudata. Sono composte da uno scudo anteriore, che protegge la testa fresante e il cuscinetto reggispinta, da uno scudo telescopico e da uno scudo posteriore, dal quale si estrudono i gripper, e nella cui coda

vengono messi in opera, quando richiesto o necessario, i sostegni temporanei o i conci prefabbricati per mezzo di un erettore.

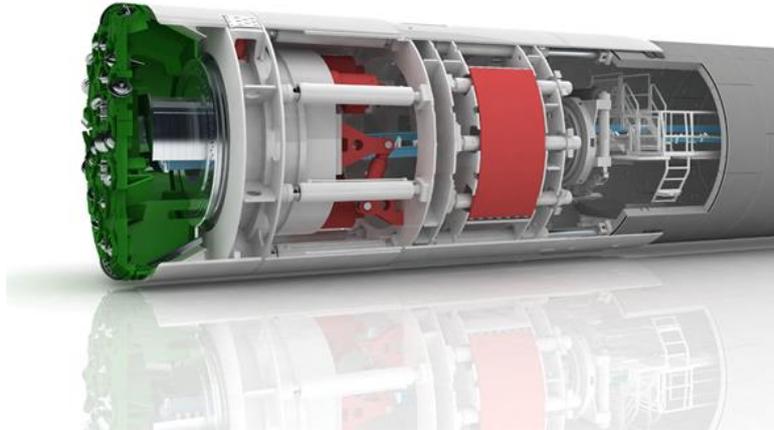


Figura 1.10 TBM a doppio scudo con diametro da 5.4m (Herrenknecht).

Il ciclo di scavo delle TBM doppio-scudate è illustrato in Figura 1.11, la differenza sostanziale con una TBM mono-scudata è che la fase di avanzamento e quella di erezione del sostegno possono essere svolte contemporaneamente. Lo scudo di coda, grazie alla presenza dei gripper, funge da contrasto nella fase di abbattimento della roccia e la testa viene spinta grazie ai martinetti contro il fronte; nel frattempo dietro lo scudo di coda vengono montati i conci che saranno utilizzati come contrasto, esaurita la corsa dei martinetti, nella fase di richiamo.

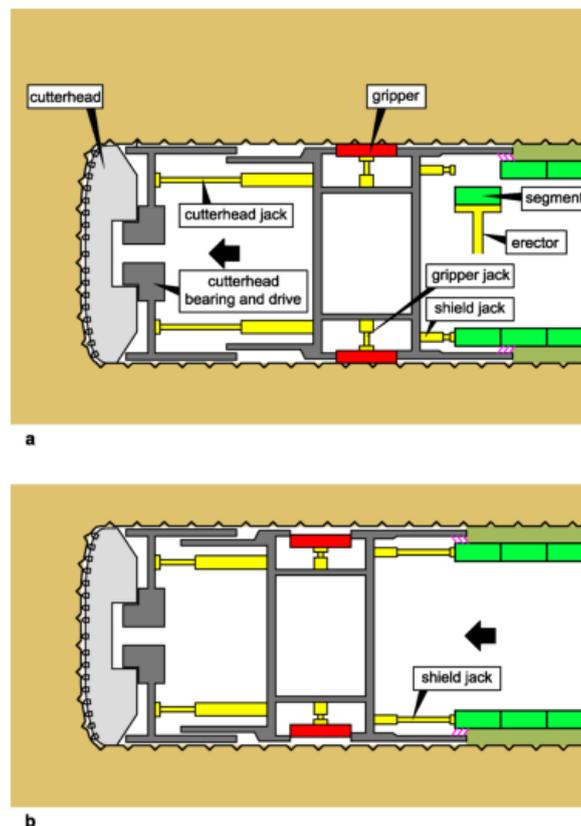


Figura 1.11 Ciclo di scavo di una TBM a doppio scudo. a) Avanzamento e montaggio dei conci. b) Ritiro dei gripper e richiamo dello scudo di coda (Wittke, 2006).

La possibilità di usare questa macchina sia con il principio di una TBM aperta che di una mono-scudata la rende molto versatile e adattabile ad una grande varietà di litotipi.

Questo tipo di fresa rappresenta un notevole passo avanti nel campo dello scavo meccanizzato a piena sezione in ammassi rocciosi, in quanto permette di affrontare lo scavo di gallerie in un'ampia gamma di condizioni geo-meccaniche, mantenendo un elevato standard di sicurezza per il personale; una TBM a doppio scudo consente infatti (Rispoli, 2013) le seguenti opzioni:

- In ammassi rocciosi caratterizzati da un elevato tempo di autosostentamento e con elevati valori delle caratteristiche meccaniche del materiale roccioso, avanzare utilizzando i gripper di ancoraggio per il contrasto alla spinta di avanzamento.
- Qualora progettualmente richiesto, o quando le condizioni geo-meccaniche dell'ammasso lo rendano necessario, mettere in opera conci prefabbricati di rivestimento o sostegni provvisori in contemporaneità con lo scavo.
- In ammassi rocciosi caratterizzati da condizioni geo-meccaniche "avverse", avanzare sfruttando l'azione dei cilindri ausiliari che, per il contrasto alla spinta di avanzamento, usufruiscono di opportuni sostegni provvisori o dell'anello di conci prefabbricati posti in opera all'interno dello scudo di coda; tale operazione, però, non avviene in contemporaneità con lo scavo.

## 1.5 ANALISI DELLE PRESTAZIONI DELLE TBM

### 1.5.1 CONFRONTO TRA LE MACCHINE IN RELAZIONE AI PARAMETRI GEOLOGICO - TECNICI

La scelta di una TBM dipende dalle caratteristiche dell'ammasso roccioso, ovvero dalle sue proprietà meccaniche (resistenza a compressione monoassiale, presenza di fratture, stabilità del fronte, ecc.) ma anche dalle proprietà dei singoli componenti mineralogici (durezza ed escavabilità).

Di seguito, si riportano i vantaggi e svantaggi dell'impiego di una determinata macchina in funzione dei parametri geologico – tecnici (Vagnon, 2013):

- Durezza e fresabilità: non sono vincolanti nella scelta della macchina più appropriata, in quanto il meccanismo di abbattimento della roccia è il medesimo, ma condizionano indistintamente tutte le tipologie di TBM e richiedono una corretta progettazione della disposizione dei cutter discs sulla cutterhead e della spinta necessaria.
- Stabilità dell'ammasso roccioso: la grande varietà di condizioni geologiche lungo un percorso richiede una risposta progettuale particolarmente flessibile, ossia un rivestimento di prima fase adattabile alle caratteristiche del cavo e un rivestimento definitivo massiccio il cls: a tali richieste si adatta facilmente una TBM aperta, con la limitazione che se le caratteristiche della roccia lungo il tracciato sono particolarmente scadenti, ovvero possiedono basso tempo di autoportanza in tratti con sviluppo superiore al 10-15%, tale macchina diventa poco competitiva rispetto a una TBM scudata che monta conci prefabbricati.
- Stabilità del fronte: si manifesta con deformazioni e rilasci gravanti sulla testa della macchina; inoltre, la presenza di acqua e materiali refluenti aggravano la situazione. Queste problematiche sono fortemente negative, soprattutto in

termini di costi e di utilizzo della macchina, indistintamente con il solo vantaggio che, in caso di consolidamenti o drenaggi, le TBM aperte garantiscono una maggior flessibilità sullo schema di perforazione che invece risulta vincolato dalle asole predisposte sullo scudo nelle TBM scudate.

- **Convergenza:** crea numerosi problemi soprattutto se si è in presenza di elevate coperture e di rocce “spingenti” oppure “rigonfianti” (es. rocce di tipo flyschoide). In gallerie in cui si prevede l’utilizzo di TBM scudate si deve porre particolare attenzione alla possibilità di bloccaggio della macchina in seguito all’elevato attrito che si genera tra la roccia convergente e lo scudo: al riguardo sono stati messi a punto sistemi di iniezione di fluidi lubrificanti all’intradosso tra roccia e scudo oppure sistemi di sovrascavo (overboring).

### **1.5.2 CONFRONTO TRA LE MACCHINE IN RELAZIONE AI VANTAGGI OPERATIVI**

Per quanto riguarda le differenze operative tra le diverse TBM disponibili sul mercato, esse si possono riassumere in quattro punti principali (Vagnon, 2013):

- **Montaggio dei sostegni:** per le TBM mono-scudate, il montaggio dei conci avviene in modo alternato alla fase di avanzamento, mentre con TBM doppio-scudate c’è la possibilità che le due operazioni avvengano contemporaneamente, con un aumento della produttività e della velocità di avanzamento di circa due volte superiore a quella di una macchina mono-scudata.  
Per quanto riguarda le TBM aperte, il montaggio dei sostegni non vincola la fase di avanzamento, soprattutto in formazioni geologiche con ottime caratteristiche meccaniche.
- **Sistema di spinta:** la presenza dei due scudi telescopici nella macchina doppio-scudata è un vantaggio rispetto al mono-scudo: la TBM risulta più facilmente manovrabile in quanto i due sistemi di spinta si possono considerare del tutto indipendenti tra di loro.  
Le TBM aperte hanno produttività elevate, ma sono influenzate dalle condizioni meccaniche della roccia.
- **Trattamenti al fronte di scavo:** in macchine non predisposte con perforatrici e fori praticabili nello scudo, logicamente l’eventualità di ritrarre la macchina non è particolarmente agevole nelle TBM mono-scudate, in quanto ciò richiederebbe lo smontaggio degli anelli di conci.
- **Sistema di guida:** meno agevole nelle macchine mono-scudate in quanto risultano molto rigide e condizionate dalla lunghezza dello scudo.

### **1.5.3 CONDIZIONI GEOLOGICHE LIMITE PER L’IMPIEGO DI TBM**

La definizione di una situazione limite riguarda una condizione geologica che evidenzia l’inapplicabilità dello scavo meccanizzato con TBM in relazione a modelli previsionali oppure come conseguenza di casi storici. Inoltre una condizione limite non può essere definita in via generale ma solo in relazione ad una specifica TBM.

I casi più importanti sono riportati nei seguenti sottoparagrafi (Vagnon, 2013).

### ***1.5.3.1 Limiti di scavo***

L'escavabilità di una roccia condiziona la velocità di avanzamento della TBM e determina un'elevata usura degli utensili.

In realtà l'escavabilità di una roccia non è un parametro definibile in termini assoluti ma è ricavato tramite confronto economico - organizzativo con il metodo D&B.

Per quanto riguarda le TBM, tale parametro può essere esaustivamente espresso dalle velocità di penetrazione in funzione della massima spinta applicabile: basse penetrazioni associate ad un elevato consumo di utensili determina elevati costi per unità di volume di roccia abbattuta. Se le penetrazioni per giro sono inferiori a 2 - 2,5 mm, ciò indica problemi di avanzamento, mentre lo scavo risulta efficiente se la penetrazione per giro è superiore ai 3-4 mm.

Nella definizione della escavabilità di una roccia si deve tenere in considerazione anche il diametro della testa di scavo. Diametri maggiori comportano riduzioni della velocità di rotazione della testa, a causa di limiti tecnici (velocità supportata dai cuscinetti reggispinta), con conseguente diminuzione della penetrazione per giro che, in caso di condizioni limite, abbatterebbe notevolmente la produttività del metodo e, in seconda analisi, comporterebbe l'aumento dei tempi di fermo per la sostituzione degli utensili (diametri maggiori, numero elevato di utensili sulla testa di scavo).

Solitamente, indipendentemente dalla geologia della roccia attraversata, l'organo di scavo della TBM è accostata con la massima forza applicabile al fine di mantenere costanti ed elevate le penetrazioni per giro: ciò, nel caso in cui vi siano dei difetti di progettazione/realizzazione, può comportare elevate vibrazioni e conseguenti danni all'organo di scavo e agli apparati di grippaggio.

### ***1.5.3.2 Instabilità delle pareti di scavo***

L'instabilità delle pareti di scavo è una caratteristica limite per le TBM aperte da roccia nel caso in cui si verificano, nella zona retrostante la testa di scavo, impedendo sia il montaggio dei sostegni che l'ancoraggio dei gripper. Gli avanzamenti giornalieri, nel caso in cui si incorra in questa problematica, possono ridursi a valori dell'ordine di 1-2 m.

Le TBM scudate per roccia sono meno sensibili ai fenomeni di instabilità delle pareti, in quanto ogni parte della macchina è protetta dallo scudo oppure dai rivestimenti in calcestruzzo installati; raramente, in caso di rocce a rapida convergenza, si possono avere dei problemi dovuti all'attrito generato tra roccia e scudo.

### ***1.5.3.3 Instabilità del fronte di scavo***

L'instabilità del fronte rappresenta una condizione limite per tutte le TBM da roccia e può verificarsi il fermo macchina per due motivi principali:

- La testa di scavo è bloccata dalla pressione del materiale collassato.
- Si generano dei vuoti di dimensioni notevoli intorno al cavo, tali da suggerire il fermo macchina.

Per ovviare a questi inconvenienti occorre progettare la macchina in modo che l'intercapedine tra testa e scudo sia di dimensioni ridotte e che i motori siano in grado di generare notevoli momenti torcenti.

In caso di fermo macchina, le soluzioni più adottate sono:

- Iniezione di resine o schiume espandenti che consolidano la roccia.
- Realizzazione di ombrelli di infilaggi.
- Scavo di una galleria di by-pass.

#### 1.5.3.4 Attraversamento di zone di faglia

Le zone di faglia rappresentano un punto di notevole criticità, in quanto la roccia si presenta fortemente frammentata e spesso si ha la presenza di acqua in pressione; queste condizioni potrebbero generare un flusso di torbida verso la galleria. In tali casi l'utilizzo di una TBM non è precluso ma richiede una preventiva indagine di dettaglio atta a caratterizzare e localizzare la zona di faglia.

## 1.6 SCELTA DELLA TBM

Per eseguire in maniera ottimale la scelta della tipologia di TBM da utilizzare per lo scavo di una galleria è necessario valutare diversi elementi, legati a due aspetti fondamentali: il primo è correlato alle caratteristiche dell'ammasso roccioso (UCS e grado di fratturazione) da scavare e il secondo è la produttività richiesta, in funzione dei tempi realizzativi da rispettare (Grafico 1.2)

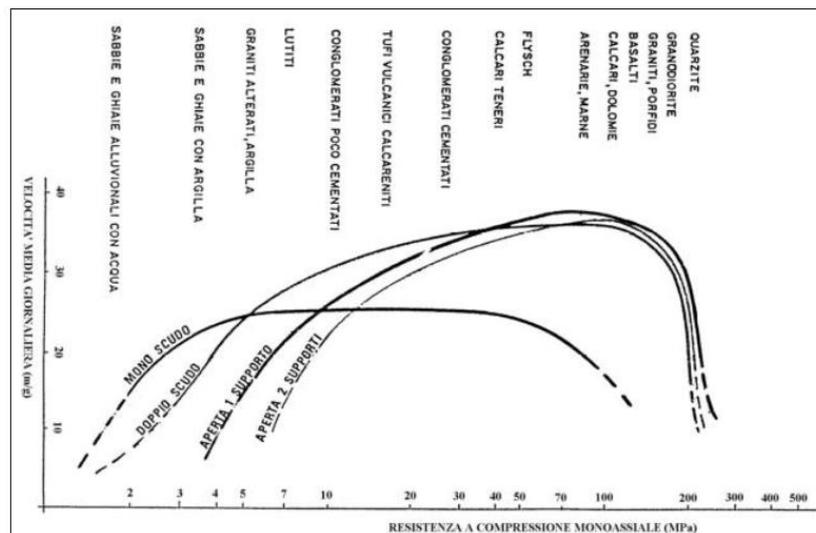


Grafico 1.2 Velocità di avanzamento in funzione della resistenza a compressione monoassiale per diverse tipologie di TBM (Witkke, 2006).

Il secondo aspetto è intrinsecamente collegato al primo, poiché la produzione raggiungibile è sostanzialmente controllata dalle condizioni geologiche/geo-meccaniche dell'ammasso roccioso da attraversare.

Prima di tutto c'è bisogno di stabilire il contesto geologico di scavo e confrontarlo con i campi di applicazione delle varie tipologie di frese, dopo si dovrà valutare la produttività raggiungibile dai diversi tipi di TBM utilizzabili, considerando gli aspetti tecnici della macchina e quelli organizzativi del sito in esame.

Prendendo come esempio il Grafico 1.2, sulla base della resistenza a compressione monoassiale della roccia da attraversare, per frese con diametro di circa 5 m, è possibile osservare che le TBM a doppio scudo telescopico si dimostrano più versatili rispetto

alle altre tipologie, poiché possono adattarsi ad un'ampia gamma di condizioni geologiche (Rispoli, 2013); queste frese, infatti, permettono di variare la modalità di avanzamento in funzione delle condizioni dell'ammasso roccioso; inoltre, essendo in grado di mettere in opera, in contemporaneità con lo scavo, sia supporti di tipo tradizionale che rivestimenti in conci prefabbricati, consentono di ottenere elevati valori di produttività. Il limite di questo tipo di frese è legato fundamentalmente alla lunghezza del corpo scudo: infatti, in corrispondenza di ammassi rocciosi che presentano convergenze elevate e che si sviluppano rapidamente, c'è il rischio che sulla parte finale dello scudo vada a gravare l'intero carico della roccia, con il rischio di intrappolamento della macchina; in tale situazione è più indicato l'utilizzo di una TBM a singolo scudo. Il vasto campo di applicazione delle frese doppio-scudate rappresenta spesso la motivazione principale per la loro scelta; uno degli aspetti più importanti da considerare in questo contesto, infatti, è la variabilità delle condizioni geologiche lungo il tracciato della galleria, poiché al variare di queste il metodo di scavo potrebbe richiedere interventi speciali per adattarsi alle condizioni incontrate; per questo motivo, scegliendo una fresa di questo tipo, si è predisposti ad affrontare in modo più efficace la variabilità che può presentare l'ammasso roccioso.

Con le frese aperte invece, non essendo obbligatorio il montaggio dei conci prefabbricati immediatamente a tergo della macchina, si riescono ad ottenere produzioni più elevate rispetto alle altre tipologie di TBM; questa condizione è però riscontrabile solo in presenza di ammassi rocciosi con buone caratteristiche geo-meccaniche in termini di stabilità; nel Grafico 1.2 è infatti possibile notare come per valori bassi di resistenza a compressione monoassiale queste frese presentino produzioni inferiori a quelle doppio-scudate, poiché in tale situazione i gripper non esercitano abbastanza attrito sulla roccia per fornire la forza di contrasto ottimale alla macchina in fase di scavo; inoltre, immediatamente a monte della testa fresante, possono verificarsi fenomeni di instabilità della roccia che non possono essere contenuti agevolmente senza la presenza di uno scudo; per ammassi rocciosi ulteriormente scadenti questo effetto è ancora più marcato e stabilisce il limite inferiore di resistenza dell'ammasso che è possibile scavare con questo tipo di macchina (Rispoli, 2013).

Si può evidenziare che le TBM aperte a singolo sistema di ancoraggio possiedono un campo di applicazione più esteso rispetto a quelle a doppio gripper, poiché garantiscono una maggiore efficienza in termini di avanzamento.

In ogni caso, il limite superiore di utilizzo della TBM aperte è dettato dal massimo valore di resistenza a compressione (monoassiale) della roccia, che gli utensili sono in grado di frammentare efficacemente.

Come si è osservato in precedenza, le TBM a singolo scudo rappresentano l'alternativa ottimale a frese con doppio scudo in presenza di ammassi rocciosi con marcati fenomeni di convergenza e con basse caratteristiche di resistenza, affinché la durata del ciclo di scavo risulti tecnicamente accettabile. Il limite superiore del campo di utilizzo di queste macchine, in termini di resistenza a compressione monoassiale dell'ammasso roccioso, è legato alla forza di accostamento richiesta, che per rocce sufficientemente resistenti risulterebbe troppo elevata per gravare sul rivestimento in conci, come prevede questa tipologia di fresa

Invece, le TBM a singolo scudo, per gran parte del loro campo di applicazione, presentano i valori di produzione più bassi rispetto alle altre frese da roccia; ciò è dovuto al fatto che esse richiedono obbligatoriamente la messa in opera di rivestimenti

in conci prefabbricati in prossimità del fronte di avanzamento e che tale operazione non può essere effettuata contemporaneamente a quella di scavo (Rispoli, 2013).

## 1.7 UTENSILI DI SCAVO

Sulle le prestazioni e sull'aspetto economico di realizzazione di una galleria, l'efficienza e la durata degli utensili influisce notevolmente. Da un lato, l'alta qualità degli utensili assicura l'asportazione della roccia dalla propria sede e l'abbattimento dei tempi di scavo e, dall'altro, ne riduce l'usura e conseguentemente ne aumenta la durata.

Esiste una vasta gamma di utensili di scavo per TBM a seconda della tipologia di litotipo, come evidenziato in Tabella 1.2.

Tabella 1.2 Applicazione degli utensili nello scavo meccanizzato (Girmscheid, 1997).

Categoria di terreno	Descrizione del terreno	Utensili di scavo
1	Terreno facilmente asportabile: - Sabbia e ghiaia non o leggermente coesive;	- Drag picks, persistent cutting edges
2	Terreno moderatamente asportabile: - Sabbie e ghiaie; - Limo e argilla;	- Drag picks, cutting edges; - Drag picks, steel pins, advancing centric cutter;
3	Terreno difficilmente escavabile: - Come descritto in 1 e 2 ma con dimensione dei grani > 63 mm, trovanti da 0,01 a 0,1 m <sup>3</sup> ; - Come descritto in 1 e 2, ma con trovanti da 0,1 a 1 m <sup>3</sup> ;	- Come 2, in aggiunta dischi e frantumatori a mascella;
4	Roccia altamente fratturata comparabile a terreno: - Roccia tenera, scistosa; - Simile a un terreno coesivo;	- Cutter discs; - Removal choppers
5	Roccia difficile da scavare	- Cutter discs

Per quanto riguarda le TBM da roccia, esse montano sulla cutterhead solamente utensili a disco, o al più drag picks utili soprattutto nelle zone di faglia, dove la roccia altamente fratturata può essere assimilabile a un terreno sciolto. I dischi dovranno essere collocati in posizione leggermente avanzata rispetto ai denti, in modo che in roccia compatta i denti non svolgano alcun ruolo nello scavo. È sperimentalmente provato che i dischi hanno un'efficienza di abbattimento della roccia superiore agli altri utensili utilizzati per rocce dure, in quanto generano scaglie di grandi dimensioni (Vagnon, 2013).

Si può intuire facilmente che per la progettazione di una cutterhead occorre avere una panoramica il più fedele possibile delle condizioni litostratigrafiche e geomeccaniche delle formazioni presenti sul percorso.

La scelta del diametro ideale dipende dalle caratteristiche dell'ammasso roccioso e in particolare della resistenza della roccia in questione: diametri maggiori consentono di

applicare spinte maggiori, per cui in condizioni di roccia “dura” sono preferibili i dischi da 19” (esistono oggi anche dischi da 20” soprattutto per lo scavo in quarziti).

Come precedentemente detto, il cutter ring ha la forma di un triangolo smussato con spessore che varia tra 12 e 25 mm, in funzione dell’UCS e dell’abrasività del litotipo.

I dischi, sottoposti alla spinta dei martinetti idraulici e alla coppia fornita dai motori, rotolano su circonferenze concentriche che coprono tutta la superficie del fronte; l’interazione tra dischi adiacenti consente il distacco dei chips di roccia.

I dischi sono progettati con spaziature comprese tra 60 e 100 mm (Figura 1.12); inoltre, alla periferia della cutterhead sono installati degli alesatori o copy-cutter, utensili estendibili, che consentono di realizzare un sovrascavo dell’ordine di 3 cm (Wittke, 2006).

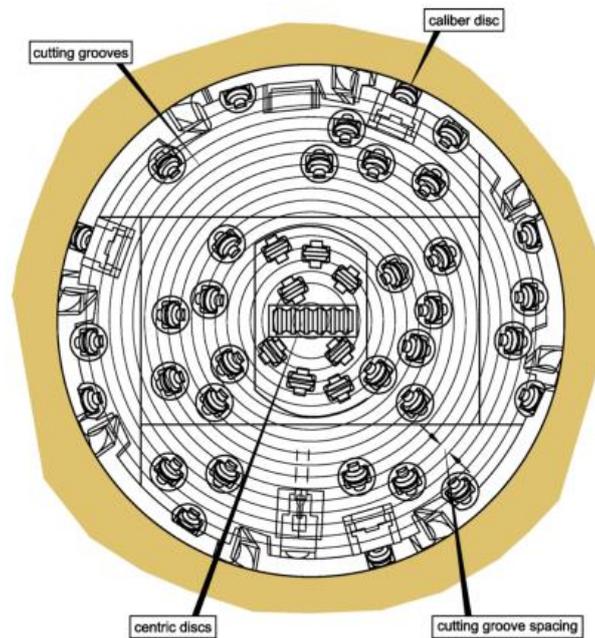


Figura 1.12 Rappresentazione schematica della cutterhead (Wittke, 2006).

Nel Capitolo 3 sarà ampiamente trattato questo tema in specifico, per l’importanza dell’interazione tra i dischi e la roccia.

## 2 LINEAR CUTTING MACHINE (LCM)

### 2.1 GENERALITÀ

I modelli previsionali saranno spiegati ampiamente nel capitolo 4, ma è importante dire che rappresentano un valido strumento per la progettazione di uno scavo per mezzo di TBM; tuttavia, a causa di alcuni limiti che affliggono tali approcci, spesso i costruttori di frese per roccia si riferiscono ad altri metodi che possono definire più efficacemente il fenomeno in esame.

Le limitazioni a cui si fa riferimento sono da ricercarsi innanzitutto nell'incapacità, da parte di tali approcci, di fornire un modello efficiente a livello universale, ovvero il modello previsionale scelto è in grado di adattarsi in maniera più o meno efficace ad una tipologia di roccia, mentre non fornisce risultati affidabili in altri casi. (Rispoli, 2013).

Tenendo conto i due approcci maggiormente utilizzati in letteratura, ossia CSM e NTH, è possibile affermare che il primo è affidabile se applicato a roccia compatta, ma restituisce risultati non attendibili in rocce fratturate, mentre il secondo è aderente ai dati reali se applicato alla famiglia dei graniti, ma risulta meno efficace negli altri casi.

Un'altra grande carenza che presentano i metodi esposti è legata alla loro considerevole dipendenza dai dati in input; come conseguenza, specialmente per i metodi previsionali più parametrizzati, risulta spesso difficile, per motivi tecnici ed economici, fornire dei parametri con elevata accuratezza, ossia, fa che si verifichi la sovrastima o la sottostima dei risultati reali. (Rispoli, 2013).

Per superare queste limitazioni, la tendenza attuale è quella di realizzare esperimenti di disgregazione della roccia con utensili a grandezza reale, in modo da ottenere direttamente i parametri della macchina necessari ad effettuare un avanzamento industrialmente compatibile.

Per questi motivi, è stato ideato il "Linear Cutting Test" (LCT); tale prova è considerata, ad oggi, la più realistica per quanto riguarda la determinazione dei parametri fondamentali nell'ambito dello scavo con TBM, poiché permette sostanzialmente di eseguire realmente una o più serie di passate con un utensile a disco su un campione di roccia rappresentativo dell'ammasso roccioso da scavare; in questo senso è possibile valutare le forze reali (scomposte nelle tre componenti normale, tangenziale e di rotolamento) che agiscono sui dischi, in funzione della penetrazione e della spaziatura, che può essere impostata per ogni passata del disco. (Rispoli, 2013).

In realtà, vista la difficoltà di reperire campioni di roccia con dimensioni tali da restituire risultati attendibili, esistono due metodi alternativi che permettono di ottenere risultati del tutto paragonabili a quelli ricavati dal test a vera grandezza: il primo si basa sullo stesso concetto del metodo "full-scale" ma utilizza un disco di grandezza minore; il secondo utilizza campioni di roccia costituiti da spezzoni di carota prelevati da sondaggi. (Vagnon, 2013).

Il Linear Cutting Test vero e proprio viene eseguito per mezzo di una macchina chiamata "Linear Cutting Machine" (LCM) (Figura 2.1). Questa macchina, ideata e realizzata presso la Colorado School of Mines (Illinois) alla fine degli anni '70, permette l'utilizzo di utensili con le stesse dimensioni di quelli montati sulle teste delle

TBM e viene impiegata su campioni di roccia con dimensioni tali da evitare effetti di scala; si tratta dunque di un test a vera grandezza (Nilsen & Ozdemir, 1993).

Sulla LCM è possibile eventualmente montare, al posto dei dischi, utensili striscianti a matita, come quelli impiegati nelle frese ad attacco puntuale, spostando dunque il campo di studio allo scavo per mezzo di roadheader.

Per completezza appare infine utile segnalare che in letteratura sono riportati ulteriori due metodi in grado di fornire indicazioni del tutto paragonabili a quelle ottenibili da una prova di tipo “full scale”, ma che utilizzano configurazioni basate sull’utilizzo di campioni di roccia dalle dimensioni contenute (manovrabili a mano dagli operatori).

Rendendo enfasi, il primo di questi metodi alternativi prevede l’impiego di un disco di grandezza minore rispetto a quelli tipici di una testa fresante, mentre il secondo prevede invece l’utilizzo di campioni di roccia di piccola dimensione, in genere costituiti da spezzoni di carota ottenuti da sondaggi sull’ammasso roccioso di interesse.

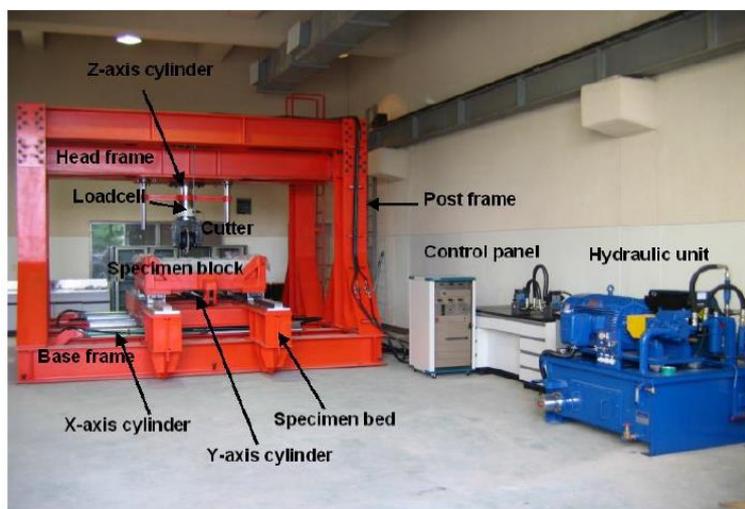


Figura 2.1 Linear cutting machine (Ho Chang, et al., 2006)

## 2.2 DESCRIZIONE DEL METODO “SMALL SCALE”

Questo metodo è stato sviluppato con lo scopo di valutare numericamente l’escavabilità di una roccia. Per l’esecuzione del test è stata messa a punto una Portable Linear Cutting Machine (PLCM) come si può vedere nella Figura 2.2.



Figura 2.2 PLCM (Bilgin, et al., 2007).

La PLCM è dotata di un mini-disco, con diametro pari a 13 cm, che esercita l'azione di taglio su un campione di roccia di dimensioni 20 x 20 x 10 cm oppure su uno spezzone di carota di 7.6 cm di diametro, movimentato da un pistone idraulico. La forza agente sul disco e l'energia specifica di taglio, per una penetrazione prefissata di 5 mm, sono misurate mediante una cella di carico triassiale con precisione di 1 kN e portata fino a 100 kN.

Le dimensioni ridotte della strumentazione e del blocco di roccia rendono più agevole la ripetitività del test.

Studi svolti da Bilgin et al. (2006) hanno dimostrato che il test realizzato con PLCM restituisce sostanzialmente gli stessi risultati ottenibili mediante metodo "full-scale".

Infatti, esiste una correlazione tra la forza normale e la forza di rotolamento ottenute con le due metodologie, come si può notare nella Figura 2.3 e Figura 2.4.

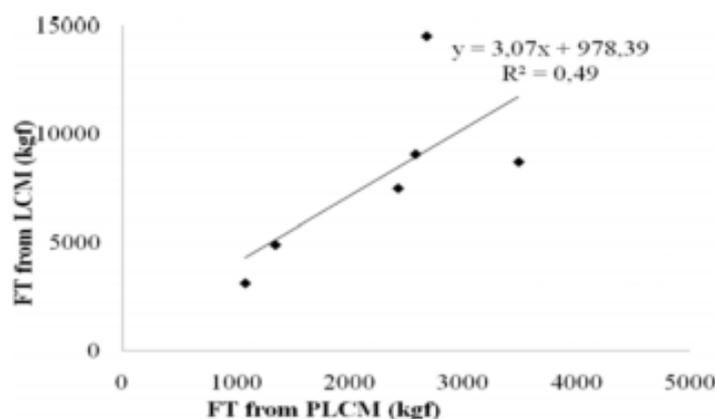


Figura 2.3 Relazione tra forza normale ottenuta con PLCM e LCM (Bilgin, et al., 2006)

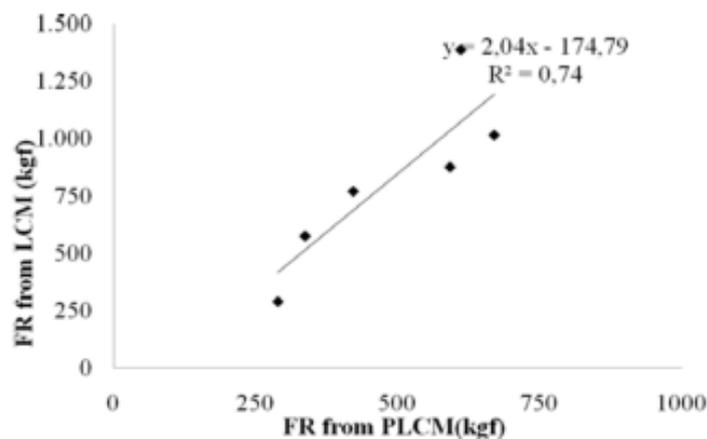


Figura 2.4 Relazione tra forza di rotolamento ottenuta con PLCM e LCM (Bilgin, et al., 2006).

### 2.3 DESCRIZIONE DEL METODO "FULL SCALE"

Il "full scale linear cutting test" è uno dei metodi più ampiamente accettati dai costruttori di TBM in quanto consente di ricavare la forza di taglio, la forza normale e la forza tangenziale agente su un disco rotolante su un blocco di roccia di dimensioni specifiche (1x1x0.6 m) per differenti penetrazioni e spaziature. (Vagnon, 2013).

Il macchinario usato per condurre il test, rappresentato in Figura 2.5, è composto da una struttura massiccia in acciaio avente una rigidità tale da garantire un contrasto ottimale

nella fase di disaggregazione della roccia, un portautensili sul quale si possono montare dischi di differenti diametri (da 13” a 17”), una cella di carico e un “box sample”, in cui si inserisce il campione di roccia, che può compiere due movimenti: una traslazione laterale, che permette di definire la spaziatura tra i solchi e una traslazione longitudinale, pari alla velocità di rotazione della testa di una TBM (circa 12 cm/s). (Vagnon, 2013).

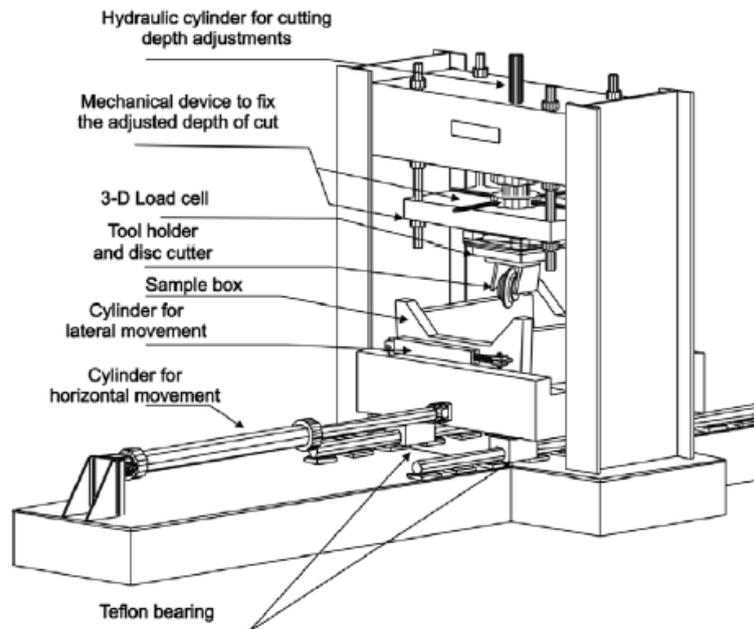


Figura 2.5 Vista schematica per l'esecuzione di un “full scale” linear cutting test (Balci, 2008).

I campioni di roccia utilizzati per condurre il test devono avere dimensioni tali da garantire la possibilità di ripetere più volte il test; il campione, inoltre, deve essere precedentemente condizionato, realizzando un certo numero di passate con l'utensile (disco), in modo da avere una superficie danneggiata assimilabile a quella del fronte di scavo. Per questo motivo, anche in riferimento ai valori di penetrazione e spaziature tipicamente utilizzate negli scavi al vero, solitamente sono adottati provini aventi dimensioni di circa 0,6m<sup>3</sup>. Inoltre, per garantire il corretto confinamento in posto del campione da sottoporre a prova, lo stesso è cementato all'interno della sample box. (Rispoli, 2013).

Infine, appare utile evidenziare che l'esperimento è condotto su una superficie condizionata; sono dunque realizzate una serie di passate preventive sulla superficie esposta da sottoporre a prova, in modo da ricreare una superficie assimilabile a quella del fronte di scavo reale.

Il meccanismo di funzionamento della LCM prevede l'impostazione della profondità di passata quando il disco non è ancora a contatto con la roccia; successivamente, imponendo la traslazione longitudinale, avviene il passaggio dell'utensile sul campione.

Durante l'esecuzione di questo test possono essere eseguiti due tipi di taglio: Balci & Bilgin (2007) spiegano che in caso di taglio isolato non esiste interazione tra i solchi (Figura 2.6). D'altra parte, per tagli cooperanti dovrebbero esserci interazioni tra solchi (Figura 2.7).

La variazione di energia specifica con la profondità di taglio è utile per determinare la profondità ottimale ( $d_{opt}$ ) alla quale eseguire i test per determinare l'energia specifica

ottimale e la spaziatura fra i solchi, al fine di ottenere la maggiore efficienza di taglio dal punto di vista energetico.

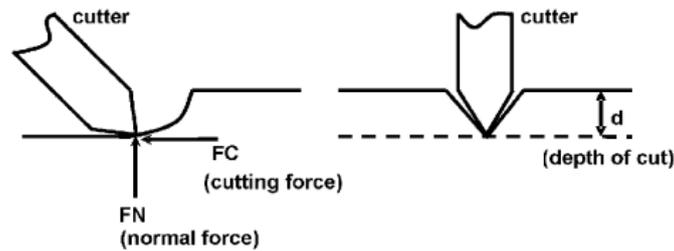


Figura 2.6 Modalità di taglio senza interferenza (senza solchi interattivi) (Balci & Bilgin, 2007).

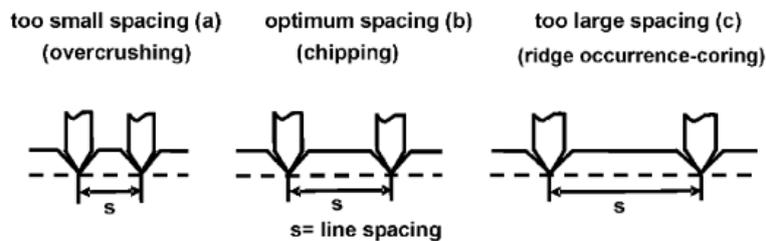


Figura 2.7 Modalità di taglio con differenti spaziature (Balci & Bilgin, 2007).

Terminato un solco, traslando la sample box lateralmente, si imposta la spaziatura desiderata mantenendo costante la profondità di passata. Un disegno schematico che spiega la nomenclatura è riportato in Figura 2.8.

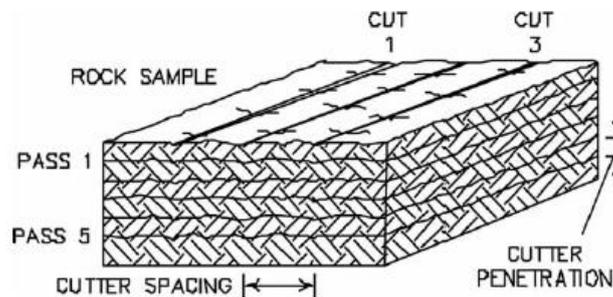


Figura 2.8 Schema di un campione LCM e nomenclatura (Blaci, 2008).

La cella di carico permette di determinare le tre componenti della forza (normale, trasversale e di rotolamento), mostrate in Figura 2.9, che agiscono sul disco durante l'esecuzione della prova.

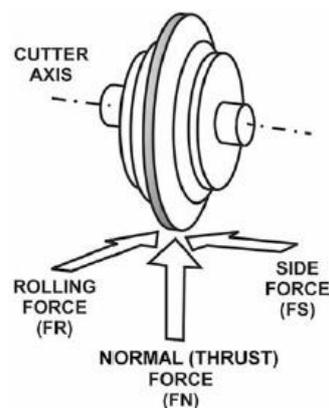


Figura 2.9 Le 3 componenti della forza agenti sul disco (Balci, 2008).

I valori di forza necessaria alla rottura della roccia permettono di determinare le prestazioni e i parametri che la macchina dovrà possedere in relazione alle caratteristiche litologiche della roccia da scavare. La forza normale ( $F_n$ ) viene in primo luogo utilizzata per calcolare la spinta effettiva che la fresa deve garantire affinché gli utensili possano penetrare efficacemente la roccia.

La forza di rotolamento ( $F_r$ ) è invece direttamente correlata alla coppia da fornire alla testa fresante per permettere la rotazione dei dischi e conseguentemente la creazione dei solchi che determinano il distacco delle scaglie.

Dalla misura delle forze di taglio, alcuni parametri possono essere calcolati e quindi utilizzati per l'obiettivo finale, prestazione e analisi di predizione delle prestazioni della macchina.

### **2.3.1 ENERGIA SPECIFICA SE (SPECIFIC ENERGY)**

L'importanza della determinazione di questo parametro, è legata al fatto che, per bassi valori di tale rapporto, si genera un'eccessiva frantumazione della roccia, con scarso rendimento del sistema, mentre, per alti valori, le fratture create non riescono a propagarsi fino al solco adiacente, non permettendo dunque il distacco delle scaglie. (Rispoli, 2013).

L'energia specifica è definita come la quantità di energia richiesta per scavare un volume di roccia unitario. Determinando l'energia specifica ed essendo nota la potenza effettiva disponibile sulla testa fresante, è possibile stimare le produzioni realizzabili con la configurazione degli utensili simulata nel test. La forza laterale può essere invece utilizzata, insieme alle altre due componenti, per progettare una cutterhead adeguatamente bilanciata.

Eseguendo vari solchi con interassi differenti è possibile stabilire penetrazione e spaziatura ottimali; questa situazione si verifica in prossimità del minimo valore di SE, al quale corrisponde, appunto, un rapporto ottimale fra spaziatura e penetrazione ( $s/p$ ).

Per chiarire questo concetto, si pensi a due frese identiche, fatta eccezione per l'interasse tra gli utensili, che si apprestano a scavare la medesima roccia; supponendo di mantenere costante per entrambe la penetrazione per ogni giro della testa, la macchina che, tra le due frese, presenta il minor valore di SE, corrispondente ad una certa spaziatura, permette di ottenere la stessa produttività dell'altra, ma con un minor consumo di energia. (Rispoli, 2013).

L'energia specifica è calcolata con la seguente espressione:

$$SE = \frac{FR}{Q}$$

dove:

- SE è l'energia specifica in MJ/m<sup>3</sup>.
- FR è la forza di taglio agente sul disco in kN.
- Q è il volume di taglio.

(Chang, et al., 2006) stipulano un'equazione analoga di energia specifica basata sul volume di taglio, come segue:

$$SE = \frac{F_r \cdot D}{V}$$

dove:

- $F_r$  è la forza media di rotolamento che agisce durante un test di taglio lineare.
- $D$  è la distanza fra i solchi.
- $V$  è il volume per unità di lunghezza di taglio in  $m^3/km$ .

### **2.3.2 VELOCITÀ ISTANTANEA DI TAGLIO ICR (NET CUTTING RATE/INSTANTANEOUS CUTTING RATE)**

Prevede il volume di roccia scavato in un determinato intervallo di tempo. Per la stima di questo parametro è possibile utilizzare il metodo dell'energia specifica di scavo. Questo metodo utilizza la potenza installata dalla macchina, l'efficienza totale del sistema e l'energia specifica necessaria per tagliare un determinato tipo di roccia con un certo tipo di utensile (Rostami, et al., 1994)

E' possibile determinare la velocità istantanea di taglio come:

$$ICR = k \cdot \frac{P}{SE_{opt}}$$

dove:

- $ICR$  è la velocità istantanea di taglio della roccia in posto in  $m^3/h$ .
- $k$  è una costante funzione dell'efficienza del sistema, espressa come rapporto dell'energia trasferita dalla testa di scavo alla superficie del fronte e compresa tra 0.85 e 0.9.
- $P$  è la potenza in kW.
- $SE_{opt}$  è l'energia specifica ottimale ottenuta dal Rock Cutting Test in  $kWh/m^3$ .

L'espressione sopra menzionata è valida per le condizioni di roccia competenti e non include l'effetto delle proprietà dell'ammasso roccioso (Bilgin, et al., 2005).

Viste le precedenti considerazioni, si comprende che la sola variabile indipendente, fatta eccezione per la tipologia di roccia, è la penetrazione: se non c'è penetrazione, non c'è rottura della roccia; aumentare il valore della penetrazione del disco durante la prova comporterà, a parità di roccia utilizzata, un incremento delle forze e dell'energia in gioco. Questa assunzione è alla base del test con LCM in quanto, impostando un determinato valore di penetrazione, sia la spaziatura che i valori di forza e di energia sono da essa influenzati.

Come è possibile osservare nei grafici a e b in Figura 2.10, relativa ai risultati di un LCT (Linear cutting test) condotto da Gertsch et al. (2007) con LCM su campioni di granito rosso del Colorado, sia la forza normale sia la forza di rotolamento subiscono un incremento lineare al crescere della penetrazione: la forza normale, per differenti spaziature, si mantiene su una retta avente la stessa pendenza, ma traslata verso l'alto al crescere dell'interasse tra i solchi; la forza di rotolamento invece presenta una linea di tendenza che diventa più ripida all'aumentare della spaziatura. Tale differenza è dovuta al differente meccanismo di rottura nelle due direzioni: infatti, il danneggiamento provocato nella roccia dal disco che agisce in direzione normale al piano di taglio è diverso da quello prodotto agendo lungo la traiettoria del solco.

Un altro aspetto riscontrabile nell'esempio proposto è come la forza di rotolamento, a differenza della forza normale, tenda a zero in corrispondenza di piccole penetrazioni per poi crescere linearmente; la  $F_n$ , invece, presenta alti valori anche per basse penetrazioni, dopodiché anch'essa si assesta e cresce linearmente con andamento meno marcato rispetto ad  $F_r$ . Ciò è conseguenza dell'elevata resistenza che offre la roccia intatta alla penetrazione e suggerisce due caratteristiche fondamentali che devono possedere le macchine di scavo:

- Per conseguire la penetrazione è richiesta una spinta immediatamente elevata, che cresce linearmente ma molto lentamente con il progredire della penetrazione.
- La coppia necessaria all'inizio della penetrazione è nulla, ma cresce linearmente con la penetrazione.

I grafici c e d della Figura 2.10 mostrano invece l'andamento delle forze in funzione della spaziatura; analogamente a quanto notato in precedenza, all'aumentare dell'interasse tra i solchi segue un incremento delle forze; in questo caso, però, non si apprezzano variazioni di pendenza particolarmente marcati tra gli andamenti in funzione di  $p$  e quelli in funzione di  $s$ .

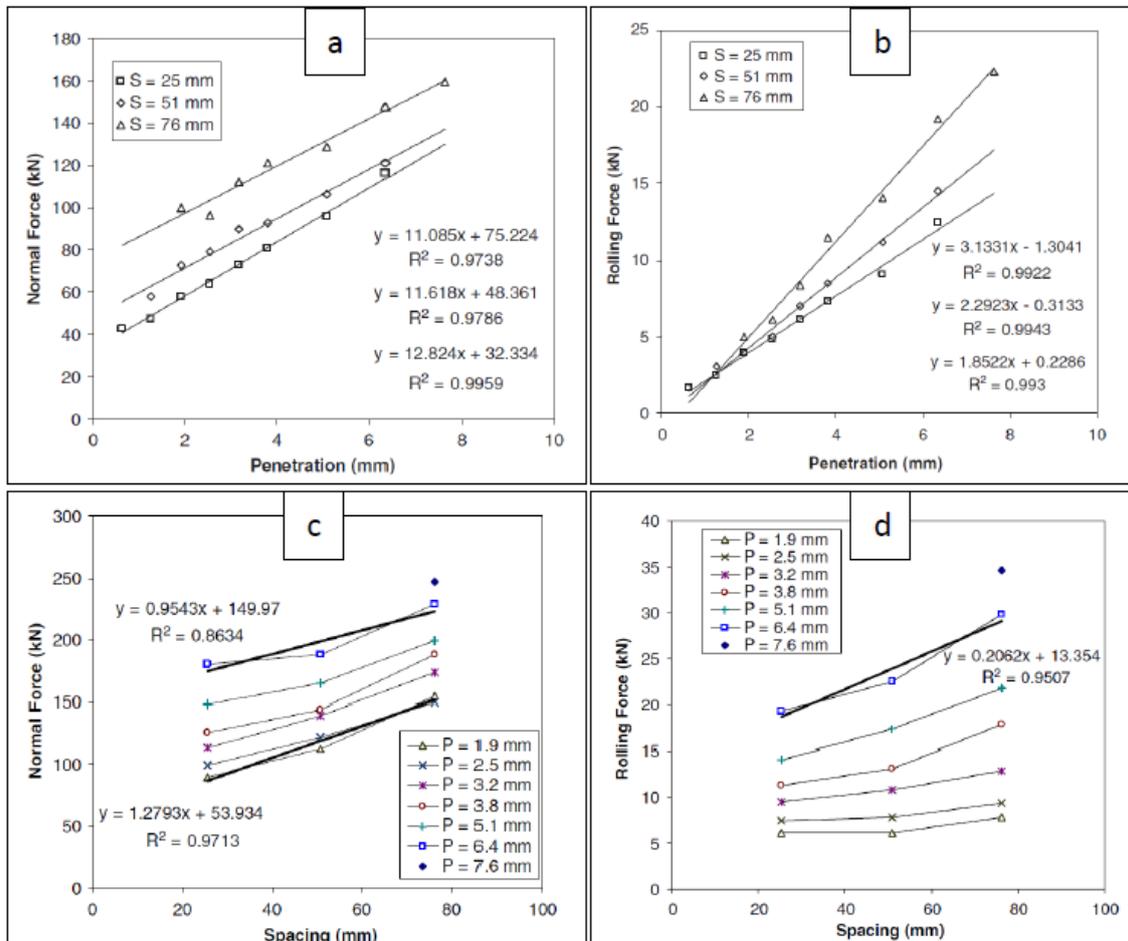


Figura 2.10 Andamento della forza normale e forza di rotolamento al variare di penetrazione e spaziatura (Gertsch, 2007).

Confrontando, inoltre, i diagrammi a e b con c e d, si può notare come l'influenza della penetrazione sia nettamente maggiore rispetto a quella della spaziatura, poiché una variazione di pochi mm di  $p$  comporta una differenza di circa 100 kN della forza

normale a fronte di una variazione di circa 40 kN se si fa variare di quasi 50 mm l'interasse tra i solchi.

### 2.3.3 COEFFICIENTE DI TAGLIO CC (CUTTING COEFFICIENT)

Il coefficiente di taglio è il rapporto tra la forza di rotolamento e la forza normale, espresso come percentuale. Questo è considerato un indicatore della coppia richiesta per una determinata spinta, a maggiore CC corrisponde una maggiore coppia necessaria alla macchina (Gertsch, et al., 2007). Gli stessi autori affermano che se la relazione è coerente, conoscere il valore di CC della roccia permetterebbe ai modelli prestazionali di prevedere la forza di rotolamento dopo che è stata determinata la forza normale. Poiché alcuni ricercatori hanno approfondito la previsione della forza normale, un CC prevedibile sarebbe un mezzo per prevedere la forza di rotolamento.

Il coefficiente di taglio è calcolato con la seguente espressione:

$$CC = \frac{F_r}{F_n} (* 100)$$

dove:

- CC è il coefficiente di taglio, adimensionale (o espresso in %).
- $F_r$  è la forza di rotolamento in kN.
- $F_n$  è la forza normale in kN.

Riprendendo come esempio lo studio condotto da Gertsch et al. (2007), i grafici in Figura 2.11 mostrano l'andamento del CC al variare della penetrazione e della spaziatura. Come è possibile osservare, il coefficiente di taglio subisce un notevole incremento all'aumentare della penetrazione (grafico a destra), mentre l'influenza della spaziatura è molto meno rilevante (grafico a sinistra); queste due condizioni sono spiegabili facendo riferimento alla Figura 2.10: in particolare i grafici a e b mostrano che la linea di tendenza che descrive l'andamento della  $F_r$ , in funzione di  $p$ , presenta una pendenza superiore a quella relativa alla  $F_n$  e ciò spiega un maggiore incremento del rapporto  $F_r/F_n$ ; la seconda situazione invece, è verificabile riprendendo un concetto espresso in precedenza e che vede i diagrammi c e d (Figura 2.10) mostrare un andamento simile, in modo da comportare una minore variabilità di CC (Rispoli, 2013).

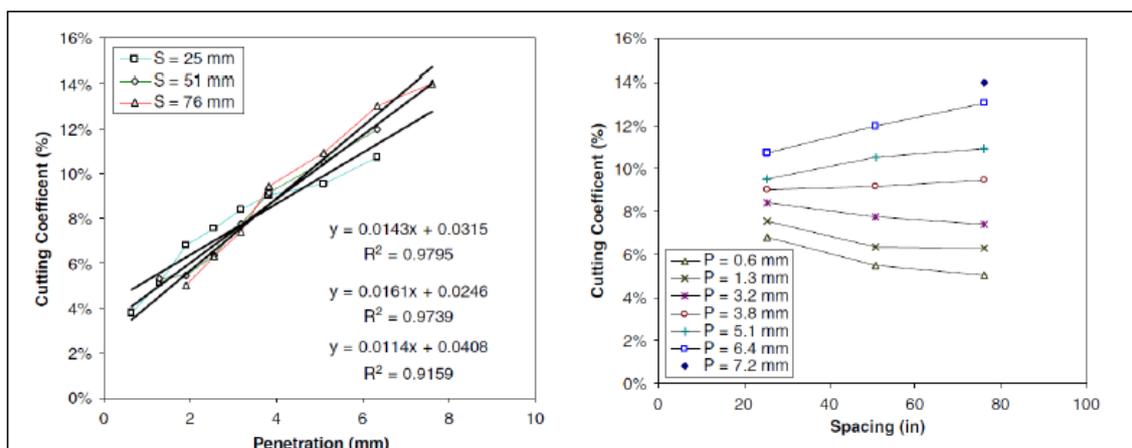


Figura 2.11 Variazione del coefficiente di taglio in funzione di penetrazione e spaziatura (Gertsch, 2007 sca).

A corollario delle considerazioni appena esposte, si può dunque affermare che la coppia relativa richiesta aumenta linearmente con la penetrazione, mentre risulta sostanzialmente costante al variare della spaziatura (Rispoli, 2013).

E' bene tener presente che l'intensità delle forze adottate per la determinazione dei parametri a seguito del LCT sono quantità mediate all'interno di un insieme di valori significativo nel tempo di esecuzione della prova. Durante l'esecuzione del test, infatti, le forze misurate dalla cella di carico presentano un'ampia variabilità dovuta sostanzialmente a due aspetti (Rispoli, 2013):

- Anisotropia della roccia esaminata.
- Irregolarità e/o non perfetta planarità del provino utilizzato.

L'anisotropia della roccia e l'irregolarità della superficie scavata comportano variazioni repentine della forza misurata, similmente a quanto è possibile apprezzare in Figura 2.12.

La non planarità del campione comporta invece una variazione del valore medio della forza rilevata, determinando quindi una variazione del trend di valori; è possibile apprezzare questo effetto nel Grafico 2.1: in particolare, la linea rossa evidenzia un trend crescente dei valori acquisiti dovuto all'incremento della pendenza della superficie sottoposta alla passata del disco (Rispoli, 2013).

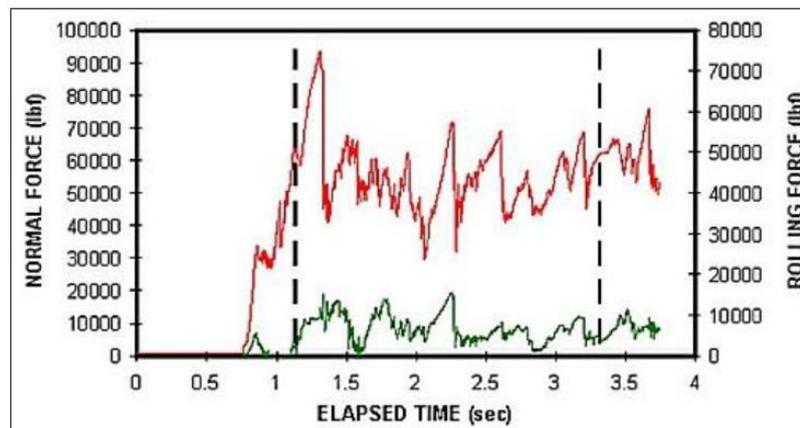


Figura 2.12 Andamento di  $F_n$  e  $F_r$  durante l'esecuzione del LCT (Rispoli, 2013).

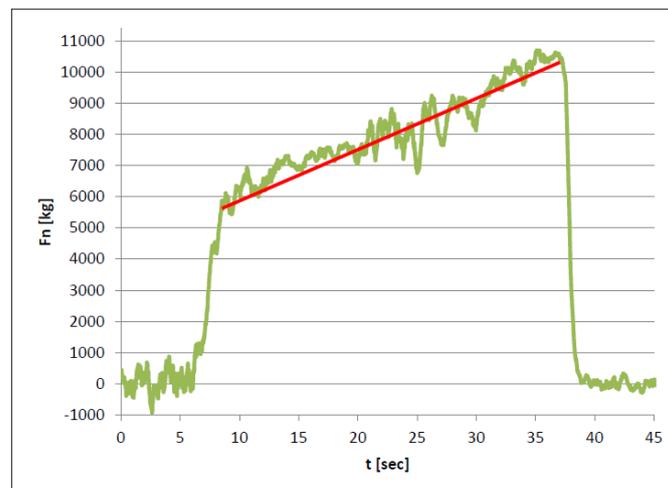


Grafico 2.1 Andamento della  $F_n$  ed effetto della planarità (Rispoli, 2013).

## 2.4 ILCM DEL POLITECNICO DI TORINO

### 2.4.1 GENERALITÀ

Nei paragrafi precedenti si è descritta la notevole rilevanza che il metodo “full scale” ha assunto nella previsione delle prestazioni di scavo e, conseguentemente, nella progettazione delle caratteristiche delle TBM e, più in generale, delle macchine per lo scavo meccanico delle rocce.

Ad oggi, la LCM è utilizzata, oltre alla Colorado School of Mines (CSM), presso il Korea Institute of Construction Technology (KICT) ed alla Istanbul Technical University, nella quale è stata messa a punto nel 1996 con la collaborazione della CSM.

Grazie ad un progetto avviato nel 2010, anche il Dipartimento di Ingegneria dell’Ambiente, del Territorio e delle Infrastrutture (DIATI) del Politecnico di Torino, in collaborazione con l’Istituto di Geologia Ambientale e Geoingegneria del Consiglio Nazionale delle Ricerche (IGAG-CNR), si è dotato di una macchina di questo tipo (Figura 2.13).



Figura 2.13 LCM Politecnico di Torino in azione su un campione di pietra di Luserna (Rispoli, 2013).

L’acronimo utilizzato per il prototipo messo a punto è “ILCM” (Intermediate Linear Cutting Machine), in quanto tale macchina consente l’esecuzione di prove mediante campioni di roccia di dimensioni minori della “LCM” ma maggiori della “Small Scale LCM”; anche la spinta assiale applicabile all’utensile è intermedia fra i due modelli precedentemente messi a punto, come pure la dimensione dell’utensile impiegato. Inizialmente il progetto prevedeva un solo livello dove alloggiare la trave trasversale sulla quale è montato il portautensile; era inoltre previsto solo l’utilizzo di un utensile a disco da 6,5”. Successivamente, però, sono state apportate alcune modifiche, al fine di rendere la macchina più versatile e di poter effettuare prove con dischi più grandi.

Il progetto definitivo, dunque, permette alla ILCM di condurre il Linear Cutting Test montando differenti tipologie di utensili ed eventualmente di inserirli accoppiati; la variazione del telaio ha permesso di ottenere tre livelli, nei quali alloggiare la trave trasversale, posti rispettivamente a quota 1525, 1815 e 2110 mm dal piano d’appoggio della macchina; in questo modo si è resa possibile l’installazione di tutta la gamma di cutter attualmente disponibile sul mercato, dai mini-dischi fino a quelli da 19”. (Rispoli, 2013).

Nella Figura 2.14 e Figura 2.15 sono mostrati gli schemi relativi al progetto definitivo con le misure espresse in mm.

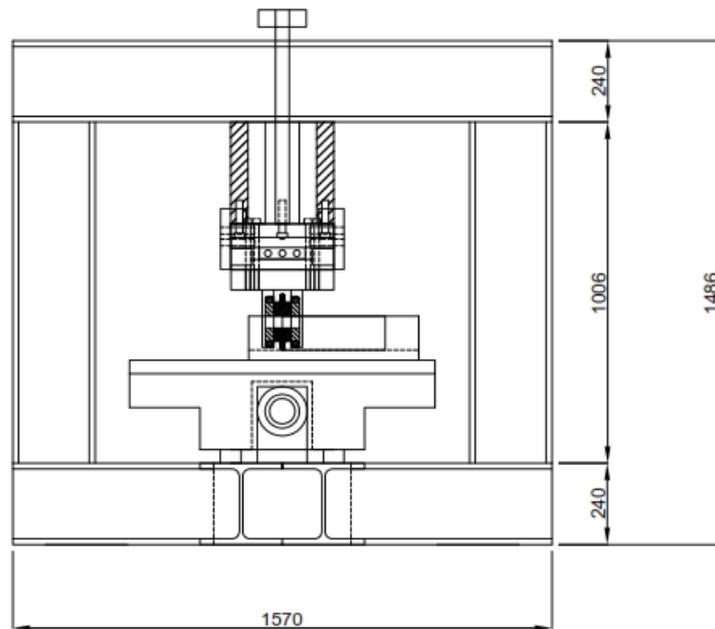


Figura 2.14 Vista frontale ILCM (Rispoli, 2013).

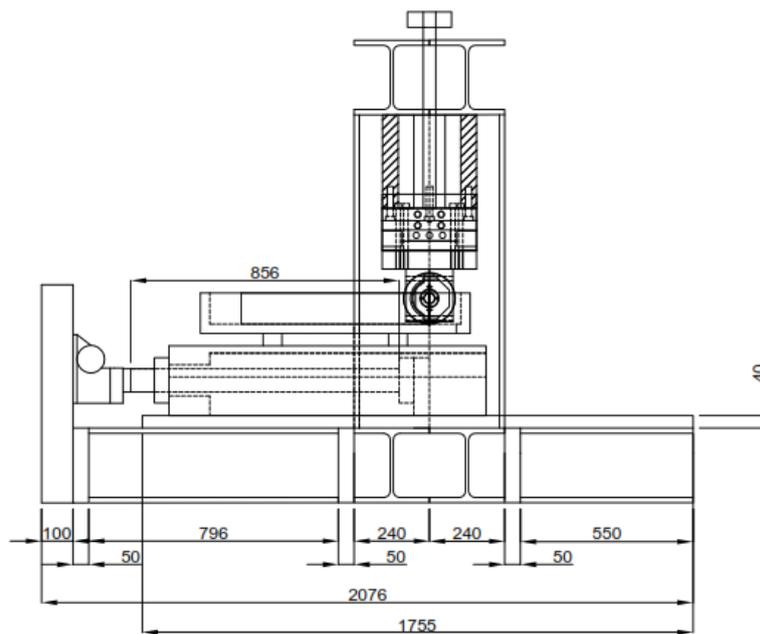


Figura 2.15 Vista laterale ILCM (Rispoli, 2013).

### 2.4.2 STRUTTURA

Come si nota in Figura 2.16, i componenti principali della ILCM sono:

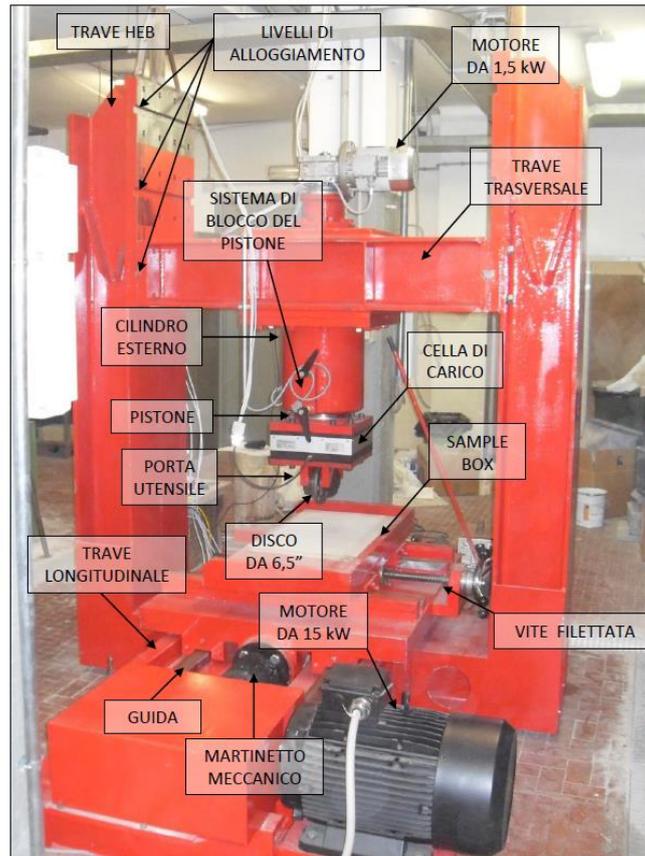


Figura 2.16 ILCM e sue componenti (Rispoli, 2013).

- Un portale di dimensioni 2225 x 1810 formato da un massiccio telaio in acciaio composto da due travi HEB accoppiate da 240 mm.
- Una trave longitudinale sulla quale sono installate due guide in polizene (polietilene sinterizzato a bassa pressione di alta densità) autolubrificante, di lunghezza pari a 1755 mm.
- Una trave trasversale di lunghezza pari a 1245 mm, alloggiabile su uno dei tre livelli predisposti e sulla quale è montato il cilindro esterno (Figura 2.17).

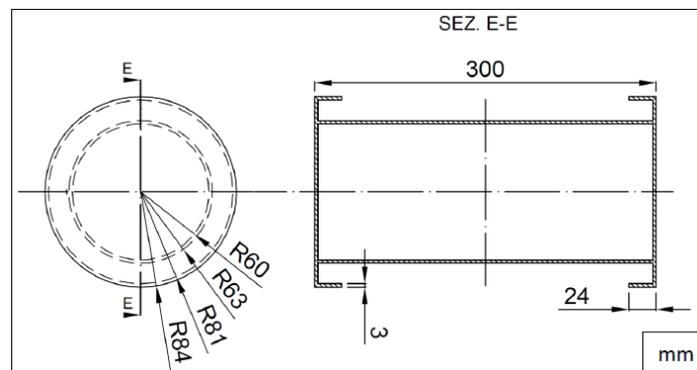


Figura 2.17 Sezione cilindro (Rispoli, 2013).

- Un pistone sul quale sono installati la cella di carico ed il portautensili; al suo interno vi è una vite senza fine che regola la traslazione verticale con una corsa di 300 mm.
- Una sample box in acciaio di dimensioni 960 x 495 mm che può ospitare un campione di roccia con dimensioni massime 890 x 470 mm e traslabile orizzontalmente mediante una vite filettata.
- Un motore da 1,5 kW ad avviamento diretto con inversione di marcia e un assorbimento allo spunto di circa 4 A, che permette il movimento verticale attraverso la vite senza fine del pistone.
- Un motore asincrono trifase tipo AC 160 L4 da 15 kW ad avviamento diretto con inversione di marcia e un assorbimento allo spunto di circa 30 A, che permette il movimento longitudinale attraverso le due guide metalliche.
- Un martinetto meccanico di tipo SEP 200, a vite rotante TPN 65x12 mm, completa di chiocciola esterna in bronzo B14, con portata nominale di 200 kN e corsa utile di 800 mm, avente rapporto di riduzione 1/24, in grado di spostare la sample-box ad una velocità di circa 12,5 mm/s.
- Una cella di carico triassiale (Figura 2.18) con portata fino a 20 t in direzione Z e 10 t in direzione X e Y, realizzata dalla CCt Transducers s.a.s.
- Un utensile a disco da 6,5" in acciaio V-type, rinforzato con riporti in carburo di tungsteno "widia".
- Un trasduttore di posizione a filo realizzato dalla DSPM Industrial, alimentato a 12 V, con un range di 2 m e sensibilità 0,48781 mV/mm, per la misurazione dello spostamento orizzontale della sample box.
- Un trasduttore di posizione a filo della Kubler, alimentato a 12 V, con un range di 2 m e sensibilità 0,1 mm, per la misurazione dello spostamento verticale del pistone.

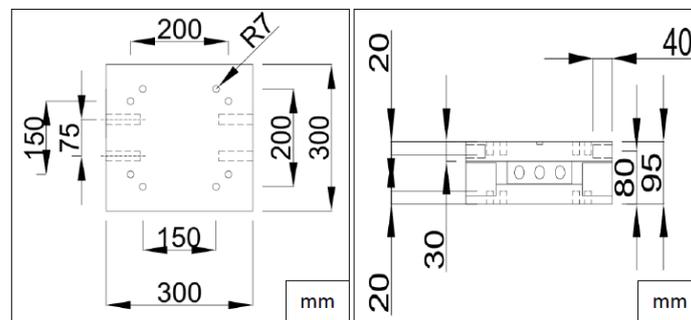


Figura 2.18 Vista in pianta e laterale della cella di carico triassiale (Rispoli, 2013).

Il principio di funzionamento della macchina prevede, dunque, tre tipi di movimenti (Rispoli, 2013):

1. Il movimento longitudinale della sample box sulle guide metalliche, garantito grazie al martinetto meccanico azionato dal motore da 15 kW.
2. Il movimento verticale del pistone che porta l'utensile, azionato dal motore da 1,5 kW.
3. Il movimento trasversale della sample box, ottenuto agendo manualmente sulla manopola che regola la vite filettata.

Il movimento verticale e quello trasversale permettono di impostare rispettivamente la penetrazione e la spaziatura desiderata fra i solchi individuanti la traiettoria dell'utensile e vengono stabiliti prima di iniziare la prova vera e propria; durante il test, infatti, vi è

solo il movimento longitudinale che permette al disco di raggiungere il contatto con la roccia. Il pistone dunque non ha solo la funzione di fornire il moto verticale, ma anche quella di mantenere la profondità di passata desiderata durante il test.

Le forze scambiate tra disco e campione sono valutate da una cella di carico triassiale posizionata tra la base del pistone e il portautensile.

Durante la prova è necessario fissare il pistone attraverso il sistema di serraggio, composto da una slitta forzata da due viti contro la parete esterna del pistone; ciò consente di trasferire gli sforzi richiesti durante l'accostamento dell'utensile sulla roccia, dalla vite senza fine del pistone all'attrito creato dal sistema di blocco tra la superficie esterna del pistone e quella interna del cilindro. L'operazione di serraggio garantisce inoltre la corretta lettura della forza a cui è sottoposta la cella di carico.

L'alimentazione dei motori è fornita grazie ad un quadro elettrico da 400 V (Figura 2.19), il quale permette due modalità di movimento: automatica e manuale; in modalità manuale si ha un funzionamento ad impulsi che è regolato dalla pressione e dal rilascio dei pulsanti di avanzamento, mentre in modalità automatica, una volta avviato il moto, esso procede ininterrottamente e può essere sospeso solo dalla pressione del pulsante di arresto o dai finecorsa posizionati sulla guida di scorrimento della sample box (Rispoli, 2013).

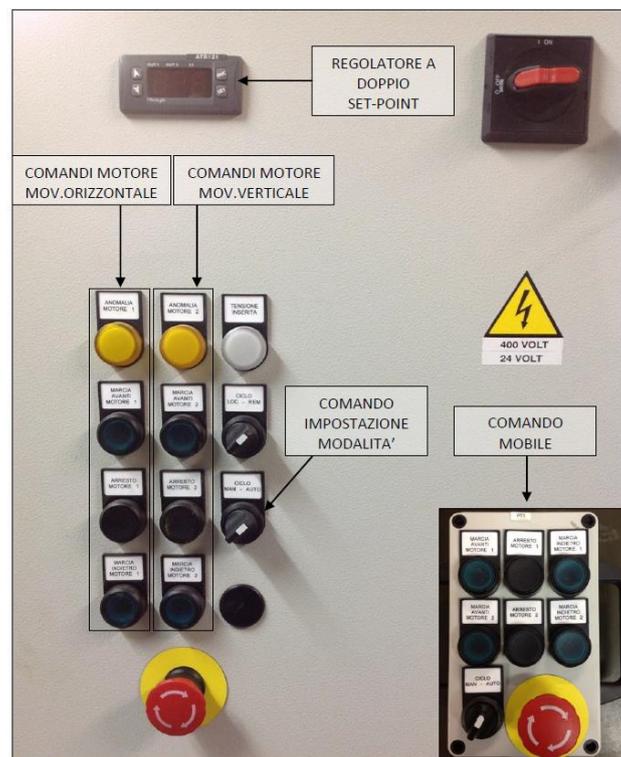


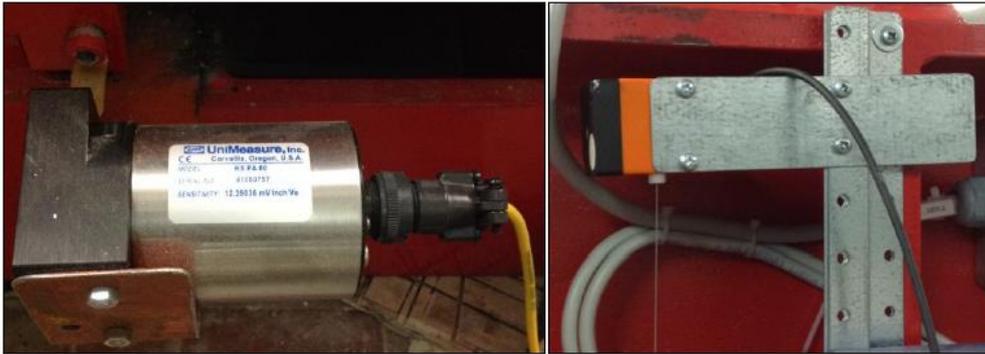
Figura 2.19 Quadro di alimentazione (Rispoli, 2013).

Anche è presente un comando mobile per permettere il controllo dei motori a distanza. Dal quadro elettrico si ha inoltre la possibilità di visualizzare, in tempo reale, l'assorbimento dei motori, grazie ad un regolatore doppio-setpoint ATR121; l'inserimento di questo dispositivo può consentire, durante il test, di evidenziare l'andamento, in base tempo, dell'assorbimento di energia durante la disgregazione della roccia da parte del disco e determinare l'esistenza di eventuali ulteriori correlazioni con gli altri parametri di prova acquisibili dalla macchina (Rispoli, 2013).

### **2.2.3 SISTEMA DI ACQUISIZIONE**

La macchina, permette l'acquisizione dei seguenti parametri (Montes, 2016):

- Canali della cella di carico riferiti a forza normale, forza di rotolamento e forza trasversale.
- 1 canale del trasduttore di posizione relativo allo spostamento orizzontale della sample box (Figura 2.20).
- 1 canale del trasduttore di posizione relativo allo spostamento verticale del pistone (Figura 2.20).



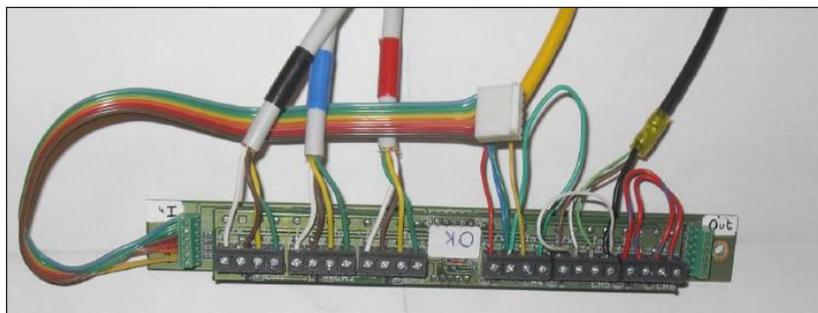
**Figura 2.20** Trasduttori orizzontale e verticale (Montes, 2016).

La misura suddetta viene trasmessa dai trasduttori ad un sistema di misura elettronico (Spider8) sviluppato da HBM. Questo è dotato di 8 canali e ha la funzione di digitalizzare i dati ottenuti durante la prova. Quindi i valori dei dati vengono visualizzati sul computer con il software Catman, sviluppato dalla stessa ditta. In seguito, è impiegato il Microsoft Excel per il trattamento dei dati (Montes, 2016).

#### ***2.2.3.1 Struttura***

##### **Sistema precedente:**

In principio la linea di acquisizione era composta da un condizionatore-alimentatore-voltmetro (Figura 2.21), un convertitore ed un software.



**Figura 2.21** Condizionatore-alimentatore-voltmetro e canali di acquisizione (Rispoli, 2013).

Il voltmetro, dotato di resistenze di precisione non sensibili alle variazioni di temperatura dell'ambiente e all'effetto Joule, permetteva di acquisire la differenza di potenziale generato sul ponte di Wheatstone; tale dispositivo aveva 6 canali in ingresso: 3 per la cella di carico (uno per ogni asse su cui era valutata la componente della forza totale), 2 per i trasduttori e 1 per l'amperometro.

Il voltmetro aveva la funzione di alimentare i dispositivi di misurazione e di restituire in mV i segnali rilevati; il software, invece, permetteva la conversione e l'acquisizione dei segnali fornendo i parametri d'interesse nelle unità di misura desiderate relative alle grandezze da rilevare: in kg per quanto riguarda le forze ed in mm per gli spostamenti.

Il sistema di acquisizione descritto è stato utilizzato durante le prime prove che la macchina ha effettuato su un campione di roccia. A scopo esemplificativo si riportano, in Tabella 2.1, parte dei risultati ottenuti da tali test, riferiti ad una passata del disco: in verde i valori misurati durante l'esecuzione del solco sul campione ed in giallo quelli registrati quando l'utensile non era a contatto con il provino (Rispoli, 2013).

**Tabella 2.1 Esempio di risultati ottenuti con il vecchio sistema di acquisizione (Rispoli, 2013).**

Tempo [hh:min:s]	Forza asse z [kg]
17:36:20	-105,5
17:36:28	791,1
17:36:36	606,5
17:36:44	158,3
17:36:52	-79,1

Come si può osservare, tali risultati presentano un limite notevole: per una passata dell'utensile su un provino di roccia di lunghezza di poco inferiore a 30 cm, il sistema restituisce solo 3 valori misurati: in effetti, in riferimento alla colonna del tempo, si nota che i dati registrati hanno un intervallo di campionamento di ben 8 s.

Ossia è inaccettabile per l'affidabilità del Linear Cutting Test: è necessario, infatti, disporre di una frequenza di campionamento molto più elevata per due motivi principali: anzitutto per comprendere meglio la bontà del segnale, avendo la possibilità di apprezzare eventuali oscillazioni attribuibili al sistema di acquisizione, in secondo luogo per poter osservare efficacemente le variabilità dovute all'eventuale anisotropia ed irregolarità della roccia, nonché alla non perfetta planarità del campione.

Un altro aspetto riscontrabile dai risultati del test è la notevole variabilità della forza rilevata: tralasciando per il momento il fatto che, in corrispondenza dei valori riportati in giallo, si sarebbe dovuto osservare un valore prossimo allo zero e che questa condizione si può ottenere facilmente attraverso una migliore taratura del dispositivo e variazione dell'offset di riferimento, si può osservare che i valori della forza riportati in verde subiscono un decremento troppo marcato per essere attribuibile alle caratteristiche del provino, che era alquanto compatto e con superfici a scabrezza ridotta.

Per questi motivi si è scelto di sviluppare un nuovo sistema di acquisizione che ovviasse ai problemi sopra citati e permettesse un'elaborazione più efficace dei risultati (Rispoli, 2013).

### **Sistema attuale:**

Il sistema di acquisizione attuale si compone dei seguenti elementi principali (Rispoli, 2013):

- Blocco connettore NI CB-68LP della National Instruments con 68 terminali a vite per il collegamento semplice a dispositivi DAQ da 68 pin (Figura 2.22).

- Scheda di acquisizione dati (DAQ) NI PCI-6229 dotata di quattro output analogici a 16 bit e 48 I/O digitali, contatori a 32 bit e triggering digitale (Figura 2.22).

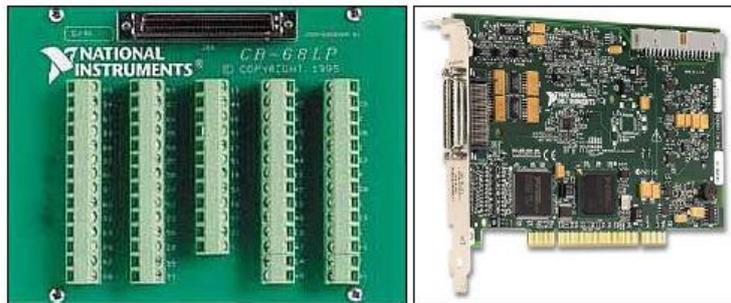


Figura 2.22 Blocco connettore NI CB-68LP e scheda di acquisizione NI CB-68LP (Rispoli, 2013).

- Amplificatori per l'accrescimento del segnale relativo ai 3 canali della cella di carico.
- Software applicativo LabVIEW 2010.
- Alimentatore lineare da 12 V in cc per alimentare i 3 dispositivi di misura. La cella di carico è comunque alimentata da un apposito dispositivo di amplificazione del segnale operante con la tensione di alimentazione di 5 V cc.
- PC (Figura 2.23), posizionato in prossimità della macchina, sul quale è stata alloggiata la scheda di acquisizione ed installato il relativo software applicativo.



Figura 2.23 PC acquisizione dai dati (Rispoli, 2013).

### 2.2.3.2 Taratura

La fase di taratura ha riguardato tutti i dispositivi di misura presenti. In primo luogo ci si è occupati della cella di carico; il segnale in uscita da essa deve essere convertito per restituire i valori acquisiti in kgf. A tal proposito occorre specificare che inizialmente i valori delle forze restituiti dal sistema di acquisizione erano espressi in kg; successivamente è stata attuata un'opportuna conversione per ottenere valori espressi in kN, come previsto dal Sistema Internazionale (Rispoli, 2013)

Le formule di conversione per restituire i kgf sono le seguenti:

$$kg_{(x)} = \frac{(Volt.x - offset.x) * F.S._{(x)}}{V_{alim} * f.c(x) * f.a.} * 1000$$

$$kg_{(y)} = \frac{(Volt.y - offset.y) * F.S._{(y)}}{V_{alim} * f.c(y) * f.a.} * 1000$$

$$kg_{(z)} = \frac{(Volt.z - offset.z) * F.S._{(z)}}{V_{alim} * f.c(z) * f.a.} * 1000$$

dove:

- kg è il valore restituito in kgf dei 3 canali x,y,z.
- Volt è il valore rilevato in Volt sui 3 canali x,y,z.
- Offset è lo slittamento in Volt da applicare ai dati rilevati ottenuto nella fase di taratura.
- F.S. è il fondo scala della cella di carico nelle 3 componenti in kgf ed è pari a 10000 kg per gli assi x e y e 20000 kg per l'asse z.
- Valim è la tensione con cui viene alimentata la cella ed è pari a 5 Volt.
- f.c. è il fattore correttivo di ogni canale per gli assi x,y,z ed è pari rispettivamente a 1,846 -1,827 - 1,517 mV/V.
- f.a. è il fattore di amplificazione fornito dagli amplificatori pari a 64.

Rispoli (2013) afferma che la taratura dei potenziometri a filo è stata invece ottenuta confrontando il segnale rilevato con la misura di un comparatore meccanico; in questo modo le espressioni di conversione sono le seguenti:

$$mm_{(h)} = \frac{(Volt.h - offset.h)}{V_{alim} * f.c(v)} * 1000$$

$$mm_{(v)} = \frac{(Volt.v - offset.v)}{V_{alim} * f.c(v)} * 1000$$

dove:

- mm è il valore restituito in mm misurato dal trasduttore.
- Volt è il valore rilevato in Volt sul trasduttore.
- Offset è lo slittamento in Volt da applicare ai dati rilevati.
- Valim è la tensione con cui vengono alimentati i trasduttori ed è pari a 12 Volt.
- f.c. è il fattore correttivo ed è pari a 0,48681 mV/V per quello orizzontale e 1,014 mV/V per quello verticale.

#### **2.2.4 IL SEGNALE**

Prima da eseguire il Linear Cutting Test è importante determinare l'affidabilità dei dati di uscita durante i test; pertanto, è stato necessario valutare i segnali ottenuti da ciascun canale di misura. È stato fatto un confronto grafico tra il segnale rilevato senza alcuna elaborazione e il segnale filtrato. I dati sono stati ottenuti con la macchina arrestata e senza contatto con la roccia (Rispoli, 2013)

### 2.2.4.1 Forza laterale

Per quanto riguarda la forza laterale (Grafico 2.2), il segnale non filtrato si estende su un intervallo da circa +500 kg a -400 kg; con l'operazione di filtraggio si ottiene un restringimento di tale intervallo di circa 5 volte. I valori medi del dato nell'intervallo di riferimento sono 24,4 kg<sub>f</sub> e 25,6 kg<sub>f</sub>, rispettivamente (Rispoli, 2013).

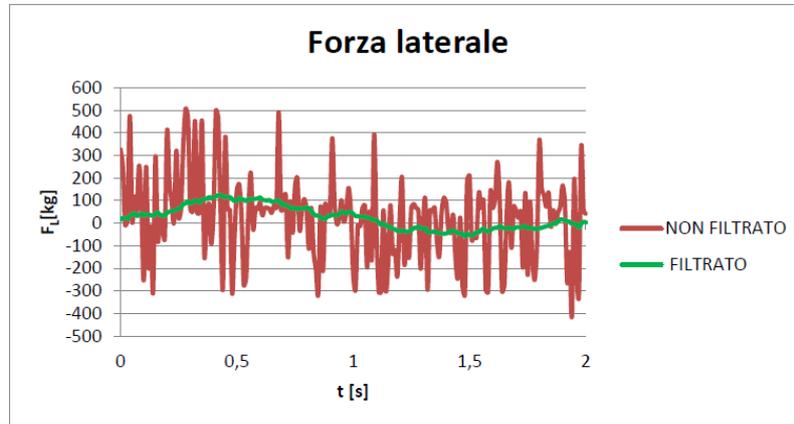


Grafico 2.2 Confronto segnale forza laterale (Rispoli, 2013).

Riguardo alla forza laterale non si effettuano ulteriori considerazioni poiché, ai fini dell'analisi sperimentale eseguita, tale parametro non è di particolare rilevanza.

Appare utile segnalare che la lieve discrepanza, osservabile in tutti i canali, tra la media del dato elaborato e quella relativa al segnale non filtrato, è legata all'applicazione della media mobile, la quale tiene conto della variazione rilevata in un predeterminato numero di valori precedenti al dato fornito, sulla base dell'impostazione dell'ampiezza dei segnali da mediare.

Un altro aspetto da tener presente è che, come chiarito in precedenza, i valori medi delle forze possono essere riportati in prossimità dello 0 attraverso un'ulteriore variazione dell'offset (o zero strumentale) (Rispoli, 2013).

### 2.2.4.2 Forza di rotolamento

In questo caso, il dato non filtrato, relativo alla forza di rotolamento (Grafico 2.3), presenta un intervallo che varia da circa +150 kg a -100 kg, mentre il risultato del segnale elaborato rimane tra +50 kg e -10 kg, il che significa, considerato che la media dei valori è intorno ai 20 kg, una variabilità di  $\pm 30$  kg. Questo risultato è accettabile se si pensa che i valori di forza di rotolamento tipici delle prove effettuate con la macchina si aggirano da circa 500 kg a 1200 kg: ciò significa che si ottiene un segnale con rumorosità massima intorno al 6%; inoltre è opportuno considerare che, per la determinazione dei più importanti parametri relativi al LCT, si fa sempre riferimento a valori medi dei dati in uscita, ossia, anche i bassi valori di rumore del segnale rimasti, dovuti al sistema di acquisizione, non inficiano i risultati ottenuti. I valori medi della  $F_r$  ottenuti sono 23,5 kg<sub>f</sub> per i segnali filtrati e 26,3 kg<sub>f</sub> per quelli non filtrati (Rispoli, 2013).

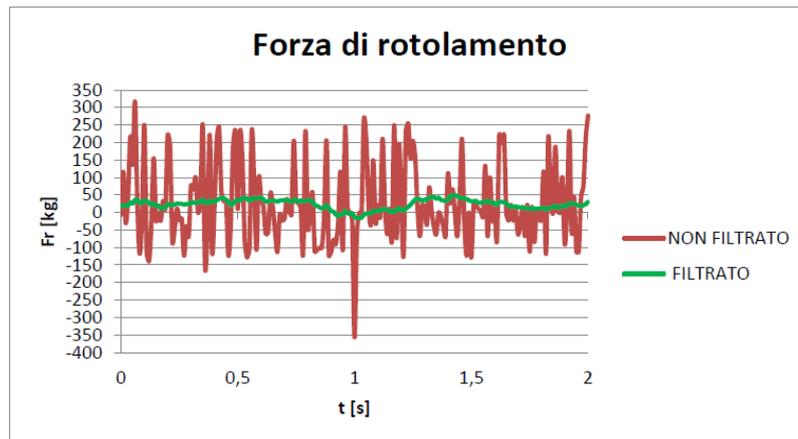


Grafico 2.3 Confronto segnale forza di rotolamento (Fr) (Rispoli, 2013).

#### 2.2.4.3 Forza normale

Per quanto riguarda l'elaborazione effettuata sulla forza normale (Grafico 2.4) è risultato che essa permette di ridurre la rumorosità del segnale da oscillazioni variabili da circa +1000 kg a -700 kg ad oscillazioni comprese tra +100 kg e -50 kg. Considerando che i valori significativi di tale parametro, misurati durante le prove, partono da 6000 kg, si ottiene un rumore massimo sul dato esaminato inferiore al 2 %, risultato notevolmente soddisfacente. I valori medi della forza normale  $F_n$  rilevata sono 49,5 kg<sub>f</sub> per il caso filtrato e 67,8 kg<sub>f</sub> per il caso non filtrato (Rispoli, 2013).

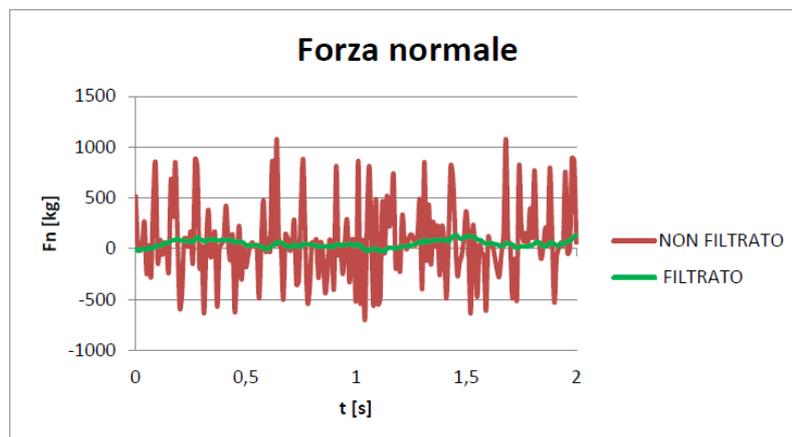


Grafico 2.4 Confronto segnale forza normale (Fn) (Rispoli, 2013).

#### 2.2.4.4 Spostamento orizzontale

L'effetto del filtraggio ottenuto sul segnale relativo al trasduttore orizzontale porta ad ottenere una variabilità molto ridotta del dato in uscita; facendo riferimento al Grafico 2.5, si nota che detta variabilità è inferiore a 0,01 mm. Un ulteriore sintomo della bontà del segnale acquisito dal trasduttore di posizione orizzontale è riscontrabile osservando che la media del dato filtrato coincide con quella del valore non filtrato. Il valore medio di spostamento orizzontale dei segnali filtrati e non è uguale a 47,12 mm (Rispoli, 2013).

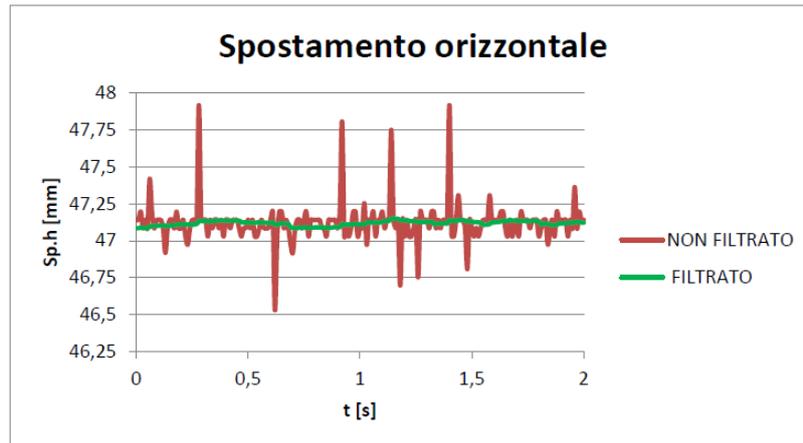


Grafico 2.5 Confronto segnale spostamento orizzontale (Rispoli, 2013).

#### 2.2.4.5 Spostamento verticale

Per quanto riguarda lo spostamento verticale, osservando il Grafico 2.6, è possibile apprezzare la significativa riduzione di rumorosità ottenuta attraverso l'operazione di filtraggio. Tuttavia, in riferimento al Grafico 2.7, relativo solamente al valore in uscita filtrato, si osserva una variabilità di circa 0,5 mm all'interno dell'intervallo campionato; considerando che i test si sono realizzati con penetrazioni tra i 2 e i 4 mm, si può intuire che il risultato ottenuto per questo parametro è inaccettabile. Tali valori non si possono quindi considerare valori "medi" ma devono essere controllati regolarmente e con precisione (Rispoli, 2013).

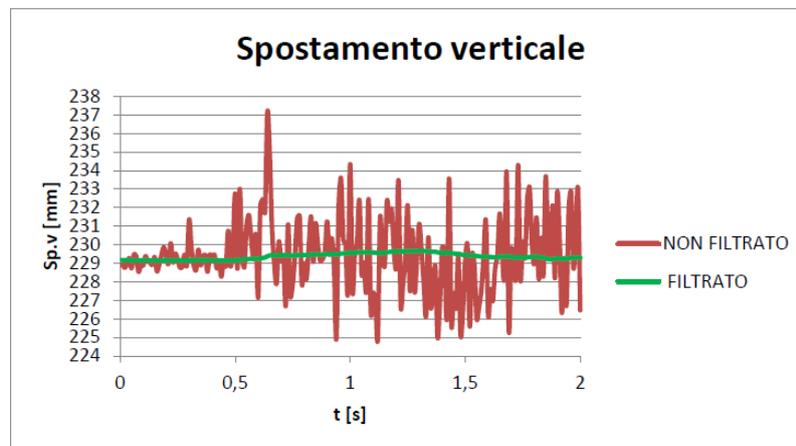


Grafico 2.6 Confronto segnale spostamento verticale (Rispoli, 2013).

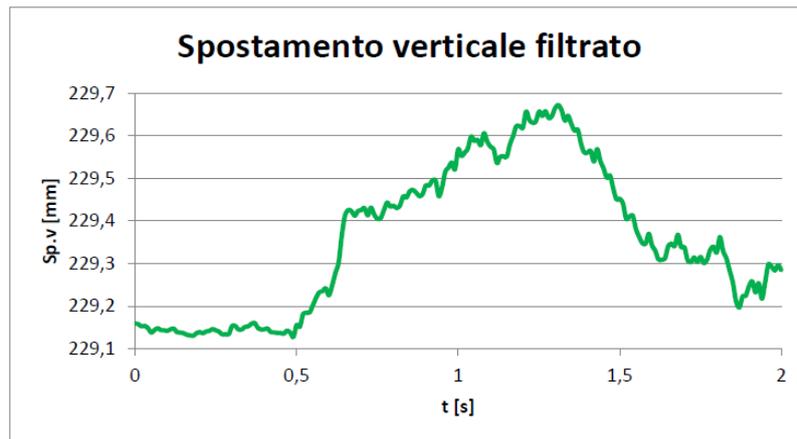


Grafico 2.7 Segnale spostamento verticale filtrato (Rispoli, 2013).

Per quanto concerne lo spostamento verticale, come evidenziato, è stato ritenuto opportuno, in attesa di un ulteriore sviluppo del sistema sotto questo aspetto, impiegare un altro metodo per l'acquisizione di tale parametro durante le prove (Rispoli, 2013).

### 3 INTERAZIONE ROCCIA-UTENSILE

#### 3.1 GENERALITÀ

L'azione di scavo di una TBM è svolta da una serie di utensili generalmente a disco (cutters); essi sono costituiti da un anello d'acciaio a sezione pressoché triangolare e bordo più o meno tagliente, talora rinforzato con riporti in carburo di tungsteno "widia".

La natura delle condizioni del terreno determina la scelta e il posizionamento degli utensili; per garantire elevate prestazioni dello scavo, essi devono essere idonei alle condizioni dell'ammasso da attraversare. Talora, tali condizioni sfidano l'affidabilità degli utensili. In rocce tenere, è necessario adottare precauzioni per impedire che i dischi si impastino. Durante lo scavo in roccia dura, come il granito, i dischi devono superare il test di durezza.

Durante l'azione di scavo, i dischi compiono due moti:

- Rotazione intorno al proprio asse: indotta dagli attriti con il materiale roccioso.
- Rotazione intorno all'asse della galleria: prodotta dalla rotazione della testa.

L'utensile è montato su rulli di supporto fissati alla testa fresante per mezzo di opportune selle. All'interno del supporto sono presenti dei cuscinetti (Figura 3.1), tipicamente cilindrici o, in alternativa, conici. E' importante che non entri polvere all'interno dei cuscinetti per evitare di compromettere il moto rotazionale intorno all'asse del disco, necessario per svolgere adeguatamente l'azione di scavo; in caso contrario l'utensile sarebbe sottoposto ad un'eccessiva usura.

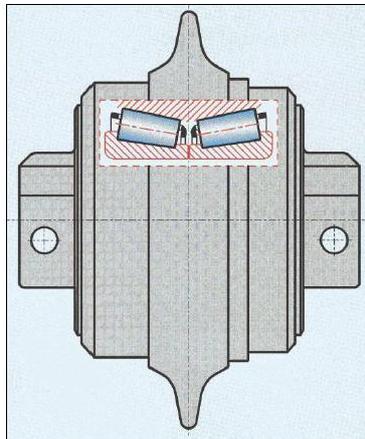


Figura 3.1 Disco con supporto a cuscinetti cilindrici (Peila D, 2013)

Le parti principali del disco sono mostrate in Figura 3.2.



Figura 3.2 Componenti principali dei dischi (Herrenknecht).

Il deterioramento dei dischi dipende prevalentemente dalla durezza, dalla frammentazione, dall'abrasività e dalla duttilità del terreno incontrato; in alcuni casi il consumo dei dischi potrebbe essere tanto critico quanto mostrato nella Figura 3.3. I dischi devono quindi non solo essere resistenti, ma anche facilmente sostituibili. È vantaggioso poter cambiare i dischi dall'interno della macchina nell'area protetta della testa di taglio e non dall'esterno (Chapman, et al., 2010).



Figura 3.3 Disco usurato (Montes, 2016).

Sulla base dell'impiego o della posizione occupata sulla testa fresante, è possibile suddividere i dischi sostanzialmente in tre tipologie (Figura 3.4):

- Disco singolo.
- Disco doppio.
- Disco centrale.



Figura 3.4 Disco singolo, disco doppio e disco centrale accoppiato (Palmieri SPA).

Il disco singolo è tipicamente utilizzato nella maggior parte delle applicazioni, quello doppio è indicato per rocce poco resistenti, mentre quelli centrali hanno un diametro inferiore in quanto possono essere soggetti a bloccaggio e normalmente sono uniti tra loro per consentire la rotazione anche nella parte centrale della testa. Ci sono inoltre degli utensili particolari detti “copy cutters” che si trovano in posizione periferica rispetto alla struttura e non ruotano perfettamente attorno all'asse della macchina: questi dischi hanno il compito di creare un sovrascavo (tipicamente da 3 cm a 5 cm di spessore) rispetto alla sezione della testa.

Attualmente, i dischi presenti sul mercato sono sostanzialmente di tre dimensioni standard:

- Diametro da 15,5” (393,7 mm).
- Diametro da 17” (432,8 mm).
- Diametro da 19” (482,6 mm).

In Figura 3.5 sono mostrati i diametri commerciali per questi tipi di dischi, secondo Herrenknecht.

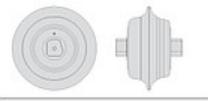
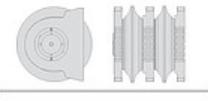
DISC CUTTER	SIZE	TYPE
	12", 14", 17", 18", 19", 20"	Single Disc
	17", 18", 19"	Twin Disc
	12", 14", 17", 18", 19"	Double Disc

Figura 3.5 Portafoglio dei dischi secondo Herrenknecht (Herrenkecht).

La scelta del diametro più adatto è determinata dalle condizioni geologiche, dalle caratteristiche meccaniche e di abrasività dell'ammasso roccioso da attraversare, per ottenere il miglior equilibrio fra costi e rischio. All'aumentare delle dimensioni del disco, infatti, a parità di materiale da scavare, aumenta la capacità di penetrazione e diminuisce l'usura dello stesso, grazie ad una maggiore circonferenza e sezione trasversale utile, con conseguente aumento della vita media produttiva. Per questi motivi, per rocce ad elevata resistenza, la scelta ricade verso taglienti con diametri maggiori (almeno 17"), poiché in caso contrario non si riuscirebbe a garantire un'adeguata spinta sul disco. La dimensione degli utensili deve comunque essere confrontata con le caratteristiche della fresa da impiegare; in particolare occorre tener conto della coppia disponibile per l'azionamento della testa e della capacità del nastro di smarino, poiché questi due aspetti costituiscono un limite alla penetrazione massima che è possibile raggiungere. (Roby, et al., 2008).

Gli utensili possono essere realizzati con due tipologie di materiali:

- Standard.
- Heavy Duty.

Entrambi sono costituiti da una lega d'acciaio; la differenza tra le due tipologie è che gli "Heavy Duty" presentano un maggior contenuto di manganese e subiscono dei trattamenti termici particolari durante la fase di costruzione; a livello operativo, gli utensili di tipo Heavy Duty presentano una maggiore resistenza all'usura; per contro, hanno un costo notevolmente superiore rispetto a quello "Standard" e per tale motivo il loro utilizzo è spesso limitato solo in formazioni rocciose molto abrasive ad elevata resistenza.

La spaziatura tipicamente utilizzata tra i taglienti sulla testa fresante varia da 70 mm a 90 mm, in funzione del loro diametro. Per taglienti da 15,5", 17" e 19" è consigliabile non superare rispettivamente 70 mm, 77 mm e 90 mm; per valori di spaziatura maggiori, specialmente in ammassi caratterizzati da alta resistenza meccanica, c'è il rischio di non riuscire a consentire la formazione delle schegge che sono alla base del meccanismo di abbattimento della roccia per mezzo di utensili rotolanti.

Un altro aspetto che influisce sulla scelta della dimensione dei dischi è la spinta massima esercitabile sull'utensile senza danneggiarlo; sulla base del diametro è possibile definire i valori di detta spinta (Rispoli, 2013):

- $S_{MAX} = 180$  kN (circa 18 t) per dischi con  $\varphi = 15,5''$ .
- $S_{MAX} = 220$  kN (circa 22 t) per dischi con  $\varphi = 17''$ .
- $S_{MAX} = 300$  kN (circa 30 t) per dischi con  $\varphi = 19''$ .

La spinta massima applicabile su un disco deve essere confrontata con la spinta netta effettivamente esercitata: un valore medio di tale parametro può essere stimato dividendo il valore della spinta di avanzamento totale netta esercitata dalla fresa per il numero di utensili installati (Rispoli, 2013).

### 3.2 MECCANISMO DI ROTTURA

I metodi di frammentazione della roccia si possono suddividere in quattro categorie (Figura 3.6):

- Frammentazione termica: dove l'applicazione di una sorgente di calore genera delle fratture come conseguenza del superamento della resistenza a trazione dovuta all'espansione differenziale dei vari minerali componenti la roccia. Il metodo, noto con il nome di flame-jet, è applicabile solamente in rocce contenenti minerali con differente coefficiente di espansione termica (es. granito); è tuttora in disuso, anche a causa dei notevoli impatti ambientali che comporta; è stato impiegato con un certo successo soprattutto nel taglio di rocce ornamentali dure e abrasive.
- Fusione e vaporizzazione: richiede un'energia molto elevata atta a superare il punto di fusione della roccia; è praticamente inutilizzato negli abbattimenti di produzione e negli scavi civili.
- Frantumazione meccanica: richiede l'applicazione di un carico concentrato che, in seguito a superamento della resistenza a trazione o della resistenza a taglio, determina la rottura della roccia.
- Frantumazione per reazione chimica: categoria nella quale rientra la rottura della roccia per azione di elevate pressioni in seguito a reazioni chimiche (tipicamente, impiego di esplosivi).

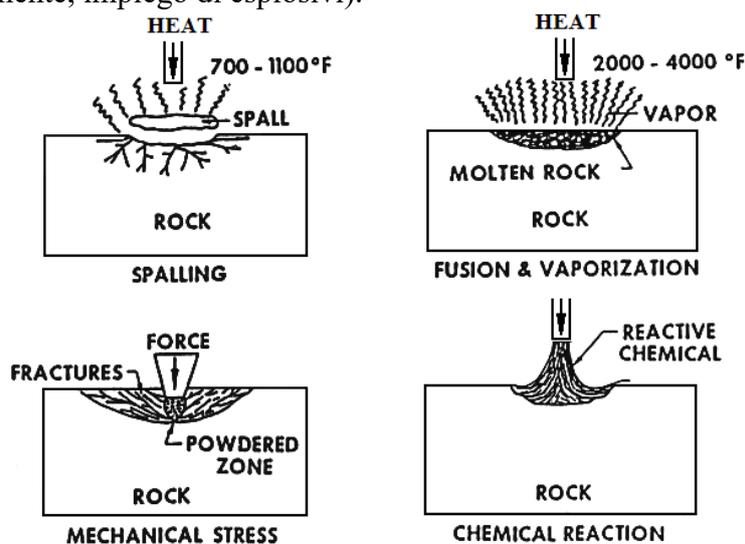


Figura 3.6 Metodi di frammentazione della roccia (Ozdemir, 1992).

Tra le tecniche descritte quella più utilizzata è certamente l'esplosivo (D&B) in quanto la frantumazione termica e la fusione/vaporizzazione, oltre ai notevoli problemi

ambientali che generano, sono energeticamente poco vantaggiose: infatti questi metodi hanno una bassa efficienza in quanto richiedono un'elevata energia specifica, ovvero il rapporto tra l'energia richiesta alla frammentazione e rottura di un volume unitario di roccia. Inoltre, poiché la dipendenza tra la pezzatura media del materiale ottenuto dallo scavo e l'energia specifica è inversa, è immediata l'evidenza di quanto questi metodi siano raramente utilizzati nella pratica comune (Vagnon, 2013).

L'azione meccanica esercitata dalle TBM ha un'elevata efficienza di scavo, ovviamente in funzione delle caratteristiche meccaniche dell'ammasso e della tipologia di utensili impiegati. Proprio gli utensili, ed in particolar modo la loro geometria e la resistenza all'usura, rappresentano un vincolo alla trasmissione dell'energia alla roccia.

Il meccanismo di rottura della roccia, sotto l'azione meccanica dei dischi della cutterhead, è stato oggetto di numerose ricerche negli ultimi quarant'anni. Il risultato di ciò è stata una notevole produzione di modelli differenti che spiegano la formazione di chips in seguito all'azione di due dischi contigui: alcuni prendono in considerazione gli sforzi di taglio, altri gli sforzi di trazione. Stabilire se il fenomeno è conseguenza di sforzi di trazione o di taglio è tuttora oggetto di studio, in quanto il meccanismo di rottura è funzione delle proprietà meccaniche della roccia: se la roccia è fragile, la rottura avverrà per trazione, se la roccia ha comportamento plastico, prevarranno gli sforzi di taglio (Vagnon, 2013).

### **3.2.1 MECCANISMO DI ROTTURA GENERATO DAI DISCHI DI UNA TBM**

Il processo di asportazione della roccia per mezzo di utensili a disco si basa sostanzialmente sulla formazione ed il distacco di scaglie (chips) tra solchi adiacenti creati dal passaggio degli utensili rotolanti.

Come si ha detto previamente, il meccanismo di rottura è funzione delle proprietà meccaniche della roccia.

In questo senso, l'azione dei dischi durante la fase di rotolamento può essere ricondotta ad un sistema di tre forze composto da una componente normale alla superficie della roccia, che varia in continuazione a causa dell'azione di rotolamento stessa, una componente trasversale con direzione pari a quella della traiettoria del disco ed una componente laterale con direzione ortogonale a quella dell'utensile; la forza normale varia in continuazione a causa dell'azione di rotolamento del disco, per cui ogni utensile è sottoposto ad un effetto di percussione lungo la sua traiettoria (Rispoli, 2013).

La penetrazione del disco dipende dalle caratteristiche della roccia, dalla tipologia e dimensione del disco e dalla forza di accostamento fornita ad ogni utensile; tipicamente, nello scavo con TBM, si ottengono penetrazioni per giro della testache variano da qualche mm a 15 mm (Rispoli, 2013).

Tale fenomeno è interpretabile come il continuo avvicendamento di due fasi specifiche:

- Indentazione della roccia al di sotto dell'utensile.
- Formazione di fratture tra solchi adiacenti, che determinano il distacco delle scaglie di roccia.

Il detrito formato, quindi, include sia roccia polverizzata, prodotta nel processo di indentazione, sia scaglie appiattite (5 ÷ 15 mm di spessore), lunghezza dell'ordine della

spaziatura tra i dischi e larghezza due/tre volte maggiore dello spessore, dovute all'interazione tra le traiettorie concentriche dei dischi (Vagnon, 2013).

In Figura 3.7 sono raffigurati l'utensile e le componenti della forza che caratterizzano il meccanismo di rottura della roccia.

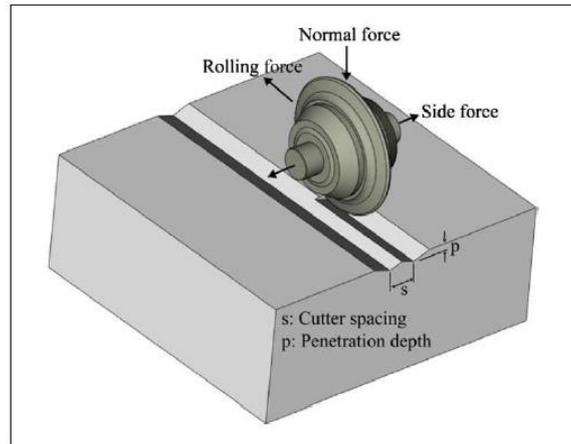


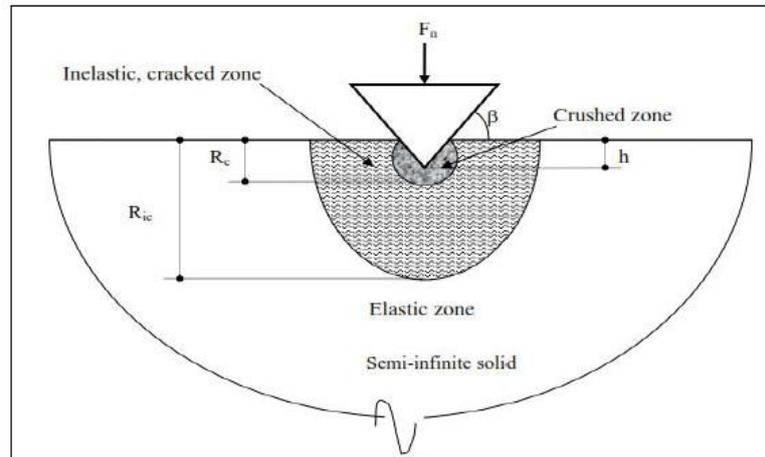
Figura 3.7 Schema utensile e componenti della forza (Cho et al., 2013).

### 3.2.1.1 Indentazione della roccia

Il fenomeno di indentazione è prodotto dal carico trasmesso dal disco in direzione normale alla superficie attaccata dall'utensile. Quindi è importante considerare che ogni utensile in un giro completo percorrerà una traiettoria determinata, per cui, se più di un utensile entra in gioco, ogni utensile percorrerà la stessa traiettoria e sostanzialmente si ha il contributo degli utensili nella realizzazione di un singolo giro per ottenere il solco. In pratica, a parità di roccia ed a parità di forza esercitata dall'utensile, l'efficienza di due utensili è superiore a quella fornita dal contributo di un solo utensile.

Nella fase di indentazione è possibile distinguere tre differenti zone (Figura 3.8) nell'intorno del punto di applicazione dello sforzo ad opera del disco:

- Crushed zone, o bulbo delle pressioni: si tratta di una zona di roccia polverizzata e ridotta in grani finissimi.
- Inelastic - cracked zone: è una zona di intense micro- e macro-fratture che traggono origine dalla crushed zone.
- Elastic zone, nella quale non si osservano fratture.



**Figura 3.8** Meccanismo di rottura della roccia sottoposta ad indentazione con l'utilizzo da un disco (Al-Jalil, 2006).

La crushed zone, spesso indicata come bulbo delle pressioni, si genera quando, sotto l'azione di un carico, le microfrazture, che possono essere intergranulari o intragranulari, iniziano a espandersi e diventare macrofratture, danno origine a delle particelle di dimensioni variabili al di sotto dell'utensile. L'applicazione di un carico ulteriore induce una rottura per trazione nelle particelle, con formazione di grani di dimensioni più piccole. La rottura della roccia e la formazione delle fratture si arresta quando lo sforzo di trazione generato è inferiore alla resistenza intrinseca della roccia: quindi, in questa fase, è valido e può essere applicato il modello di Mohr-Coulomb (Vagnon, 2013).

La inelastic-cracked zone è una zona intermedia, posta tra il bulbo delle pressioni e la roccia intatta, dove si estendono le fratture generate nella crushed zone; tale zona, di forma riconducibile ad un ellissoide troncato, è dunque in condizioni plastiche e presenta un valore di rigidezza inferiore a quello della roccia intatta (Vagnon, 2013).

La elastic zone, invece, non risente dell'influenza del carico fornito dal disco; in questa fascia, dunque, non sono presenti fratture riconducibili al fenomeno di indentazione (Vagnon, 2013).

Nell'utilizzo di due utensili il meccanismo cambia perché la rottura avviene parallelamente alla superficie libera.

### ***3.2.1.2 Formazione delle fratture e distacco della scaglia***

La seconda fase, caratteristica del fenomeno di rottura della roccia per mezzo di utensili a disco, è quella di formazione delle fratture tra due solchi adiacenti; tale fase permette il distacco di scaglie vero e proprio e si verifica quando lo sforzo prodotto al confine del bulbo delle pressioni supera la resistenza a trazione della roccia, permettendo la formazione di fratture che penetrano radialmente in una zona a comportamento plastico (Rispoli, 2013).

Affinché il distacco della scaglia avvenga, però, è necessario che le fratture generate da un solco si estendano, intersecando quelle prodotte dal disco adiacente. L'efficienza di questo processo dipende in primo luogo dalle caratteristiche della roccia, ma anche dalla spaziatura e dalla penetrazione dei solchi prodotti dai dischi. In particolare, sulla base del meccanismo appena citato, una roccia con resistenza a trazione scarsa permette un processo di rottura e formazione delle scaglie più efficace; lo stesso effetto si presenta in

un ammasso roccioso con numerose discontinuità, poiché in questo caso si hanno dei piani di rottura preferenziali (Rispoli, 2013).

Per questi motivi, facendo riferimento alla Figura 3.9, relativa ad un provino di roccia con marcata scistosità sottoposto all'azione di utensili rotolanti, si può vedere come le scaglie di roccia ottenute presentino una forma molto appiattita e abbiano larghezza notevole rispetto alla spaziatura tra i solchi; tale condizione è dovuta alla scistosità della roccia ed in particolare alla disposizione dei piani paralleli che costituiscono la sua foliazione; essi infatti, essendo disposti ortogonalmente rispetto al piano di taglio del disco, favoriscono il distacco della scaglia e, pertanto, la spaziatura tra le discontinuità, la loro resistenza a trazione e l'orientazione rispetto alla traiettoria dei dischi influenzano la penetrazione e la velocità di avanzamento. Il fenomeno descritto è talmente marcato nel provino raffigurato, che permette la formazione di scaglie superficiali durante l'esecuzione del primo solco, senza che sia stata effettuata alcuna passata adiacente (Rispoli, 2013).

Per quanto riguarda la spaziatura tra i solchi, è possibile definire, a parità di roccia scavata e di penetrazione del disco, un valore o un range ideale di spaziatura tale da permettere la massima efficienza del processo d'interazione tra i solchi: tale situazione si ottiene in corrispondenza del valore minimo di energia specifica necessario per l'esecuzione dello scavo (Rispoli, 2013).



**Figura 3.9 Influenza delle discontinuità sul meccanismo di rottura. Provino di roccia scistosa (Rispoli, 2013).**

Anche è importante predisporre la spaziatura tra gli utensili secondo un valore prossimo a quello ideale poiché, nel caso in cui l'interasse tra i solchi sia troppo piccolo, si verifica una sovracomminuzione della roccia, che si traduce in un elevato consumo di energia specifica; in caso contrario, ovvero se la spaziatura è troppo elevata, non si riesce ad ottenere il distacco di scaglie se non dopo diverse passate dell'utensile, riducendo notevolmente l'avanzamento dello scavo. In altri parole, risulta evidente che quanto maggiore è la profondità di penetrazione, tanto maggiore dovrà essere la spaziatura tra i dischi affinché si abbia un'efficienza elevata in termini di energia specifica. Per questo motivo, com'è evidenziato in Figura 3.10, viene definito un valore di spaziatura ottimale adimensionale, sotto forma di rapporto tra la spaziatura stessa e la profondità di penetrazione  $s/d$  (Rispoli, 2013).

Da diversi studi presenti in letteratura si evince che il rapporto ottimale di  $s/d$  risulta compreso tra 10 e 20.

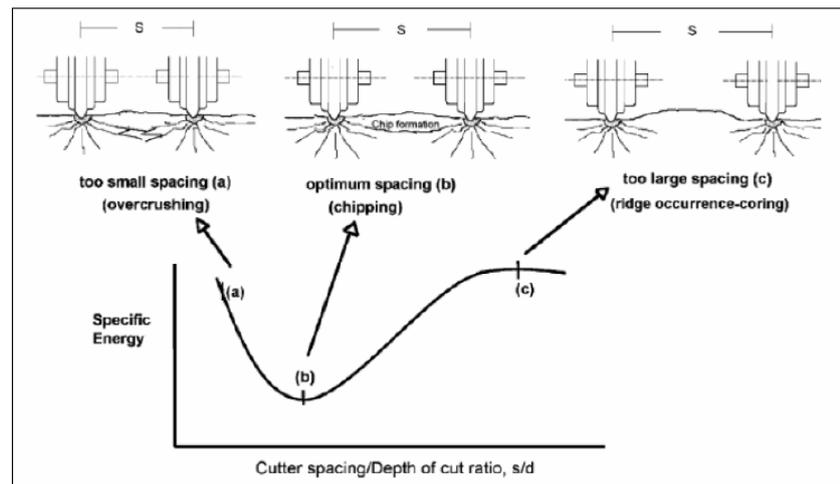


Figura 3.10 Relazione tra il rapporto spaziatura/penetrazione e l'energia specifica di scavo (Tuncdemir et al., 2008).

Sulla base dei concetti esposti previamente, è possibile constatare che il detrito ottenuto dall'azione di due dischi adiacenti è composto sia da roccia polverizzata, prodotta nel processo di indentazione, sia da scaglie con forma appiattita, tipicamente di spessore correlabile alla penetrazione dei dischi, con lunghezza dell'ordine della spaziatura e larghezza 2 oppure 3 volte maggiore dello spessore (Rispoli, 2013).

### 3.2.2 PARAMETRI IMPORTANTI PER LA DETERMINAZIONE DELLE PRESTAZIONI DI UNA TBM

Dalle analisi svolte in precedenza è possibile dire che importante un accurato studio dei parametri che condizionano le operazioni di scavo con l'obiettivo di progettare macchine sempre più versatili e in grado di affrontare qualsiasi tipo di situazione (Vagnon, 2013).

Un'attenta revisione dei casi riportati in letteratura suggerisce che i parametri più importanti ai fini del miglioramento delle prestazioni di una TBM possano essere suddivisi in due macrogruppi (Vagnon, 2013):

- Condizioni della roccia.
- Caratteristiche della TBM impiegata.

Per quanto riguarda le caratteristiche della roccia è utile fare un'ulteriore distinzione tra roccia intatta e condizioni dell'ammasso roccioso. Per le caratteristiche della roccia intatta, si prendono in considerazione:

- Resistenza: Uniaxial Compressive Strength (UCS), Brazilian Tensile Strength (BTS), Point Load index ( $I_{50}$ ).
- Durezza.
- Escavabilità: Siever's J-value, Martello di Schmidt.
- Abrasività: CAI, AV.
- Indice di Poisson, Modulo di Young, angolo di resistenza al taglio, ecc.

Condizioni dell'ammasso roccioso:

- Spaziatura tra le discontinuità  $J_s$ , RQD.
- Angolo tra l'asse della galleria e l'orientazione delle discontinuità.
- Classificazioni geo-meccaniche: RMR, Q, GSI.
- Venute d'acqua.

Le caratteristiche di interesse della TBM sono:

- Carico agente su ogni cutter, kN.
- Coppia, kNm.
- Velocità di rotazione della testa, rpm.
- Potenza assorbita, kW.
- Specifiche dei dischi: numero di dischi, spaziatura, caratteristiche geometriche (diametro, larghezza della sezione di contatto, ecc) e meccaniche (massimo carico supportato, massima velocità di rotazione, ecc).

Da questi parametri di massima di solito sono calcolate ulteriori informazioni quali:

- Coefficiente di taglio  $CC = \frac{F_r}{F_N}$  dove  $F_R$  è la forza di rotolamento e  $F_N$  è la forza normale.
- Indice di penetrazione  $R_f = \frac{F_N}{p_{rev}}$  in cui  $p_{rev}$  è la penetrazione per giro.
- Rapporto tra spaziatura e penetrazione (s/p).
- Energia specifica di scavo.

## 4 MODELLI PREVISIONALI

Negli ultimi decenni, lo scavo meccanizzato a piena sezione con TBM ha avuto un notevole sviluppo che ha permesso di ottenere alte prestazioni di scavo, con avanzamenti che raggiungono i 50 m/giorno, e una grande varietà di litotipi scavati, dai terreni alle rocce più dure e abrasive.

La necessità di spingere l'utilizzo di tale metodo in condizioni anche poco favorevoli a tale tipologia di scavo ha richiesto una maggior attenzione alla previsione delle prestazioni di tali macchine, con l'obiettivo di valutare accuratamente le condizioni economiche dello scavo. Per svolgere un'analisi su tempi e costi di realizzazione è necessario determinare i parametri della macchina: a tal fine, sono nati numerosi modelli previsionali basati sulle caratteristiche della fresa e sulle condizioni degli ammassi rocciosi.

I metodi previsionali attualmente utilizzati possono essere suddivisi in due categorie: metodi teorico/sperimentali e metodi empirici.

I modelli teorici effettuano un'analisi sulle forze o sull'energia specifica richiesta per scavare un determinato volume di roccia e correlare ciò con le caratteristiche della roccia intatta e con le specifiche della macchina. Non forniscono una reale e attendibile previsione, in quanto fanno ipotesi semplicistiche sulla natura complessa della roccia, ma sono facili e celeri da applicare conoscendo i parametri principali dell'ammasso. Tali metodi permettono quindi di avere un'indicazione generale sulle forze in gioco (Vagnon, 2013).

I modelli empirici si basano sull'esperienza passata e sul trattamento statistico dei dati reali acquisiti durante le operazioni di scavo, e consistono nella valutazione della regressione tra i parametri macchina, le proprietà di roccia e la profondità di penetrazione. La bontà di tali metodi dipende dall'accuratezza e dalla mole di dati a disposizione. Un buon esempio di questo è il sistema norvegese (NTH) (Rostami & Ozdemir, 1993).

Probabilmente i test a vera grandezza, combinati con le proprietà reali della roccia, sono quelli che garantiscono risultati simili a quelli registrati in campo reale: la determinazione della forza agente sui cutter è effettuata mediante LCM.

Nei paragrafi successivi sono riepilogati i principali modelli previsionali attualmente utilizzati; parte di quanto riportato in tale approfondimento è tratto Vagnon (2013).

### 4.1 MODELLI TEORICI/SPERIMENTALI

Gli approcci per la trattazione dei modelli teorico/sperimentali sono sostanzialmente tre:

- Approccio basato sul carico agente sui dischi.
- Approccio basato sull'energia specifica.
- Approccio matematico/statistico.

#### **4.1.1 APPROCCIO BASATO SUL CARICO AGENTE SUI DISCHI**

Alcuni dei parametri principali che interessano i costruttori di TBM includono la potenza installata, la velocità di rotazione della cutterhead, la coppia fornita e la spaziatura tra i dischi. Questi parametri influenzano la profondità di penetrazione e quindi la velocità di avanzamento della macchina. Mentre si è osservato che valori di spaziatura compresi tra 60 e 100 mm ottimizzano le prestazioni in termini di energia utilizzata per la rottura della roccia e dimensioni delle scaglie, per quanto riguarda la spinta di accostamento e la coppia necessaria occorre procedere in modo differente.

Al fine di determinare in modo attendibile tali aspetti progettuali, a partire dagli anni '70, sono state effettuate numerose ricerche per correlare l'energia specifica e la forza di accostamento con la resistenza a compressione della roccia, prendendo in considerazione anche la presenza di discontinuità nell'ammasso.

##### ***4.1.1.1 Roxborough and Philips (1975)***

Un'analisi elementare della meccanica dell'operazione del disco può essere fornita invocando diversi assunti e approssimazioni, nessuno dei quali si discosta troppo dalla realtà, ma l'introduzione di ciò migliora notevolmente la semplicità matematica.

Questo metodo permette di determinare la forza normale e la forza di rotolamento agenti su un unico disco, con forma a V, a partire da semplici considerazioni geometriche.

La forza normale richiesta per penetrare la roccia risulta proporzionale al prodotto dell'area di contatto tra disco e superficie rocciosa e la resistenza a compressione monoassiale della roccia stessa.

Vengono fornite due formulazioni per ricavare le forze agenti sul disco:

$$F_N = 4 \cdot \sigma_c \cdot \tan \frac{\emptyset}{2} \cdot \sqrt{D \cdot p^3 - p^4}$$

$$F_R = 4 \cdot \sigma_c \cdot p^2 \cdot \tan \frac{\emptyset}{2}$$

dove:

- $F_N$  è la forza normale.
- $F_R$  è la forza di rotolamento.
- $\sigma_c$  è la resistenza a compressione monoassiale.
- $D$  è il diametro del disco.
- $p$  è la penetrazione.

Tale metodo ha un limite notevole in quanto non prende in considerazione la spaziatura tra i dischi della TBM.

##### ***4.1.1.2 Mancini (1975)***

La formulazione nasce da considerazioni generali sull'interazione utensile-roccia. In condizioni critiche, ovvero all'atto di formazione della scaglia, si devono verificare le seguenti condizioni:

- Se la spaziatura tra i dischi è data dal rapporto tra il diametro e il numero di utensili, e più precisamente  $s = \frac{D}{2N}$  (questa relazione è solo valida per le teste a un solo principio), e il rapporto tra la penetrazione ( $p$ ) e la spaziatura ( $s$ ) è correlato al rapporto tra la resistenza di taglio ( $\tau$ ) e la resistenza a compressione monoassiale della roccia ( $C_0$ ), si può affermare che la penetrazione è funzione dell'espressione  $\frac{D \cdot \tau}{2 \cdot C_0 \cdot N}$ ;
- La scaglia di roccia si forma quando la pressione agente sul disco eguaglia la  $C_0$  e la resistenza al taglio della roccia (ovviamente la resistenza a compressione e a taglio sono indiscutibilmente diverse).

Poiché la forza normale critica agente sul disco, come si osserva nella configurazione rappresentata in Figura 4.1, è pari a  $F_n = t \cdot \tau \cdot AB = t \cdot \tau \cdot \sqrt{2 \cdot p \cdot R}$  e la spaziatura  $s \sim t$ , dove  $t$  è la larghezza del solco, allora si ottiene:

$$F_n \sim \frac{D}{2N} \cdot \tau \cdot \sqrt{2 \cdot \left( \frac{D \cdot \tau}{2 \cdot C_0 \cdot N} \right) \cdot R}$$

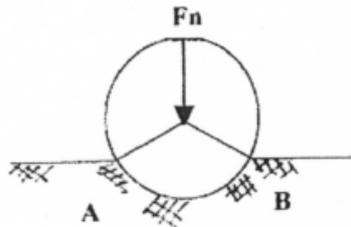


Figura 4.1 Posizione del disco durante la formazione del solco (Innaurato N., Oreste P., 2004)

Sapendo che  $\tau \sim C_0 \cdot p \cdot \frac{N}{D}$ , è possibile dedurre le seguenti considerazioni:

- $F_n$  cresce proporzionalmente a  $C_0$ .
- $F_n$  cresce con la radice quadrata del raggio del disco.
- $F_n$  cresce al crescere della spaziatura elevata a 1.5.

#### 4.1.1.3 Sanio (1985)

Tale formulazione introduce gli effetti della formazione delle scaglie sviluppando un modello basato sulla resistenza a trazione della roccia. La forza normale agente su un disco è ricavata mediante l'impiego della seguente equazione:

$$F_N = 2 \cdot p \cdot \tan \frac{\alpha}{2} \cdot \sigma_0$$

dove:

- $\alpha$  è l'acutezza del cuneo.
- $p$  è la penetrazione.
- $\sigma_0$  è la pressione idrostatica agente nella crushed zone

#### 4.1.1.4 Sanio et al. (1985)

Il modello segue sostanzialmente quello proposto da Sanio (1985) ma applicato a TBM e non ad utensili striscianti. L'equazione proposta è la seguente:

$$F = k \cdot p^a \cdot S^b$$

Tale formulazione valuta la forza agente sui cutter a partire dalla penetrazione  $p$  e dalla spaziatura tra i dischi  $S$ ; il coefficiente  $a$  dipende dal tipo di forza considerata e vale circa 0.5 se ci si riferisce alla forza normale e circa 1 se si tratta della forza di rotolamento,  $b$  è indipendente dalla forza e vale circa 0.5. I coefficienti  $a$  e  $b$  sono indipendenti dalle caratteristiche della roccia.

Il coefficiente  $k$ , invece, è una funzione della geometria dei dischi e della tipologia di roccia scavata, in particolare della resistenza a compressione monoassiale.

Successivamente tale formulazione è stata modificata per tenere in considerazione gli effetti dell'interazione tra i dischi e l'orientazione delle fratture della roccia; sono state proposte le seguenti equazioni:

$$F_N = A \cdot p^m$$

$$F_R = B \cdot p^n$$

dove  $m$  e  $n$  sono coefficienti di penetrazione, che valgono rispettivamente 0.5 e 1.

$$A = K_n \cdot \tan\left(\frac{\varphi}{2} + \alpha\right) \cdot \sqrt{D \cdot S}$$

$$B = K_r \cdot \tan\left(\frac{\varphi}{2} + \alpha\right) \cdot \sqrt{S}$$

$$K_n = 0.13 \cdot E^{0.36} \cdot K_{IC}^{0.23} \quad \left[ \frac{kN}{mm^{1.5}} \right]$$

$$K_r = 0.11 \cdot E^{0.4} \cdot K_{IC}^{0.28} \quad \left[ \frac{kN}{mm^{1.5}} \right]$$

dove:

- $K_{IC}$  è resistenza dei giunti della roccia (in presenza di discontinuità) determinata mediante il metodo ISRM.
- $\varnothing$  è l'angolo di contatto del disco con la superficie rocciosa.
- $\alpha$  è l'angolo di attacco del disco.
- $E$  è il modulo elastico della roccia.

Questo metodo, come quelli menzionati precedentemente, è valido per dischi con forma a V, ormai pressoché desueti e sostituiti dai cosiddetti CCS (constant cross-section) che garantiscono prestazioni e resistenza all'usura migliori.

#### 4.1.1.5 *Colorado School of Mine (CSM) (1993)*

Questo modello è stato sviluppato alla fine degli anni '70 da L. Ozdemir e successivamente revisionato e aggiornato da J. Rostami; permette di stimare le forze da applicare per una data penetrazione oppure di determinare iterativamente la penetrazione massima ottenibile in base alle caratteristiche meccaniche della roccia e alla geometria degli utensili di scavo.

Al fine di ricavare le reali forze agenti sui dischi, si dovrebbe integrare la pressione di contatto disco-roccia, che è tridimensionale. Il CSM sviluppa la sua formulazione

partendo dall'assunzione che esista una distribuzione uniforme della pressione di contatto, trascurando le forze e le pressioni laterali in quanto uguali e opposte. Ciò è valido in quanto le forze sono originate alla formazione della scaglia di roccia da un lato del cutter, e dalla pressione non equilibrata dall'altro. Considerando una sezione longitudinale, come rappresentato in Figura 4.2, la pressione di contatto può essere integrata per ricavare la forza normale e la forza di rotolamento.

La regione di contatto che si evidenzia può essere descritta dalla seguente relazione:

$$\phi = \arccos\left(\frac{R-p}{R}\right)$$

in cui  $R$  è il raggio del disc cutter e  $p$  è la penetrazione.

Il valore della pressione di contatto che si genera in ogni punto può essere valutato in funzione dell'angolo  $\theta$  (variabile tra 0 e  $\phi$ ) e della pressione di base  $P'$ :

$$P = P' \cdot \left(1 - \frac{\theta}{\phi}\right)^\psi$$

La precedente funzione fornisce differenti valori di pressione a seconda del valore dell'esponente  $\psi$ :

- Se la distribuzione è lineare, da 0 a  $P'$ ,  $\psi = 1$ .
- $\psi = 0$  genera una distribuzione costante pari a  $P'$ .

In generale, l'aumento di  $\psi$  fa spostare la pressione verso l'asse normale, ossia l'asse verticale del disco, mentre una diminuzione genera l'effetto opposto. Nel caso in cui  $\psi$  assuma un valore negativo, la pressione ha un andamento opposto che aumenta in direzione dell'asse di avanzamento del disco.

Questo spostamento genera una variazione della posizione della risultante tra la forza di rotolamento e la forza normale e può essere rappresentato attraverso il Cutting Coefficient (CC) ovvero il rapporto tra le due forze. In particolare l'angolo  $\beta$  tra la componente normale e la forza risultante può essere espresso come:

$$\beta = \arctan\left(\frac{F_r}{F_n}\right) = \arctan(CC)$$

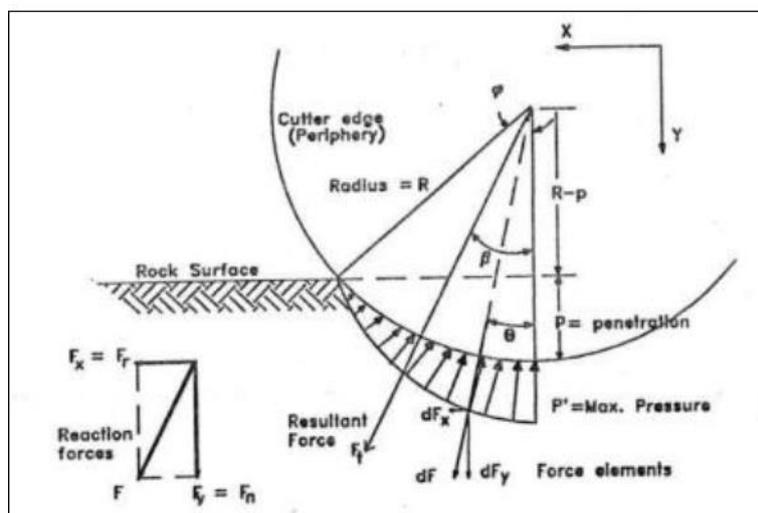


Figura 4.2 Distribuzione lineare delle pressioni (Rostami, Ozdemir, 1993).

Di conseguenza si determinano i valori di  $F_r$  e  $F_n$ , per una distribuzione lineare ( $\psi = 1$ ):

$$dF = T \cdot P \cdot R \cdot d\vartheta = T \cdot R \cdot P' \cdot \left(1 - \frac{\vartheta}{\phi}\right) \cdot d\vartheta$$

$$F_n = F_y = \int_0^{\phi} dF_y = \int_0^{\phi} dF \cdot \cos\vartheta = \frac{TRP'}{\phi} \cdot (\phi - \cos\phi)$$

$$F_r = F_x = \int_0^{\phi} dF_x = \int_0^{\phi} dF \cdot \sin\vartheta = \frac{TRP'}{\phi} \cdot (\phi - \sin\phi)$$

dove  $T$  è la larghezza del disco.

Quindi il valore di  $C_c$  per una distribuzione lineare della pressione è pari a  $C_c = \frac{\phi - \sin\phi}{\phi - \cos\phi}$ .

Per un valore generico di  $\psi$ , definito un nuovo sistema di riferimento come in Figura 4.3, si ottiene:

$$P = P' \cdot \left(\frac{\alpha}{\phi}\right)^{\psi}$$

$$dF = T \cdot P \cdot R \cdot d\alpha = T \cdot R \cdot P' \cdot \left(\frac{\alpha}{\phi}\right)^{\psi} \cdot d\alpha = \frac{TRP'}{\phi} \cdot t^{\psi} \cdot dt$$

$$F_{y'} = \int_0^{\phi} dF_{y'} = \int_0^{\phi} dF \cdot \sin\alpha$$

$$F_{x'} = \int_0^{\phi} dF_{x'} = \int_0^{\phi} dF \cdot \cos\alpha$$

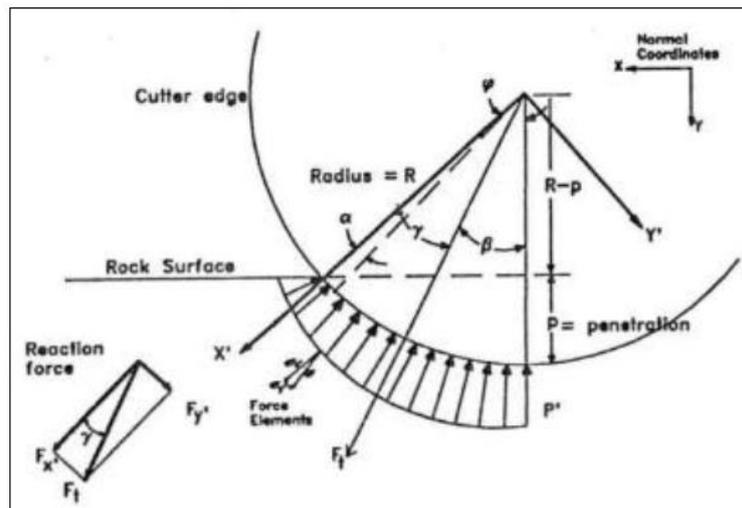


Figura 4.3 Distribuzione generica della pressione di contatto (Rostami, Ozdemir, 1993).

Utilizzando gli sviluppi in serie di Taylor, il risultato dell'integrale diventa:

$$F_{x'} = \sum_1^n (-1)^{i-1} \cdot \frac{\phi^{2i+\psi}}{(2i+\psi) \cdot (2i-2)!}$$

$$F_{y'} = \sum_0^n (-1)^{i-1} \cdot \frac{\phi^{2i-1+\psi}}{(2i-1+\psi) \cdot (2i-2)!}$$

In cui n è il numero di iterazioni necessarie a definire con buona accuratezza il risultato dell'integrale; è stato verificato che con n = 5 si approssima bene la funzione.

L'angolo della forza risultante è:

$$\gamma = \arctan\left(\frac{F_{y'}}{F_{x'}}\right)$$

Che può essere correlato con l'angolo  $\beta$  nel vecchio sistema di coordinate e con CC:

$$CC = \tan\beta = \tan(\phi - \gamma)$$

Si osserva che i risultati dipendono dalla scelta della distribuzione delle pressioni: dati reali hanno evidenziato che una distribuzione uniforme delle pressioni ben rappresenta il fenomeno. Inoltre sembra esistere una stretta correlazione tra il valore di  $\psi$  e la geometria del disco: nei CCS cutter,  $\psi$  tende a 0 e diminuisce all'aumentare dello spessore dell'anello.

Con  $\psi = 0$  si ottiene:

$$\beta = \frac{\phi}{2}$$

$$F_t = \frac{P' \cdot R \cdot T \cdot \phi}{\psi + 1}$$

$$F_n = F_t \cdot \cos\beta$$

$$F_r = F_t \cdot \sin\beta$$

Nelle precedenti equazioni, tutti i termini sono noti ad eccezione del parametro P' che dipende dalle caratteristiche geometriche e dalle proprietà della roccia, non esiste una relazione univoca per determinare la pressione P' agente nella crushed zone, ma sono state proposte le seguenti formulazioni, in seguito ad analisi statistica di dati provenienti da esperimenti con LCM:

$$P' = -32628 + 521\sigma_c^{0.5}$$

$$P' = 103400 + 4200S - 7.37\sigma_t + 2.48\sigma_c - 1260p - 21030T - 11740R$$

$$P' = 100500 + 12170S + 7.88\sigma_c - 28830\sigma_t^{0.1} - 192S^3 - 0.000147\sigma_c^2 - 29450T - 13000R$$

dove:

- $\sigma_c$  è la resistenza a compressione monoassiale della roccia (psi).
- $\sigma_t$  è la resistenza a trazione determinata con prova Brasiliana (psi).
- S è la spaziatura tra i cutter (in).

- T è lo spessore del cutter (in).
- R è il raggio del disco (in).
- p è la penetrazione (in).

Un ulteriore sviluppo proposto da Rostami nel 1997 ha prodotto la seguente formula, derivante sempre da regressione lineare di dati provenienti da sperimentazioni con LCM:

$$P' = C \cdot \sqrt[3]{\frac{\sigma_c^2 \cdot \sigma_t \cdot S}{\phi \cdot \sqrt{R \cdot T}}}$$

Con C pari a circa 2,12.

Mediante il CSM model è possibile determinare i parametri macchina (spinta massima, coppia massima, numero di dischi, velocità di avanzamento) in funzione delle caratteristiche della roccia e della geometria della macchina scelta e conseguentemente ipotizzare una penetrazione plausibile in funzione delle suddette caratteristiche.

Da un'analisi critica del CSM model sorgono sostanzialmente tre limiti all'interno della sua formulazione:

- Il primo riguarda la reale forma della distribuzione della pressione di contatto tra disco e roccia.
- Il secondo riguarda l'equazione della pressione di base P' ricavata empiricamente da dati reali: l'aggiornamento continuo del database consentirà di avere risultati più attendibili e veritieri inoltre dovrebbe essere effettuato un distinguo sulla base delle caratteristiche dei litotipi dai quali i dati sono ottenuti.
- Il terzo limite del CSM model è che non tiene conto delle proprietà dell'ammasso roccioso, ovvero della presenza di discontinuità e quindi restituisce valori ragionevoli solo in presenza di ammassi rocciosi compatti, mentre diventa discutibile se applicato a rocce altamente fratturate.

Al fine di superare il primo limite del modello, Rostami e Gertsch (1997) hanno realizzato un programma sperimentale per determinare la vera forma della distribuzione della pressione di contatto. Utilizzando una serie di estensimetri posti lateralmente al disco (Figura 4.4), in seguito a numerose sperimentazioni effettuate su provini con differenti caratteristiche geologiche, essi sono giunti alle seguenti conclusioni: a differenza della precedente formulazione, in cui la pressione di contatto non si annullava nel punto iniziale e in quello finale di contatto tra roccia e disco, l'esperimento ha evidenziato un'elevata concentrazione della forza nella parte mediana della zona di contatto (Figura 4.5). Ne deriva che l'area sulla quale si esercita la forza risulta notevolmente ridotta e, a livello locale, lo stress indotto è molto più elevato che quello ottenibile dal semplice rapporto tra forza e area di contatto roccia-utensile (confronto tra Figura 4.3 e Figura 4.5).

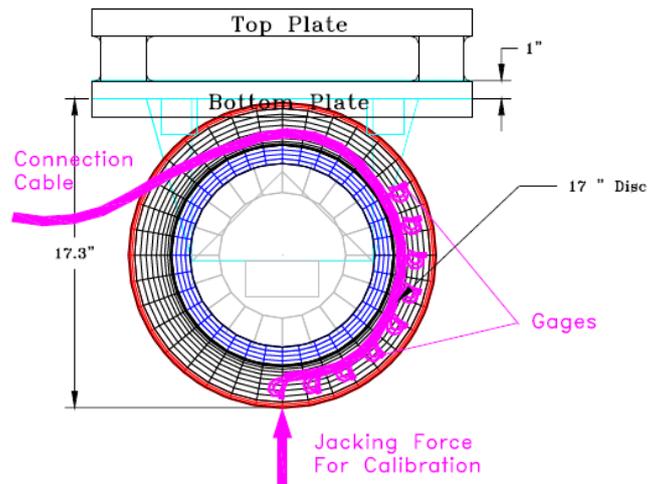


Figura 4.4 Configurazione degli estensimetri posti sul disco (Rostami, Gertsch, 2002).

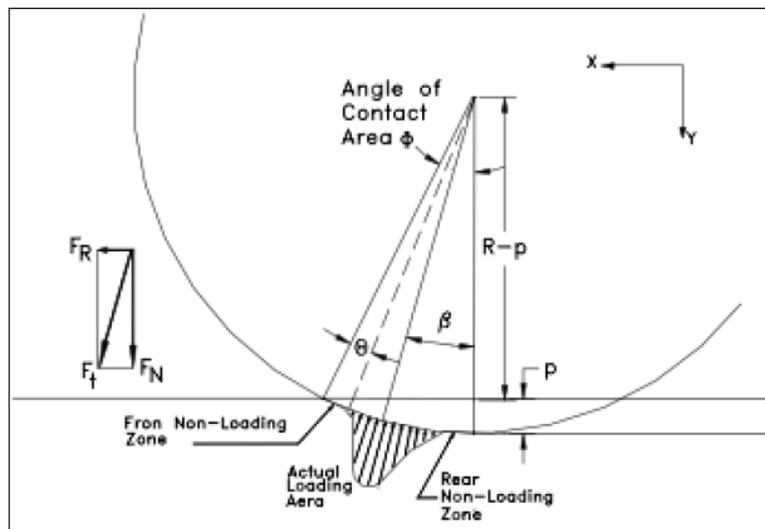


Figura 4.5 Nuova distribuzione della pressione di contatto (Rostami, Gertsch, 2002).

Come è possibile osservare dalla Figura 4.5, esistono due zone scariche, una attribuibile alla formazione del detrito di roccia davanti al disco e l'altra correlata al materiale frantumato che rimane dopo il passaggio dell'utensile.

Questa revisione del modello ha prodotto le seguenti nuove equazioni per la determinazione della forza normale e della forza di rotolamento:

$$F_n = T \cdot R \cdot \Phi \cdot P' \cdot \cos\left(\frac{\Phi}{2}\right)$$

$$F_t = F_n \cdot \tan\left(\frac{\Phi}{2}\right) \cong \sqrt{\frac{p}{2R}}$$

dove, come già spiegato:

- T è lo spessore del disco (in).
- R è il raggio del disco (in).
- $\Phi = \arccos\left(\frac{R-p}{R}\right)$ .
- P' dalla relazione illustrata in precedenza.
- p è la penetrazione (in).

#### 4.1.2 APPROCCIO BASATO SULL'ENERGIA SPECIFICA

##### 4.1.2.1 Snowdon et al. (1982)

Tale metodo mette in relazione la forza normale e la forza di rotolamento con la profondità di passata. Conducendo l'esperimento con un singolo disco a V con diametro di 200 mm si dimostra che esiste un rapporto spaziatura - penetrazione per cui l'energia specifica, ovvero l'energia necessaria a staccare una scaglia con un certo volume, è minima. Tale sperimentazione permette di evidenziare l'esistenza di una profondità di passata critica, per cui l'energia non può essere ulteriormente ridotta, ed inoltre la forza necessaria al distacco della scaglia cresce linearmente fino a valori di S/p compresi tra 15 e 20.

Il modello fornisce la seguente relazione:

$$\frac{F_{Normale}}{F_{Rotolamento}} = 21.71 \cdot p^{-0.656}$$

##### 4.1.2.2 Boyd (1986)

Approccio totalmente differente rispetto a quello di Snowdon è quello di Boyd che fornisce un modello basato sull'energia specifica, espressa in kWh/m<sup>3</sup>, necessaria alla frammentazione della roccia.

Conoscendo la sezione da scavare e la potenza installata sulla macchina di scavo, si determina la velocità di avanzamento mediante la seguente equazione:

$$ROP = \frac{HP \cdot \eta}{SE \cdot A}$$

dove:

- ROP è la velocità di avanzamento espressa in m/h.
- HP è la potenza installata all'organo di scavo in kW.
- SE è l'energia specifica in kWh/m<sup>3</sup>.
- A è la sezione di scavo in m<sup>2</sup>.

#### 4.1.3 APPROCCIO MATEMATICO/STATISTICO

##### 4.1.3.1 Neuro Fuzzy approach (1965)

Tale metodo di modellazione delle prestazioni di una TBM si basa su insiemi fuzzy, logica fuzzy (FL), approssimazioni ragionevoli, reti neurali artificiali (ANN) e raggruppamento di dati, il tutto a comporre una struttura di modellazione ibrida. Il fulcro di tale metodo non è solo fornire una modellazione a partire dai dati a disposizione ma anche di interpretare i risultati ottenuti e verificare l'aderenza alla realtà.

Il modello restituisce una previsione in termini di velocità di penetrazione e velocità di avanzamento basandosi sulla modellazione di progetti di gallerie realizzati.

ANN permette di riconoscere schemi e di variare le condizioni al contorno a seconda delle condizioni ambientali del progetto, mentre FL consente di incorporare la conoscenza umana per far fronte a incertezze e imprecisioni.

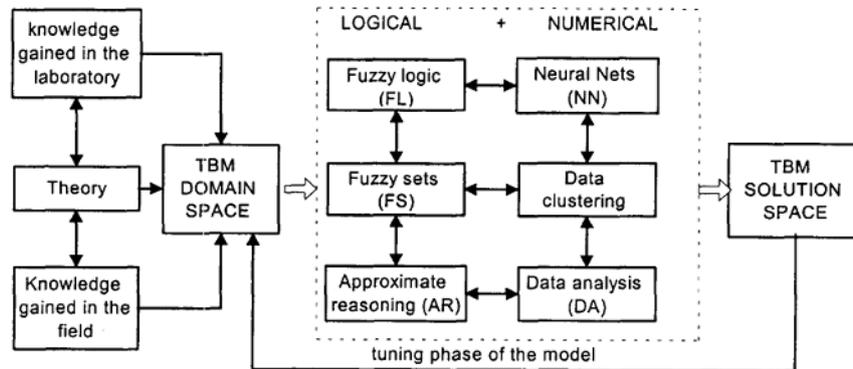


Figura 4.6 Approccio Neuro Fuzzy (Acaroglu O., et al., 2008).

Come visto nel capitolo 3, l'interazione tra roccia e macchina è un fatto dinamico, incerto, non lineare per cui affrontare il problema con una completa visione matematica potrebbe risultare improduttivo oltretutto errato. Il metodo neuro fuzzy consente di superare tale limite in quanto permette di determinare AR a partire dalle caratteristiche della roccia, per mezzo di implementazioni che rispettano prefissati vincoli, e confronta, tramite regressioni lineari, i valori ottenuti con quelli misurati sul campo.

#### 4.1.3.2 Nelson prediction model (1994)

Il modello si basa su un ampio database contenente informazioni provenienti da circa 630 progetti. Utilizzando le più moderne tecnologie informatiche è possibile modellare e simulare il comportamento delle macchine di scavo in relazione alle caratteristiche dei litotipi da attraversare. Il limite di questi metodi è che la modellazione è notevolmente influenzata dai dati di input forniti dall'utilizzatore e dalle informazioni contenute nel database.

## 4.2 MODELLI EMPIRICI

Questa tipologia di modelli previsionali nasce dall'intento di correlare indici di laboratorio con i parametri macchina, in termini di velocità di avanzamento e di penetrazione, e di fornire equazioni empiriche sviluppate su basi teoriche di equilibrio di forze o di conservazione dell'energia. In tali modelli si fa ricorso a semplificazioni geometriche e distribuzioni di sforzo, al fine di determinare coefficienti correttivi da applicare per la determinazione dei parametri senza l'utilizzo di banche dati.

I limiti di tali metodi sono sostanzialmente due: la non universalità e la mancanza di completezza.

Benché il tentativo sia quello di universalizzare tali metodi per l'applicazione a qualsiasi condizione, sia geologica che tecnica, occorre ricordare che essi nascono come caso-specifici; in aggiunta l'obiettivo di tali metodi è quello di predire le prestazioni di scavo correlando tra loro uno o al più poche proprietà della roccia con uno o al più pochi parametri macchina non avendo quindi un quadro completo delle condizioni al contorno che influenzano la penetrazione degli utensili e l'avanzamento della macchina.

Di seguito sono presentati alcuni modelli proposti da autori diversi nel corso degli anni indicati.

#### 4.2.1 STUDI DI LABORATORIO

##### 4.2.1.1 *Graham (1976)*

Questo modello è uno dei primi tentativi (1976), effettuato mediante esperimenti di laboratorio, che cerca di correlare la penetrazione del disco con le caratteristiche geologiche del mezzo e con la forza applicata su di esso. Il risultato è la seguente relazione:

$$P = \frac{3940 \cdot F_L}{\sigma_{cf}}$$

dove:

- P è penetrazione espressa in mm/giro.
- $F_L$  è la forza media agente su un disco in kN.
- $\sigma_{cf}$  è la resistenza a compressione monoassiale della roccia in kN/m<sup>2</sup>.

Nel modello non vengono tenute in considerazione né eventuali discontinuità presenti nell'ammasso né le caratteristiche del disco e, in seguito a verifiche postume, nessun dato ricade nel range di validità della formula.

##### 4.2.1.2 *Farmer and Glossop (1980)*

Il modello permette di ricavare la penetrazione del disco considerando la forza media agente su di esso e la resistenza a trazione della roccia; gli autori notarono proprio in questa proprietà della roccia una stretta correlazione con i parametri previsionali della macchina. Il metodo è sviluppato a partire dai dati provenienti da otto TBM differenti, per cui questo è il suo limite principale, oltre al considerare la roccia omogenea e priva di discontinuità e trascurare le caratteristiche geometriche dell'utensile.

$$P = \frac{624 \cdot F_L}{\sigma_{tf}}$$

dove:

- P penetrazione espressa in mm/giro.
- $F_L$  è la forza media per cutter in kN.
- $\sigma_{tf}$  è la resistenza a trazione della roccia in kN/m<sup>2</sup>.

##### 4.2.1.3 *Hughes (1986)*

L'autore si ispira per il suo modello a quello di Graham considerando nella sua formulazione la forza media per disco, la resistenza a compressione monoassiale della roccia e la velocità di rotazione della testa fresante, includendo anche il numero di

utensili omologhi e il raggio del disco. È possibile anche determinare la potenza da installare sulla macchina.

Tale formulazione è ricavata a partire da analisi di dati provenienti da macchine a piena sezione operanti in miniere di carbone:

$$PR = \frac{6 \cdot P^{1.2} \cdot N \cdot h}{F_c^{1.2} \cdot r^{0.6}}$$

$$PW = 28.45 \cdot D + 9.07 \cdot D^2$$

dove:

- PR è la penetration rate in m/h.
- P è la forza agente sui dischi periferici in kN.
- N è velocità della cutter head in giri/s.
- h è il numero di dischi omologhi.
- $F_c$  è la resistenza a compressione monoassiale.
- r è il raggio dei dischi.
- PW è la potenza in kW.
- D è il diametro TBM in m.

#### 4.2.1.4 Bamford (1984)

In tale metodo la velocità di penetrazione è derivata mediante modello multilineare in funzione della risposta al martello di Schmidt della roccia, della forza totale di spinta, dell'indice NCB Cone Indenter e dell'angolo di resistenza a taglio.

$$P = 0.535 \cdot S - 8.49 - 0.00344 \cdot T - 0.000823 \cdot N + 0.00137 \cdot \phi$$

dove:

- P è la velocità di penetrazione in m/h.
- S è la risposta al martello di Schimdt.
- T è la forza totale di spinta in t.
- N è il indice NCB in N/mm.
- $\phi$  è il angolo di resistenza al taglio.

Benché la correlazione ottenuta sia buona, i limiti di tale modello sono molteplici: innanzitutto l'origine del metodo è conseguenza dei dati provenienti da un unico tunnel scavato con TBM in cui non si tiene conto della dimensione dell'area di scavo; in secondo luogo vengono considerate solo le proprietà della roccia intatta e solo alcuni parametri macchina.

#### 4.2.1.5 Nelson et al.(1983)

Derivano il loro modello dall'osservazione dei dati provenienti da quattro tunnel realizzati in rocce sedimentarie; la formulazione ricavata è la seguente:

$$PR = 10.45 - 1.19 \cdot H_A$$

In cui PR è la penetrazione per giro di una TBM e  $H_A$  è la resistenza all'abrasione ricavata da Tarkoy & Hendron (1975).

Nei loro studi gli autori evidenziano che la velocità di penetrazione dipende sempre dalla spinta fornita alla cutter head e dalla tipologia di roccia scavata.

Gli stessi autori propongono una correlazione tra la durezza della roccia e la penetrazione normalizzata in termini di spinta sviluppata:

$$FPI = 5.95 + 0.18 \cdot H_T$$

$$H_T = H_R \cdot \sqrt{H_A}$$

Con FPI = Field Penetration Index ovvero il rapporto tra valore medio di spinta sui dischi e la penetrazione per giro, espresso in kN/mm o lbs/in,  $H_T$  = durezza totale,  $H_R$  durezza al martello di Schimdt.

#### 4.2.1.6 Innaurato et al. (1991)

Tale metodo di predizione della penetrazione di una TBM trae ispirazione dal modello presentato da Cassinelli et al. (1982) e impiega come parametri di influenza della matrice rocciosa la resistenza a compressione monoassiale, mentre per esprimere le qualità dell'ammasso fa riferimento al Rock Structure Rating di Wickham (RSR, Wickham et al. 1974). L'RSR è una classificazione geomeccanica che restituisce un valore qualitativo derivante dalla somma dei seguenti tre parametri: il parametro A fornisce indicazioni sulla geologia dell'ammasso, il parametro B riguarda le discontinuità e la loro orientazione e il parametro C la presenza di acqua e le caratteristiche delle discontinuità. Numerose analisi effettuate su gallerie scavate in litotipi come arenarie e marne, graniti e grano dioriti, gneiss granitoidi, calcari e dolomie hanno consentito di ottenere la seguente relazione e il grafico riportato in Figura 4.7:

$$P = 40 \cdot \sigma_c^{-0.437} - 0.047 \cdot RSR^* + 3.15$$

In cui  $RSR^* = RSR \cdot A.C.$ , essendo A.C. un fattore correttivo per lo scavo con TBM

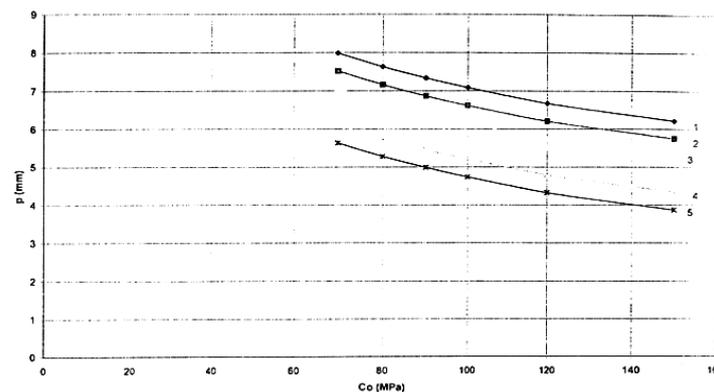


Figura 4.7 Dipendenza della penetrazione dalla resistenza a compressione monoassiale dall'RSR (Innaurato N., Oreste P., 2004).

La relazione ricavata deve essere utilizzata per tratti di galleria omogeneizzati, ovvero sezioni litologiche con caratteristiche geomeccaniche affini, ma non è applicabile ad ammassi rocciosi con  $RSR^* < 30$ . Ciò è dovuto al fatto che, seppur la velocità di penetrazione sia influenzata in modo positivo dalla presenza di discontinuità e dall'alterazione della roccia, esiste un limite fisico rappresentato dall'instabilità delle pareti della galleria che non ne permettono l'avanzamento.

L'equazione ottenuta è correlabile alle altre classificazioni geomeccaniche, come l'RMR e il Q, attraverso le seguenti relazioni:

$$RSR = 0.77 \cdot RMR + 12.4 \text{ e } RSR = 13.3 \cdot \log Q + 46.5$$

#### 4.2.2 STUDI E INDAGINI SUL CAMPO

Gli studi di laboratorio e la rielaborazione di modelli teorici o teorico-sperimentali per la ricerca previsionale dei parametri di scavo ha sempre suscitato notevole interesse ma, dato l'elevato contenuto teorico e il parziale riscontro nei dati reali, da sempre i costruttori di TBM e i progettisti di gallerie preferiscono optare per i metodi derivanti da studi e investigazioni svolte in campo.

Il vantaggio di tali metodi è la completezza parametrica, ovvero essi forniscono un'ampia visione delle caratteristiche e delle proprietà dell'ammasso roccioso insieme alle caratteristiche tecniche della macchina impiegata.

Inoltre è possibile utilizzare tali modelli per tarare, attraverso dei fattori correttivi, i metodi teorici e adattarli ai dati reali.

##### 4.2.2.1 NTNU model (1998)

Tale modello è una revisione di quello pubblicato dalla Norwegian University of Science and Technology nel 1976 e si basa sui dati provenienti da 230 km di tunnel in condizioni geologiche e geotecniche differenti. Il modello consente di stimare (Bruland, 2000):

- Velocità di penetrazione netta (Net penetration rate) (m/h).
- Vita dell'utensile (Cutter life) (h/cutter o m<sup>3</sup>/cutter).
- Coefficiente di utilizzazione della macchina.
- Avanzamento settimanale della macchina.
- Costi di scavo.

Per quanto concerne i parametri dell'ammasso roccioso, vengono prese in considerazione le seguenti proprietà:

- Grado di fatturazione e inclinazione delle maggiori famiglie di discontinuità rispetto all'asse della galleria.
- DRI, Drillability Rate Index ottenuto mediante Brittleness test, prova di resistenza all'impatto della roccia, e del Siever's miniature drill test, che valuta la resistenza all'indentazione.
- CLI, Cutter Life Index, e contenuto di quarzo.
- Porosità per alcune tipologie di roccia.

Per le caratteristiche della macchina si fa riferimento ai seguenti dati:

- Forza media agente sui dischi (kN/disco).
- Spaziatura media tra i dischi (mm).
- Diametro dei dischi (mm).
- Velocità di rotazione della cutter head (rpm).
- Potenza installata alla testa di scavo (kW).

Il grado di fratturazione è il più importante fra i parametri dell'ammasso roccioso sopra menzionati. La velocità di penetrazione stimata (m/h) è incrementata di un fattore pari a cinque se si considera un ammasso roccioso omogeneo e fratturato. Per ammassi rocciosi omogenei, la velocità di penetrazione stimata aumenta di un fattore di due passando da valori DRI estremamente bassi ad estremamente elevati DRI.

Poiché la velocità di penetrazione netta è un fattore importante per l'avanzamento settimanale della macchina, il cutter life ed il costo dello scavo, è ovvio che si devono compiere grandi sforzi per stabilire il migliore modello possibile della distribuzione delle fratture dell'ammasso roccioso per un progetto di scavo in galleria.

D'altra parte, la spinta media del disco (kN/disco) è il parametro più importante della macchina. Quindi lo sviluppo si è concentrato su un disco più grande, in grado di sostenere la spinta richiesta. In rocce dure e omogenei, una TBM di elevata potenza (disco da 483 mm) avrà tipicamente una velocità di penetrazione (m/h) che è del 40-50% superiore a quella di una TBM standard (disco da 432 mm).

L'idea alla base del modello è di combinare le informazioni derivanti dai parametri dell'ammasso roccioso in un unico indice di escavabilità, il fattore equivalente di fratturazione,  $k_{ekv}$ , e quelle provenienti dalle caratteristiche della macchina nella forza equivalente,  $M_{ekv}$ .

Il fattore equivalente di fratturazione si ricava considerando:

- Numero di famiglie di discontinuità  $n$ .
- Angolo tra il piano di debolezza e l'asse della galleria, calcolato nel seguente modo:

$$\alpha = \arcsin(\sin \alpha_f \cdot \sin(\alpha_t - \alpha_s))$$

Con:

- $\alpha_s$  è l'inclinazione del piano di discontinuità.
- $\alpha_f$  è l'immersione del piano di discontinuità.
- $\alpha_t$  è l'inclinazione dell'asse della galleria.

Se esistono più famiglie di piani di discontinuità (al massimo 3), il fattore di fratturazione totale sarà:

$$k_{s-tot} = \sum_{i=1}^n k_{si} - (n - 1) \cdot 0.36$$

- Tipologia di fratture dell'ammasso roccioso: discontinuità o fessure che classificano la roccia in sette classi, le quali forniscono un valore medio della distanza tra i piani di debolezza (Tabella 4.1).

**Tabella 4.1 Classi di fratturazione (Bruland, 2000).**

Fracture Class (Sp=Joints/St=Fissures)	Distance between Planes of Weakness [mm]
0	-
0-I	1600
I-	800
I	400
II	200
III	100
IV	50

- Scalabilità della roccia espressa mediante l'indice DRI.

Il fattore di fratturazione equivalente si ricava mediante la seguente relazione:

$$k_{ekv} = k_{s-tot} \cdot k_{DRI}$$

dove:

- $k_{DRI}$  è il fattore di correzione valido per  $DRI \neq 49$  e riportato nel Grafico 4.1.

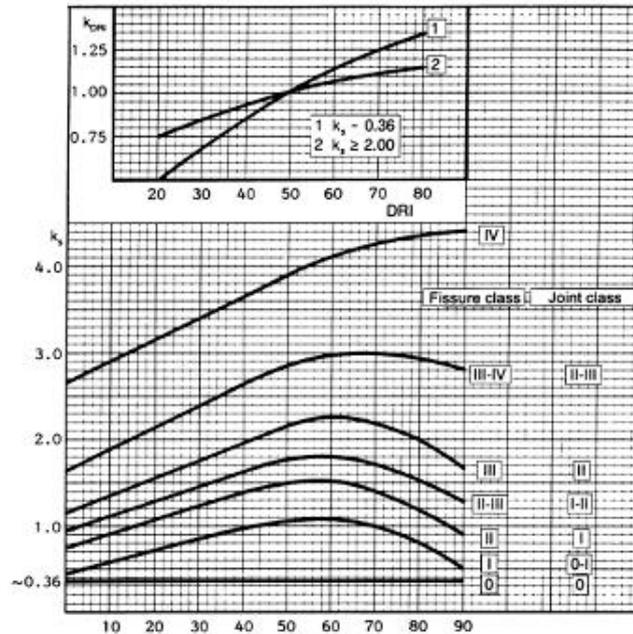


Grafico 4.1 Fattore di fratturazione (Burland, 2000).

La forza equivalente è espressa come:

$$M_{ekv} = M_B \cdot k_d \cdot k_a$$

dove:

- $M_B$  è la forza media agente sui dischi (non quella massima applicabile).
- $k_d$  è il fattore di correzione per il diametro dei dischi (Grafico 4.2).
- $k_a$  è il fattore di correzione per la spaziatura media tra i cutter (Grafico 4.3).

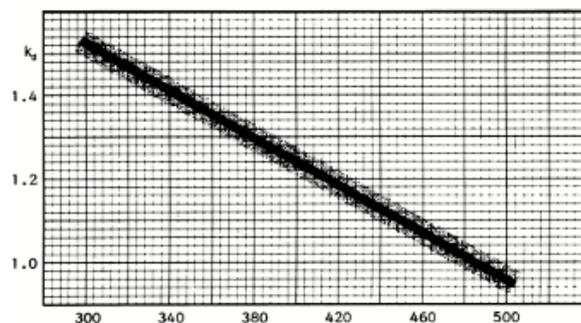


Grafico 4.2 Fattore di correzione per il diametro dei dischi (Burland, 2000).

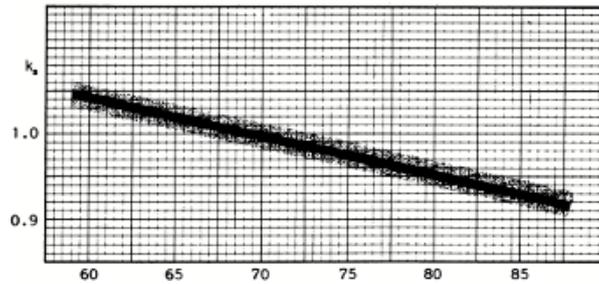


Grafico 4.3 Fattore di correzione per la spaziatura tra i dischi (Bruland, 2000).

Sulla base delle precedenti osservazioni è possibile determinare la velocità di penetrazione in m/h attraverso la relazione:

$$I = i_0 \cdot RPM \cdot \frac{60}{100}$$

Essendo  $i_0$  la velocità di penetrazione base in mm/rev, ricavabile dal Grafico 4.4.

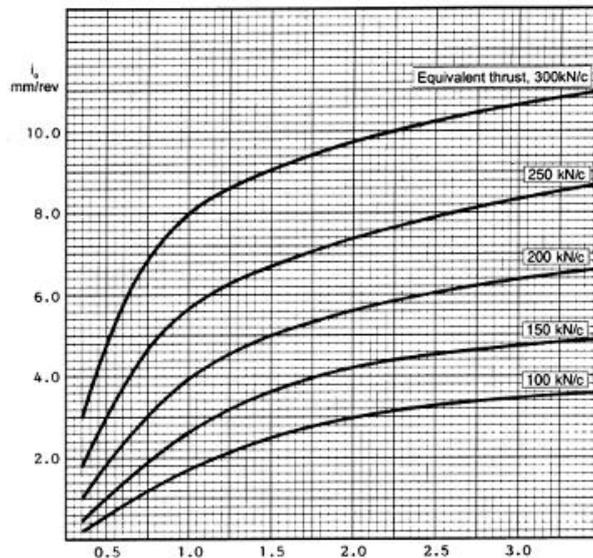


Grafico 4.4 Velocità di penetrazione basica (Burland, 2000).

La completezza di tale metodo è evidenziata dal fatto che tutti i fattori che influenzano lo scavo di una galleria sono tenuti in considerazione e stimati; tra essi, anche l'usura dei dischi, valutata nel seguente modo:

$$H_h = \frac{H_0 \cdot k_D \cdot k_Q \cdot k_{RPM} \cdot k_N}{N_{TBM}} \left[ \frac{h}{\text{cutter}} \right]$$

dove:

- $H_0$ , vita base di un disco, funzione del CLI (Grafico 4.5);

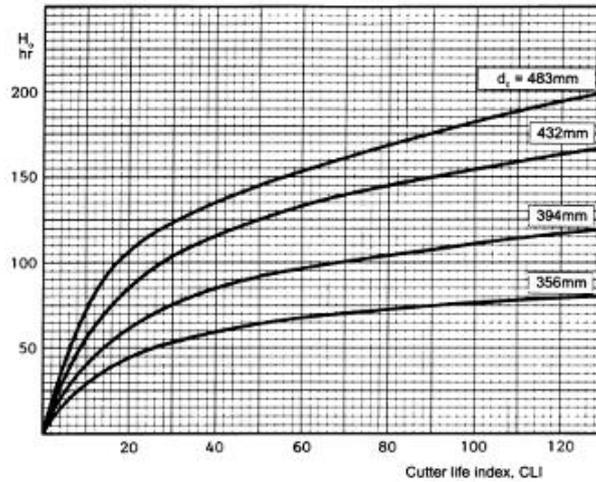


Grafico 4.5 Vita base di un disco (Bruland, 2000).

- $k_D$ , Fattore di correzione per il diametro e forma della testa di una TBM (Grafico 4.6);

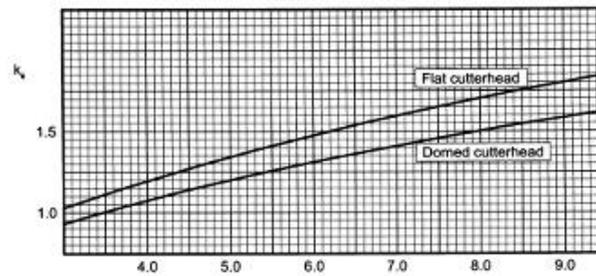


Grafico 4.6 Fattore di correzione per diametro e forma della cutterhead (Bruland, 2000).

- $k_Q$ , Fattore di correzione per il contenuto di quarzo (Grafico 4.7);

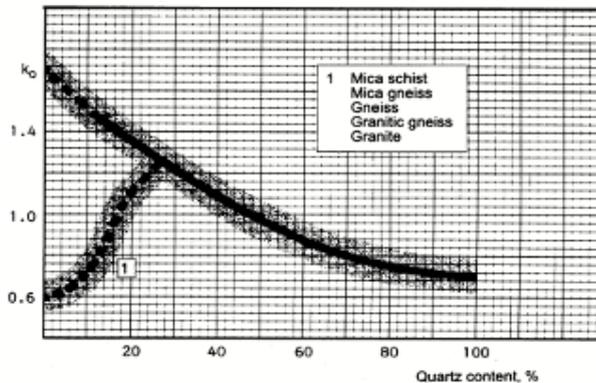


Grafico 4.7 Fattore di correzione per il contenuto di quarzo (Bruland, 2000).

- $k_{RPM}$ , Fattore di correzione per la velocità di rotazione (rpm) di una TBM

$$K_{RPM} = \frac{50}{RPM} \cdot \frac{d_{TBM}}{RPM}$$

- $k_N$ , Fattore di correzione per il numero di dischi

$$K_N = \frac{N_{TBM}}{N_0}$$

- $N_{TBM}$ , Numero di dischi sulla cutter head;
- $N_0$ , Numero normalizzato di cutter sulla TBM (Grafico 4.8).

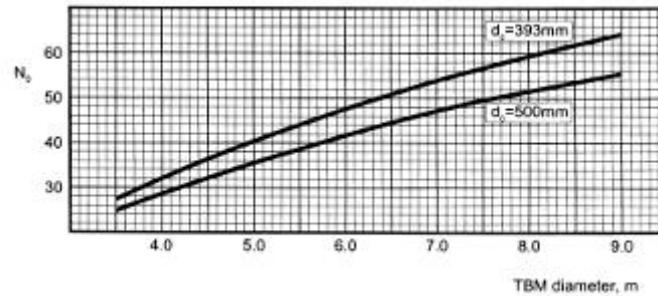


Grafico 4.8 Numero di dischi su una TBM (Bruland, 2000).

Il coefficiente di utilizzazione della macchina è fornito dalla seguente espressione:

$$u = \frac{100 \cdot T_b}{T_b + T_t + T_c + T_{TBM} + T_{bak} + T_a}$$

dove:

- $T_b = \frac{1000}{l}$  è il tempo di scavo espresso in h/km.
- $T_t = \frac{1000 \cdot t_{tak}}{60 \cdot l_s}$  è il tempo di regripping della macchina, funzione del tempo per il riposizionamento  $t_{tak}$ , tipicamente tra 5 e 6 min, e dello sfondo realizzato  $l_s$ , variabile tra 1.5 e 2 m.
- $T_c = \frac{1000 \cdot t_c}{60 \cdot H_h \cdot l}$  è il tempo per la verifica e sostituzione dei dischi.
- $T_{TBM}$ , è il tempo necessario alla manutenzione.
- $T_{bak}$ , è il tempo per la manutenzione del back-up.
- $T_a$ , è il tempo perso per operazioni accessorie allo scavo.

#### 4.2.2.2 $Q_{TBM}$ model (2000)

Il QTBM model nasce da un'estensione del Q di Barton (1974) e permette di ricavare la penetrazione e la velocità di avanzamento di una macchina a piena sezione in un ammasso roccioso. Avendo a disposizione un valore di RQD orientato nella direzione dell'asse di scavo, un rapporto  $J_r/J_a$  relativo alla famiglia di discontinuità più rilevante e un valore di SRF che riflette la forza agente sui dischi in relazione alla resistenza della roccia, è possibile ottenere un valore di QTBM mediante la seguente relazione:

$$Q_{TBM} = \left( \frac{RQD}{J_n} \right) \cdot \left( \frac{J_r}{J_a} \right) \cdot \left( \frac{J_w}{\frac{F}{SIGMA}} \right)$$

dove:

- F è il carico agente sui dischi in  $t_f$ .
- $SIGMA = 5 \cdot \gamma \cdot Q_c^{\frac{1}{3}}$ , essendo  $Q_c$  funzione del valore di Q e della resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta.  $Q_c = Q \cdot \frac{\sigma_c}{100}$

Osservando che il coefficiente di utilizzazione U decade con una legge  $T^m$ , la velocità di avanzamento si può determinare come  $AR = PR \cdot U = PR \cdot T^{-0.2}$ .

Il limite della relazione proposta è che, se applicata a rocce fratturate, restituisce valori non veritieri. Per ovviare a ciò Barton propone le seguenti modifiche: viene reinserito il

valore di SRF, come da formulazione del Q-system e, conseguentemente, il terzo termine viene scritto come  $J_w/SRF$  mentre si inverte per convenienza il quarto termine SIGMA/F.

La relazione che lega PR al  $Q_{TBM}$  diventa la seguente:

$$PR = 5 \cdot Q_{TBM}^{-\frac{1}{5}} \text{ e } AR = 5 \cdot Q_{TBM}^{-\frac{1}{5}} \cdot T^{-0.2}.$$

Inoltre, per conferire completezza e aderenza ai dati reali della formulazione presentata, vengono inseriti una serie di termini che prendono in considerazione:

- La presenza di quarzo nell'ammasso roccioso e la conseguente usura dei dischi durante le fasi di scavo, che riduce l'efficienza del meccanismo di rottura generato e comporta la conseguente improduttività della macchina per permettere le manovre di sostituzione. Si introduce quindi il termine  $20/CLI$  che può essere letto nel modo seguente: se tale rapporto è minore di uno, si hanno valori di PR relativamente bassi, data l'elevata abrasività del materiale e viceversa.
- Effetti dovuti alla porosità e al contenuto di quarzo (q).
- Effetti sulla stabilità del fronte in condizioni di stress elevato, ipotizzando che il valor medio dello sforzo biassiale lungo il fronte ( $\sigma_\theta$ ) abbia lo stesso ordine di grandezza dello sforzo tangenziale lungo il cavo.

In seguito a tali assunzioni la relazione finale ottenuta è:

$$Q_{TBM} = \left( \frac{RQD_0}{J_n} \right) \cdot \left( \frac{J_r}{J_a} \right) \cdot \left( \frac{J_w}{SRF} \right) \cdot \left( \frac{SIGMA}{F^{10}/20^9} \right) \cdot \left( \frac{20}{CLI} \right) \cdot \left( \frac{q}{20} \right) \cdot \left( \frac{\sigma_\theta}{5} \right)$$

#### 4.2.2.3 RMI model (1995)

Il Rock Mass Index si basa sostanzialmente sulla riduzione della resistenza della roccia causata dalla presenza di discontinuità ed è espresso come:

$$RMI = \sigma_c \cdot JP$$

dove:

- $\sigma_c$  è la resistenza a compressione monoassiale della roccia intatta misurata su provini da 50 mm di diametro.
- JP è il joint parameter, ovvero un fattore di riduzione funzione delle dimensioni dei blocchi dell'ammasso e delle proprietà dei giunti (Figura 4.8).

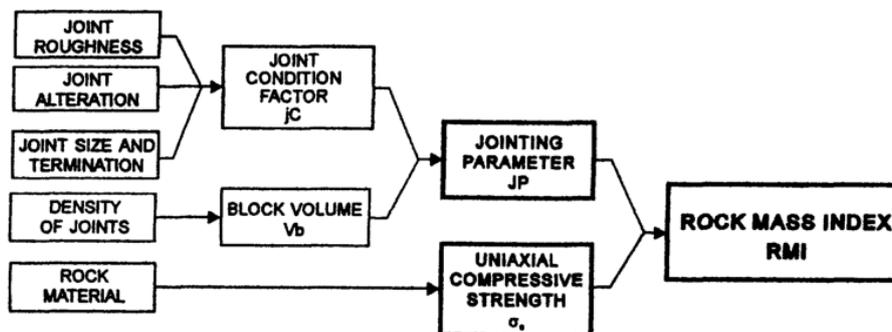


Figura 4.8 Parametri più significativi contenuti all'interno dell'RMI (Palmstrom, 1995).

Mediante l'utilizzo di dati provenienti da otto esperimenti realizzati a scala reale e attraverso back-analysis, si è giunti alla seguente espressione:

$$JP = 0.2 \cdot \sqrt{jC} \cdot V_b^D$$

dove:

- $V_b$  è il volume del provino in  $m^3$ .
- $D = 0.37 \cdot jC^{-0.2}$ .
- $jC$  è il joint condition factor.

Il valore di JP varia da 0, per roccia altamente fratturata, a 1 per roccia intatta.

Il joint condition factor dipende dalla lunghezza ( $jL$ ), dalla rugosità ( $jR$ ) e dall'alterazione ( $jA$ ) delle discontinuità e si ricava dall'equazione seguente:

$$jC = jL \cdot \frac{jR}{jA}$$

È opportuno sottolineare che  $jR$  e  $jA$  sono fattori simili rispettivamente a  $J_r$  e  $J_a$  presenti nel Q-system di Barton.

Il valore numerico dell'indice RMI fornisce un'indicazione qualitativa delle caratteristiche dell'ammasso roccioso (Tabella 4.2); tale classificazione risulta efficace in quanto fornisce un quadro complessivo sulle discontinuità dell'ammasso roccioso, le quali influiscono sulla penetrazione e sulla velocità di avanzamento delle TBM.

Tabella 4.2 Classificazione secondo i valori di RMI (Palmstrom, 1995).

For RMI	Related to rock mass strength	RMI Value
Extremely low	Extremely weak	< 0.001
Very low	Very weak	0.001 – 0.01
Low	Weak	0.01 – 0.1
Moderate	Medium	0.1 – 1
High	Strong	1 – 10
Very high	Very strong	10 – 100
Extremely high	Extremely strong	> 100

#### 4.2.2.4 Formulazione di Alber (1998)

L'approccio usato è quello di derivare una legge per la penetrazione delle TBM a partire dalla resistenza dell'ammasso roccioso proposta da Hoek & Brown.

Partendo dall'indice RMR di Beniaowski, Alber determina una classificazione valida per lo scavo con TBM tramite la seguente relazione:

$$RMR_{TBM} = 0.84 \cdot RMR + 21$$

Inoltre modifica leggermente la resistenza dell'ammasso fornita da H&B:

$$R_{amm} = C_0 \cdot \sqrt{s}$$

dove  $s = \frac{e^{RMR-100}}{9}$  con RMR depurato della componente riguardante l'orientazione delle discontinuità.

I risultati ottenuti sono riportati nella Figura 4.9:

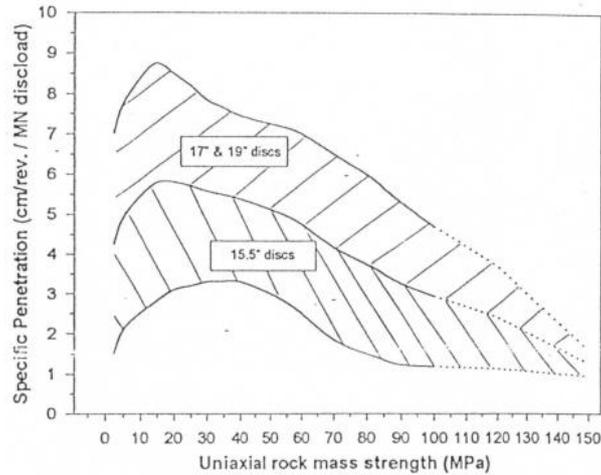


Figura 4.9 Formulazione di Alber (Alber, 1998).

#### 4.2.2.5 *KITC (Korea institute of construction technology) TBM performance model*

Tale modello è stato derivato dall'esecuzione di una serie di test mediante una LCM su 8 tipologie di roccia con 50 condizioni di taglio differenti. Il modello si basa sostanzialmente sui parametri macchina e sulle proprietà della roccia ricavate mediante gli indici DRI e CLI. In particolare la forza normale, la forza di rotolamento e l'energia specifica di scavo sono correlate, attraverso tecniche di regressione multivariata, con la penetrazione e la spaziatura, per quanto riguarda i parametri macchina, e con il rapporto tra resistenza a compressione e resistenza a trazione ( $S_c/S_t$ ), SJ,  $S_{20}$  e AVS, per quanto riguarda le caratteristiche della roccia. Le equazioni proposte sono:

$$\frac{s}{p_{opt}} = 14.47 - 0.31 \cdot \frac{S_c}{S_t} + 0.02 \cdot DRI + 0.07 \cdot CLI$$

$$p_{critica} = 9.26 + 0.08 \cdot SJ - 0.08 \cdot S_{20} + 0.09 \cdot AVS$$

$$F_n = 29.59 + 0.36 \cdot p + 16.22 \cdot \frac{S_c}{S_t} - 0.67 \cdot SJ - 0.59 \cdot S_{20} - 1.76 \cdot AVS$$

$$F_r = 2.92 + 0.03 \cdot s + 1.33 \cdot p + 0.20 \cdot \frac{S_c}{S_t} - 0.01 \cdot SJ - 0.10 \cdot S_{20} - 0.04 \cdot AVS$$

dove  $s$  è la spaziatura media tra i dischi in mm,  $p_{opt}$  è la penetrazione ottimale espressa in mm/giro,  $p_{critica}$  è la penetrazione critica,  $F_n$  e  $F_r$  sono rispettivamente la forza normale e la forza di rotolamento in kN.

#### 4.2.2.6 *Benato-Oreste (2013)*

Il modello è basato sull'analisi di dati provenienti dalla realizzazione di tunnel con TBM in rocce metamorfiche nelle Alpi Occidentali. L'equazione fornita correla la penetrazione  $p$ , espressa in mm/rev, con la forza di contatto  $F_n$  in  $t_f$ , la resistenza a compressione monoassiale della roccia  $\sigma_c$  in MPa e il valore dell'indice GSI:

$$p = \frac{5}{8} \cdot [(F_n - 14) + (0.0132 - 0.00009 \cdot \sigma_c) \cdot (100 - GSI)^2]$$

L'equazione è valida per: GSI con valori compresi tra 40 e 80,  $\sigma_c$  tra 20 e 100 MPa e  $F_n$  tra 15 e 25 tonsf.

### 4.3 CONFRONTO TRA CSM E NTH

Attualmente, nel campo dell'ingegneria mineraria e nell'industria di progettazione di macchine per lo scavo di gallerie, i modelli più frequentemente impiegati sono quello della Colorado School of Mine (CSM) e quello della Scuola Norvegese NTH.

Essi, infatti, nonostante siano stati sviluppati su basi differenti, forniscono, nella maggior parte dei casi indagati, risultati attendibili; i valori restituiti sono del tutto confrontabili, specialmente in rocce compatte e poco fratturate, ovvero nei casi in cui la presenza di discontinuità non sia così rilevante da condizionare l'escavabilità della roccia stessa (Vagnon, 2013).

Come si osserva nella Tabella 4.3, sono i parametri in ingresso e uscita che richiedono oppure restituiscono i due modelli. Come si può notare, le proprietà della roccia di input del NTH sono racchiuse in indici derivati da prove di laboratorio specifiche, mentre quelle richieste dal CSM sono facilmente reperibili in quanto riportati nelle normali relazioni geologiche/tecniche.

I dati di output forniti sono pressoché i medesimi: il CSM fornisce delle relazioni spinta - coppia - penetrazione dalle quali la velocità di penetrazione può essere stimata, mentre il modello NTH stima la velocità di penetrazione per mezzo di valori di spinta. (Rostami, et al., 1996)

Tabella 4.3 Dati di ingresso e di uscita dei due metodi (Vagnon, 2013).

	CSM		NTH	
	Parametri	Unità di misura	Parametri	Unità di misura
Input	Raggio dei dischi	in	Fratturazione	Classe da I a IV
	Spessore dell'anello	in	Fragilità	Indice S20
	Spaziatura	in	Escavabilità	SJ
	Penetrazione	in	Porosità	AV
	UCS	psi	Diametro dei dischi	mm
	Resistenza a trazione	psi	Forza sui dischi	kN
	Diametro TBM	ft	Spaziatura	mm
	RPM	rev/min	Diametro TBM	m
	N° di cutter			
	Spinta	lbs		
	Coppia	ft lbs		
	Potenza	hp		
Output	Forza sui dischi	lbs	N° di cutter	
	Forza normale	lbs	RPM	rev/min
	Forza di rotolamento	lbs	Spinta	t
	Coppia	ft lbs	Potenza	kW

Potenza	hp	Penetrazione base	mm/rev
Penetrazione base	in/rev	Velocità di penetrazione	m/hr
Velocità di penetrazione	ft/hr	Coppia	kNm
Utilizzazione	%	Utilizzazione	%
Velocità di avanzamento	ft/day	Velocità di avanzamento	m/day
Vita dei dischi	hr/cutter	Vita dei dischi	hr/cutter

La tendenza attuale è quella di unire i due metodi utilizzando il CSM per stimare la penetrazione base e per fornire un'indicazione preliminare sui dati di progetto della TBM e applicare il NTH per calibrare i dati provenienti dal CSM, con l'obiettivo di considerare gli effetti delle discontinuità sullo scavo (Vagnon, 2013).

## 5 PROVE PREGRESSE EFFETTUATE MEDIANTE ILCM PRESSO IL POLITECNICO DI TORINO

Il progetto ILCM del Politecnico di Torino è stato implementato nel 2010; da allora sono stati sviluppati alcuni test di ricerca, tra cui tre tesi di laurea. In questo capitolo si riassumono e si descrivono le condizioni delle prove e anche i risultati ottenuti durante queste ricerche, per fissare un riferimento a sostegno dei risultati ottenuti nel presente studio.

### 5.1 PROVE EFFETTUATE DA RISPOLI (2013)

I test sono stati condotti su tre diversi tipi di rocce. I campioni hanno una geometria prismatica e le seguenti dimensioni: 50cm di larghezza, 30cm di lunghezza e 20cm di spessore. Nella Figura 5.1 si possono vedere i campioni di roccia intatta impiegati nella campagna di test, mentre in Tabella 5.1 sono riportate le caratteristiche fisiche e geo-meccaniche dei campioni utilizzati.



Figura 5.1 Campioni di roccia intatti: Pietra di Luserna, Diorite, Marmo (Rispoli, 2013)

Tabella 5.1 Proprietà dei campioni di roccia (Rispoli, 2013).

<b>Diorite di Vico</b>				
Densità (kg/m <sup>3</sup> )	C <sub>o</sub> (MPa)	$\sigma_{t, fle}$ (MPa)	E <sub>t</sub> (MPa)	Durezza Knopp (MPa)
2620	124	21,3	63	4261
<b>Pietra di Luserna</b>				
Densità (kg/m <sup>3</sup> )	C <sub>o</sub> (MPa)	$\sigma_{t, fle}$ (MPa)	E <sub>t</sub> (MPa)	Durezza Knopp (MPa)
2790	120	19,8	35	1286
<b>Marmo bianco Prali</b>				
Densità (kg/m <sup>3</sup> )	C <sub>o</sub> (MPa)	$\sigma_{t, fle}$ (MPa)	E <sub>t</sub> (MPa)	Durezza Knopp (MPa)
2814	215	21,1	45,7	4115

#### 5.1.1 CONDIZIONI DELLE PROVE

Per quanto riguarda le condizioni di prova, le passate dell'utensile sono state fatte in la direzione parallela al lato corto (30cm) dei provini, con l'obbiettivo di evitare gli effetti di bordo.

Il provino è stato dunque posizionato nella zona centrale della sample box, appoggiandone la faccia più corta lungo il bordo, per ottenere un parziale confinamento necessario a vincolare il provino per contrasto. A questo punto si esegue, in entrambe le direzioni, la livellazione (Figura 5.2) della superficie superiore attraverso una livella a bolla. Questa operazione è stata fatta per evitare che si ottenga, all'interno della stessa

passata, una variazione della penetrazione effettiva del disco sulla roccia o un'ulteriore disuniformità degli sforzi laterali sul disco.

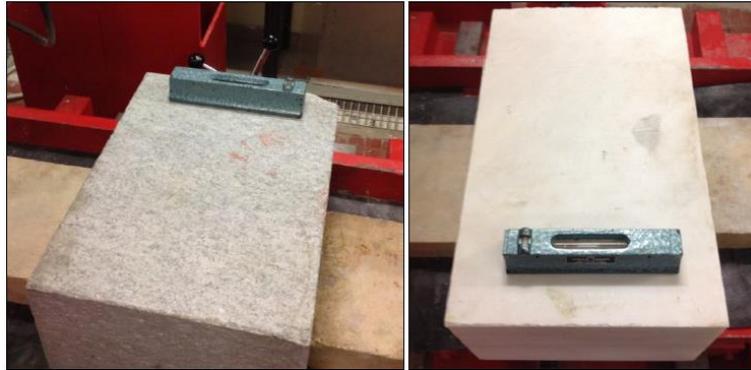


Figura 5.2 Livellazione campioni di pietra di Luserna e marmo (Rispoli, 2013).

Una volta conclusa la fase di livellazione, si è effettuato il fissaggio del campione (Figura 5.3). Questa condizione viene garantita attraverso l'interposizione, tra il provino e il bordo della sample box, di blocchetti di roccia di opportune dimensioni, fissati grazie ad un cuneo di legno.

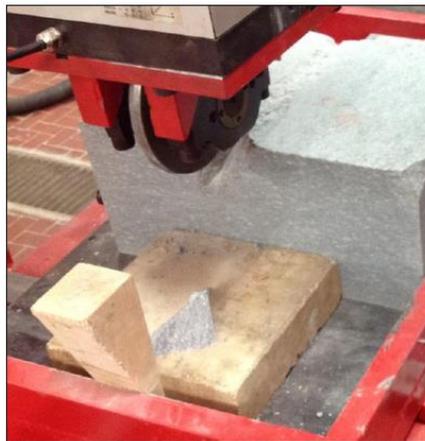


Figura 5.3 Fissaggio campione di pietra di Luserna (Rispoli, 2013).

Per la determinazione dei parametri d'interesse è stato necessario, alla fine di ogni passata realizzata dal disco, eseguire un'accurata fase di elaborazione dei valori acquisiti durante il test. Questa operazione non riguarda solamente i segnali ottenuti dal sistema di acquisizione, ma si estende anche ad una serie di altri parametri fondamentali che vengono determinati con procedura manuale.

Le operazioni da effettuare possono essere riassunte nelle seguenti fasi:

#### **5.1.1.1 Pesatura del detrito**

Il volume della porzione di roccia che si stacca agli estremi dei solchi effettuati (Figura 5.4), sia le scaglie prodotte in corrispondenza di quei punti, non devono far parte delle misurazioni che rientrano nel computo dei parametri d'interesse. Questa condizione è stata facilitata dal fatto che il volume di roccia in questione cade sulla sample box ai lati del campione. Per tali motivi, considerando che il sistema di confinamento e asportazione del detrito utilizzato prevede che le scaglie si dispongano e vengano

prelevate sulla faccia del campione dove viene eseguito il taglio, si riesce a non tener conto del volume distaccato agli estremi del provino.



**Figura 5.4** Distacco volume di roccia agli estremi dei solchi prodotti su un campione di pietra di Luserna (Rispoli, 2013).

Per determinare correttamente il peso della roccia asportata e per permettere la conservazione della stessa, è stato utilizzato ogni volta un nuovo contenitore da inserire nell'aspiratore. La pesatura avviene prima e dopo l'aspirazione del detrito: in questo modo si riesce a tener conto anche della parte più fine del volume da valutare.

Una volta ottenuto il peso del detrito, si determina il volume complessivo riferendosi alla densità media indicata dalle aziende che hanno fornito i campioni.

Per effettuare efficacemente la determinazione del volume del detrito prodotto è dunque necessario:

- Asportare tutto il detrito prodotto:

Per quanto riguarda l'asportazione del detrito (Figura 5.5), si è scelto di utilizzare un aspiratore in grado di convogliare, in maniera diretta, il materiale raccolto all'interno di un sacchetto.

Detto sacchetto è pesato prima e dopo l'aspirazione, in modo da consentire sia la determinazione del peso del detrito sia la sua classificazione e conservazione.



**Figura 5.5** Detrito creato per uno degli solchi effettuato su un campione di marmo (Rispoli, 2013).

- Confinare i frammenti di roccia durante l'esecuzione del solco:

Il confinamento, invece, è la parte più delicata del procedimento di prova, per questo motivo è stato necessario fare in modo che non si perdessero quantità di materiale tali da inficiare i risultati in modo considerevole.

In prima battuta si era pensato di garantire il contenimento del detrito attraverso teli in nylon (Figura 5.6), fissati sui bordi del campione stesso e sul perimetro della cella di carico, in modo da realizzare una sorta di involucro protettivo.



**Figura 5.6 Confinamento del detrito attraverso teli in nylon (Rispoli, 2013).**

Questo sistema, però, oltre a rivelarsi particolarmente ingombrante per l'esecuzione del test, non permette di prelevare il materiale in modo ottimale, rendendo oltremodo complessa la fase di aspirazione.

Si è scelto, dunque, di costruire una sorta di telaio di cartone (Figura 5.7) che circonda il disco e confina il materiale asportato sulla superficie del campione, comprendendo, quindi, anche i detriti che, a causa delle forti pressioni in gioco, potrebbero essere proiettati a distanza. Questa soluzione un po' rudimentale, si è tuttavia rivelata efficiente ed ha facilitato notevolmente l'esecuzione dei test.



**Figura 5.7 Telaio di cartone per il confinamento del detrito (Rispoli, 2013).**

Dopo aver asportato il detrito ed averlo pesato, si può procedere all'esecuzione di un'altra passata.

### ***5.1.1.2 Valutazione della penetrazione effettiva***

La determinazione del parametro è stata fatta confrontando il valore indicato da un comparatore meccanico con base fissata sul pistone prima di effettuare la passata con quello valutato nel filmato registrato durante la prova. In Figura 5.8 è possibile apprezzare le "istantanee" (screenshot) ricavate dal filmato effettuato durante un test.

Per controllo, al termine della prova, è stata registrata anche la lettura finale indicata dal comparatore meccanico, la quale si discosta leggermente dal valore iniziale.

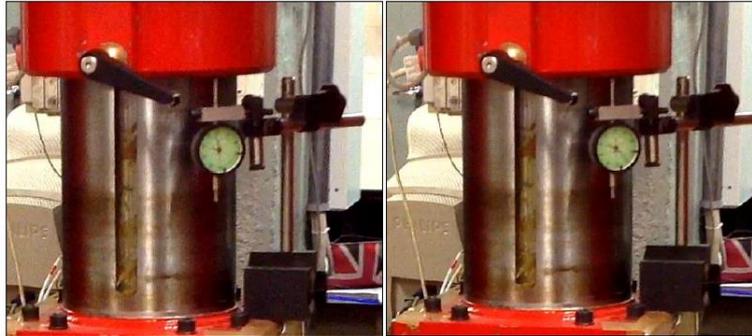


Figura 5.8 Comparatore prima della prova (sinistra) e durante la prova (destra) (Rispoli, 2013).

### 5.1.1.3 *Misurazione della lunghezza del solco*

Una delle grandezze che entrano in gioco nella determinazione dell'energia specifica è la lunghezza del solco prodotto dal passaggio del disco. La misurazione di tale parametro deve tener conto dell'effetto relativo al distacco di un certo volume di roccia in corrispondenza degli estremi del campione su cui si esegue la passata.

Questa misurazione è rappresentata in Figura 5.9 e corrisponde alla lunghezza del solco misurata, ai fini dei calcoli da effettuare, non considerando la porzione di roccia soggetta a rottura ai bordi estremi del campione.



Figura 5.9 Lunghezza del solco misurata (Rispoli, 2013).

### 5.1.1.4 *Elaborazione del segnale*

Questa operazione riguarda la determinazione delle forze medie, componente normale e componente di rotolamento.

Prima di tutto, dopo aver caricato su un foglio di calcolo i risultati forniti dal sistema di acquisizione, vengono isolati i valori relativi all'effettivo passaggio del disco sulla

roccia, i quali sono contenuti in un insieme delimitato da variazioni repentine della forza normale.

Successivamente si effettua la valutazione dell'andamento del segnale registrato analizzando la variazione delle forze in funzione del tempo (Grafico 5.1). Dal grafico proposto, relativo al segnale di una prova effettuata su un campione di marmo, è possibile notare come il valore della forza normale, nel caso in esempio, si assesti per un tempo superiore a 5 secondi. Questa condizione è dovuta principalmente all'assestamento che il segnale subisce a seguito dell'effetto di rottura della roccia agli estremi dei solchi ottenuti; tagliando le code del diagramma, dunque, si riesce, tra le altre cose, a non tener conto di tale fenomeno che, come osservato, non è d'interesse per questo studio.

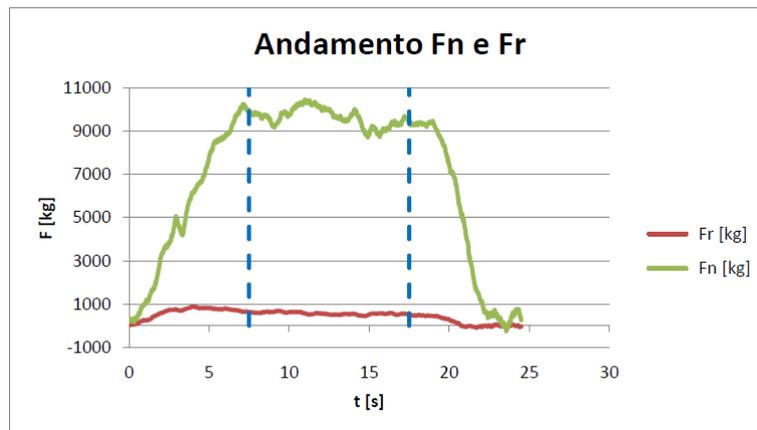


Grafico 5.1 Valutazione intervallo significativo (Rispoli, 2013).

Sulla base di tali considerazioni, si deve scegliere un intervallo significativo del test (tratteggiato in blu nel Grafico 5.1).

A questo punto è possibile determinare i valori medi di forza normale e forza di rotolamento da inserire nel computo generale dei parametri d'interesse.

## 5.1.2 RISULTATI DELLE PROVE

### 5.1.2.1 *Diorite di Vico*

Sono state valutate solo le forze sviluppate durante la prova, in relazione all'effetto della non completa planarità presentata dal campione. Il campione presentava una lieve inclinazione nella direzione di taglio che non è stata corretta prima di effettuare i test. Si è deciso di condurre la determinazione sperimentale attribuendo il percorso con "inclinazione positiva" (pendenza crescente) alle passate di andata e quello con "inclinazione negativa" (pendenza decrescente) alle passate di ritorno. La Tabella 5.2 mostra i risultati ottenuti.

Tabella 5.2 Risultati Diorite di Vico (Rispoli, 2013).

Passata n°	p (mm)	s (mm)	s/p	F <sub>n</sub> picco (kN)	F <sub>r</sub> picco (kN)	CC (%)
1 (andata)	1,5	-	-	104,97	4,85	4,6
2 (ritorno)	1,5	-	-	98,87	7,67	7,8
3 (andata)	1,5	15	10	94,49	4,05	4,3
4 (ritorno)	1,5	15	10	87	4,73	5,4
5 (andata)	1,5	20	13,3	98,95	4,6	4,6
6 (ritorno)	1,5	20	13,3	89,86	5,9	6,6

Si ha tenuto conto solo delle forze di picco a causa dei valori medi non significativi. Il Grafico 5.2 e Grafico 5.3 illustrano i grafici che gli confrontano con la spaziatura di taglio.

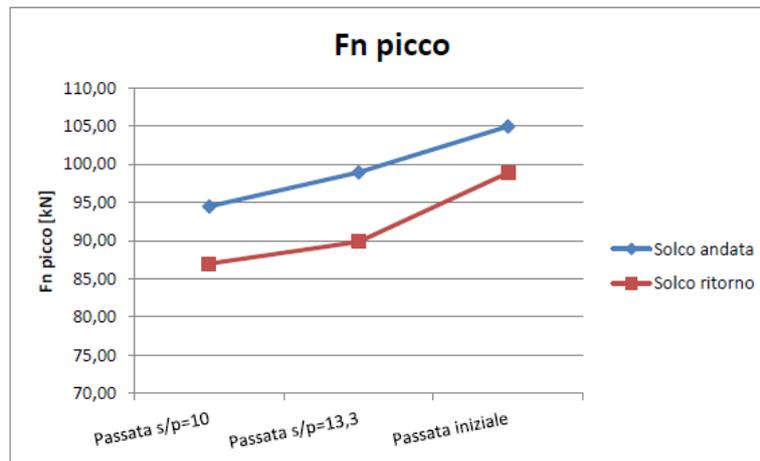


Grafico 5.2 Comportamento della forza normale di picco (Rispoli, 2013).

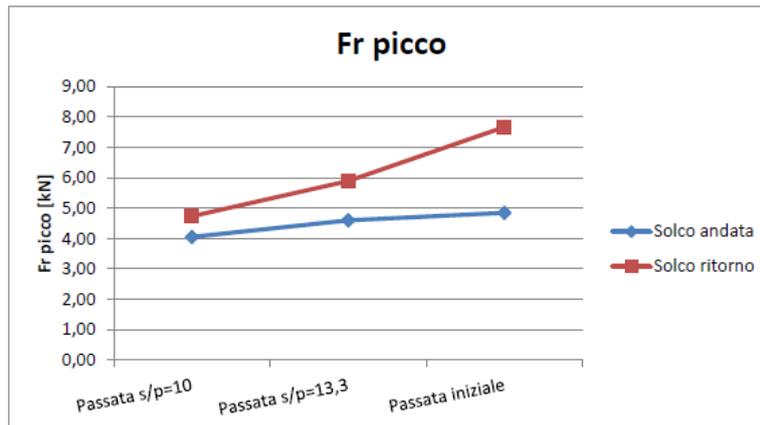


Grafico 5.3 Comportamento della forza di rotolamento di picco (Rispoli, 2013).

Questi studi hanno dimostrato che le forze di rotolamento aumentano dopo l'esecuzione del solco di andata. Per quanto riguarda la forza normale, per il taglio in andata si sono registrati valori maggiori rispetto al taglio di ritorno. Secondo i risultati ottenuti, l'inclinazione del campione di roccia influisce sul rapporto  $F_r/F_n$ , detto anche coefficiente di taglio CC.

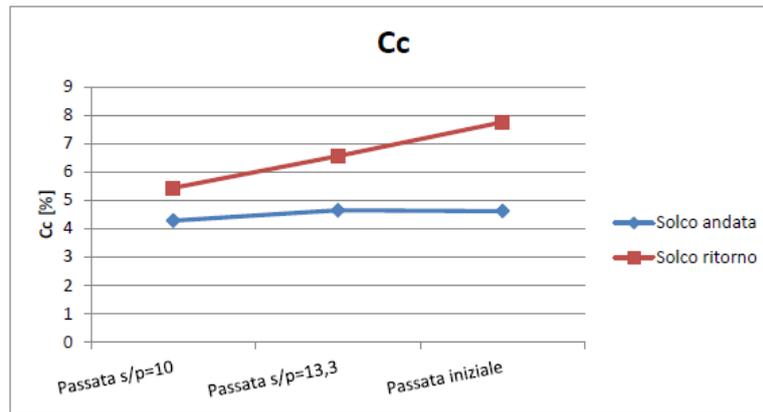


Grafico 5.4 Comportamento del coefficiente di taglio (Rispoli, 2013).

Il Grafico 5.4 spiega la variazione del coefficiente CC. Esso rimane pressoché costante nel solco di andata, mentre nel ritorno, a causa delle maggiori differenze tra le forze (aumentando le forze di rotolamento), si osserva una maggiore variazione.

### 5.1.2.2 Pietra di Luserna

In questo caso è stata valutata l'energia specifica SE. Il confinamento del detrito è stato fatto con pezzi di cartone che circondano l'utensile. Nonostante la tecnica sia rudimentale, è stato possibile pesare in modo efficace il detrito prodotto dopo l'esecuzione del solco.

In Tabella 5.3 si mostrano i risultati ottenuti per ogni solco effettuato sulla pietra Luserna. Inoltre, il Grafico 5.5 e Grafico 5.6 indicano come le forze normali e di rotolamento siano maggiori in funzione dell'aumento dal rapporto s/p, mentre il Grafico 5.7 mostra che c'è una variabilità contenuta di valori CC, intorno all'8% e 10%.

Tabella 5.3 Forze misurate sulla pietra Luserna (Rispoli, 2013).

Passata n°	p (mm)	s/p	F <sub>n</sub> media (kN)	F <sub>n</sub> picco (kN)	F <sub>r</sub> media (kN)	CC (%)
6	3,9	7,6	74,32	149,89	7,05	9,5
12	3,95	8	76,72	118,09	7,17	9,3
7	4,2	9,3	93,02	152,9	7,62	8,2
9	3,8	10,8	102,93	162,74	10,06	9,8
13	4,07	11,1	114,32	139,05	10,1	8,8
10	4,2	12,2	123,19	162,69	11,8	9,6

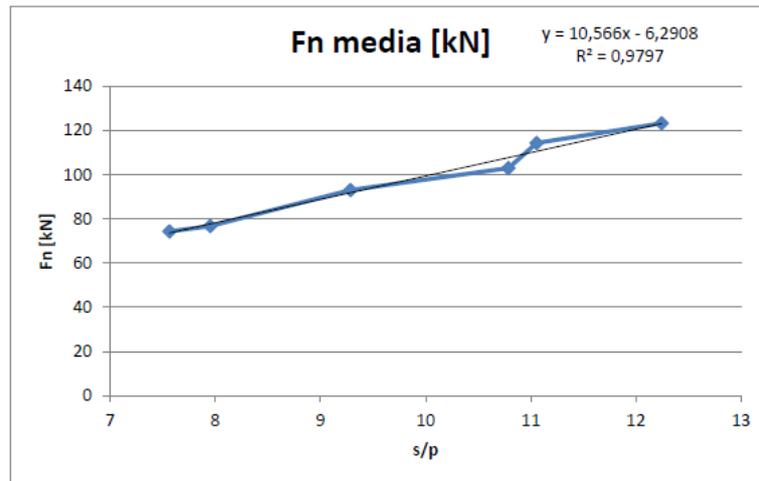


Grafico 5.5 Comportamento medio delle forze normali (Rispoli, 2013).

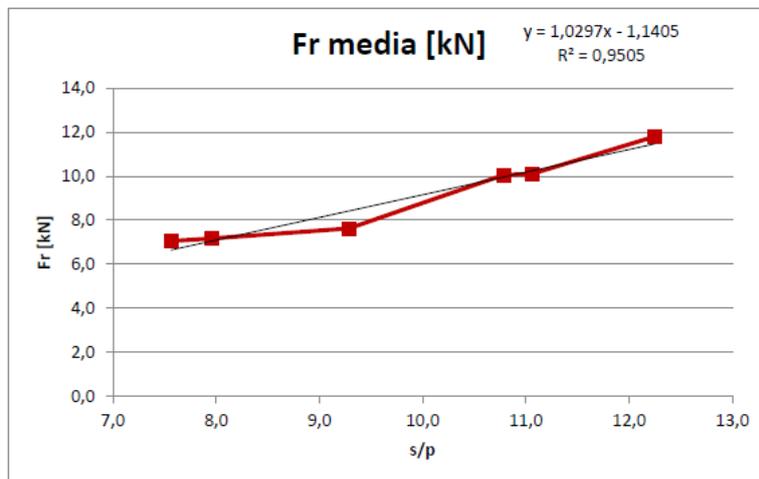


Grafico 5.6 Comportamento medio delle forze di rotolamento (Rispoli, 2013).

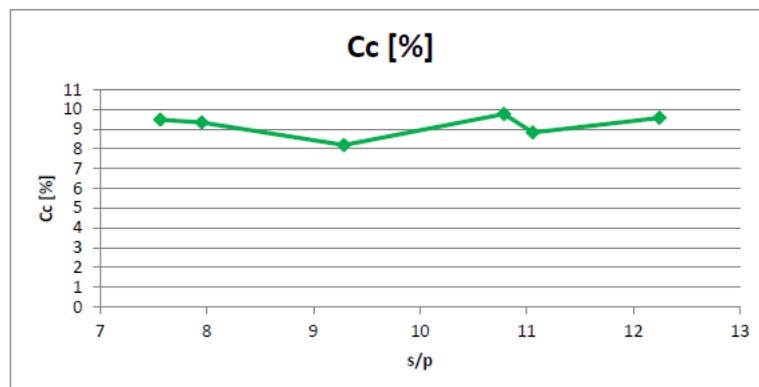


Grafico 5.7 Comportamento del coefficiente di taglio (Rispoli, 2013).

Per quanto riguarda l'energia specifica SE, i risultati ottenuti sono riportati in Tabella 5.4. I valori di SE sono stati stimati attraverso l'espressione:

$$SE = \frac{F_r * L_{solco}}{V}$$

dove:

- SE è l'energia specifica in MJ/m<sup>3</sup>.
- Fr è la forza di taglio media agente sul disco in kN.
- L solco è la lunghezza di taglio in mm.
- V è il volume del detrito asportato durante il taglio in cm<sup>3</sup>.

Tabella 5.4 Risultati di energia specifica misurata sulla pietra Luserna (Rispoli, 2013)

Passata n°	s/p	Fr media (kN)	L solco (mm)	Peso tot. (kg)	V (kN)	SE (MJ/m <sup>3</sup> )
6	7,6	7,05	240	0,0498	19	9,5
12	8	7,17	245	0,05753	22	9,3
7	9,3	7,62	235	0,0643	24,5	8,2
9	10,8	10,06	250	0,07808	29,8	9,8
13	11,1	10,1	235	0,07472	28,5	8,8
10	12,2	11,8	245	0,08205	31,3	9,6

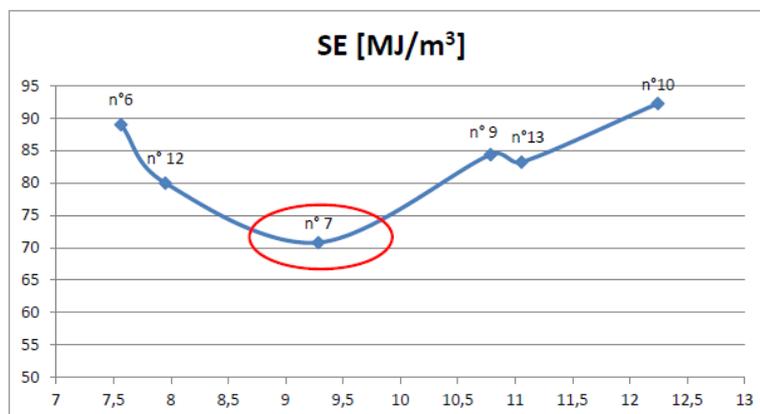


Grafico 5.8 Valori di energia specifica per la pietra Luserna (Rispoli,2013).

Sulla base dei risultati ottenuti da questi test, il rapporto ottimale s/p per questo litotipo varia da 8,5 a 10. Come si può vedere nel Grafico 5.8, esiste un'anomalia sui valori SE. L'energia specifica della passata n°13 era minore di quella necessaria per la passata n°9, presentando rispettivamente valori di s/p di 11,1 e 10,08. Il motivo di questa anomalia è stato dettato da un'assenza di incremento del volume dei detriti ottenuto dalla passata n°13 rispetto alla passata n°9. I seguenti fattori possono avere contribuito a questo problema:

- Lunghezza di taglio inferiore.
- Profondità di penetrazione.
- Influenza dell'anisotropia durante la passata n°13.
- Raccolta e asportazione del detrito.

### 5.1.2.3 Marmo bianco di Prali

Come si può vedere dalla Tabella 5.5, il rapporto s/p mostra una maggiore variabilità rispetto ai valori ottenuti con la pietra Luserna. Il comportamento delle forze e del coefficiente di taglio sono rappresentati nelle grafici successivi.

Tabella 5.5 Forze misurate sul marmo bianco Prali (Rispoli, 2013).

Passata n°	p (mm)	s/p	F <sub>n</sub> media (kN)	F <sub>n</sub> picco (kN)	F <sub>r</sub> media (kN)	CC (%)
8	3	7,3	58,03	83,4	4,77	8,2
2	2,85	9	70,74	86,86	5,08	7,2
4	2,85	11	71,62	104,32	6,92	9,7
5	2,8	11,9	75,71	99	7,95	10,5
6	2,85	13,5	83,02	104,33	8,16	9,8
9	2,95	15,3	94,6	102,63	8,86	9,4
10	2,95	16,2	102,99	112,5	9,39	9,1
11	2,95	16,9	106,76	110,6	9,71	9,1
12	2,9	17,5	108,95	111,7	9,89	9,1

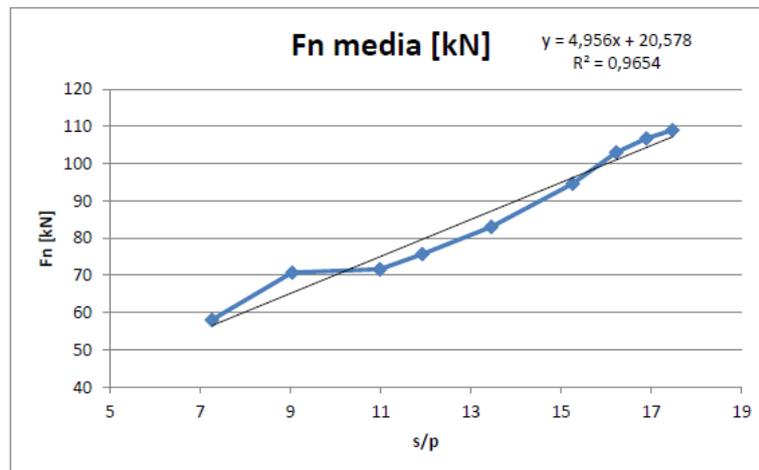


Grafico 5.9 Comportamento medio delle forze normali (Rispoli, 2013).

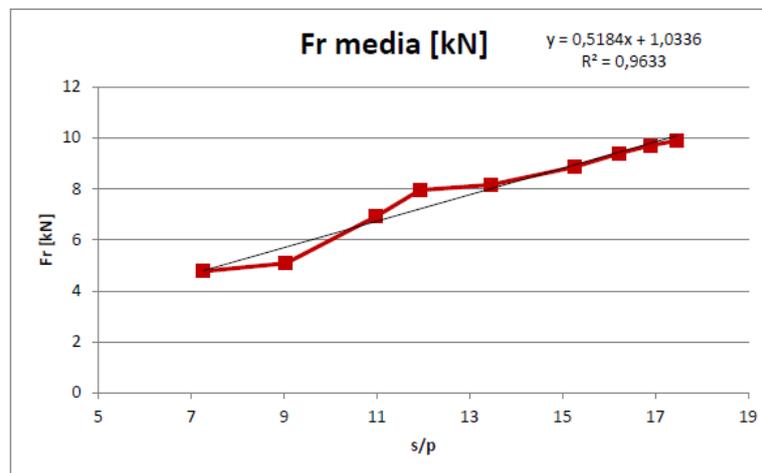


Grafico 5.10 Comportamento medio delle forze di rotolamento (Rispoli, 2013).

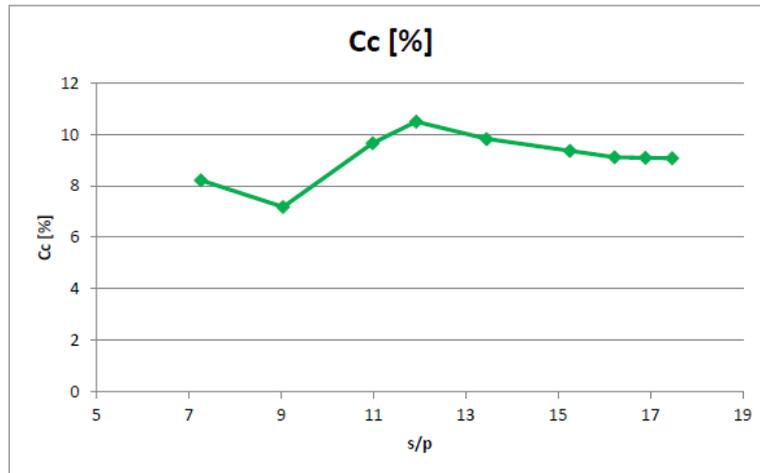


Grafico 5.11 Comportamento del coefficiente di taglio (Rispoli, 2013).

In questo caso il rapporto ottimale s/p è compreso in un intervallo tra 15 e 16. Nel Grafico 5.12 si mostra come valori di s/p superiore a 16 rappresentino l'inizio di un taglio troppo largo dando luogo a maggiori valori SE.

Tabella 5.6 Risultati di energia specifica misurata su marmo bianco Prali (Rispoli, 2013).

Passata n°	s/p	$F_r$ media (kN)	L solco (mm)	Peso tot. (kg)	V (kN)	SE (MJ/m <sup>3</sup> )
8	7,3	4,77	205	0,06205	22,2	43,97
2	9	5,08	210	0,07161	25,7	41,57
4	11	6,92	200	0,09616	34,5	40,16
5	11,9	7,95	210	0,11936	42,8	39,03
6	13,5	8,16	225	0,15482	55,5	33,08
9	15,3	8,86	210	0,20999	75,3	24,72
10	16,2	9,39	215	0,20918	75	26,93
11	16,9	9,71	220	0,19823	71,1	30,07
12	17,5	9,89	220	0,19365	69,4	31,35

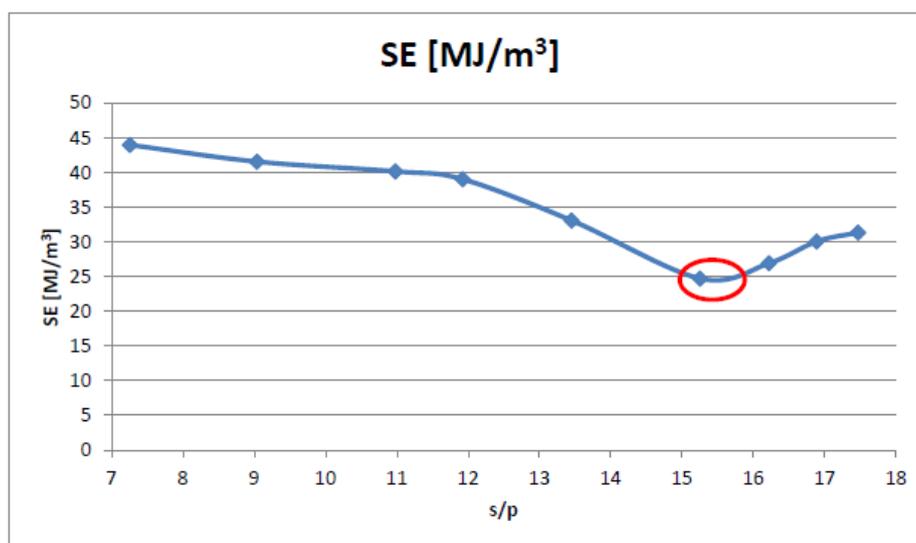


Grafico 5.12 Valori di energia specifica registrati nel marmo bianco Prali (Rispoli, 2013).

## 5.2 PROVE EFFETTUATE DA VAGNON (2013)

Lo studio consisteva nell'uso di modelli analitici e numerici per prevedere le profondità di penetrazione dell'utensile e le forze normali e di rotolamento riscontrate da un test di taglio lineare, effettuando una correlazione tra i modelli disponibili.

I modelli analitici sono stati basati sul metodo dei vuoti sferici (A. Lembo-Fazio, R. Ribacchi, 1986) utilizzati per la stima dello stato di tensione della trazione sul fronte di scavo di un tunnel (Grafico 5.13). L'analisi è stata fatta per tre diversi tipi di roccia, classificati rispettivamente di qualità ottimale, media scarsa. I parametri utilizzati per l'analisi sono stati:

- L'angolo d'attrito di picco  $\theta_p$ .
- L'angolo d'attrito residuo  $\theta_r$ .
- La coesione di picco  $c_p$ .
- La coesione residua  $c_r$ .

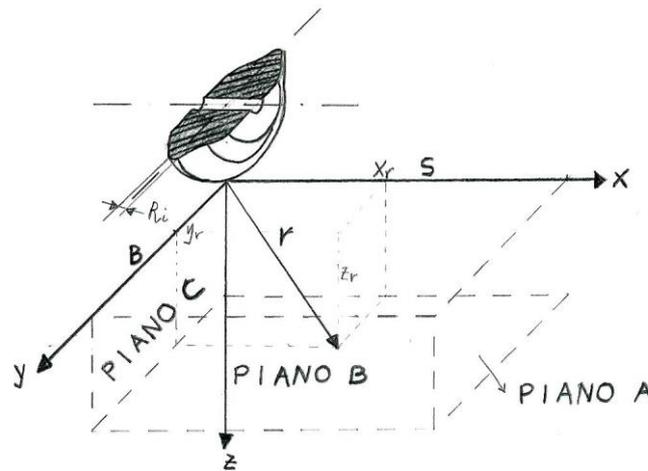


Grafico 5.13 Schema utilizzato per il modello (Vagnon, 2013).

Prendendo in considerazione la teoria di rottura di Hoek & Brown e i valori  $\sigma_{ci}$  proposti da Hoek et al. (1995), sono stati stimati i parametri (Tabella 5.7) utilizzati per il controllo di ciascun modello analitico di roccia.

Tabella 5.7 Parametri usati nel modello analitico (Vagnon, 2013).

Parametri	Ottima qualità	Media qualità	Scarsa qualità
$\sigma_{ci}$ (MPa)	150	80	20
m	25	15	8
$\theta_p$ e $\theta_r$ (°)	44	37	32
$c_p$ (MPa)	50	28	7
$c_r$ (MPa)	50	28	7

La verifica è stata effettuata per tre piani indicati con A (orizzontale), B (verticale) e C (parallelo alla direzione di taglio) (Grafico 5.13). Nei tre piani è possibile identificare una forma di allineamento che calcola i parametri del modello. Il modello considera una spaziatura S di 80 mm, una lunghezza della scaglia B di metà S (40 mm), raggio interno pari a 6,5 mm e forza massima pari a 200 kN. Lo scopo del modello era ottenere la

profondità di passata alla quale si ha la rottura della roccia e conseguentemente il distacco della scaglia.

### 5.2.1 ANALISI SU ROCCIA DI OTTIMA

Dal valore dell'angolo di coesione e dell'angolo di attrito sono stati definiti la pressione critica (62,41 MPa) e il raggio plastico (32 mm). Nel Grafico 5.14, caso per il piano A, il meccanismo principale di rottura è dovuto a forze di taglio. Queste aumentano con la profondità di penetrazione. E' anche evidente che il meccanismo prevalente è legato a fenomeni di taglio che aumentano all'aumentare della profondità di passata.

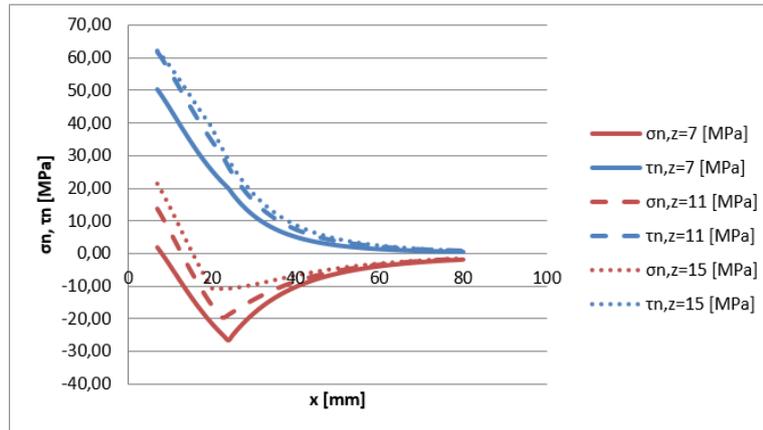


Grafico 5.14 Andamento della forza di taglio  $\tau_n$  e della tensione normale  $\sigma_n$  per differenti valori di  $z$  in funzione dal asse  $x$ , con allineamento  $Y=B/2$  (Vagnon, 2013).

La stima della profondità di penetrazione (formazione di scaglia) è stata pari a 8 mm ed è stata effettuata attraverso la variazione di un fattore di sicurezza dato dall'espressione:

$$F.S = \frac{\tau_{lim}}{\tau_n}$$

$$\tau_{lim} = \sigma_n \cdot \tan \vartheta_r + c_r \text{ in campo plastico}$$

$$\tau_{lim} = \sigma_n \cdot \tan \vartheta_p + c_p \text{ in campo elastico}$$

Dove:

- $\tau_{lim}$  è la forza resistente determinate utilizzando il criterio di Mohr-Coulomb.
- $\tau_n$  è la forza di taglio agenti sul piano in esame

Il minimo valore di FS è riportato nel Grafico 5.15.

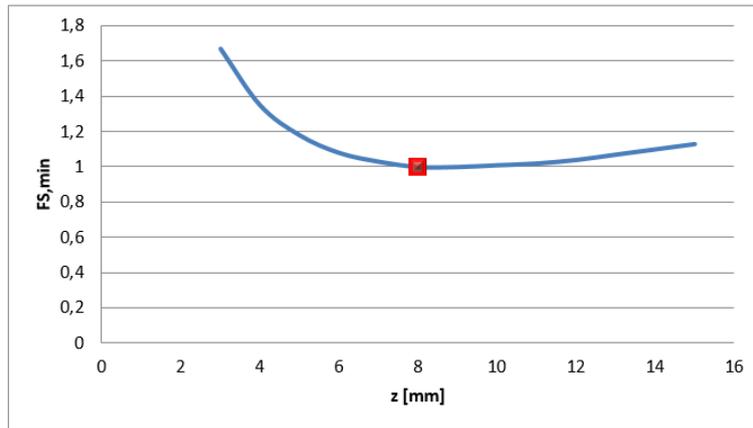


Grafico 5.15 Variazione del F.S. in funzione della penetrazione al variare la profondità  $z$  (Vagnon, 2013).

Per il piano B, trasversale alla direzione del disco e ortogonale al piano A, con una profondità di penetrazione costante di 4 mm, il meccanismo di rottura è anche a taglio, ma diminuisce con il rotolamento del disco (Grafico 5.16).

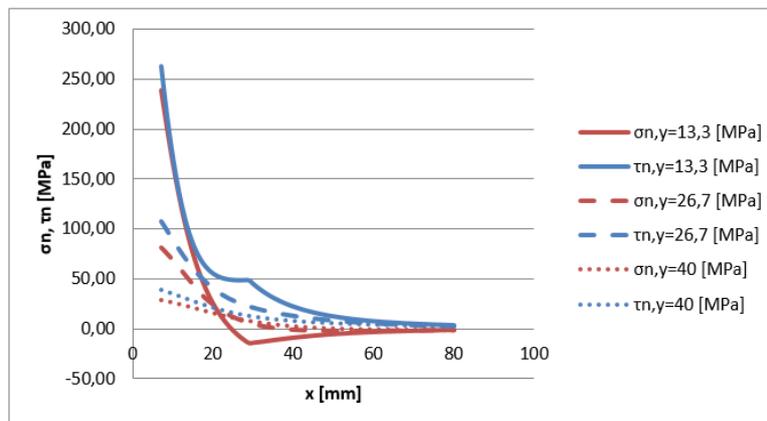


Grafico 5.16 Andamento della forza di taglio  $\tau_n$  e della tensione normale  $\sigma_n$  per differenti valori di  $y$  in funzione dal asse  $x$  (Vagnon, 2013).

Il Grafico 5.17 indica che la rottura sul piano B si verifica in conseguenza della formazione della scaglia sul piano A. In altre parole, lo sforzo di taglio generato non è sufficiente per generare una rottura.

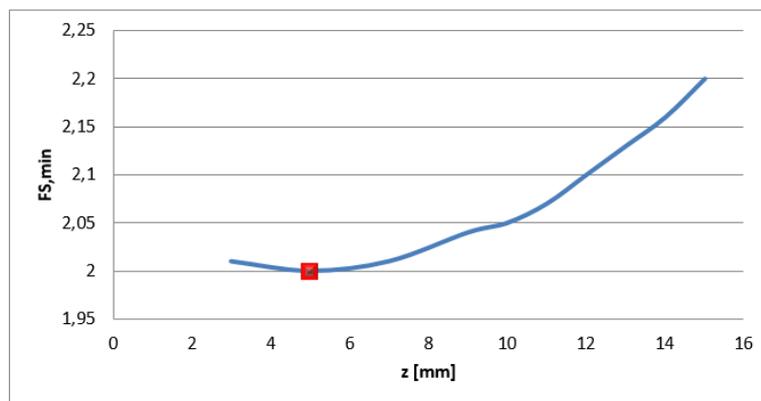


Grafico 5.17 Variazione del F.S. in funzione della penetrazione al variare la profondità  $z$  (Vagnon, 2013).

A differenza, nel piano C si genera un meccanismo di rottura a trazione quando  $\sigma_\theta$  diviene negativo (Grafico 5.18) o alla distanza di circa metà raggio plastico (Grafico 5.19). Il meccanismo di rottura a compressione prevale fino a una distanza pari al raggio plastico (Grafico 5.20).

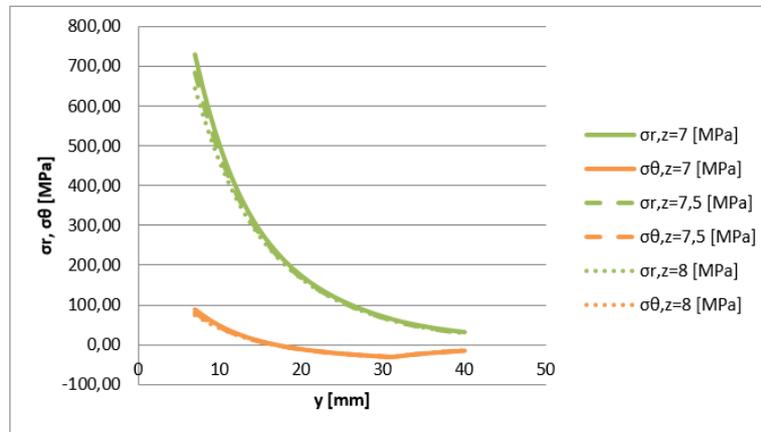


Grafico 5.18 Variazione di  $\sigma_r$  e  $\sigma_\theta$  in funzione della posizione del disco sulla traiettoria di taglio (Vagnon, 2013).

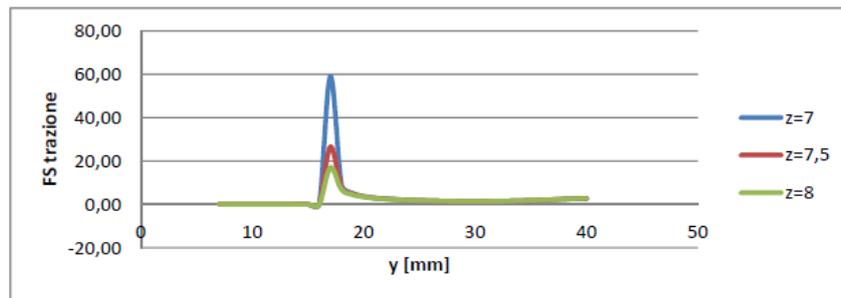


Grafico 5.19 Variazione del F.S. in funzione della posizione del disco sulla traiettoria di taglio al variare di  $y$  (Vagnon, 2013).

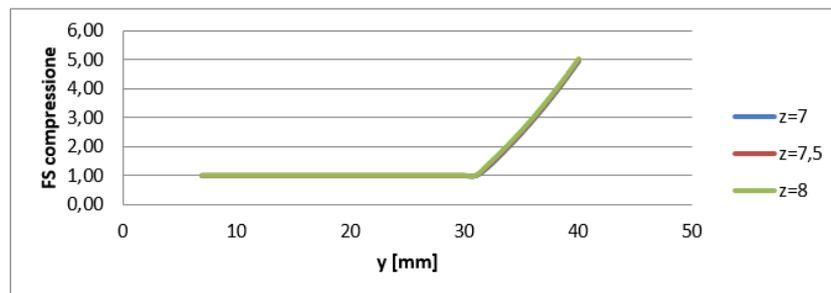


Grafico 5.20 Variazione del F.S. di compressione in funzione della posizione del disco sulla traiettoria di taglio al variare di  $y$  (Vagnon, 2013).

### 5.2.2 ANALISI SU ROCCIA DI MEDIA QUALITÀ

In questo caso la pressione critica è risultata pari a 37,30 MPa e il raggio plastico 48,87 mm. Allo stesso modo con cui si è ricavato il Grafico 5.14 mostrato per il caso del piano A, il meccanismo di rottura principale è dovuto a forze di taglio come mostrato nel Grafico 5.21. Queste aumentano con la profondità di penetrazione. Come nell'analisi su roccia di ottima qualità, è anche possibile vedere che il meccanismo prevalente è legato a fenomeni di taglio che aumentano all'aumentare della profondità di passata.

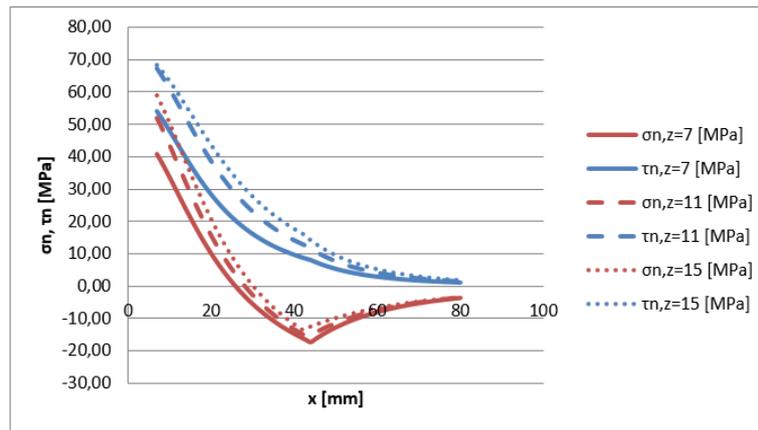


Grafico 5.21 Andamento della forza di taglio  $\tau_n$  e della tensione normale  $\sigma_n$  per differenti valori di  $z$  in funzione dal asse  $x$ , con allineamento  $Y=B/2$  (Vagnon, 2013).

La profondità di penetrazione ottimale in funzione del minimo F.S. è pari a 10 mm (Grafico 5.22).

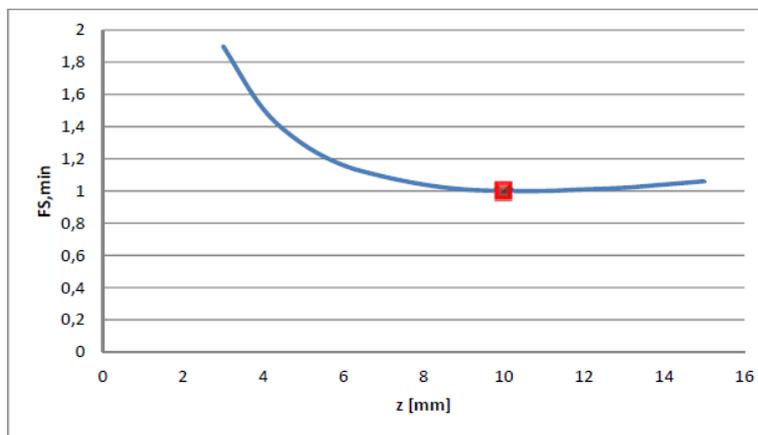


Grafico 5.22 Variazione del F.S. in funzione della penetrazione al variare la profondità  $z$  (Vagnon, 2013).

Sul piano verticale B la sollecitazione era sostanzialmente uguale al caso di qualità ottimale. Prevalenti le sollecitazioni di taglio, come mostra il Grafico 5.23. Per qualsiasi valore di penetrazione con profondità tra 3 e 15 mm la rottura avviene a  $y = 40$  mm. Il minimo valore di FS è riportato nel Grafico 5.24.

Per il piano C valgono le stesse considerazioni fatte prima, sul meccanismo di rottura a trazione (Grafico 5.25). Ma la rottura prosegue fino alla zona elastica per superamento della resistenza a compressione (Grafico 5.26). La dimensione teorica della scaglia ottenuta era di  $80 \times 44 \times 10$  mm, paragonabile agli scaglie scavate con TBM.

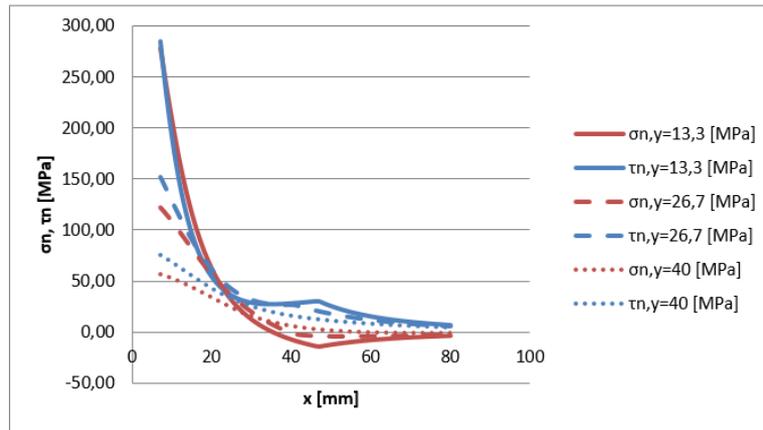


Grafico 5.23 Andamento della forza di taglio  $\tau_n$  e della tensione normale  $\sigma_n$  per differenti valori di  $y$  in funzione dal asse  $x$  (Vagnon, 2013).

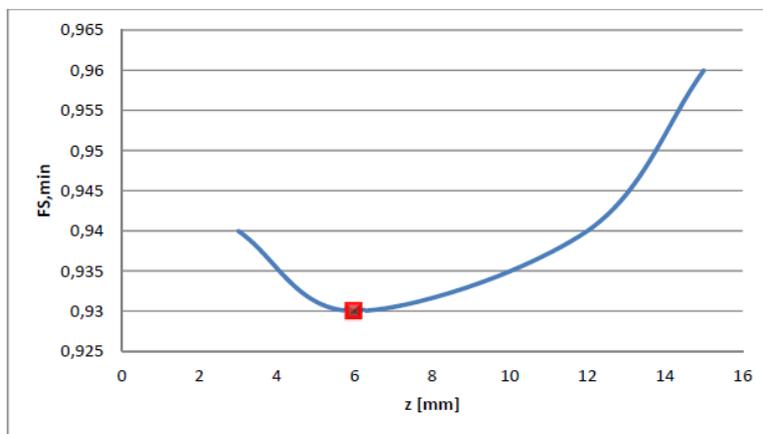


Grafico 5.24 Variazione del F.S. in funzione della penetrazione al variare della profondità  $z$  (Vagnon, 2013).

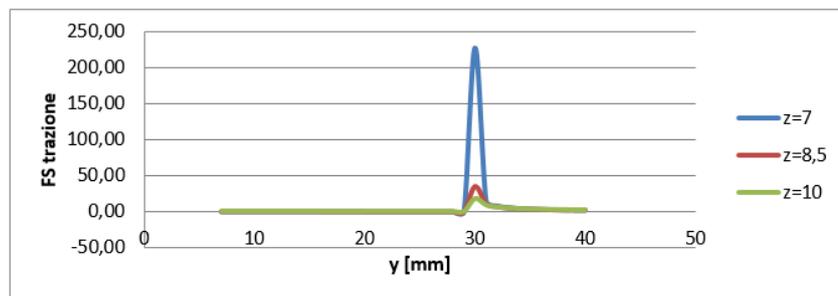


Grafico 5.25 Variazione del F.S. in funzione della posizione del disco sulla traiettoria di taglio al variare di  $y$  (Vagnon, 2013).

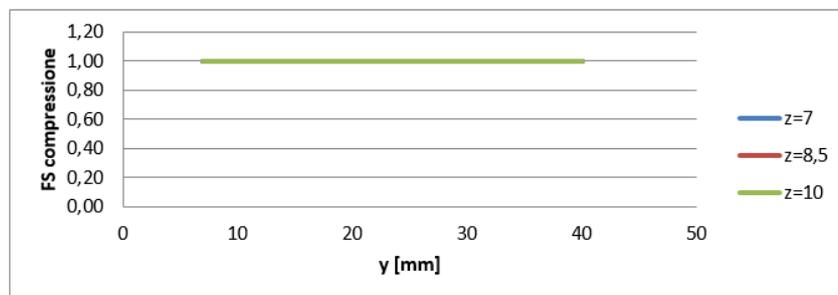


Grafico 5.26 Variazione del F.S. di compressione in funzione della posizione del disco sulla traiettoria di taglio al variare di  $y$  (Vagnon, 2013).

### 5.2.3 ANALISI SU ROCCIA DI SCARSA QUALITÀ

In questo caso la pressione critica è stata pari a 9,61 MPa e il raggio plastico pari a 143,71 mm. Le scarse proprietà geo-meccaniche hanno causato risultati diversi rispetto alle altre due analisi. Lo sforzo prevalente sul piano A è normale, al posto dello sforzo di taglio, e entrambi sono di compressione (Grafico 5.27). La profondità di penetrazione ottimale è di 11 mm (Grafico 5.28).

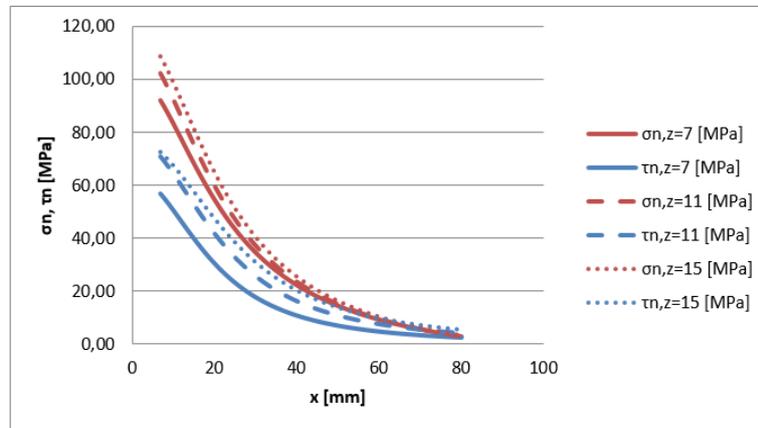


Grafico 5.27 Andamento della forza di taglio  $\tau_n$  e della tensione normale  $\sigma_n$  per differenti valori di  $z$  in funzione di  $x$ , con allineamento  $Y=B/2$  (Vagnon, 2013).

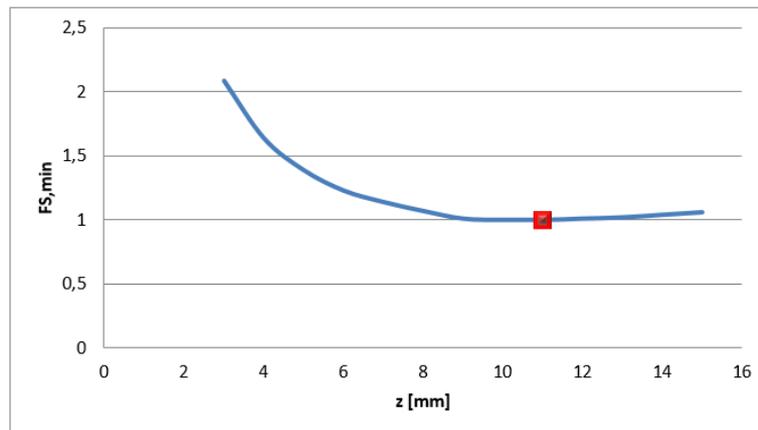


Grafico 5.28 Variazione del F.S. in funzione della penetrazione al variare della profondità  $z$  (Vagnon, 2013).

Per il piano B la situazione è leggermente diversa rispetto al piano A. In prossimità del disco prevalgono le sollecitazioni normali. D'altra parte, all'aumentare di "y" si verifica il comportamento opposto, ovvero prevalgono gli sforzi di taglio (Grafico 5.29). L'autore afferma che la formazione di scaglie al piano  $y = 40$  mm si verifica sicuramente a causa dei bassi valori F.S. ottenuti (Grafico 5.30). Tuttavia, a causa del fatto che  $F.S. = 1$  viene ottenuto a  $y = 146$ , i parametri non sono considerati affidabili. Sul piano C la rottura è dovuta a sollecitazioni di trazione (Grafico 5.31).

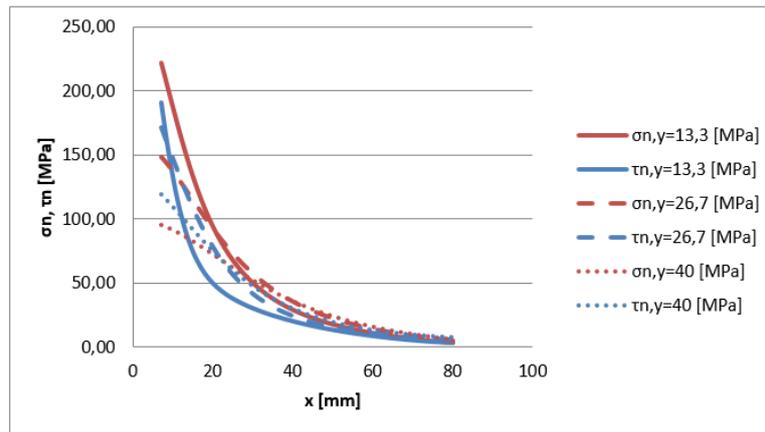


Grafico 5.29 Andamento della forza di taglio  $\tau_n$  e della tensione normale  $\sigma_n$  per differenti valori di  $y$  in funzione di  $x$  (Vagnon, 2013).

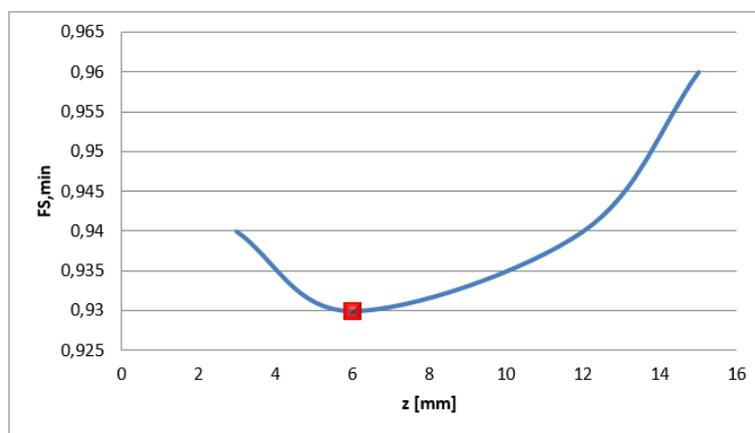


Grafico 5.30 Variazione del F.S. in funzione della penetrazione al variare della profondità  $z$  (Vagnon, 2013).

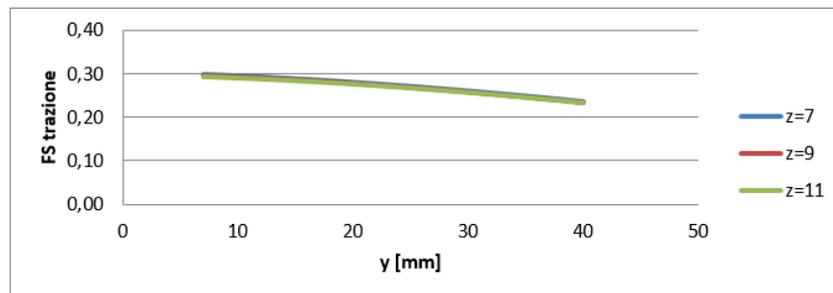


Grafico 5.31 Variazione del F.S. di trazione in funzione della posizione del disco sulla traiettoria di taglio al variare di  $y$  (Vagnon, 2013).

Le dimensioni della scaglia stimata in questo caso sono state  $80 \times 148 \times 11$  mm, per quanto riguarda la profondità di passata il valore è ragionevole, mentre la larghezza  $B$  ricavata è particolarmente elevata rispetto alle dimensioni reali ottenibili.

### 5.3 PROVE EFFETTUATE DA MONTES (2016)

In questo studio sono presentati i risultati di un terzo ciclo di test eseguiti su campioni di marmo (Figura 5.10) mediante Intermediate Linear Cutting Machine del Politecnico di Torino. Le varianti sono un nuovo disco del tipo V-cut e la cementazione del campione per il suo confinamento.



Figura 5.10 Realizzazione del solco sul provino ad opera del disco (Montes, 2016).

Il campione utilizzato ha dimensioni di (50x40x25) cm, con caratteristiche geo-meccaniche riportate in Tabella 5.8 e composizione mineralogica media riportata nella Tabella 5.9.

Tabella 5.8 Proprietà Geo-meccaniche del marmo (Montes, 2016).

Densità	27,05 kN/m <sup>3</sup>
Forza di compressione uniassiale	131 MPa
Modulo elastico tangente	75000 MPa
Modulo elastico secante	83550 MPa
Coefficiente di Poisson	0,274

Tabella 5.9 Composizione mineralogica media del marmo (Montes, 2016).

Carbonato di calcio CaCO <sub>3</sub>	~98%
Dolomite CaMg(CO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub>	1,76%
Ossido di magnesio MgO	1,32% mol
Ossido di silicio SiO <sub>2</sub>	0,71%
Stronzio Sr	114-160 ppm
Altro	1,37%

Il disco utilizzato (Figura 5.11) è del tipo V-cut e le sue dimensioni sono riportate in Tabella 5.10.



Figura 5.11 Disegno del disco. Cortesia da Palmieri S.P.A (Montes, 2016).

Tabella 5.10 Dimensioni del disco (Montes, 2016).

Diametro (mm)	170
Larghezza della punta (mm)	0,2
Angolo di contatto con la superficie (°)	45

### 5.3.1 CONDIZIONI DELLE PROVE

La sample box della ILCM ha un'area rettangolare (Figura 5.12) con dimensioni di (89,5x47) cm. La barriera verticale che ha parzialmente chiuso questa zona ha un'altezza di 10 cm.



Figura 5.12 Sample box della ILCM (Montes, 2016).

In primo luogo, per ottenere valori di forza realistici durante la prova, il provino è stato annegato in una miscela di acqua e cemento a presa rapida. Pertanto, è stato necessario montare una cassaforma con elementi di fissaggio in ferro (Figura 5.13), composta da quattro tavole di legno, con dimensioni (47x25) cm sul lato corto e (88,7x25) cm sul lato lungo. Lo spessore delle tavole era pari a 0,4 cm.



Figura 5.13 Cassaforma montata sulla sample box prima della miscelazione del cemento (Montes, 2016).

Poi, con estrema attenzione il blocco è stato collocato su due cunei di legno per il corretto posizionamento sulla sample box (Figura 5.14). I cunei sono stati rimossi prima di iniziare la colata.



**Figura 5.14** Blocco di marmo nella sample box (Montes, 2016).

Poi è stato miscelato cemento EMACO® S55 con acqua in un rapporto di 0,16, ossia, per ogni 25 kg di cemento sono stati aggiunti 4 litri d'acqua alla miscela di cemento. Dopo 4-5 minuti la miscelazione è stata arrestata e poi la miscela è stata gettata tra il blocco e la cassaforma (Figura 5.15). La miscela è stata indurita per 4 giorni fino all'inizio delle prove.



**Figura 5.15** Miscela di cemento colata all'interno della cassaforma (Montes, 2016)

Finalmente il campione è pronto per iniziare le prove, come si osserva in Figura 5.16.



**Figura 5.16** Campione pronto per essere testato (Montes, 2016).

Il campione è stato attaccato per livelli successivi con la stessa spaziatura di 40 mm nei solchi centrali e di 25 mm in quelli laterali, ma con diverse profondità di penetrazione (Figura 5.17). Alla fine si è tenuto conto solo dei solchi centrali, come si può vedere in Figura 5.18. In funzione della loro funzione, i livelli possono essere classificati in: livelli di livellamento, per garantire una superficie regolarizzata; livelli di condizionamento, con la funzione di preparare la superficie del provino per l'acquisizione dei dati; livelli di dati, con l'obiettivo di calcolare l'energia specifica in funzione del rapporto  $s/p$ , che è l'oggetto della prova.

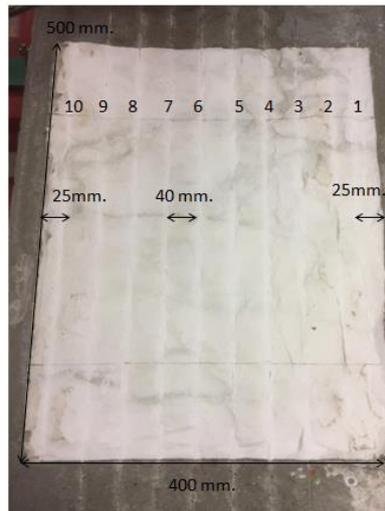


Figura 5.17 Solchi iniziali per livelli (Montes, 2016).

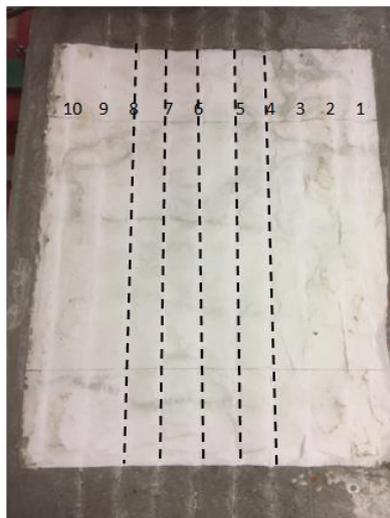


Figura 5.18 Solchi finali per livelli (Montes, 2016).

Per la determinazione dei parametri d'interesse è stato necessario effettuare alcune operazioni nel seguito descritte.

### 5.3.1.1 *Profondità di penetrazione*

Per determinare la profondità di penetrazione è stato impiegato un trasduttore LVDT (Figura 5.19) che converte il movimento verticale del pistone in un segnale elettrico. Tale segnale viene acquisito con il sistema di acquisizione Spider 8 che lo trasferisce

come un segnale digitale al computer; infine con il software Catman viene misurato il valore "p".



Figura 5.19 Trasduttore LVDT (Montes, 2016).

### 5.3.1.2 Creazione di solchi:

Una volta noto il valore, i dadi del pistone (Figura 5.20) vengono fissati con una forza di 15 kgf per creare un contrasto che possa reagire contro la forza normale indotta sul pistone dal blocco durante il taglio. Quindi il movimento longitudinale della scatola di campionamento lungo le guide viene avviato dal motore elettrico da 15 kW (Figura 5.21). I solchi vengono effettuati finché il motore viene arrestato. Successivamente, la scatola di campionamento viene spostata trasversalmente con la vite filettata fino a mettere il disco in posizione per effettuare il solco successivo. Il processo viene ripetuto finché il livello è completato.



Figura 5.20 I dadi del pistone devono essere serrati (Montes, 2016).

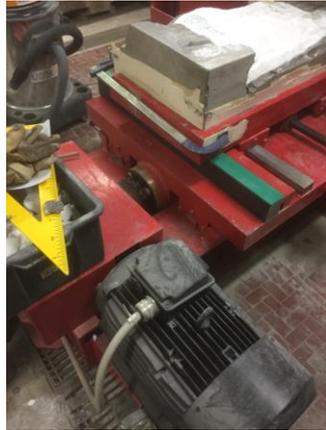


Figura 5.21 Motore elettrico da 15 KW (Montes, 2016).

### 5.3.1.3 *Raccolta e pesatura del detrito*

Dopo che ogni solco è stato completamente effettuato, il detrito deve essere rimosso per facilitare l'esecuzione del solco successivo. La rimozione viene eseguita con un aspiratore, come mostrato nella Figura 5.22.



Figura 5.22 Rimozione del detrito con aspiratore (Montes, 2013).

A ciascun livello di dati, il detrito formato dai tagli centrali (Figura 5.23) oltre ad essere rimosso deve essere raccolto e pesato. A tal fine viene utilizzato un sacchetto di plastica vuoto che viene pesato prima e dopo la raccolta più il filtro antipolvere. Con questi dati è possibile stimare l'energia specifica di scavo. I risultati ottenuti sono mostrati nella sezione successiva.

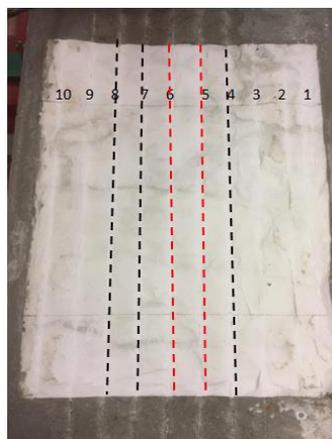


Figura 5.23 Solchi per stimare l'energia specifica di scavo (Montes, 2013).

### 5.3.2 RISULTATI DELLE PROVE

La maggior parte dei dati è stata raccolta dai tagli effettuati sui livelli menzionati nella Tabella 5.11. L'obiettivo era la valutazione di alcuni parametri, quali la variazione di profondità di penetrazione del disco, la variazione delle forze in funzione della profondità di penetrazione, il rapporto s/p e infine l'energia specifica di scavo.

Tabella 5.11 Profondità di penetrazione suddivisa in livelli (Montes, 2016).

Livello	Tipo	Profondità di penetrazione (mm)
1	Livellamento	4,2
2	Livellamento	5
3	Condizionamento	4,94
4	Dato	4,94
5	Condizionamento	5,45
6	Dato	5,45
7	Condizionamento	4,47
8	Dato	4,47
9	Condizionamento	3,96
10	Dato	3,96
11	Condizionamento	3,51
12	Dato	3,51
13	Dato	3,51

#### 5.3.2.1 *Profondità di penetrazione*

I dati impiegati per calcolare l'energia specifica sono quelli registrati dai solchi 5 e 6. Per le cinque profondità di penetrazione adottate nello studio, non si sono registrate variazioni particolari lungo la lunghezza del blocco, con variazione dei valori nel range di 0,15 mm. Un altro aspetto importante è che la lunghezza del blocco non include i primi e gli ultimi 100 mm del blocco di marmo, per evitare l'influenza degli effetti di bordo.

Per il caso di  $p = 5,45$  mm. Su entrambe solchi il valore  $p$  non evidenzia una variazione maggiore di 0,15 mm. È anche osservabile come all'inizio della lunghezza di blocco in studio la penetrazione è leggermente più profonda rispetto alla media. Al contrario, alla fine è più profondo. Come si riporta nel Grafico 5.32.

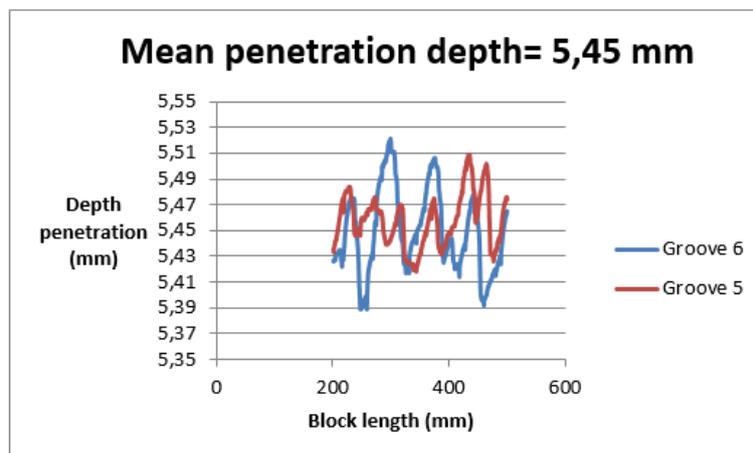
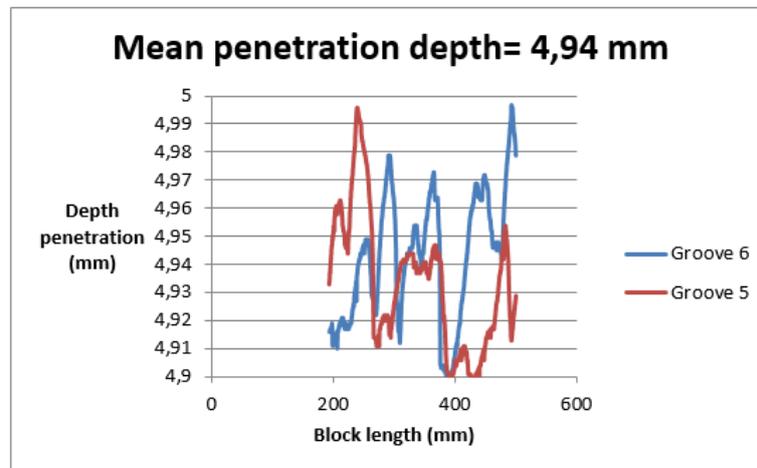


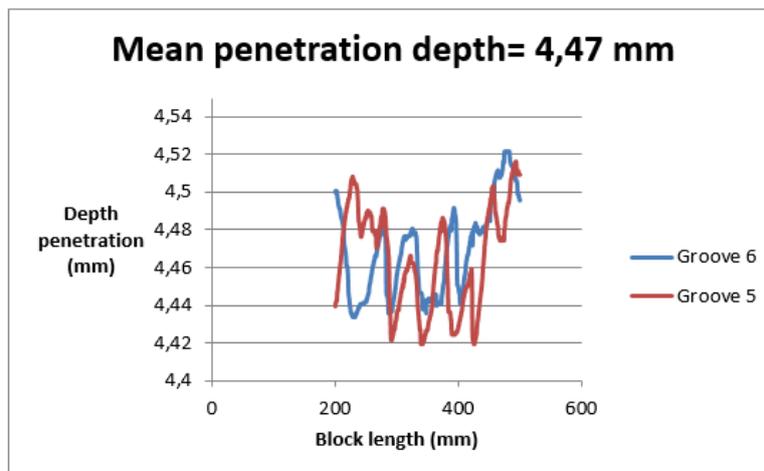
Grafico 5.32 Variazione della profondità di penetrazione lungo il taglio per un valore prefissato,  $p=5,45$ mm (Montes, 2016).

Si può apprezzare nel Grafico 5.33 che quando  $p$  aumenta notevolmente e diminuisce all'interno della lunghezza dell'intervallo, la variazione è ancora più piccola rispetto a quella precedente.



**Grafico 5.33** Variazione della profondità di penetrazione lungo il taglio per un valore prefissato,  $p=4,94\text{mm}$  (Montes, 2016).

Il Grafico 5.34 mostra che nel caso in cui la penetrazione prefissata sia pari a  $4,47\text{mm}$ , la profondità di penetrazione iniziale e finale è inferiore rispetto alla profondità media per entrambi i solchi.



**Grafico 5.34** Variazione della profondità di penetrazione lungo il taglio per un valore prefissato,  $p=4,47\text{mm}$  (Montes, 2016).

Il Grafico 5.35 è stato effettuato da dati ottenuti dai solchi 12 e 13. Tuttavia, la variazione di penetrazione non è superiore a  $0,15\text{ mm}$ , quindi è considerato buono uno dei due valori medi di  $p$  ottenuti.

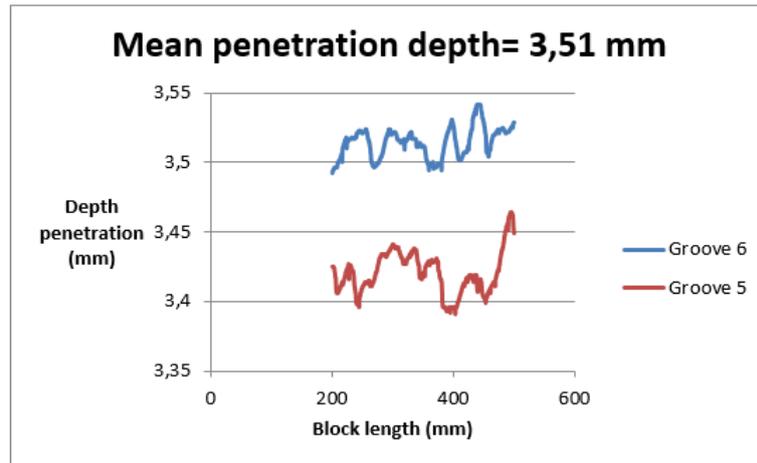


Grafico 5.35 Variazione della profondità di penetrazione lungo il taglio per un valore prefissato,  $p=3,51\text{ mm}$  (Montes, 2016).

### 5.3.2.2 *Comportamento della roccia al taglio*

Per ciascuno dei livelli di dati elaborati è stato effettuato un solco per mostrare il comportamento della forza normale e di quella di rotolamento lungo il taglio.

#### 5.3.2.2.1 $P= 5,45\text{ MM}$ .

Il Grafico 5.36 mostra la massima forza normale e massima forza di rotolamento, pari rispettivamente a 69 kN e 11,5 kN, con una media di 34 kN per la forza normale di 7 kN per la forza di rotolamento.

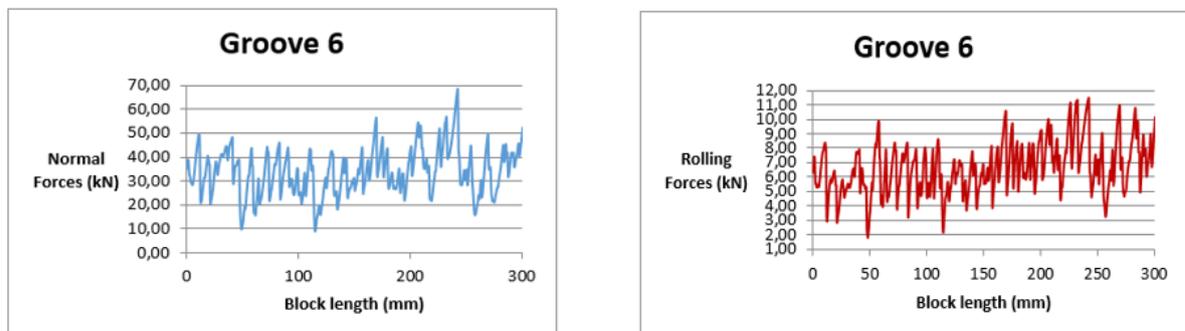


Grafico 5.36 Comportamento della forza normale e forza di rotolamento per  $p=5,45\text{ mm}$  (Montes, 2016).

Nella Tabella 5.12 mostrano i valori di forza per profondità di penetrazione. La variazione delle forze è nell'intervallo di 10 kN dal solco 4 al solco 7. Le forze normali (Grafico 5.37 sinistra) sviluppate nel solco 8 sono di circa 20 kN maggiori della media degli altri. In caso di forze di rotolamento (Grafico 5.37 destra) la differenza è di quasi 3 kN. L'autore afferma che questa notevole differenza tra i valori è dovuta alle condizioni di superficie del blocco dove è stato realizzato il solco.

Tabella 5.12 Valori di forza per profondità di penetrazione di 5,45mm (Montes, 2016).

	Fr media (kN)	Fn media (kN)
Solco 4	6,68	37,52
Solco 5	6,29	34,15
Solco 6	6,62	33,87
Solco 7	6,07	31,77
Media 4-7	<b>6,42±0,08</b>	<b>34,33±5,67</b>
Solco 8	9,24	53,53

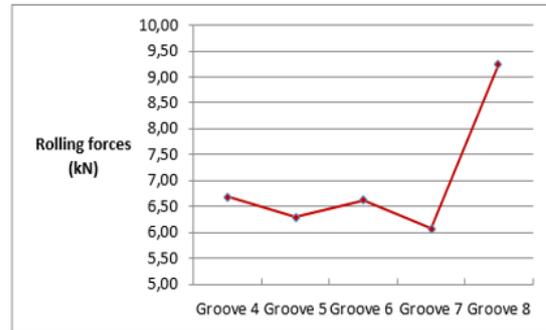
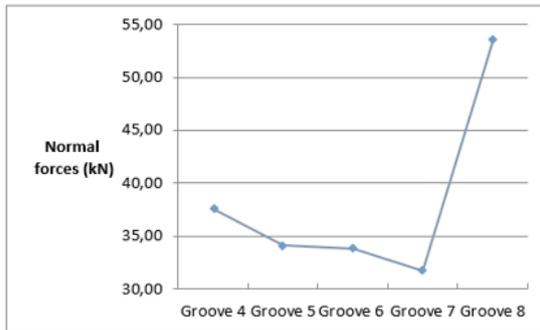


Grafico 5.37 Variazione delle forze normale e di rotolamento su ogni solco (Montes, 2016).

## 5.3.2.2.2 P= 4,94 MM

La massima forza normale registrata per l'esecuzione del solco alla profondità di penetrazione di 4.94 mm è di circa 55 kN con una media di 33 kN. Al contrario, per le forze di rotolamento il massimo è di circa 10 kN e la media è di 6 kN, come si evidenzia nel Grafico 5.38.

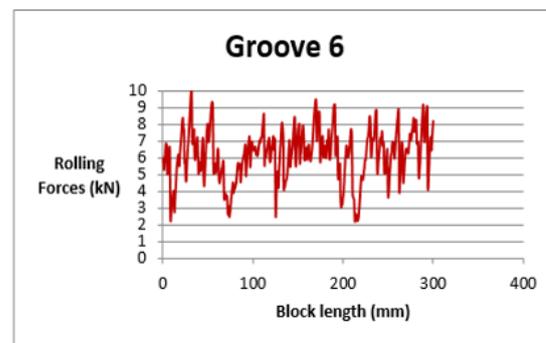
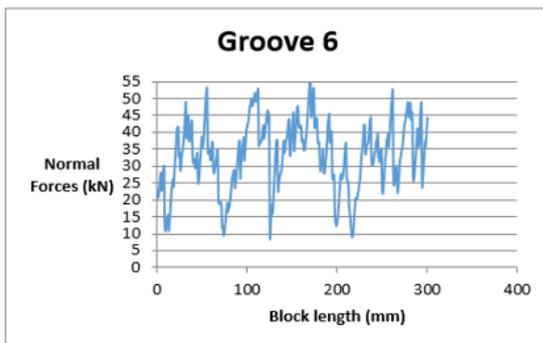


Grafico 5.38 Comportamento della forza normale e forza di rotolamento per p=4,94 mm (Montes, 2016)

I dati in Tabella 5.13 mostrano come le differenze discusse siano leggermente più piccole. Nel caso delle forze di rotolamento il valore registrato è quasi 2 kN mentre per forze normali è poco più di 10 kN. Lo scarto è rispettivamente 0,17 kN e 3,98, più o meno lo stesso riportato in Tabella 5.12.

Tabella 5.13 Valori di forza per profondità di penetrazione di 4,94mm (Montes, 2016).

	Fr media (kN)	Fn media (kN)
Solco 4	5,27	29,03
Solco 5	5,82	32,82
Solco 6	6,17	33,22
Solco 7	5,39	30,39
Media 4-7	<b>5,66±0,17</b>	<b>31,36±3,98</b>
Solco 8	7,58	42,05

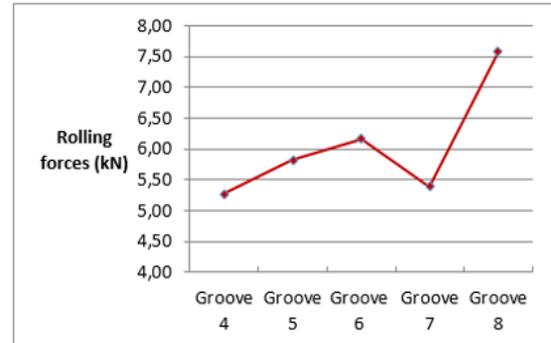
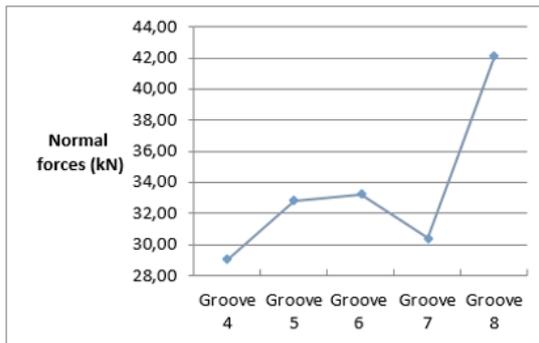


Grafico 5.39 Variazione delle forze normale e di rotolamento su ogni solco (Montes, 2016).

## 5.3.2.2.3 P=4,47 MM

Secondo il Grafico 5.40 la massima forza normale è di circa 56 kN e la media è di 30 kN, mentre nelle forze di rotolamento il massimo è di circa 8 kN e la media è di 5 kN. Si nota come le forze siano diminuite in quanto la profondità di penetrazione è ridotta.

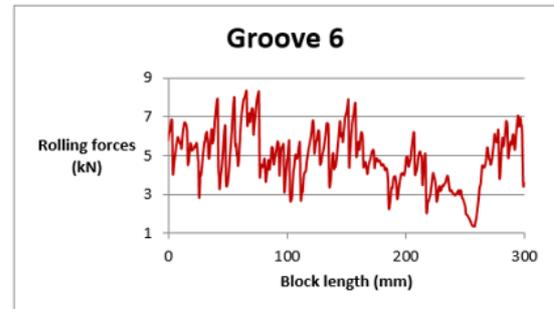
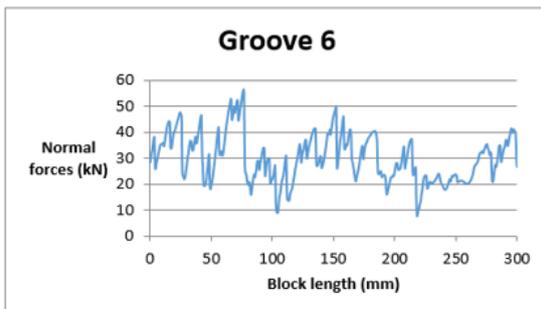


Grafico 5.40 Comportamento della forza normale e forza di rotolamento per p=4,47 mm (Montes, 2016).

I dati in Tabella 5.14 mostrano come il valore medio delle forze di rotolamento dal solco 5 al solco 7 è di 5,14 kN con uno scarto di 0,04 kN. Le forze normali presentano una media di 30,38 kN e uno scarto di 0,97. In questo caso i valori analoghi per il solco 8 non sono finora di grandezza, mostrando una differenza minore rispetto alle due penetrazioni descritte sopra, come si osserva nel Grafico 5.41 dove si nota un andamento più lineare per entrambi i casi.

Tabella 5.14 Valori di forza per profondità di penetrazione di 4,47mm (Montes, 2016).

	Fr media (kN)	Fn media (kN)
Solco 5	5,18	29,56
Solco 6	4,92	30,10
Solco 7	5,32	31,47
Media 5-7	<b>5,14±0,04</b>	<b>30,38±0,97</b>
Solco 8	6,43	38,25

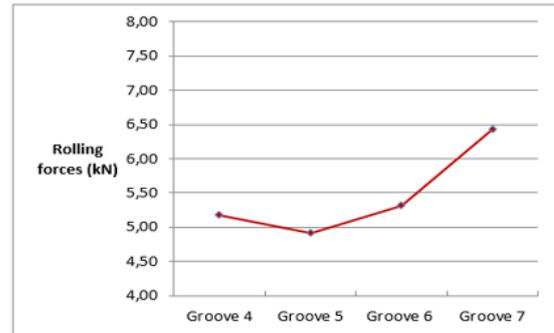
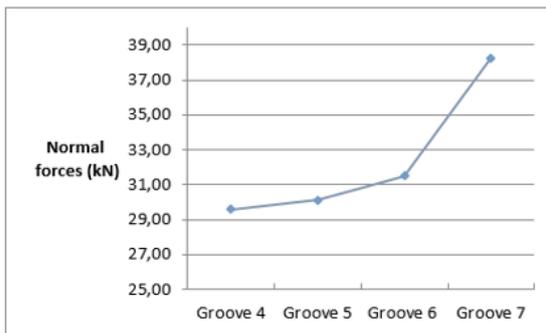


Grafico 5.41 Variazione delle forze in direzione normale e direzione di rotolamento su ogni solco (Montes, 2016).

## 5.3.2.2.4 P=3,96 MM

Il Grafico 5.42 indica che la forza normale massima è di circa 48 kN e la media è di 27 kN, mentre nel caso di forze di rotolamento, il massimo è di circa 7,5 kN e la media è di 4 kN.

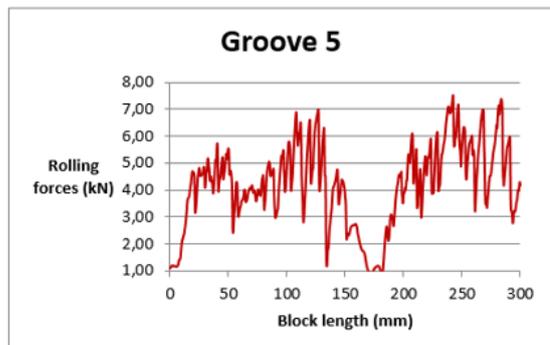
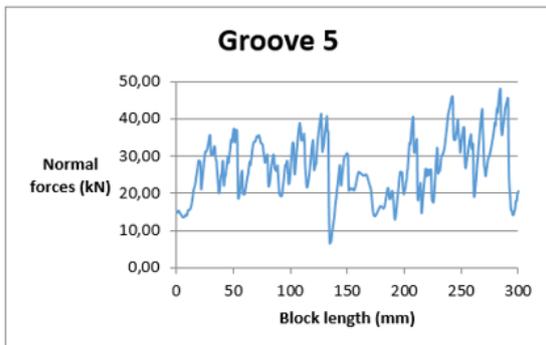


Grafico 5.42 Comportamento della forza normale e forza di rotolamento per p=3,96 mm (Montes, 2016).

Secondo i dati mostrati nella Tabella 5.15 il valore medio delle forze di rotolamento dal solco 4 al solco 6 è di 4,19 kN con un piccolo scarto di 0,002 kN. Le forze normali presentano una media di 26,54 kN e uno scarto di 3,39 kN. Inoltre, in questo caso, i valori analoghi per il solco 7 non sono molto lontani, meno di 1 kN per forze di rotolamento e quasi 8 kN per forze normali.

Tabella 5.15 Valori di forza per profondità di penetrazione di 3,96mm (Montes, 2016).

	<b>Fr media (kN)</b>	<b>Fn media (kN)</b>
Solco 4	4,14	24,51
Solco 5	4,19	26,99
Solco 6	4,23	28,11
Media 4-6	<b>4,19±0,002</b>	<b>26,54±3,39</b>
Solco 7	5,42	34,21

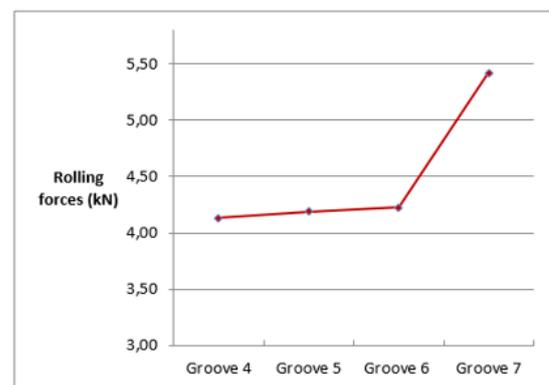
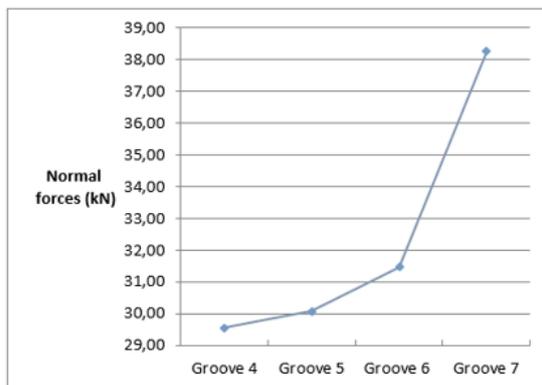


Grafico 5.431 Variazione delle forze normale e di rotolamento su ogni solco (Montes, 2016).

## 5.3.2.2.5 P= 3,51 MM.

Nel Grafico 5.44 è evidenziata la massima forza normale, pari a circa 42 kN e la media è 27 kN. Nel caso delle forze di rotolamento, il massimo è di circa 7 kN e la media è di 4 kN. Si può vedere come questi valori non variano in relazione a quelli ottenuti con la profondità di penetrazione precedente.

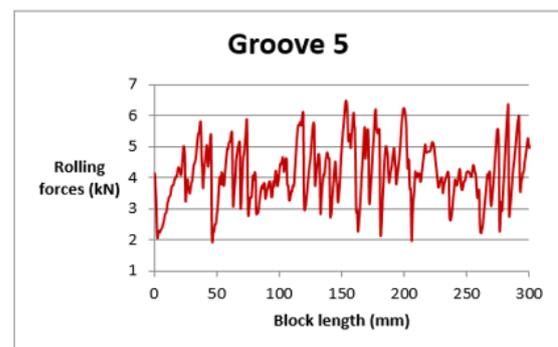
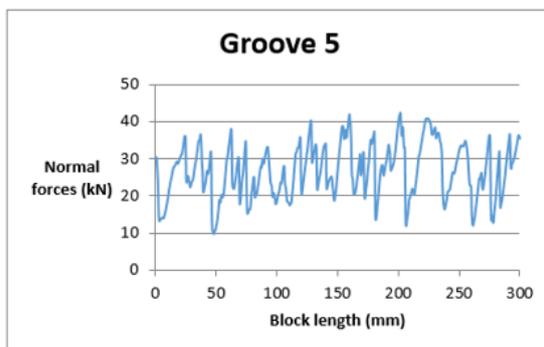


Grafico 5.44 Comportamento della forza normale e forza di rotolamento per p=3,51 mm (Montes, 2016).

Come mostrato in Tabella 5.16, il valore medio delle forze di rotolamento dal solco 4 al solco 6 è di 4,17 kN con una piccola variazione di 0,027 kN. Le forze normali presentano una media di 27,24 kN e una variazione di 1,19 kN.

Tabella 5.16 Valori di forza per profondità di penetrazione di 3,51mm (Montes, 2016).

	Fr media (kN)	Fn media (kN)
Solco 4	4,01	26,45
Solco 5	4,16	26,75
Solco 6	4,34	28,47
Media 4-6	<b>4,17±0,027</b>	<b>27,22±1,19</b>
Solco 7	4,92	37,79

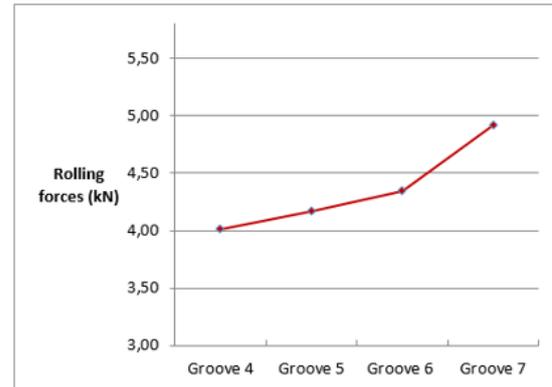
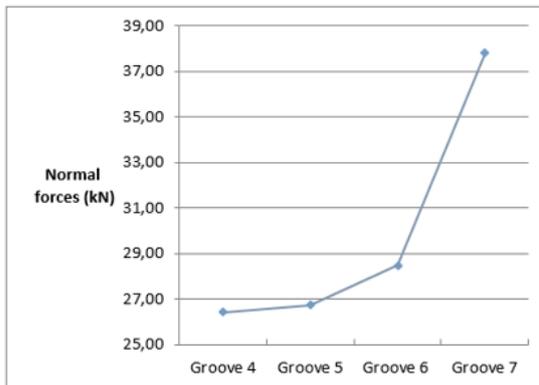


Grafico 5.45 Variazione delle forze normale e di rotolamento su ogni solco (Montes, 2016).

### 5.3.2.3 Coefficiente di taglio (CC)

Le forze di taglio aumentano con una maggiore penetrazione nel campo delle profondità di penetrazione testate, da 3,5 a 5,5 mm. In base al Grafico 5.46, si può dire che le forze normali aumentano in modo non lineare, mentre le forze di rotolamento aumentano in modo più lineare; inoltre, i maggiori valori di forza di taglio corrispondono ad una profondità di penetrazione pari a 5,5 mm. Allo stesso tempo questi valori rappresentano la media delle forze sviluppate durante l'esecuzione dei solchi considerate per il calcolo dell'energia specifica a questo livello di dati.

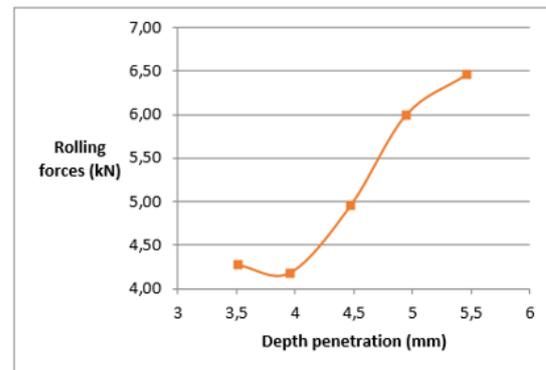
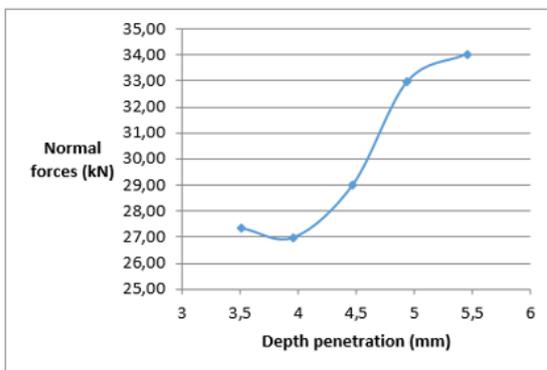


Grafico 5.46 Variazione delle forze normale e di rotolamento con differenti penetrazioni (Montes, 2016).

Nel Grafico 5.47 a sinistra è rappresentata la correlazione tra le forze appena discussa, avendo un  $R^2 = 0,9867$ . Nello stesso grafico a destra, si nota che il coefficiente di taglio aumenta all'aumentare della penetrazione.

In questo studio è considerata la distanza fra i solchi come una costante pari a 40 mm, ma esistono molte altre ricerche in cui tale geometria è differente.

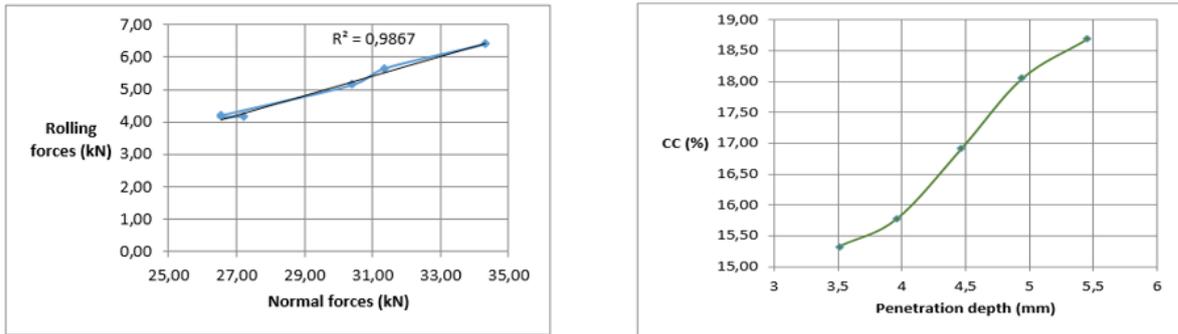


Grafico 5.47 Correlazione CC con la profondità di penetrazione (sinistra). Variazione del CC rispetto alla profondità di penetrazione (destra) (Montes, 2016).

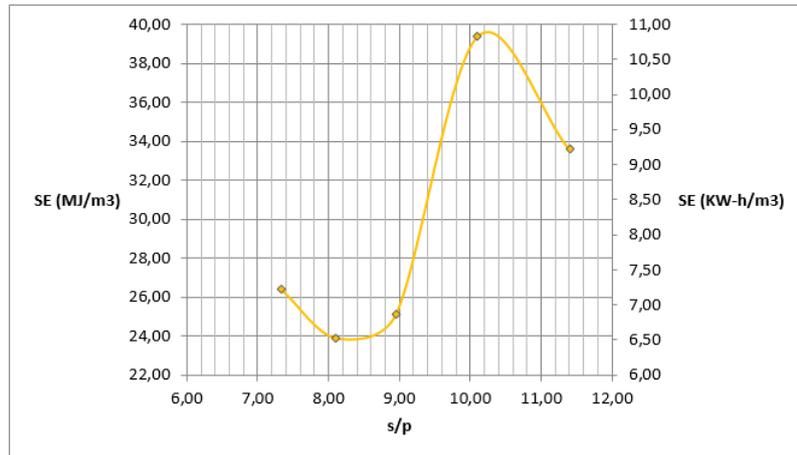
### 5.3.2.4 Energia specifica

I dati mostrati in Tabella 5.17 sono stati ottenuti dalla prova effettuata con la ILCM del Politecnico di Torino. Per ogni profondità di penetrazione c'è una forza media normale e rotolante generata dall'interazione roccia-utensile che ha prodotto un certo volume di scaglia.

Tabella 5.17 Energia specifica e forze per ogni rapporto s/p studiato (Montes, 2016).

S (mm)	P (mm)	s/p	$F_R$ (kN)	$F_N$ (kN)	CC (%)	V (cm <sup>3</sup> )	SE (MJ/m <sup>3</sup> )	SE (kW-h/m <sup>3</sup> )
40	3,51	11,40	4,28	27,34	18,69	38,82	33,56	9,29
40	3,96	10,10	4,19	26,99	18,05	31,90	39,38	10,91
40	4,47	8,95	4,96	29,03	16,92	59,71	25,13	6,96
40	4,94	8,10	6,00	32,98	15,77	75,45	23,91	6,62
40	5,45	7,34	6,46	34,02	15,33	73,91	26,38	7,31

L'obiettivo è quello di trovare la geometria di taglio che consente la massima frammentazione della roccia con la minima quantità di energia, ovvero per ottenere un rapporto ottimale s/p. Considerando i dati contenuti nella tabella precedente e il Grafico 5.48, si può dire che per questo tipo di marmo il rapporto s/p ottimale sia tra 8 e 8,6. La penetrazione alla quale viene ottenuto questo valore minimo è di circa 5 mm. La forza di rotolamento necessaria per tagliare la roccia è pari a 6 kN, con una forza normale associata di 32,98 kN.



**Grafico 5.48 Energia specifica per il marmo utilizzato (Montes, 2016).**

## **6 CONFRONTO DEI RISULTATI FRA LE PROVE SPERIMENTALI E IL MODELLO NUMERICO**

### **6.1 MODELLO NUMERICO BIDIMENSIONALE**

L'obiettivo di questo capitolo è quello di approfondire e simulare l'interazione tra utensile e roccia durante il test condotto mediante l'utilizzo della ILCM. Il codice numerico utilizzato è un modello FEM-DEM, sviluppato da Munjiza et. al (2000), chiamato Y2D e disponibile nel software VGeST (Virtual Geoscience Simulation Tools).

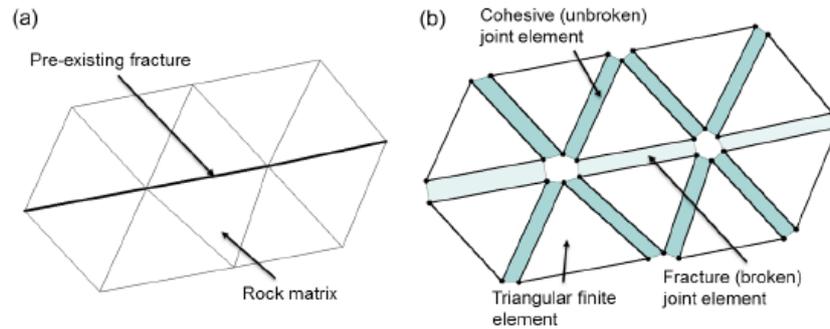
E' stata realizzata una modellazione bidimensionale utilizzando due modelli diversi: nel primo, chiamato in seguito modello A, applicando una velocità di avanzamento costante sul disco pari a 0.0003 m/s, e nel secondo, denominato modello B, applicando una forza normale costante sul disco pari a 33 kN, in modo da simulare l'interazione con il campione di roccia e confrontare i risultati numerici (in termini di pressioni e dimensioni della scaglia) con quelli ottenuti sperimentalmente. La scelta dei parametri dei modelli verrà spiegata dettagliatamente nel paragrafo 6.1.2.

La modellazione numerica è stata effettuata su un campione di marmo, di dimensioni 50x40x25 cm con le caratteristiche geo-meccaniche indicate nel capitolo 5, in Tabella 5.8.

#### **6.1.1 CODICE DI CALCOLO VGEST 2D**

Il codice di calcolo VGeST, sviluppato negli anni 90 per Munjiza et al., è un metodo che combina elementi finiti e discreti (FEM-DEM).

Il modello FEM-DEM unisce alla teoria della deformazione elastica, un modello di propagazione della frattura ed è in grado di catturare il comportamento di sistemi discontinui che coinvolgono deformazione, rotazione, interazione, frattura e frammentazione (Latham et al., 2017). Il codice introduce le proprietà di fratturazione interna per ogni particella; questo significa che se le tensioni sono sufficienti per propagare le fratture e iniziare la rottura tra le particelle stesse, queste ultime si frantureranno e le componenti DEM del modello entreranno in gioco per tracciare il percorso delle fratture. Questo comportamento è schematizzato combinando il sistema bidimensionale matrice solida - frattura di una roccia usando il metodo degli elementi finiti triangolari (Figura 6.1a) e introducendo un sistema di 4 nodi tra i triangoli della mesh originale (Figura 6.1b).



**Figura 6.1** Rappresentazione di (a) Un sistema 2D Matrice solida – Frattura di roccia utilizzando una maglia costituita da (b) elementi triangolari di tre nodi ed elementi caratterizzati da legame coesivo/fratturato di quattro nodi incorporati tra i bordi degli elementi triangolari (Lei, 2016).

Gli elementi di giunzione possono essere suddivisi in giunti di elementi coesivi (non rotti) e giunti di elementi fratturati (rotti).

Gli elementi di giunzione (sia rotti che non rotti) vengono creati e inseriti tra i bordi di coppie di elementi triangolari prima della simulazione numerica e non viene eseguito nessun ulteriore processo di “re-meshing” negli step successivi. (Vagnon et al., 2017).

Un algoritmo basato sulla configurazione continua originale tra gli elementi triangolari della matrice principale consente la costruzione di elementi di legame coesivo. La formazione di elementi di articolazione di frattura si basa sulla configurazione iniziale dei bordi sovrapposti degli elementi triangolari opposti lungo gli elementi preesistenti fratture.

La deformazione del materiale è calcolata mediante modello elastico-lineare a deformazione-costante applicato agli elementi finiti triangolari imponendo l'impenetrabilità tra le particelle utilizzando una “penalty function” e la continuità vincolata da una relazione costitutiva per elementi di legame coesivo, mentre l'interazione dei corpi di matrice attraverso le interfacce di discontinuità viene simulata calcolando la penetrazione (Munjiza e Andrews, 2000) lungo gli elementi dei giunti di frattura.

Sia la legge di attrito di Coulomb (Xiang, Munjiza e Latham, 2009) sia il modello costitutivo basato sul lavoro di Barton-Bandis (Lei, 2016) sono implementate nel codice, aggiungendo idee innovative nell'approccio FEM-DEM.

Le equazioni vengono risolte da uno schema esplicito di integrazione nel tempo basato sul metodo avanzato di Eulero. Nel codice Y2D ci sono tre parametri che svolgono un ruolo fondamentale nelle simulazioni: il coefficiente di smorzamento viscoso  $\mu$ , il “penalty number”  $p$  e l'intervallo di tempo di calcolo (Vagnon et al., 2017).

Il coefficiente di smorzamento viscoso è un parametro artificiale per bilanciare lo squilibrio energetico durante il contatto tra le particelle. Viene data dalla seguente equazione:

$$\mu = \frac{1}{2} h \sqrt{E\rho}$$

dove:

- $h$  è la dimensione minima dell'elemento, in m (dipende dalle dimensioni della griglia).
- $E$  è il Modulo elastico, in Pa (di Young).
- $\rho$  è la densità del materiale, in  $\text{kg/m}^3$ .

Il “penalty number” viene introdotto allo scopo di eliminare gli inconvenienti del metodo dei moltiplicatori di Lagrange per forzare i vincoli di contatto e per imporre una condizione di impenetrabilità. Il significato fisico del numero di penalità viene spiegato attraverso il concetto di uno strato di contatto, che è un'approssimazione della rugosità superficiale delle particelle. La relazione utilizzata per la sua determinazione è:

$$p = 2 \sim 100 \cdot \frac{Ev}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}$$

dove:

- $\nu$  è il coefficiente di Poisson.

La valutazione dell'intervallo di tempo di calcolo è correlata ai concetti del “penalty number”, alla dimensione minima dell'elemento e al volume minimo dell'elemento. Più piccola è la dimensione della maglia, più piccolo è l'intervallo di tempo richiesto. Il passo minimo del tempo può essere valutato come:

$$t = \min \left( \frac{h}{10 \sqrt{\frac{E}{\rho}}}; \frac{1}{10 \sqrt{\frac{\rho A}{p}}} \right)$$

dove:

- $A$  è il volume minimo dell'elemento.

### **6.1.2 CREAZIONE DEL MODELLO NUMERICO**

La creazione del modello numerico segue precisi passi logici che possono essere così riassunti:

- Definizione della geometria del problema e generazione della mesh.
- Scelta del modello costitutivo.
- Impostazione delle condizioni al contorno.
- Assegnazione delle proprietà dei materiali.
- Definizione dei parametri caratteristici del modello.

Questi passi logici saranno descritti in dettaglio nelle sezioni seguenti.

### 6.1.2.1 *Definizione della geometria del problema e generazione della mesh*

La geometria del problema riproduce fedelmente le dimensioni del campione di roccia e del disco utilizzati nelle prove sperimentali.

Al fine di garantire che l'intera area di studio sia completamente analizzata e che gli elementi posti ai confini di quest'area non siano perturbati dal fenomeno in questione, il disco è stato posto nella mezzeria del campione.

Inoltre, il modello vuole simulare il distacco della scaglia tra solchi adiacenti; essendo una geometria bidimensionale, al fine di considerare l'effetto del solco precedente, si è definito a priori uno scalino con profondità uguale alla profondità di passata (5mm). L'obiettivo quindi, oltre a confrontare le forze sviluppate, è di verificare le effettive dimensioni della scaglia in funzione del rapporto spaziatura/penetrazione.

La mesh del problema deve avere elementi di dimensioni appropriate in relazione al fenomeno studiato: per questo motivo si è deciso di infittire la maglia della mesh in prossimità del disco per una profondità di circa sei volte la profondità di passata massima riscontrata nelle prove sperimentali al fine di avere una maggior precisione e dettaglio dei risultati. Inoltre questo accorgimento, ha permesso di ridurre il tempo totale di calcolo avendo una maglia più lasca alla periferia dell'area interessata.

Poiché le dimensioni del campione di marmo sottoposto alle prove in ILCM sono 50x40x25 cm, si sono considerati tre tipi diversi di griglia in VGeST 2D:

- 0.002m per la parte superiore del campione: in questo modo la mesh risulta più fine per dettagliare meglio questa zona, in quanto oggetto di studio (Figura 6.2).
- 0.03m per la parte inferiore del campione (Figura 6.2).
- Per il disco si è usato un coefficiente pari a 0.1 (Figura 6.2).

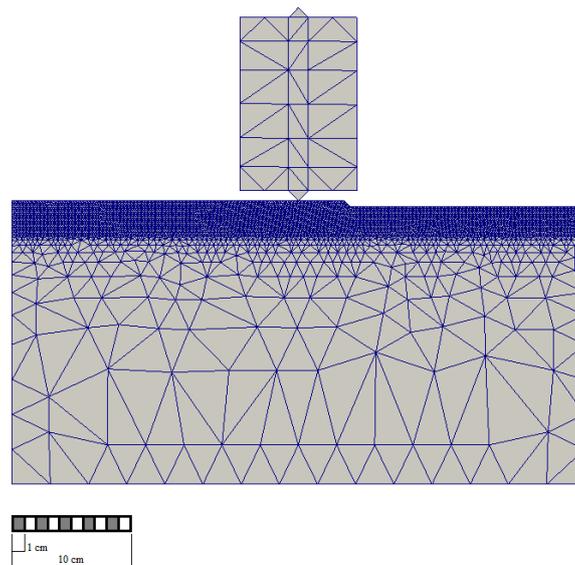


Figura 6.2 Geometria del problema e dimensioni della griglia per la modellazione bidimensionale.

Una volta generata la mesh, è possibile ricavare i valori di  $h$  e  $A$  necessari per calcolare il coefficiente di smorzamento viscoso e il penalty number.

### ***6.1.2.2 Scelta del modello costitutivo***

VGeST 2D consente di implementare due modelli costitutivi: un modello visco-elastico e un modello fragile. La scelta del modello migliore dipende dalla tipologia di materiale presente, dalle sollecitazioni a cui è sottoposto e dallo scopo della modellazione.

In questa simulazione numerica i modelli costitutivi sono stati assegnati nel modo seguente: per quanto riguarda il marmo si è scelto un modello costitutivo fragile, poiché si vuole investigare la propagazione delle fratture, mentre per l'acciaio si è scelto un modello costitutivo visco-elastico.

### ***6.1.2.3 Impostazione delle condizioni al contorno***

Una volta definita la geometria del problema e assegnato il modello costitutivo, si devono imporre le condizioni al contorno. Il campione di marmo è stato vincolato unicamente alla base, impedendo lo spostamento verticale e anche orizzontale. Questo vincolo, nel software, si ottiene imponendo una velocità pari a zero sia lungo l'asse X che l'asse Y degli elementi della mesh alla base del campione. Nel pannello di controllo si sceglie l'opzione "line constraints".

### ***6.1.2.4 Assegnazione delle proprietà dei materiali***

Le proprietà degli materiali vengono assegnate considerando sia il campione di marmo che il disco in acciaio come materiali omogenei.

In questo modo, per quanto riguarda l'acciaio si sono scelte delle proprietà medie standard elencate in Tabella 6.1.

**Tabella 6.1 Proprietà dell'acciaio.**

Densità, $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	7730
E [Pa]	2,1E+11
Coeff. Poisson, $\nu$	0,3
Coeff. di attrito alla base	0,95
Coeff. di attrito interno	0,95
Resistenza alla trazione [Pa]	3,6E+10
Coesione [Pa]	8,0E+06
JRC	15
JCS	120

Per il marmo si sono considerati i valori medi ottenuti dalla caratterizzazione meccanica del materiale presentati in Tabella 5.8. Poiché non si avevano a disposizione valori diretti, per la determinazione del valore di coesione si è utilizzata la seguente formulazione:

$$c = \sigma_{UCS} \cdot \frac{1 - \sin \varphi}{2 \cdot \cos \varphi}$$

dove:

- $\sigma_{UCS} = \sigma_c$  è la resistenza di compressione uniassiale del materiale
- $\varphi$  è l'angolo di attrito del materiale

Si è ipotizzato un angolo di attrito pari a  $35^\circ$ , valore comune per questo tipo di materiale. Per cui, il valore di coesione ottenuto è il seguente:

$$c = 131 \cdot 10^6 \text{ Pa} \cdot \frac{1 - \sin 35^\circ}{2 \cdot \cos 35^\circ} = 3.4 \cdot 10^7 \text{ Pa}$$

La resistenza alla trazione è stata ricavata mediante la seguente formulazione:

$$\sigma_t = - \frac{2 \cdot c \cdot \cos \varphi}{1 + \sin \varphi}$$

dove:

- $c$  è la coesione
- $\varphi$  è il angolo di attrito del materiale

$$\sigma_t = - \frac{2 \cdot 3.4 \cdot 10^7 \text{ Pa} \cdot \cos 35^\circ}{1 + \sin 35^\circ} = -3.5 \cdot 10^7 \text{ Pa}$$

Infine, sono stati calcolati i parametri numerici richiesti dal codice al fine della modellazione numerica. In Tabella 6.2 sono elencati tali parametri sia per il marmo che per l'acciaio.

Tabella 6.2 Parametri numerici per i materiali.

Parametri	Acciaio	Marmo
Coeff. Smorzamento viscoso, $\mu$	29613,29	10868,72
Penalty number, p [Pa]	7,54E+10	7,54E+10
Intervallo di tempo di calcolo, t [sec]	2,80E-08	2,80E-08

### 6.1.2.5 Definizione dei parametri caratteristici del modello

Dopo aver definito la geometria del problema, assegnato i vincoli e le proprietà dei materiali considerati sono stati definiti i parametri caratteristici dei due modelli di studio proposti (A e B).

Per quanto riguarda il modello A, che richiede una velocità costante di avanzamento dell'utensile, quest'ultima è stata definita considerando una velocità di avanzamento di una TBM aperta pari a 26m/giorno. Questo valore è stato ricavato confrontando avanzamenti di differenti TBM descritti nella letteratura scientifica (Innaurato N, Oreste P, 2004). Conseguentemente, la velocità di avanzamento imposta al disco è pari a 0.0003 m/s.

Nel modello B è stata applicata una forza normale costante agente sul disco pari a 33 kN. Questo valore è stato ricavato dalle prove sperimentali fatte con la ILCM del Politecnico di Torino su campioni dello stesso materiale (vedi capitolo 5).

### **6.1.3 INTERPRETAZIONE DEI RISULTATI**

Il codice fornisce il tensore degli sforzi e la velocità per tutti i punti della mesh a differenti intervalli di tempo. Di default, i risultati forniti dal modello seguono la convenzione dell'ingegneria strutturale per cui gli sforzi di compressione sono negativi e quelli di trazione sono positivi. Le figure riportate di seguito, seguono tale convenzione.

Invece, al fine di rispettare la convenzione della meccanica delle rocce (compressioni positive e trazioni negative), nei grafici, i valori di sforzo sono stati corretti.

Inoltre il codice fornisce le immagini relative alla generazione e alla propagazione della frattura.

Essendo un modello bidimensionale, tutte le pressioni sono da considerarsi per metro di profondità (nella direzione perpendicolare alle immagini).

#### **6.1.3.1 *Modello A***

---

In questa sezione sono presentati i risultati della simulazione numerica considerando il modello A.

La Figura 6.3 mostra l'andamento dello stress verticale prima del distacco della scaglia al tempo  $t$ , pari a 1.5344 s. Nella Figura 6.4, è possibile vedere meglio l'interazione tra il disco e il marmo in termini di stress verticale: si identifica una zona ad elevata compressione (circa 400 MPa) al di sotto della punta del disco (colore blu), mentre lungo le fratture che si sono generate si ha un generale detensionamento, con pressioni dell'ordine dei 100 MPa. Tra le fratture e nella zona superficiale tra il disco e il solco adiacente si vedono delle zone in cui la roccia è sottoposta a stress di trazione.

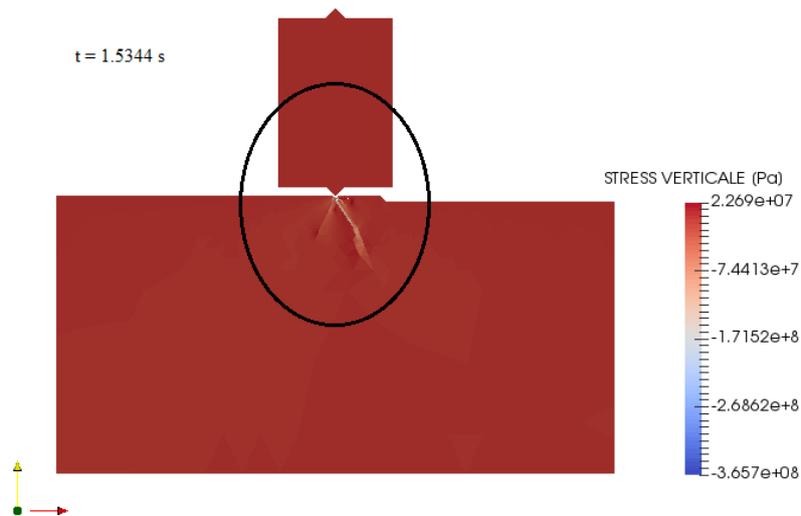


Figura 6.3 Prima del distacco della scaglia.



Figura 6.4 Zoom della zona d'interesse prima del distacco della scaglia.

In Figura 6.5 si vede il comportamento dello stress verticale dopo del distacco della scaglia al tempo  $t$ , pari a 1.5456 s. Mentre la Figura 6.6, mostra in dettaglio come non si ha più sforzo, questo succede quando lo stress supera la resistenza del materiale, generando il distacco verticale della scaglia e dunque la frattura del materiale. Inoltre, il disco non ha ancora raggiunto la nuova superficie di scavo, per cui non esercita nessuna pressione sulla roccia stessa.

La dimensione della scaglia ottenuta dalla simulazione numerica è del tutto comparabile con quella osservata in laboratorio nelle prove con ILCM. Mediamente la dimensione della scaglia nel modello è circa  $5\text{mm} \times 40\text{mm}$ , ovvero uno spessore pari alla penetrazione imposta e una larghezza pari alla spaziatura. Ovviamente le dimensioni

della scaglia ricavate dal modello numerico sono influenzate dalla dimensione della mesh, per cui non risulta possibile fare delle considerazioni quantitative esatte su tale parametro (dimensione della scaglia) e su altri parametri derivati (es. energia specifica di scavo).

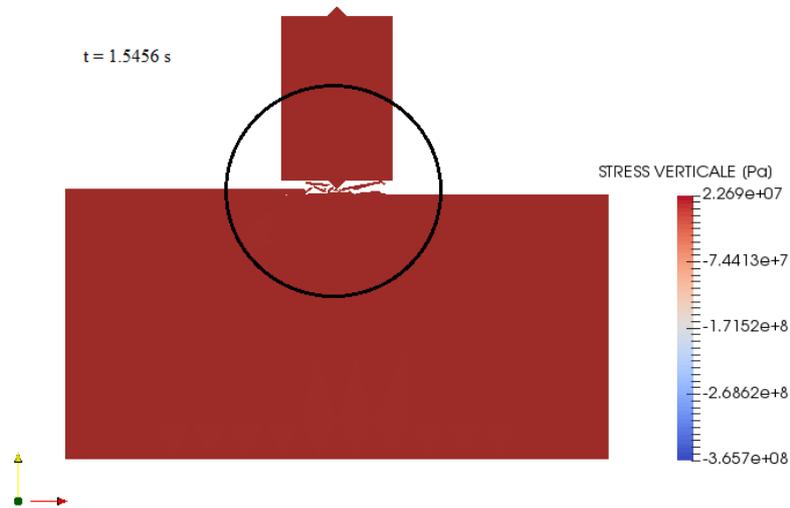


Figura 6.5 Fessura distacco della scaglia.

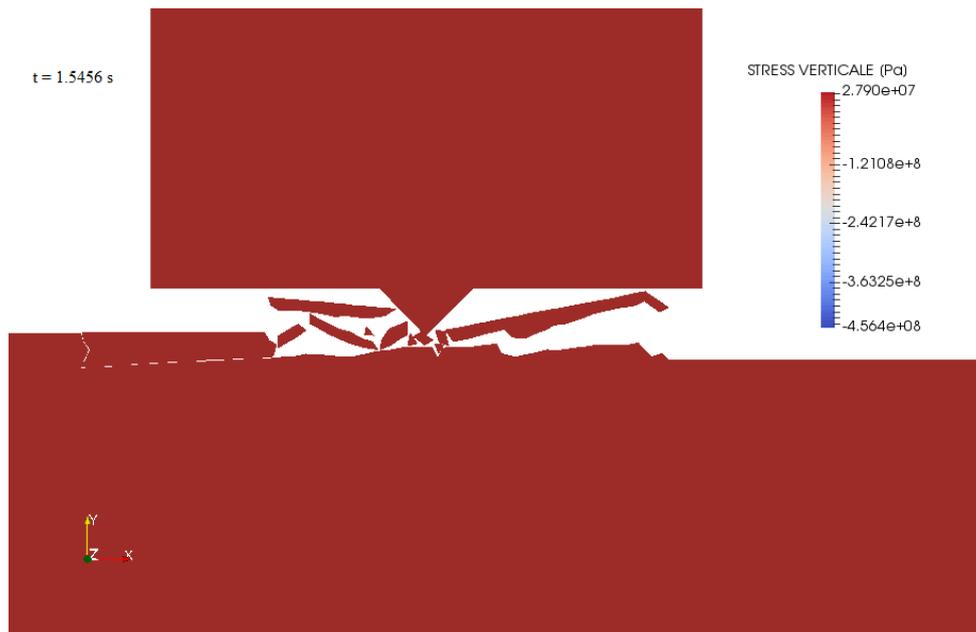


Figura 6.6 Zoom della zona d'interesse dopo del distacco della scaglia.

Figura 6.7 mostra la velocità delle particelle all'istante  $t = 0$  s nella direzione Y; come si può notare dalle frecce il disco si muove verso il basso con una velocità di avanzamento costante pari a 0.0003 m/s.

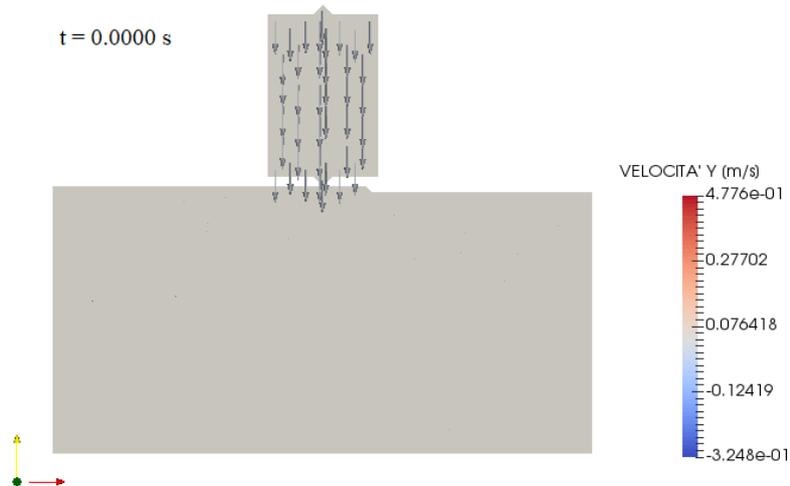


Figura 6.7 Velocità iniziale in direzione Y.

Figura 6.8 e Figura 6.9 mostrano l'andamento delle velocità calcolate nei nodi della mesh prima e dopo il distacco della scaglia (rispettivamente a  $t = 1.5344$  s e  $t = 1.5456$  s). Prima del distacco (Figura 6.8) la parte superficiale del campione di marmo mostra una velocità verso l'alto, sinonimo dell'imminente distacco della scaglia. In Figura 6.9, il distacco è già avvenuto e la scaglia di roccia si sta depositando sulla superficie del campione in quanto la sua velocità nella direzione Y è negativa.

La velocità con cui si staccano le scaglie di roccia è valutabile nell'ordine dei 2 m/s.

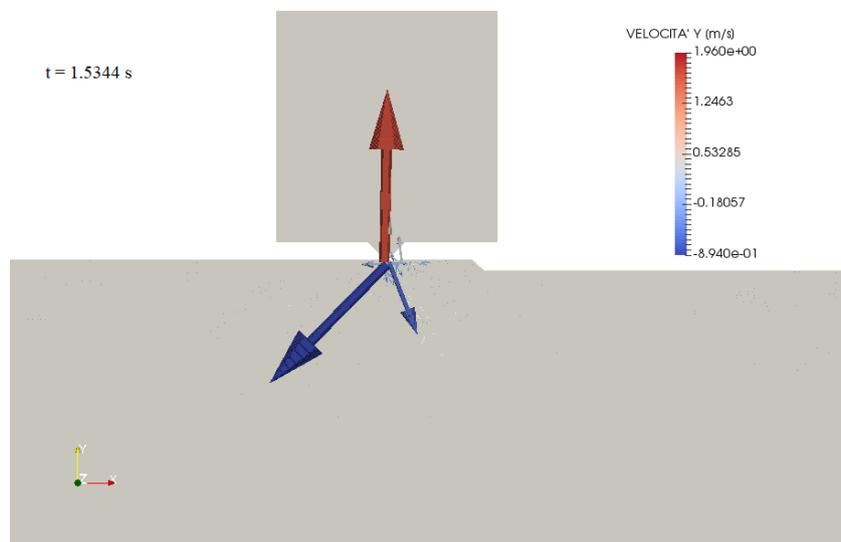


Figura 6.8 Velocità prima del distacco della scaglia in direzione Y.

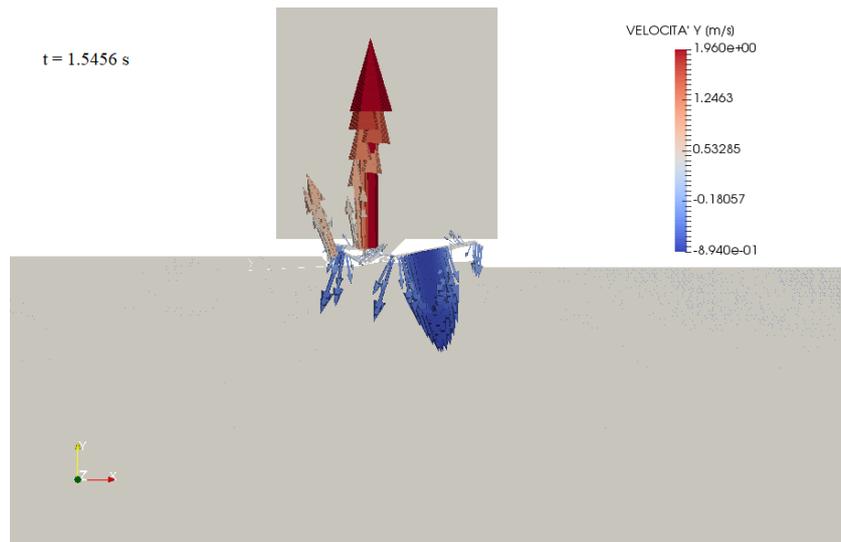


Figura 6.9 Velocità dopo del distacco della scaglia in direzione Y.

Nella Figura 6.10 si mostra l'andamento dello stress verticale (a-d) e l'apertura delle fratture (e-h) in funzione del tempo.

Nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 0.7168 s, si può vedere il bulbo delle pressioni al di sotto del disco, in cui si riconosce una zona di intenso stress di compressione in prossimità del disco che via via diminuisce all'aumentare della profondità. Comunque, lo stato tensionale non è ancora sufficiente da creare e propagare delle fratture come mostrato in Figura 6.10e.

Nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 0.7280 s, si presenta la prima frattura con apertura di circa 1 mm (Figura 6.10f) e un conseguente detensionamento lungo la frattura stessa (Figura 6.10b).

Al tempo  $t$ , pari a 1.5344 s, si vede un incremento del numero di fratture con aperture dell'ordine del millimetro (Figura 6.10g) e un incremento di stress verticale di compressione lungo la frattura principale e diverse concentrazione di sforzi di trazione tra le fratture generate (Figura 6.10c).

In seguito al distacco della scaglia, nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 1.5456 s si raggiungono le aperture massime (circa 7mm), in prossimità dello scalino.

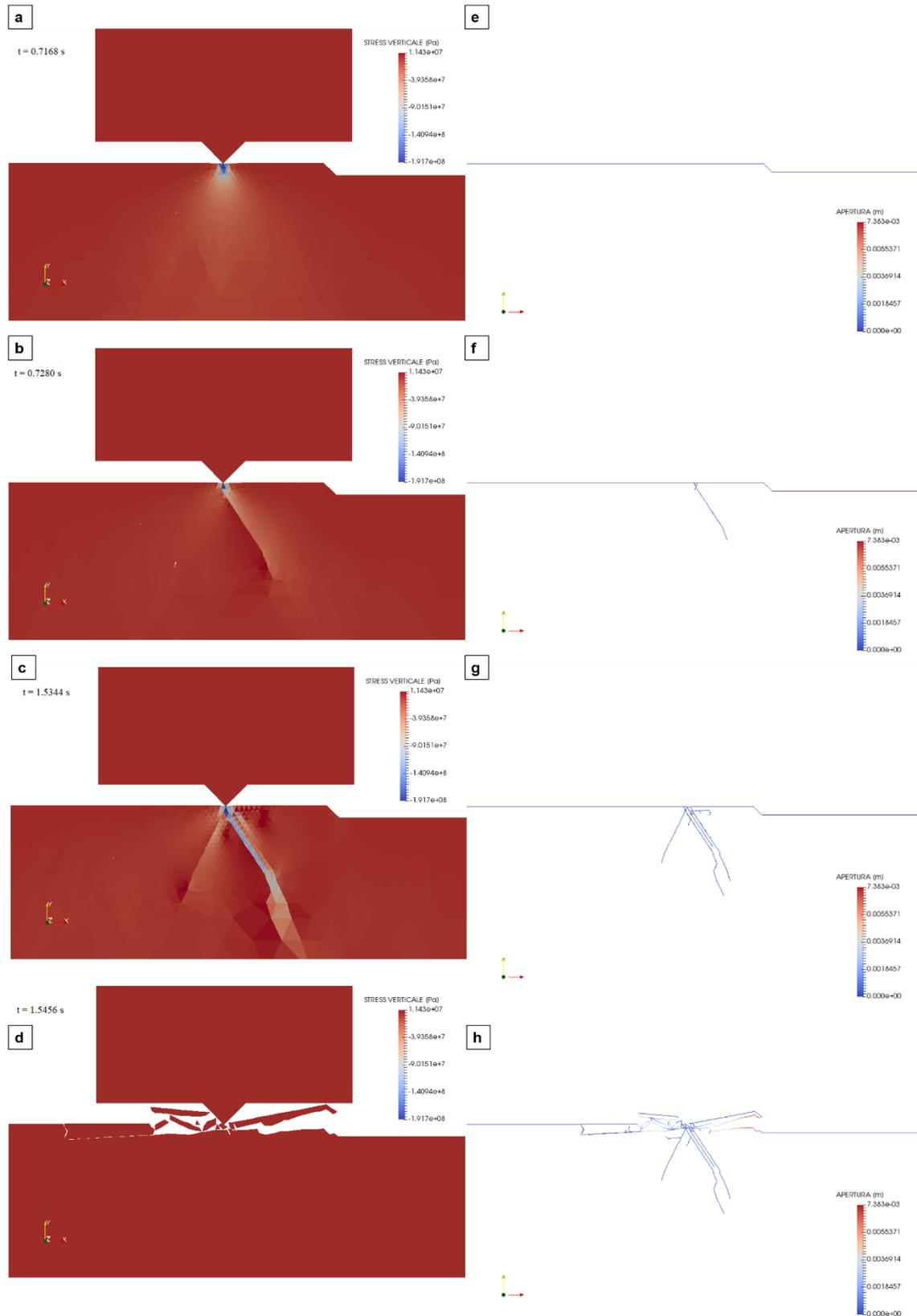


Figura 6.10 Apertura delle fratture in diversi intervalli di tempo.

Il Grafico 6.1 descrive l'andamento degli sforzi calcolati alla superficie di contatto tra roccia e utensile al variare del tempo.

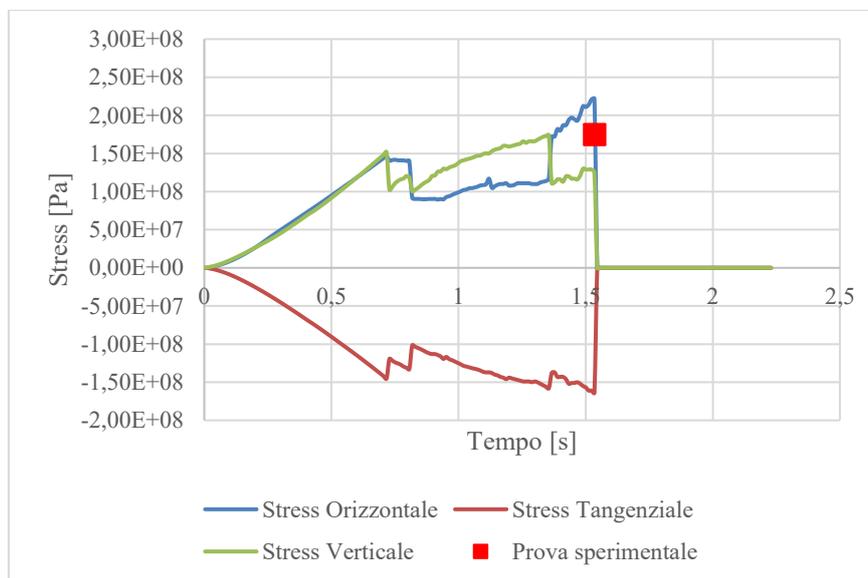
Per quanto riguarda lo stress orizzontale, esso rimane sempre di compressione e raggiunge 2 picchi: uno a  $t = 0.7280$  s con un valore di circa 150 MPa, ovvero quando si osserva la propagazione di una prima frattura nel campione di roccia, e il secondo, con valore massimo pari a 222 MPa, nell'istante precedente il distacco della scaglia, cioè in un tempo pari a 1.5344 s. Analogamente si comporta lo stress verticale che però raggiunge il picco massimo (pari a 174 MPa) molto prima del distacco della scaglia. Lo stress tangenziale rimane negativo con un valore massimo pari a 164 MPa in un istante di tempo pari a 1.5344 s.

Dopo il distacco della scaglia, tutti i stress tendono a zero in un tempo pari a 1.5456 s.

Al fine di confrontare i risultati numerici con quelli sperimentali, si è ricavato il valore di stress verticale dividendo il valore massimo riscontrato della forza normale pari a 35 kN per l'area di contatto (in questo caso la punta del disco) pari a 0.0002 m e dividendo per 1 m di larghezza.

$$Fv_{prova\ sperimentale} = \frac{35\text{ kN}}{0.0002\text{ m} \cdot 1\text{ m}} = 175\text{ MPa}$$

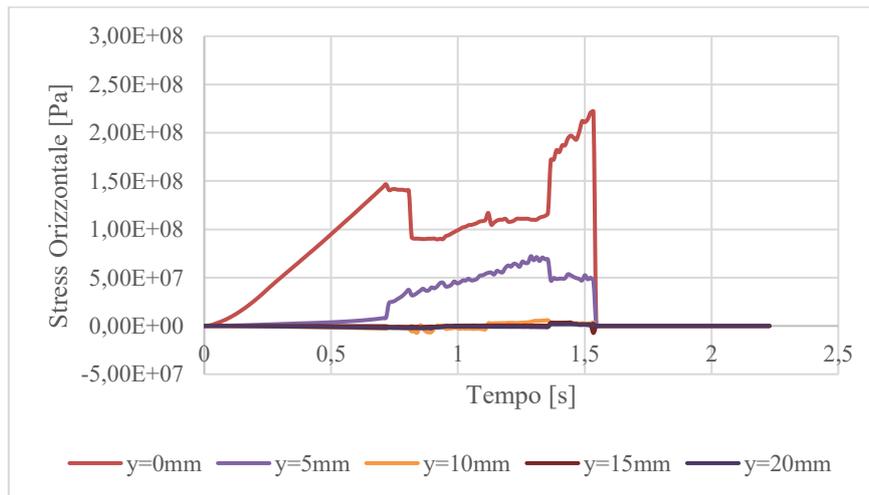
Confrontando il valore di stress verticale ricavato numericamente e quello di compressione ricavato sperimentalmente da prove con ILCM (quadrato rosso in Grafico 6.1), si può affermare che la modellazione sottostima leggermente le prove sperimentali di una differenza pari a 0.5 MPa.



**Grafico 6.1** Andamento dello sforzo verticale (linea verde), dello sforzo orizzontale (linea blu) e dello sforzo tangenziale (linea rossa) al variare del tempo nell'area di contatto tra utensile e roccia.

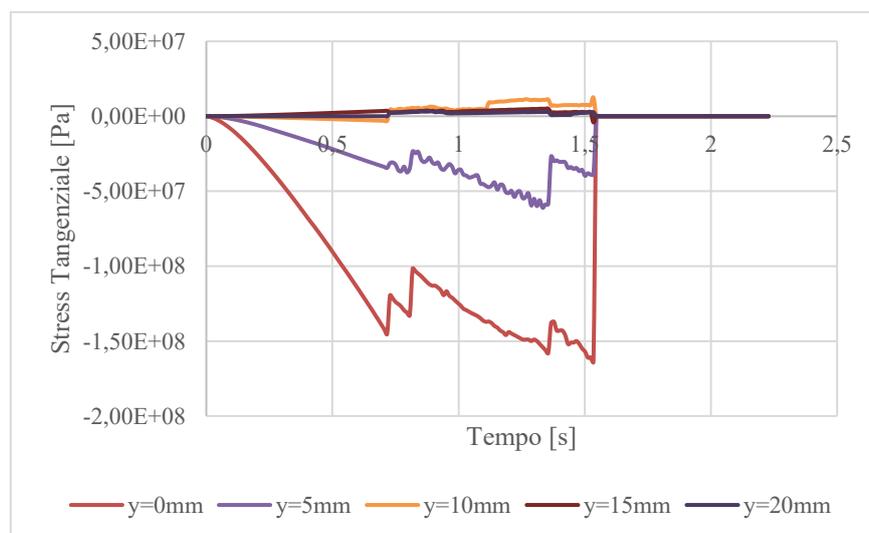
I Grafici 6.2, 6.3 e 6.4 rappresentano rispettivamente l'andamento dello sforzo orizzontale, tangenziale e verticale al variare del tempo per multipli della penetrazione (0, 5, 10, 15 e 20mm).

Come si può vedere nel Grafico 6.2 il valore dello stress orizzontale diminuisce quanto maggiore è distanza dal punto di applicazione della pressione del disco. È normale questo comportamento poiché l'azione del disco influisce principalmente nell'area di contatto superficiale, in cui si crea una zona di sforzi elevati. Successivamente al distacco della scaglia, lo stress tende a zero.



**Grafico 6.2 Stress orizzontale nel tempo.**

Nel Grafico 6.3 si può osservare che il valore dello stress tangenziale tende a 0 all'aumentare della distanza dell'area di contatto tra disco e roccia. Considerando che è principalmente un stress a trazione valutandolo a profondità pari a 0 mm e 5 mm, dopo si genera un comportamento diverso, la maggior parte dello sviluppo delle tensioni è a compressione. Alla fine, dopo de succedere il distacco della scaglia, i valori tendono a zero.



**Grafico 6.3 Stress tangenziale nel tempo.**

Per quanto riguarda lo stress verticale, quello più importante di questo studio, può vedersi nel Grafico 6.4 che sempre è a compressione fino prima del distacco della scaglia, dopo di questo, scende notevolmente poiché il materiale (marmo) non è in grado di sopportare le azioni agenti dal disco. Inoltre, si può notare che i valori più elevati si hanno in corrispondenza del disco, e via a via i valori tendono a zero.

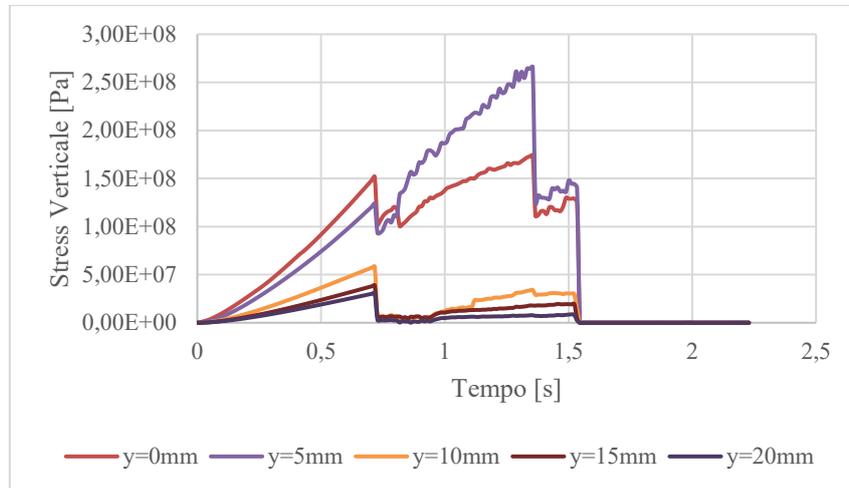


Grafico 6.4 Stress verticale nel tempo.

### 6.1.3.2 Modello B

In questa sezione sono presentati i risultati della simulazione numerica considerando il modello B.

In Figura 6.11 si può vedere l'andamento dello stress verticale prima del distacco della scaglia al tempo  $t$ , pari a 1.3216 s, e nella Figura 6.12 un dettaglio della zona di contatto roccia-utensile. Si può notare come la dimensione della scaglia risulti maggiore rispetto a quanto osservato nel modello A e nelle analisi di laboratorio. Questo perché si considera un'applicazione del carico costante sul disco che si riflette anche sulla distribuzione di pressioni nella roccia (vedi Figure e Grafici riportati di seguito) e che determina una sovra-comminuzione della roccia e un aumento della fratturazione stessa.

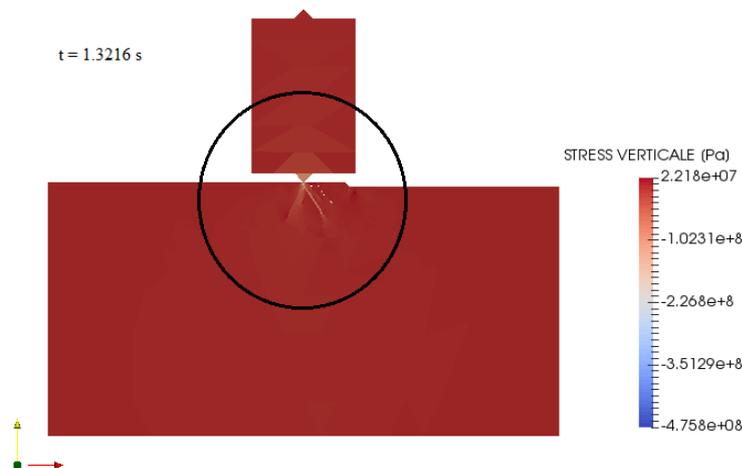


Figura 6.11 Prima del distacco della scaglia.



Figura 6.12 Zoom della zona d'interesse prima del distacco della scaglia.

In Figura 6.13 è possibile osservare il distacco della scaglia nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 1.3328 s e in Figura 6.14 il dettaglio di questa zona. La scaglia distaccata ha dimensioni molto piccole rispetto alle aspettative, pari a circa 1/3 della spaziatura. Si osserva una frattura molto profonda e un conseguente distacco di una grossa porzione di campione che non soddisfa pienamente l'obiettivo della simulazione.

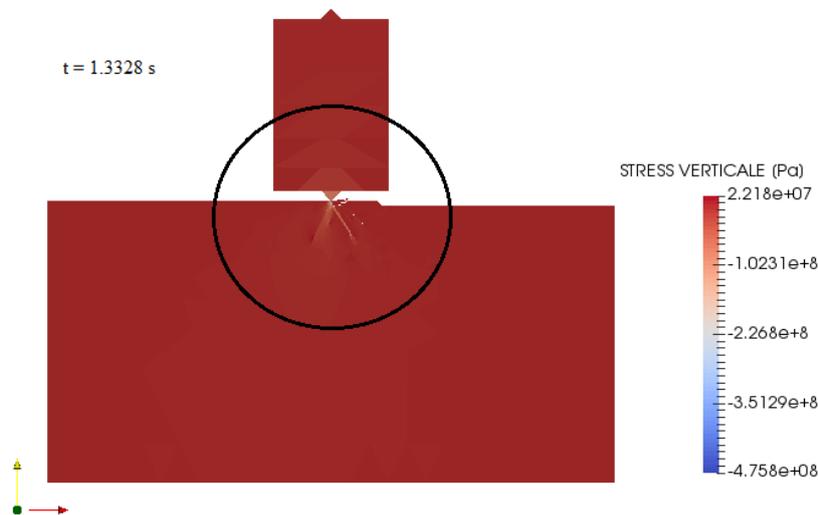


Figura 6.13 Fessura distacco della scaglia.



Figura 6.14 Zoom della zona d'interesse dopo del distacco della scaglia.

In Figura 6.15 si mostra l'andamento dello stress verticale (a-d) e l'apertura delle fratture (e-h) in funzione del tempo.

Nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 0.1680 s, si può vedere il bulbo delle pressioni, in cui si riconosce una zona di intenso stress di compressione in prossimità del disco che via via diminuisce all'aumentare della profondità. Comunque, lo stato tensionale non è ancora sufficiente da creare e propagare delle fratture come mostrato in Figura 6.15e. Rispetto a quanto osservato nel modello A (Figura 6.10), lo stress di compressione risulta il doppio (circa 335 MPa rispetto ai 190 MPa del modello A) e si raggiunge tale valore in 1/4 del tempo rispetto al modello A.

Nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 0.1792 s, si presenta la prima frattura con apertura di circa 1 mm (Figura 6.15f) e un conseguente detensionamento lungo la frattura stessa (Figura 6.15b). Confrontando con Figura 6.10f, si osserva che le dimensioni della frattura generata risultano maggiori.

Al tempo  $t$ , pari a 1.3216 s, si vede un incremento del numero di fratture con aperture dell'ordine del millimetro e una frattura a destra del campione responsabile del distacco di pezzi di dimensioni maggiori (Figura 6.15g) e un incremento di stress verticale di compressione lungo la frattura principale e diverse concentrazione di sforzi di trazione tra le fratture generate (Figura 6.15c).

In seguito al distacco della scaglia, nell'intervallo di tempo  $t$ , pari a 1.3328 s si continuano ad osservare aperture modeste, ma risulta evidente una frattura profonda che raggiunge il solco adiacente causando un distacco notevole di materiale.

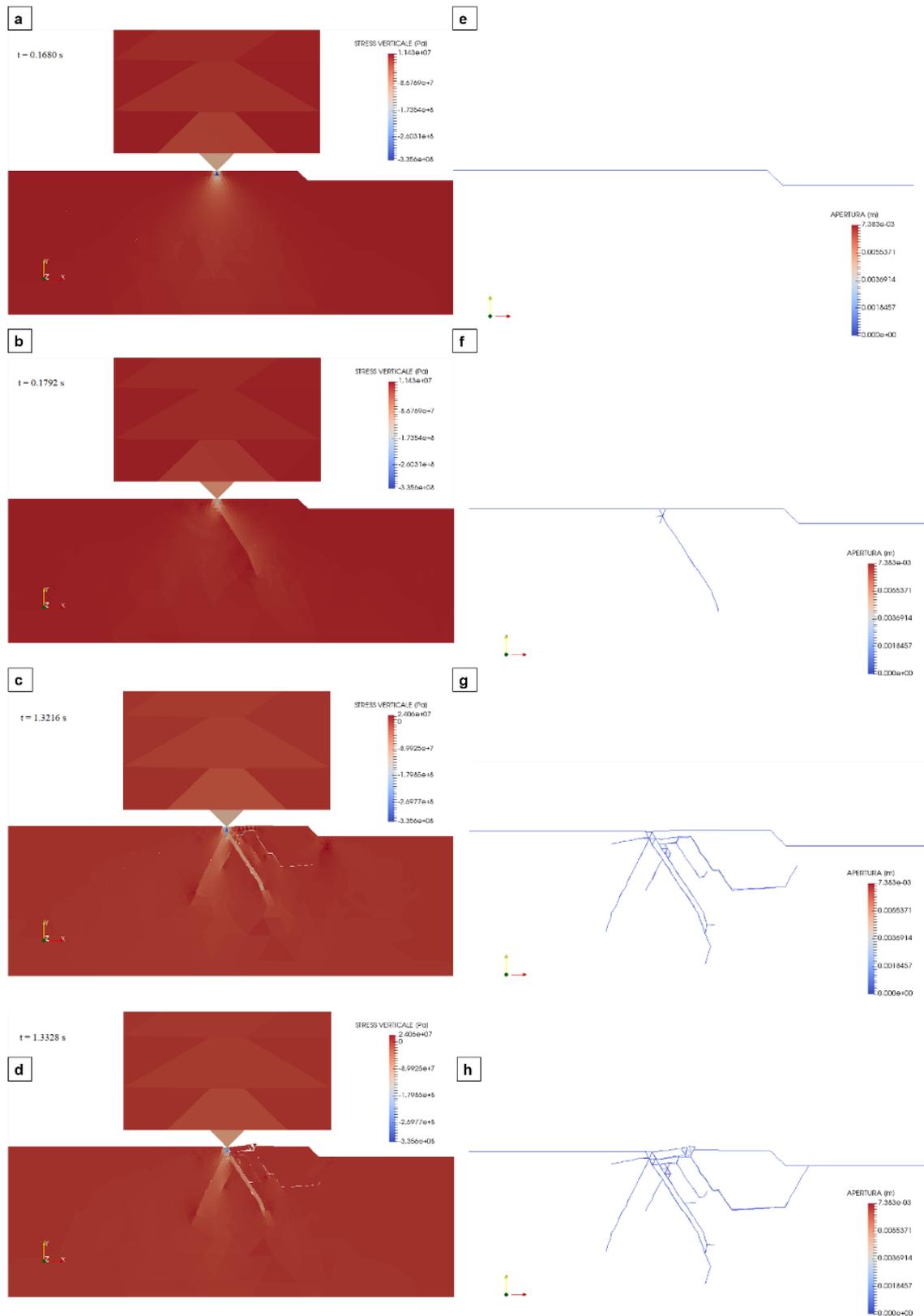
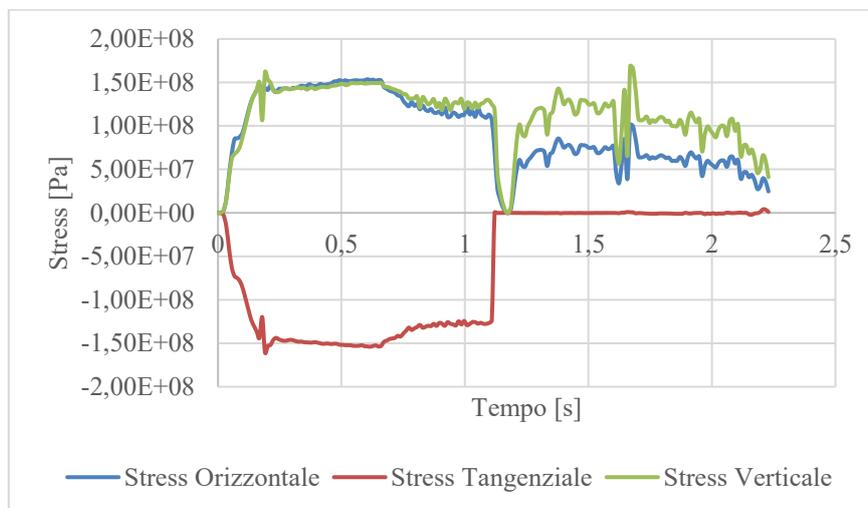


Figura 6.15 Apertura delle fratture in diversi intervalli di tempo.

Il Grafico 6.5 descrive l'andamento degli sforzi calcolati alla superficie di contatto tra roccia e utensile al variare del tempo.

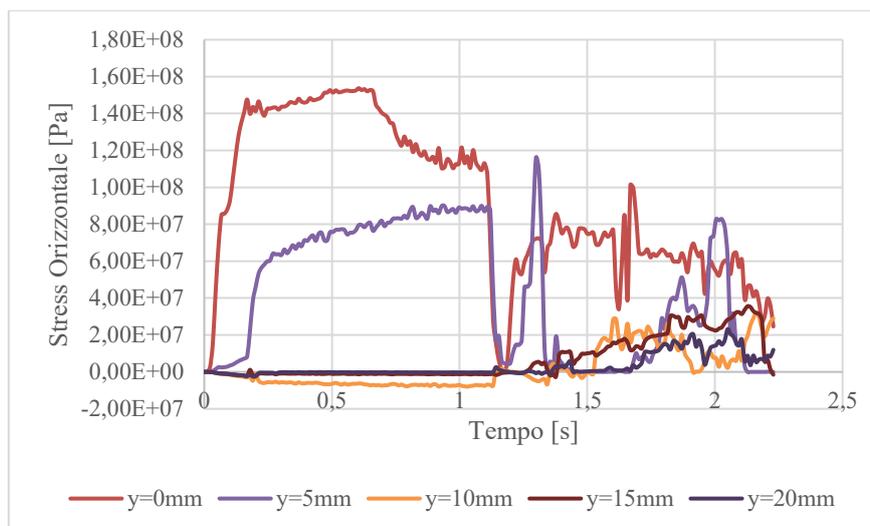
Dopo un iniziale incremento del carico (in circa 0.2 s), gli sforzi raggiungono un valore costante pari a circa 150 MPa che corrisponde al valore di carico applicato sul disco (33 kN). Le oscillazioni sono dovute alla rottura della roccia e conseguente generazione di fratture nel campione. Al tempo 1.100 s si ha un crollo degli sforzi nel campione, che corrisponde a un elevato grado di fratturazione del campione.

Le forze in gioco sono comparabili fra il modello A e il modello B, i massimi valori dello stress verticale, quello di maggiore importanza in questo studio, si trovano nell'ordine di 150 MPa.



**Grafico 6.5 Andamento dello sforzo verticale (linea verde), dello sforzo orizzontale (linea blu) e dello sforzo tangenziale (linea rossa) al variare del tempo nell'area di contatto tra utensile e roccia.**

Nel Grafico 6.6 si può notare che fino a 5 mm di profondità lo stress orizzontale rimane sempre di compressione, mentre a profondità maggiori si osservano sforzi di trazione.



**Grafico 6.6 Stress orizzontale nel tempo.**

Il Grafico 6.7 mostra la valutazione dell'andamento dello stress tangenziale a diverse profondità nel tempo. Quanto maggiore è la profondità, minore è lo sforzo e il valore massimo pari a 161 MPa si trova quando il disco è in contatto con il materiale a 0 mm. In questo stress succede il contrario rispetto allo stress orizzontale, fino a 5 mm il comportamento è sempre a trazione, a 10mm, all'inizio il comportamento è in compressione e nell'intervallo di tempo pari a 1.500 s si scambia per trazione. All'aumentare della profondità di valutazione, comincia con un comportamento a compressione e dopo dell'intervallo di tempo pari a 1.1984 s, lo sforzo rimane a trazione.

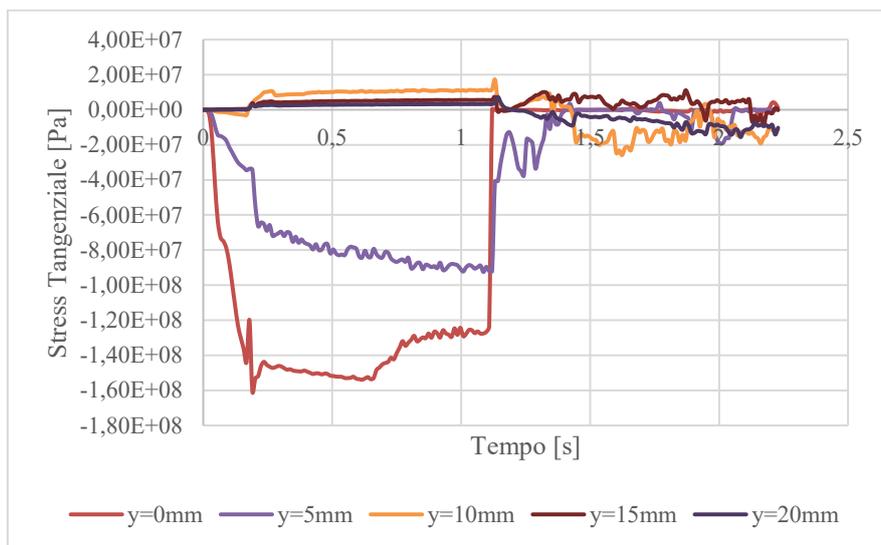


Grafico 6.7 Stress tangenziale nel tempo.

Nel Grafico 6.8 si può vedere come lo stress verticale massimo non è quello più vicino al disco, ma quello a 5 mm di profondità, con un valore pari a 292 MPa al tempo pari a 0.8064 s. Questo stress rimane sempre a compressione fino a 15 mm di profondità, dopo, nell'intervallo di tempo pari a 1.2208 s si scambia per un comportamento a trazione.

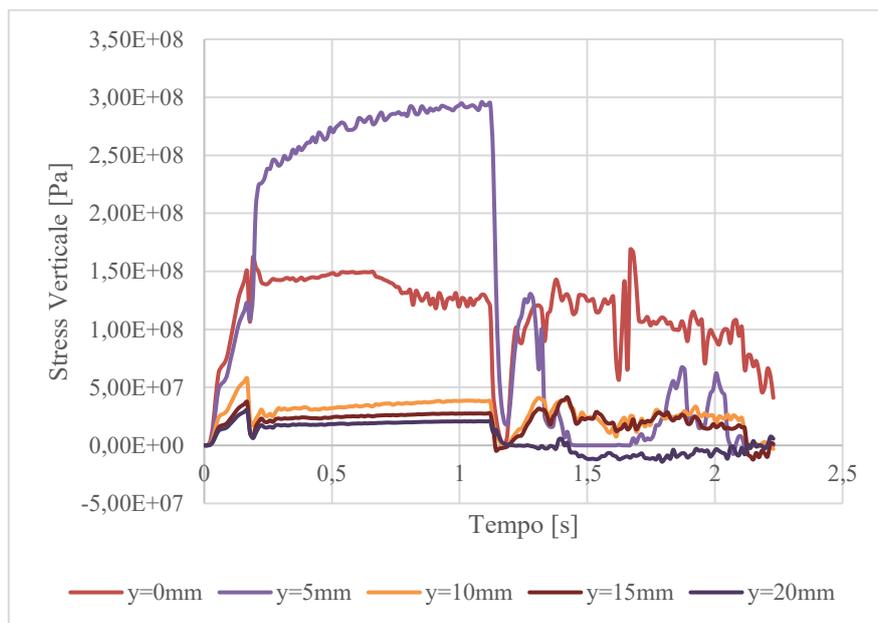


Grafico 6.8 Stress verticale nel tempo.

#### **6.1.4 CONFRONTO TRA MODELLO NUMERICO E RISULTATI SPERIMENTALI**

Dopo l'analisi dei risultati della modellazione numerica, si può affermare che il modello A è quello che meglio simula l'andamento delle prove sperimentali. Ipotizzando una velocità di avanzamento simile a quella registrata in diverse applicazioni di scavo con TBM aperta, si sono ottenute dimensioni simili della scaglia (5\*40mm) e valori di carico massimo (175 MPa) agente sul disco comparabili con quelli misurati sperimentalmente.

Per quanto riguarda il modello B, l'obiettivo era di ricavare le dimensioni della scaglia imponendo una forza costante agente sul disco: in realtà, le dimensioni sono completamente differenti e quindi il modello non soddisfa i requisiti imposti.

Utilizzando il modello A, si potrebbero valutare numericamente, con buona approssimazione, i rapporti spaziatura-penetrazione ottimali per differenti tipi di roccia e migliorare la progettazione di tali sistemi di scavo meccanico.

## CONCLUSIONI

Negli ultimi anni, nell'ambito dello scavo meccanico in roccia, lo sviluppo di modelli previsionali ha avuto un notevole incremento, poiché è un aspetto cruciale per un'adeguata progettazione dei parametri macchina (spinta massima, dimensione e numero degli utensili a disco, spaziatura tra gli utensili, velocità di rotazione) al fine di raggiungere il miglior compromesso tra tempi di scavo e costi.

E' importante evidenziare che lo sviluppo di tali modelli nasce da una profonda conoscenza dei parametri meccanici della roccia e dei meccanismi ne influenzano la rottura. Comunque, questi modelli presentano dei limiti nelle loro formulazioni, i quali non sono ancora stati del tutto corretti. Per esempio, alcuni non considerano le caratteristiche degli utensili, altri si basano su elaborazione di parametri provenienti da dati reali poco rappresentativi e altri ancora sono sviluppati a partire da ipotesi molto semplici.

Il presente elaborato analizza i risultati di prove di laboratorio effettuate mediante ILCM su rocce di diversa tipologia, per verificare l'attendibilità di tali prove ai fini della scelta della macchina di scavo più adeguata a fornire le prestazioni di cantiere migliori.

Sono stati esaminati risultati ottenuti da precedenti campagne di indagine in laboratorio, considerando gli affinamenti progressivi per adattare la strumentazione impiegata a rappresentare il più fedelmente possibile le condizioni di scavo reali. Le prove condotte nel tempo hanno contemplato differenti rapporti s/p (spaziatura/penetrazione) e differenti tipologie di utensili (CSS e V-Type) e hanno consentito di valutare differenti valori di energia specifica di scavo, indicativi della bontà delle prove.

La parte innovativa sviluppata nel presente contesto, riguarda il confronto tra i risultati ottenuti alla scala del laboratorio con la realizzazione di una modellazione numerica bidimensionale per valutare l'interazione fra roccia e utensile, al fine di individuare quale modello numerico possa simulare meglio i risultati ottenuti dalle prove sperimentali condotte su ILCM.

La modellazione è stata effettuata utilizzando un codice numerico FEM-DEM in grado di restituire sia informazioni sullo stato di sforzo indotto sulla roccia dalla pressione esercitata dal disco e sia di definire lo stato di fratturazione causato dalla penetrazione della roccia.

Si è osservato che, imponendo una velocità di avanzamento costante al disco, si sono ottenuti i risultati migliori in termini di dimensioni della scaglia e pressione esercitata dal disco. Tale procedura di confronto tra modello sperimentale e numerico, consente di quantificare la differenza tra valore simulato e valore misurato e quindi di validare il modello numerico al fine di effettuare ulteriori analisi variando la spaziatura tra disco e solco contiguo e di usare tale strumento per una valutazione speditiva dei parametri macchina.

I risultati di questo elaborato hanno permesso di ottenere un fattore correttivo tra la modellazione FEM-DEM e le prove ILCM, simulando fedelmente sia le pressioni che le dimensioni della roccia frantumata.

Il codice di calcolo utilizzato in questo elaborato ha evidenziato le eccellenti potenzialità che la metodologia FEM-DEM ha nella simulazione dell'interazione roccia-

utensile. Ovviamente ci sono ancora delle limitazioni dovute ai tempi di calcolo in funzione della dimensione della mesh: aumentando il numero di nodi e quindi diminuendo la dimensione minima della mesh, i tempi di calcolo si dilatano esponenzialmente.

È chiaro che, per ottenere un maggior grado di dettaglio, dalla modellazione numerica, sulle dimensioni delle scaglie di roccia distaccate (e conseguentemente una valutazione precisa dell'energia specifica di scavo) è preferibile una mesh con elementi di dimensioni almeno comparabili con quelle dei grani della roccia studiata, con conseguente dilatazione dei tempi di calcolo. Risulta quindi importante trovare un buon compromesso tra grado di dettaglio atteso e tempi di calcolo.

## BIBLIOGRAFIA

- Acaroglu O., Ozdemir L., Asbury B. (2007). *A fuzzy logic model to predict specific energy requirement for TBM performance prediction*, Istanbul Technical University, Mining Faculty, Mining Engineering Department, Tunnelling and Underground Space Technology.
- Alejano, L., Perucho, A., Olalla C., Jiménez, R. (2014). *Rock Engineering and Rock Mechanics: Structures in and or Rock Masses*. Proceedings of Eurock 2014, 26-28 maggio, ISRM European Regional Symposium, Vigo, Spain.
- Al-Jalil, A. (2006). *The mechanics of indentation of rock - A critical review*. Golden Rocks, 41<sup>st</sup> U.S Symposium on rock Mechanics (USRMS), 17-21 giugno, American Rock Mechanics Association, Colorado.
- Balci, C. (2008). *Correlation of rock cutting tests with field performance of a TBM in highly fractured rock formation. A case study in Kozyatagi-kadikoy metro tunnel, Turkey*. Tunneling and underground space technology, Issue 24, p. 423-435.
- Balci, C., Bilgin, N. (2007). *Correlative study of linear small and full-scale rock cutting test to select mechanized excavation machine*, International Journal of Rock Mechanics & Mining Science 44, p.468-476.
- Barton, N. (2000). *TBM tunneling in jointed and faulted rock - Capitolo 20 - The relationship between PR, AR e QTBM*. Rotterdam: Balkema.
- Bilgin, N., Feridunoglu, C., Tumac, D. (2005). *The performance of a full face tunnel boring machine (TBM) in Tarabya (Istanbul)*. Istanbul, Balkema, Rotterdam, Erdem, Y, Solak T, p. 821-826.
- Bruland, A. (2000). *Prediction model for performance and costs*, Norwegian University of Science and Technology of Trondheim (NTNU).
- Chapman, D., Metje, N. & Stark, A. (2010). *Introduction to tunnel construction*. Oxon: Spon Press.
- Gertsch, R., Gertsch, L., Rostami, J. (2007). *Disc cutting test in Colorado Red Granite: implications for TBM performance prediction*, International Journal of Rock Mechanics & Mining Science 44, p.238-246.
- Ho Chang, S., Wook Choi, S., Jin Bae, G., Seokwon, J. (2006). *Performance Prediction of TBM Disc Cutting on Granitic Rock by the Linear Cutting Test*.
- Innaurato, N., Oreste, P. (2004). *La meccanica dell'abbattimento con frese a piena sezione per rocce dure (TBM) ed i modelli di prestazioni delle macchine*, Master in scavo meccanizzato di gallerie.
- Latham, J.P., Xiang, J., Obeysekara, A., Lei, Q., Yang, P., Salinas, P., Pavlidis, D., and Pain, C. (2017). *Modelling hydro-geomechanical behaviour of fractured and fracturing rock masses: application to tunnel excavation-induced damage*, Proceedings of MIR 2017, Innovazioni nella Progettazione, Realizzazione, Gestione delle Opere in Sotterraneo, Torino. Celid, Torino. p. 79-95.

- Lei, Q. (2016). *Characterisation and modelling of natural fracture networks: geometry, geomechanics and fluid flow*. PhD thesis, Imperial College, London.
- Maidl B., Schmid L., Ritz W., Herrenknecht M. (2008). *Hardrock Tunnel Boring Machines*, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH und Co.KG, Berlin, ISBN 978-3-433-01676-3.
- Montes, R. (2016). *Mechanical rock excavation: theoretical and experimental results from laboratory tests through an ILCM*, Tesi di laurea magistrale, Politecnico di Torino, Torino, Italia.
- Munjiza, A. and Andrews, K.F.R. (2000). *Penalty function method for combined finite-discrete element systems comprising large number of separate bodies*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 49, p. 1377-1369.
- Nilsen, B. & Ozdemir, L. (1993). *Hard rock tunnel boring prediction and field performance*. Boston, USA, s.n., p. 833-852.
- Nilsen & Ozdemir, Balci, C., Bilgin, N. (2007). *Corrrelative study of linear small and full-scale rock cutting tests to select mechanized excavations machines*, International Journal of Rock Mechanics & Minig Sciences, Issue 44, p. 468-476.
- Ozdemir, L. (1992). *Mechanical excavation techniques in underground construction*, Istanbul Technical University, 25-27N novembre.
- Palmstrom, A. (1995). *Characterizing rock masses by the RMI for Use in Practical Rock Engineering*, Oslo University, Norway.
- Peila D. (2013). Appunti dal corso di “Costruzione di Gallerie”, Politecnico di Torino.
- Rispoli, A. (2013). *Analisi teorico-sperimentale per l’ottimizzazione dello scavo meccanizzato con utensili a disco*, Tesi di laurea magistrale, Politecnico di Torino, Torino, Italia.
- Roby, J., Sandell, T., Kocab, J., Lindbergh, L. (2008). *The current state of disc cutter design and development directions*. s.l., s.n., p. 36-39.
- Rostami, J., Gertsch, J.R., Gertsch, L. (2002). *Rock fragmentation by disc cutter, a critical review and update, presented by Rostami*, North American Rock Mechanics Symposium (NARMS), Toronto, Ontario, Canada.
- Rostami, J., Ozdemir, L. (1993). *A new model for performance prediction of hard rock TBMs*, chapter 50, RECT conference proceedings, 13-17 giugno, Boston, MA.
- Rostami, J., Ozdemir, L., Nislon, B. (1996). *Comparison between CSM and NTH hard rock TBM performance prediction models*, ISDT1996, Las Vegas.
- Tuncdemir, H., Bilgin, N., Copur, H., Balci, C. (2008). *Control of Rock cutting efficiency by muck size*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 45, p.278-288.
- Vagnon, F., Ferrero, A.M., Latham, J.P., Xiang, J. (2017). *Benchmarking of debris flow experimental tests using combined finite-discrete element method, FEMDEM*.

Vagnon, F. (2013). *Scavo meccanico in roccia: analisi sperimentale, analitica e numerica dei parametri che influenzano l'azione dei dischi delle TBM*. Tesi di laurea magistrale, Politecnico di Torino. Torino, Italia.

Wittke, W. (2006). *Stability analysis and design for mechanized tunneling*, WBI-PRINT 6, VGE-Verlag Glückauf GmbH, Essen 2006, ISBN 978-3-7739-1306-7.

Woo Cho, J., Seokwon, J., Hwa Yu, S. (2009). Optimum spacing of TBM disc cutters: A numerical simulation using the three-dimensional dynamic fracturing method, *Tunnelling and Underground Space Technology*, p. 230-244.

Woo Cho, J., Seokwon, J., Young Jeong, H., Ho Chang, S. (2013). *Evaluation of cutting efficiency during TBM disc cutter excavation within a Korean granitic rock using linear-cutting-machine testing and photogrammetric measurement*, *Tunnelling and Underground Space Technology*, p. 37-54.

Xiang, J., Munjiza, A., and Latham, J.P. (2009). *Finite strain, finite rotation, quadratic tetrahedral element for the combined finite-discrete element method*, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 79, p. 946-976.

[www.herrenknecht.com](http://www.herrenknecht.com)

[www.palmierigroup.com](http://www.palmierigroup.com)