



**UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PARMA**

**Dipartimento di Ingegneria Civile, per l'Ambiente ed il  
Territorio ed Architettura**

**DOTTORATO DI RICERCA IN  
INGEGNERIA GEOTECNICA  
XXII CICLO**

**STUDIO TEORICO-SPERIMENTALE SUL  
COMPORTAMENTO MECCANICO DI  
DISCONTINUITA' IN ROCCIA SOGGETTE A  
SOLLECITAZIONI DI TAGLIO CICLICO**

**Coordinatore:**

Chiar.mo Prof. Alberto Mazzucato

**Tutor:**

Chiar.ma Prof.ssa Anna Maria Ferrero

**Tesi di Dottorato di:**

Marco d'Attoli

**TRIENNIO ACCADEMICO 2007-2009**

---

---

---

---

*Ho tre tesori  
che conservo gelosamente:  
il primo è l'amore,  
il secondo è la frugalità,  
il terzo è non mettersi  
al primo posto.  
L'amore rende coraggiosi,  
la frugalità rende generosi,  
non mettersi al primo posto  
permette di guidare gli uomini.*

*(anonimo VI-V sec. a.C.)*

---

# Sommario

<i>Introduzione</i> .....	1
<b>Capitolo 1</b> .....	
<b><i>Comportamento meccanico di discontinuità in roccia</i></b> .....	4
<b>1.1 <i>Comportamento meccanico di discontinuità in roccia</i></b> .....	5
1.1.1 Comportamento a compressione monoassiale.....	6
1.1.1.1 Comportamento a compressione monoassiale su roccia intatta .....	6
1.1.1.2 Comportamento a compressione monoassiale su giunto .....	8
1.1.2 Comportamento a taglio diretto.....	11
1.1.2.1 Comportamento a taglio diretto su roccia intatta .....	12
1.1.2.2 Comportamento a taglio diretto su giunto .....	13
<b>1.2 <i>Studi bibliografici sul comportamento a taglio di discontinuità in roccia sottoposte a sollecitazioni dinamiche</i></b> .....	18
1.2.1 Indagini relative alla fase di scorrimento relativo tra le superfici .....	18
1.2.2 Indagini relative alla fase che precede lo scorrimento relativo tra le superfici ...	27
<b>1.3 <i>Criteri di resistenza in campo statico</i></b> .....	34
1.3.1 Criterio di Coulomb (1776) .....	35
1.3.2 Criterio di Patton (1966) .....	36
1.3.3 Criterio di Barton (1973).....	37
1.3.3.1 Caratterizzazione della morfologia calcolo dei parametri JRC e JCS .....	38
1.3.4 Criterio di Ladanyi e Archambault (1970) .....	41
1.3.5 Criterio di Saeb (1990) .....	42
<b>1.4 <i>Considerazioni</i></b> .....	42
<b>Capitolo 2</b> .....	
<b><i>Studi bibliografici sulla stima della morfologia delle asperità e del loro danneggiamento</i></b> .....	45
<b>2.1 <i>Parametri per la quantificazione della rugosità superficiale</i></b> .....	48
2.1.1 Anisotropia apparente della superficie .....	48
2.1.2 Angolo medio di rugosità 3D.....	50

2.1.3	Coefficiente di rugosità superficiale .....	50
2.1.4	Coefficiente specifico di rugosità superficiale .....	52
2.1.5	Grado di rugosità superficiale relativa.....	52
2.1.6	Stima del parametro $A_t$ .....	53
2.1.7	Formulazione del grado di degradazione $D_w$ .....	53
2.1.8	Coefficiente di degradazione del giunto fratturato $W_{dc}$ .....	55
2.1.9	Considerazioni .....	56
2.2	<i>Modelli analitici per la degradazione delle asperità</i> .....	57
2.2.1	Leggi di degradazione di asperità esistenti .....	58
2.2.2	Nuovi modelli di degradazione .....	61
2.2.3	Estensione del modello di Homand includendo lo scorrimento da carichi ciclici .....	63
 <b>Capitolo 3.....</b>		
<b><i>Analisi di sollecitazioni cicliche</i> .....</b>		<b>68</b>
<b>3.1 <i>Calcolo del numero effettivo di cicli</i>.....</b>		<b>69</b>
3.1.1	Livello di riferimento.....	72
3.1.2	Non zero-crossing e spettro di risposta.....	73
3.1.3	Combinazione degli assi .....	73
3.1.4	Low amplitude cut-off.....	73
<b>3.2 <i>Metodologie generiche di conteggio cicli</i>.....</b>		<b>74</b>
3.2.1	Metodologie di conteggio picchi (Peak Counting) .....	75
3.2.2	Range counting .....	76
3.2.3	Metodi indiretti .....	78
<b>3.3 <i>Misure assolute e misure relative</i>.....</b>		<b>79</b>
 <b>Capitolo 4.....</b>		
<b><i>Approccio sperimentale: il progetto</i>.....</b>		<b>80</b>
<b>4.1 <i>Descrizione della macchina mts-810</i>.....</b>		<b>81</b>
<b>4.2 <i>Descrizione della scatola di taglio</i>.....</b>		<b>83</b>
<b>4.3 <i>Realizzazione dei provini</i>.....</b>		<b>90</b>
<b>4.4 <i>Preparazione della scatola per l'esecuzione della prova</i> .....</b>		<b>93</b>

---

<b>4.5 Macchina MTS-810 modificata per la modalita' di prova</b> .....	98
<b>4.6 Il rilievo fotogrammetrico delle discontinuita':</b> .....	101
4.6.1 Preparazione del provino: .....	101
4.6.2 Presa delle immagini digitali .....	103
4.6.3 Calibrazione camera digitale: .....	104
4.6.4 Determinazione orientamenti esterni: .....	105
4.6.5 Aquisizione del DTM .....	106

**Capitolo 5** .....

***Analisi sperimentali: prove di taglio e studio del degrado superficiale***.....109

<b>5.1 Prove su discontinuita' liscia</b> .....	111
5.1.2 Prove cicliche su discontinuita' liscia .....	116
5.1.3 Confronto tra prove monotoniche e cicliche su discontinuita' liscia .....	120
<b>5.2 Prove su discontinuita' rugosa</b> .....	122
5.2.1 Prove monotoniche su discontinuita' rugosa .....	123
5.2.2 Prove cicliche su discontinuita' rugosa con controllo del degrado tra un ciclo e l'altro .....	129
5.2.2.1 Evoluzione del degrado della discontinuita' .....	139
5.2.3 Prove cicliche su discontinuita' rugosa .....	152
<b>5.3 Analisi dei dati</b> .....	154
<b>5.4 Prove monotoniche successive</b> .....	160
5.4.1 Analisi dei risultati .....	161

**Capitolo 6** .....

***Un nuovo parametro di degrado per prove di taglio cicliche a dilatanza impedita: ID***.....164

<b>6.1 Analisi del sismogramma e calcolo cicli equivalenti per l'evento</b> .....	165
<b>6.2 Conteggio cicli equivalenti per le prove effettuate</b> .....	167
<b>6.3 Formulazione di una legge sperimentale di valutazione del degrado per prove a dilatanza impedita</b> .....	170
6.3.1 Analisi del decadimento della $\sigma$ .....	171
6.3.2 Andamento del degrado .....	171

<b>Capitolo 7:</b> .....	
<b>Modellazione numerica e confronto con i dati sperimentali</b> .....	<b>175</b>
<b>7.1 la Creazione del modello</b> .....	<b>176</b>
7.1.1 Geometria del modello.....	177
7.1.2 Definizione dei materiali.....	182
7.1.3 Definizione delle superfici di contatto .....	184
7.1.4 Definizione dei vincoli e dei carichi.....	185
7.1.5 Step di carico .....	189
<b>7.2 Risultati numerici e confronti con i dati sperimentali</b> .....	<b>194</b>
7.2.1 Taratura del modello .....	195
7.2.2 Prove monotoniche su discontinuità rugosa: analisi numeriche e confronto sperimentale .....	197
7.2.3 Prove a tensione normale costante .....	198
7.2.4 Prove a tensione normale variabile.....	204
7.2.5 Confronto sperimentale - numerico .....	217
<b>7.3 Prove cicliche su discontinuità rugosa: analisi numeriche</b> .....	<b>221</b>
<b>Conclusioni</b> .....	<b>233</b>
<b>Bibliografia</b> .....	<b>238</b>
<b>APPENDICE 1</b> .....	<b>243</b>
<b>Elaborazioni Prove Cicliche</b> .....	<b>243</b>
<b>APPENDICE 2</b> .....	<b>259</b>
<b>Elaborazioni prove monotoniche</b> .....	<b>259</b>
<b>APPENDICE 3</b> .....	<b>259</b>
<b>Curve di degrado</b> .....	<b>259</b>
<b>ALLEGATI</b> .....	<b>273</b>
<b>Allegato A: Scheda tecnica della malta "Sika Grout-212"</b> .....	<b>282</b>
<b>Allegato B: Scheda tecnica della malta "Kerabuild Ancoraggi"</b> .....	<b>285</b>
<b>Allegato C: Scheda tecnica disarmante "Mulamo"</b> .....	<b>288</b>

---

---

v

|

## ***Introduzione***

Il comportamento meccanico di un ammasso roccioso, è fortemente influenzato dalla presenza, al suo interno, di fratture, giunti e piani di scistosità. La caratterizzazione meccanica di questi elementi, che interrompono la continuità della roccia, è di notevole importanza in vari campi dell'ingegneria: si pensi allo scavo di una galleria, o alla stabilità di un pendio.

La presenza di discontinuità nell'ammasso roccioso modifica, mediante le sue proprietà, le caratteristiche meccaniche, termiche e idrauliche delle rocce.

La descrizione dei parametri geometrici (in particolare la rugosità del giunto) e meccanici (resistenza, rigidità, deformabilità) delle discontinuità naturali, oltre che per lo studio del comportamento a taglio, risultano fondamentali per una buona valutazione delle caratteristiche di resistenza e deformabilità dell'ammasso roccioso.

Molti risultati di test di laboratorio, mostrano che, la rugosità delle discontinuità è di estrema importanza per lo studio del comportamento meccanico dei giunti. In particolare, la rugosità influenza fortemente lo sviluppo della dilatanza: di conseguenza, la resistenza a taglio del giunto, durante lo spostamento di taglio, dipende dalla rugosità del giunto stesso. Inoltre, è dimostrato che la rugosità della superficie delle discontinuità diminuisce con l'aumentare dello spostamento di taglio, a causa del superamento delle asperità o della rottura di esse.

In una prova di taglio, la rugosità, la tensione di confinamento e lo spostamento di taglio imposto, influenzano la degradazione della superficie, che aumenta al crescere di questi.

Nel caso di sollecitazioni cicliche, dovute ad esempio ad un sisma, gli effetti di spostamenti ripetuti, anche di modeste entità, si sommano determinando una progressiva variazione della morfologia delle discontinuità con conseguente diminuzione delle resistenze mobilitabili.

L'effetto del danneggiamento delle superfici, appare essere una causa rilevante della variazione della resistenza della discontinuità per carichi agenti inferiori alla resistenza di picco, monotonici o ciclici, ed è per questo motivo che il presente studio si è concentrato sullo sviluppo di una metodologia sperimentale, che permetta di quantificare il danneggiamento delle superfici dovuto anche ad azioni sismiche, per poter prevedere la conseguente riduzione di resistenza.

Scopo di questo lavoro infatti, è stato determinare gli effetti di sismi sulle discontinuità sulla base di prove di taglio realizzate in controllo di spostamento e a dilatanza impedita su campioni artificiali che riproducono discontinuità naturali. A tale scopo è stata progettata e realizzata una specifica scatola di taglio per l'esecuzione di prove di taglio ciclico con la possibilità di variare l'ampiezza e la frequenza degli spostamenti indotti.

Si è poi cercato di definire un' indice di degrado legato alle caratteristiche geometriche e meccaniche dei campioni che potesse essere collegato agli effetti dovuti ad un evento sismico. E' prassi, infatti, simulare le accelerazioni sismiche per il calcolo del danneggiamento a fatica di materiali o di strutture complesse attraverso metodologie di conteggio cicli equivalenti in termini di danneggiamento indotto. Sulla base di questi metodi si è elaborato una tecnica di conteggio cicli equivalenti per prove di taglio e sono state elaborate delle relazioni che descrivono l'evoluzione dei parametri di resistenza, con particolare riguardo al confinamento del campione e alla velocità di raggiungimento dei parametri di resistenza residui nel caso di prova dinamica.



# Capitolo 1

## Comportamento meccanico di discontinuità' in roccia

Durante i processi di litificazione e della storia geologica di un ammasso roccioso, si susseguono periodi orogenetici accompagnati da serie di carichi applicati alla roccia dai diversi fenomeni. Il risultato è la formazione di una struttura di roccia geometricamente molto complessa costituita da blocchi di roccia intatta intersecati da piani di discontinuità. Questi costituiscono gli "anelli deboli" della struttura in roccia.

Poiché solitamente nella meccanica e nell'analisi delle tensioni si assume che il materiale sia continuo, formazioni geologiche come giunti e fratture, che

costituiscono una interruzione del continuo, prendono nella pratica ingegneristica il nome di “discontinuità”. Queste hanno proprietà meccaniche e geometriche che spesso governano il comportamento meccanico totale della roccia.

L'importanza del ruolo delle discontinuità nel comportamento globale degli ammassi rocciosi ha portato allo sviluppo di numerosi studi dedicati alla determinazione del comportamento meccanico di discontinuità in roccia. Nei seguenti paragrafi si analizzeranno dettagliatamente i fattori che influenzano il comportamento meccanico della discontinuità e i metodi proposti per la loro caratterizzazione sia in campo statico che dinamico.

### ***1.1 Comportamento meccanico di discontinuità in roccia***

L'analisi del comportamento meccanico di un giunto in roccia consiste nello studiare due tipi di sollecitazioni che generano la cinematica (apertura e chiusura) di una frattura: la compressione e il taglio.

In questo capitolo si vogliono presentare i risultati ottenuti nelle prove di compressione e di taglio, nonché i fattori che influenzano il comportamento dello sforzo normale e tangenziale e dei relativi spostamenti.

Per definire il comportamento meccanico tangenziale bidimensionale di un giunto sottoposto ad uno sforzo normale ( $\sigma_n$ ) e ad uno di taglio ( $\tau$ ), esistono diverse formulazioni. Nella trattazione di questa tesi si adatterà la seguente scrittura matriciale:

$$\begin{pmatrix} d\sigma_n \\ d\tau \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{sn} & k_{ss} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} du_n \\ du_s \end{pmatrix}$$

dove :

- $u_s$  e  $u_n$  sono rispettivamente lo spostamento relativo tangenziale e normale;
- $k_{nn}$  è la rigidezza normale del giunto, mentre  $k_{ss}$  è la rigidezza tangenziale;
- $k_{ns}$  e  $k_{sn}$  sono elementi di rigidezze accoppiate o normali indirette.

Quando, per un giunto rugoso, le indentazioni presentano una simmetria rispetto alla normale al piano medio,  $k_{ns}$  è uguale a  $k_{sn}$ . In caso contrario, il comportamento del giunto dipende dal percorso di carico.

Per giunti lisci o non dilatanti, i termini misti sono nulli per tanto la scrittura matriciale diventa:

$$\begin{cases} \sigma_n = K_{nn} u_n = K_n u_n \\ \tau = K_{ss} u_s = K_s u_s \end{cases}$$

## 1.1.1 Comportamento a compressione monoassiale

### 1.1.1.1 Comportamento a compressione monoassiale su roccia intatta

La prova di compressione semplice consiste nel sottoporre dei provini di forma cilindrica a compressione tramite due piastre di una pressa rigida applicando su di essa un carico  $N$  crescente, si vuole creare uno stato tensionale nel quale lo sforzo in direzione assiale sia:

$$\sigma_z = \sigma_n = \frac{N}{A}$$

dove  $A$  è l'area della base del provino.

La prova permette inoltre di ricavare le costanti pseudoelastiche del materiale roccioso ( $E$  = modulo di Young,  $\nu$  = coefficiente di Poisson) tramite la lettura diretta, mediante l'utilizzo di estensimetri meccanici o elettrici, dei valori delle tensioni normali applicate e quelli delle deformazioni assiali  $\epsilon_y$  e radiali  $\epsilon_r$ . Utilizzando questi dati è possibile ricavare l'andamento dello stato tensionale all'interno del provino durante tutta la prova e a costruire i diagrammi sforzi-deformazioni riportati qui di seguito.

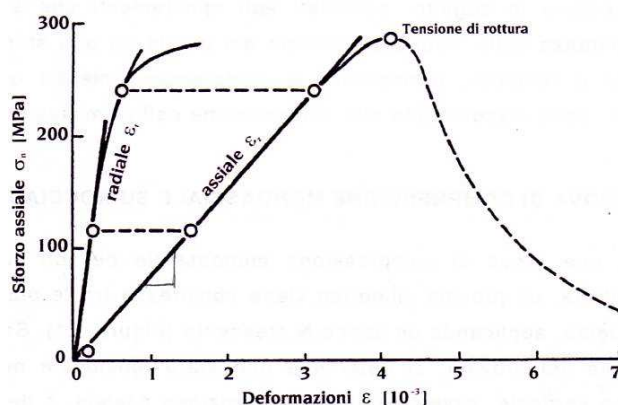


Figura 1.1 Curve sforzi-deformazioni in compressione monoassiale.

Di seguito si riporta una descrizione più dettagliata delle grandezze ricavate in questa prova:

- $C_0$  è il valore di resistenza a compressione monoassiale, lo si può leggere direttamente sul diagramma in corrispondenza del picco di rottura; il suo valore aumenta al diminuire della porosità, del grado d'umidità, dipende dalla dimensione dei grani e dai livelli di pressione e temperatura ai quali la roccia è stata sottoposta nel corso degli anni;
- $E$  modulo di Young non può essere ricavato in modo univoco perché il comportamento del materiale roccioso, in generale, non può essere assimilato a quello lineare elastico ed è per questo che si distingue un modulo di deformazione tangente  $E_t$  e uno secante  $E_s$ ; questo parametro dipende dallo stato tensionale essendo legato alla pendenza della curva del diagramma  $\sigma_y$ - $\epsilon_y$ . Per ricavare  $E_t = \Delta\sigma_y / \Delta\epsilon_y$  bisogna esaminare il diagramma sperimentale infatti è possibile osservare un comportamento del materiale roccioso sufficientemente elastico fino al 50% di  $C_0$ , è per questo che la normativa ISRM prevede di considerare il modulo tangente nel punto corrispondente a tale valore;
- Il modulo di deformazione secante  $E_s = \Delta\sigma_y / \Delta\epsilon_y$  si ottiene calcolando la pendenza della retta congiungente l'origine degli assi tensione-deformazione con un punto corrispondente a una percentuale fissata del valore di picco. In generale  $E_t > E_s$ : il primo è un parametro locale mentre il secondo risente meno delle irregolarità della curva;

- $\nu$  coefficiente di Poisson varia in funzione dello stato tensionale applicato. Per la sua determinazione si può considerare un criterio tangente,  $\nu_t = \Delta \varepsilon_r / \Delta \varepsilon_y$ , e un criterio secante,  $\nu_s = \varepsilon_r / \varepsilon_y$ .

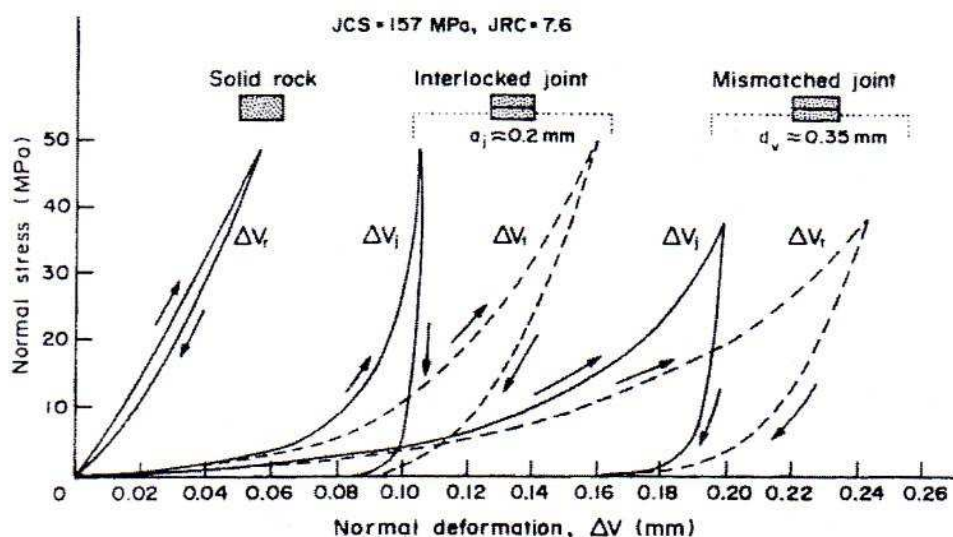
### 1.1.1.2 Comportamento a compressione monoassiale su giunto

Si analizza ora una prova di compressione analoga a quella descritta nel paragrafo precedente, ma eseguita su di un provino contenente un piano di discontinuità. La prova di compressione semplice consiste nell'applicare uno sforzo perpendicolare al piano del giunto e a misurare il corrispondente spostamento relativo normale.

Generalmente durante questa prova si ritiene che lo sforzo tangenziale e il relativo spostamento siano nulli, anche se la media delle misure fatte permette di misurare questi sforzi tangenziali.

L'aumento della contrazione normale accresce il numero dei punti di contatto. Certe zone di contatto subiscono delle deformazioni elastiche mentre altre subiscono deformazioni irreversibilmente plastiche.

Questo conferma una variazione non lineare della chiusura del giunto con l'aumentare della tensione normale come mostrato in Figura 1.2.



**Figura 1.2** Prova in compressione semplice: comparazione tra il comportamento normale di una roccia omogenea e una roccia contenente una discontinuità.

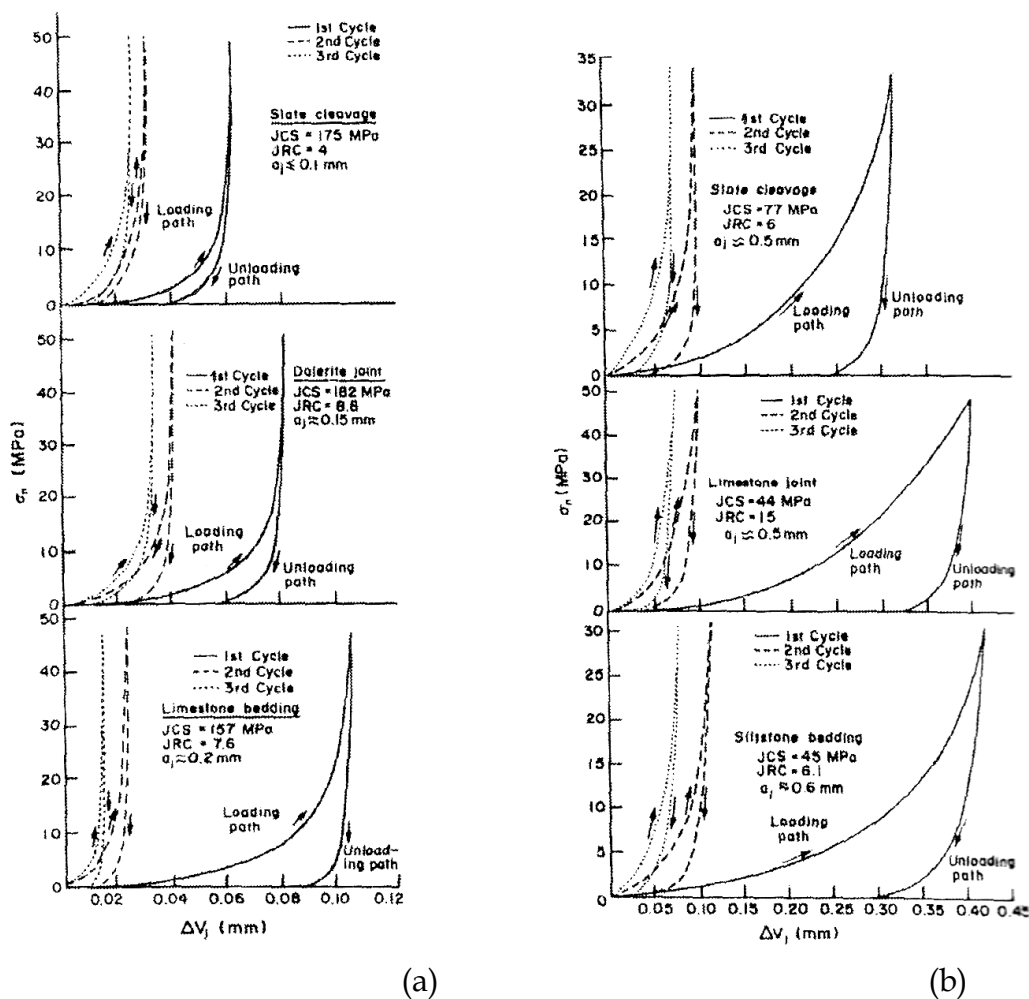


Figura 1.3 Effetto dei cicli di compressione normale per i giunti di differente natura: (a) giunti sani, (b) giunti alterati

Dalla Figura si può vedere anche come variano le deformazioni in presenza di un giunto rispetto ad un campione omogeneo. Bandis (1983) e Benjeloun hanno mostrato che un taglio preliminare del campione modifica anche la rigidità normale: questo effetto si può constatare nella Figura 1.2 dove per il giunto aperto, "mismatched", le deformazioni normali sono più importanti che per il giunto chiuso "interlocked".

L'influenza della resistenza della matrice è illustrata in Figura 1.3 dove si nota uno schiacciamento iniziale ben più marcato nella matrice alterata rispetto a quella intatta per uno stesso materiale (la resistenza del materiale è data dal coefficiente JCS definito da Barton come si mostrerà in seguito).

Si può inoltre osservare che la rigidezza normale  $K_n$  (pendenza della curva  $\sigma_n - u_n$ ) dipende anche dallo sforzo normale, aumentando rapidamente all'aumentare del carico applicato: a partire da un basso valore di carico, la rigidezza cresce verso quella della roccia intatta.

Dalle prove cicliche di compressione per i primi cicli di carico - scarico si osserva un'importante isteresi e un comportamento di carattere non lineare della contrazione normale in funzione dello spostamento relativo normale.

L'apertura iniziale del giunto, il cammino di sollecitazione a cui è stato sottoposto nel corso degli anni, la resistenza della matrice rocciosa, la rugosità del giunto sono tutti fattori che influenzano notevolmente il comportamento a compressione semplice.

L'insieme di queste osservazioni conduce a una formulazione iperbolica del comportamento normale dei giunti e proprio per questo Bandis et Al. (1983) hanno interpretato la relazione  $\sigma_n - u_n$  secondo la seguente espressione:

$$\sigma_n = K_{ni} \cdot V_m \frac{u_n}{V_m - u_n}$$

dove:

- $K_{ni}$  è la rigidezza normale iniziale;
- $V_m$  è la chiusura massima del giunto.

Sulla base dei risultati sperimentali, la rigidezza normale iniziale è valutata a partire dai coefficienti JRC e JCS (descritti approfonditamente nel seguito) attraverso la seguente relazione:

$$K_{ni} = -7,15 + 1,75 \cdot JRC + 0,02 \left( \frac{JCS}{a_j} \right)$$

dove:

- $a_j = \frac{JRC}{5} \left( 0,2 \frac{\sigma_c}{JCS} - 0,1 \right)$  è l'apertura iniziale del giunto, espresso in mm;
- $K_{ni}$  è espresso in MPa/m;

- JCS (Joint Compressive Strength) rappresenta l'indice di resistenza a compressione delle pareti del giunto ed è espresso in MPa;
- JRC (Joint Roughness Coefficient) è il coefficiente di rugosità del giunto, variabile tra 0 e 20 ed è adimensionale.

Il valore di  $V_m$  è determinato secondo la relazione :

$$V_m = A + B \cdot JRC + C \left( \frac{JCS}{a_j} \right)^D$$

essendo  $A, B, C, D$  delle costanti che dipendono dalla storia di carico del giunto.

### 1.1.2 Comportamento a taglio diretto

In una prova di taglio diretta, si osserva lo scorrimento relativo delle due parti di un blocco di roccia contenente una discontinuità, e se ne misura la resistenza a taglio, definita come la resistenza necessaria per contrastare lo scorrimento relativo delle pareti di un giunto, sottoposto a sollecitazioni normali e tangenziali nel piano medio dello scivolamento. Tra i parametri che influenzano la resistenza di un giunto (Barton, 1976) si ricordano:

- le caratteristiche meccaniche delle pareti contatto;
- la scabrezza delle superfici;
- la resistenza delle asperità;
- il grado di interconnessione (mancanza di connessione tra le pareti del provino determina una minore resistenza al taglio);
- la dimensione della discontinuità (effetto scala);
- il carico normale agente.

Nelle discontinuità naturali in roccia un fattore molto importante di cui bisogna tenere in considerazione è l'eterogeneità dell'ammasso roccioso e l'anisotropia nella direzione di scivolamento scelta per la prova.

La presenza delle asperità determina inoltre il fenomeno della dilatanza (nascita di uno spostamento verticale, ortogonale alla forza di taglio, provocato dallo scavalcamento delle asperità stesse, che determina un'apertura del giunto); una

resistenza maggiore di taglio si verifica se esiste uno sforzo normale che impedisca la dilatanza.

### 1.1.2.1 Comportamento a taglio diretto su roccia intatta

In una classica prova di taglio diretto il provino, con la parte inferiore di norma vincolata in modo da impedirne gli spostamenti, è sottoposto ad un carico normale  $N$  e ad uno tangenziale  $T$  e se ne misura lo scorrimento. Se  $A$  è la superficie del provino su cui agiscono i carichi si può calcolare il valore medio degli sforzi tangenziali e normali rispettivamente come:

$$\tau = \frac{T}{A} \quad \sigma_n = \frac{N}{A}$$

Diagrammando i valori massimi di resistenza al taglio  $\tau$  e dei relativi sforzi normali  $\sigma$ , si ottiene l'involuppo di massima resistenza alla rottura come mostrato in Figura 1.4 (a).

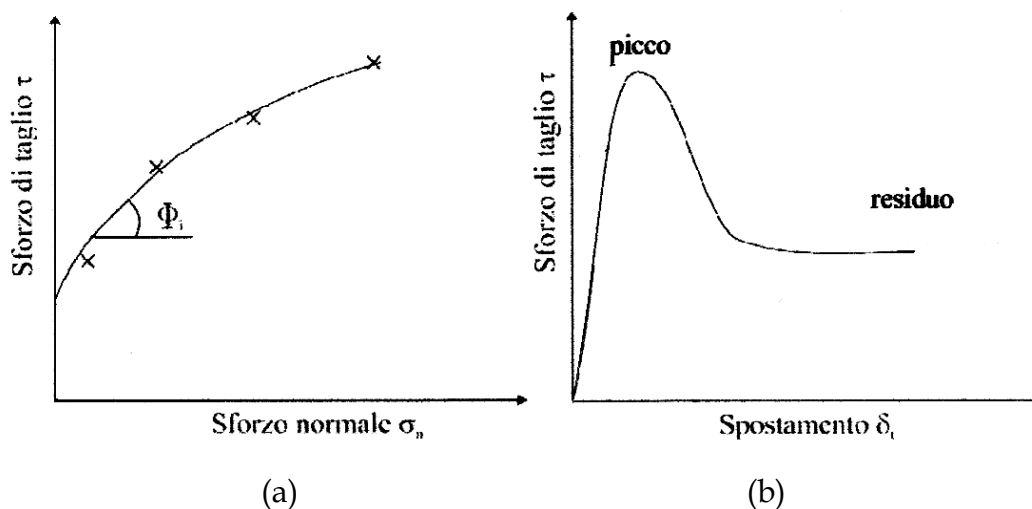


Figura 1.4 Comportamento a taglio di una roccia intatta

Il valore  $\phi_i$ , angolo d'attrito interno, di norma compreso tra  $35^{\circ}$ - $65^{\circ}$  (Patton, 1966), decresce all'aumentare degli sforzi normali.

In Figura 1.4 (b) si può notare che una volta raggiunto il valore di rottura (valore di picco), ogni incremento di spostamento provoca una diminuzione della resistenza a taglio fino al raggiungimento di un valore asintotico minimo denominato valore di rottura a taglio "residuo".

Tracciando l'involuppo dei massimi valori di resistenza a taglio si definisce il "criterio di resistenza di picco", interpolando, invece, i valori minimi si ottiene il "criterio di resistenza residuo".

La formula generale che descrive un criterio di resistenza di picco, in termini di sforzi normali  $\sigma_n$  e di sforzi di taglio  $\tau$  è, come verrà meglio approfondito nel paragrafo 1.3, il seguente:

$$\tau = f(\sigma_n)$$

### 1.1.2.2 Comportamento a taglio diretto su giunto

La prova di taglio diretto a sforzo normale costante, consiste nell'applicare prima uno sforzo normale desiderato e poi a tagliare il provino, a velocità costante, mantenendo lo sforzo normale costante. Lo sforzo normale ( $\sigma_n$ ) è, come già detto, imposto, così come lo spostamento relativo tangenziale ( $u_s$ ) e la velocità di taglio.

Lo sforzo tangenziale, o sforzo di taglio, ( $\tau$ ) e lo spostamento relativo di taglio ( $u_n$ ) sono misurati. (Figura 1.5)

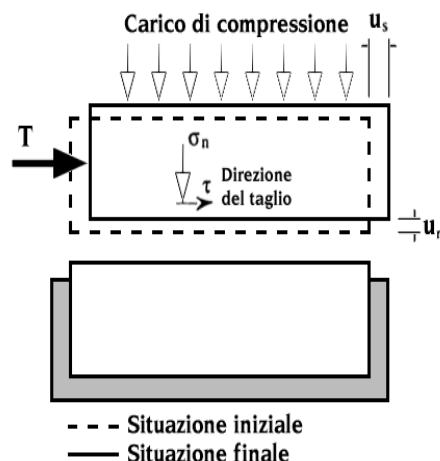


Figura 1.5 Schema di una prova di taglio diretta

Una notevole differenza si osserva tra le prove di taglio effettuate su giunti lisci e quelle effettuate su giunti rugosi.

Nel primo caso (Figura 1.6 (a)), portando a rottura alcuni provini con differenti valori di sforzi normali applicati, si nota che il rapporto tra tensione normale  $\sigma_n$  e tensione tangenziale  $\tau$  rimane circa costante. Tale comportamento da origine

ad una retta passante per l'origine e inclinata di un angolo  $\phi_r$  sull'orizzontale, che rappresenta l'involuppo di rottura a taglio, secondo l'espressione:

$$\tau = \sigma_n \cdot \operatorname{tg} \phi_r$$

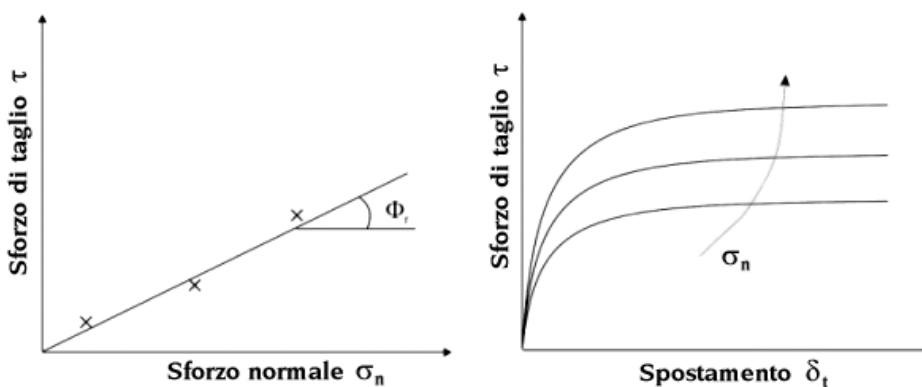
nella quale l'angolo d'attrito residuo  $\phi_r$  assume generalmente valori compresi tra 25÷40°. Nel diagramma  $\tau - \delta_t$ , il valore della tensione tangenziale aumenta all'aumentare dello spostamento, tendendo asintoticamente ad un valore massimo che rappresenta la resistenza a taglio del giunto liscio. Tale resistenza cresce al crescere dello sforzo normale applicato, come evidenziato in precedenza.

Se invece, siamo in presenza di una discontinuità rugosa, (Figura 1.6 (b)), l'involuppo di rottura è dato da:

$$\tau = \sigma_n \cdot \operatorname{tg} \phi_p = \sigma_n \cdot \operatorname{tg} (\phi_r + i)$$

dove:

- $\phi_p$  è l'angolo d'attrito di picco;
- $\phi_r$  è l'angolo d'attrito residuo;
- $i$  rappresenta l'effetto combinato della dilatanza e delle asperità (Barton, 1976).



(a)

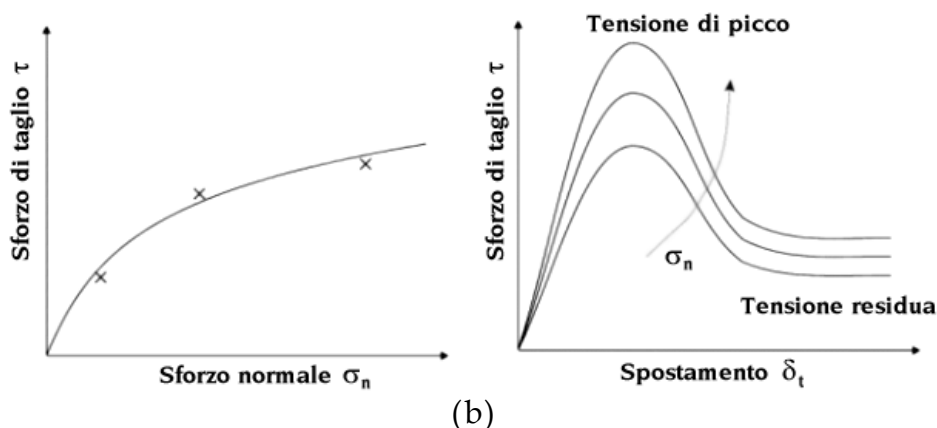


Figura 1.6 (a) Comportamento a taglio di una discontinuità liscia; (b) Comportamento a taglio di una discontinuità rugosa.

Lo studio del comportamento di discontinuità in roccia è stato studiato in numerosi lavori, nel seguito si riportano i risultati ritenuti più importanti in questo ambito. In Figura 1.7 si mostra l'evoluzione teorica per diversi valori di sforzo normale, per un giunto rugoso, dello sforzo di taglio e dello spostamento relativo normale in funzione dello spostamento relativo tangenziale secondo Stephansson e Jing (1995).

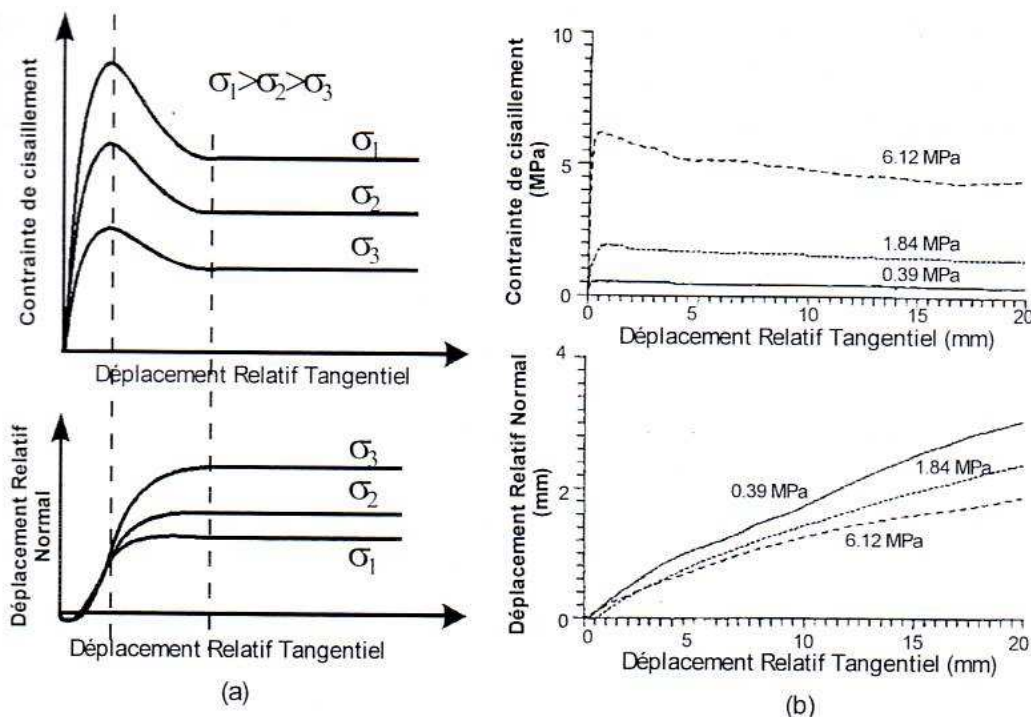


Figura 1.7 Comportamento di un giunto sottoposto a una prova di taglio diretta: sforzo di taglio in funzione dello spostamento relativo tangenziale e spostamento relativo normale in funzione dello spostamento relativo tangenziale. (a) curve sperimentali ottenute da Stephansson (1995); (b) curve sperimentali ottenute da Benjelloun (1989)

Si può notare che, prima della rottura delle asperità, lo sforzo di taglio aumenta fino ad un valore di picco ( $\tau_{\text{picco}}$ ), mentre dopo che le asperità più importanti sono state tagliate, lo sforzo tangenziale diminuisce fino ad un valore di resistenza residua ( $\tau_{\text{residuo}}$ ) del giunto, le cui superfici equivalgono a due piani rugosi in contatto. Certi autori come Krsmanovic (1967) definiscono anche lo sforzo ultimo ( $\tau_{\text{ultimo}}$ ) che è lo sforzo ottenuto per il massimo spostamento relativo tangenziale dell'apparecchio di prova. Per quanto riguarda lo spostamento relativo normale, si può notare una contrazione all'inizio del taglio seguito da una dilatanza del giunto. Definendo l'angolo di dilatanza tangente come  $(\Delta u_n / \Delta u_s)$ , si vede che questo è massimo quando lo sforzo tangenziale tende al valore di picco.

La natura della roccia, e quindi la resistenza della matrice rocciosa, e la rugosità delle pareti (Barton 1973) modificano notevolmente il comportamento meccanico del giunto.

A tale scopo si analizzano nel seguito uno studio particolarmente interessante per quanto riguarda la ricerca della caratterizzazione meccanica del comportamento a taglio di discontinuità in roccia.

Lo studio analizzato, presentato da Gentier, Riss, Archembault, Flamand, Hopkins (1999), rappresenta una prova di taglio classica su un giunto naturale da cui sono stati ricavati i parametri meccanici per la caratterizzazione della roccia. In questa ricerca si sono inoltre effettuate delle valutazioni sul degrado della discontinuità sottoposta alla prova utilizzando tecniche fotogrammetriche per il rilievo della discontinuità prima e dopo la prova, valutando quindi l'usura hanno determinato le zone di accumulo delle tensioni e il conseguente fenomeno di rottura delle asperità.

Il dispositivo sperimentale utilizzato è una macchina di taglio classica a cui viene impostato un valore di forza e uno di spostamento (Figura 1.5). Prima di effettuare la prova le due superfici sono state misurate, ed è stato rilevato il loro profilo con particolari dispositivi in grado di rilevare la morfologia. Durante le

prove di taglio sono stati registrati lo spostamento normale, lo spostamento di taglio e l'inclinazione del piatto delle mezze-scatole superiori. Le prove di taglio sono state effettuate sotto diversi valori sforzo normale (7, 14, 21 MPa); la velocità di taglio era di 0,5 mm/min ed ogni prova è stata effettuata per quattro direzioni differenti di taglio ( $0^\circ, -30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ ).

Dall'elaborazione dei risultati forniti dalla macchina di taglio si è potuto osservare che le caratteristiche principali del comportamento a taglio risultavano dipendere dalla direzione di taglio anche se qualitativamente mostravano degli andamenti simili. Dopo aver evidenziato la dipendenza dei parametri meccanici dalla direzione di taglio, gli Autori hanno mostrato il ruolo delle caratteristiche geometriche, in particolare della rugosità della superficie, nel comportamento a taglio.

Utilizzando una particolare macchina fotografica denominata CCD (Charged-Coupled-Device) sono state realizzate le immagini degli intradossi superiori della frattura dopo le prove di taglio.

Da queste immagini è stato messo in evidenza che la forma e la distribuzione spaziale delle zone di rottura dipendevano dalla direzione di taglio ma anche dal degrado dello sforzo e dallo spostamento orizzontale.

Sono state inoltre realizzate delle analisi sulle variazioni spaziali della morfologia di frattura di ciascun campione sottoposto a sollecitazione di taglio da cui si è evidenziato un progressivo degrado della superficie di frattura che si espandeva nella direzione di spostamento della superficie. Questa variazione della morfologia ha avuto inizio nelle zone di contatto delle asperità più acute dove si veniva a creare una maggiore concentrazione di sforzi che hanno determinato un indebolimento delle superfici e una conseguente rottura delle asperità.

## ***1.2 Studi bibliografici sul comportamento a taglio di discontinuità in roccia sottoposte a sollecitazioni dinamiche***

Per meglio definire lo studio del comportamento a taglio di discontinuità in condizioni dinamiche, si è cercato di raggruppare gli studi bibliografici seguendo uno schema suggerito da Barton nel 1988 secondo il quale si doveva fare riferimento all'esame delle seguenti fasi:

1. *fase di scorrimento relativo tra le due superfici della discontinuità*, sulla base dell'osservazione di risultati sperimentali ottenuti da:
  - prove di taglio alternato e ciclico;
  - prove di stick-slip.
2. *Fase precedente lo scorrimento relativo tra le due superfici della discontinuità, cioè la fase precedente le condizioni di "picco"*, sulla base dell'osservazione di risultati sperimentali ottenuti da:
  - prove a carico tangenziale variabile;
  - prove a carico tangenziale impulsivo.

### **1.2.1 Indagini relative alla fase di scorrimento relativo tra le superfici**

Le prime esperienze sull'andamento della resistenza a taglio delle discontinuità al variare della velocità di scorrimento rivelano che il coefficiente di attrito è inversamente proporzionale al logaritmo della velocità di scorrimento.

Nel 1978 Dieterich conduce una campagna sperimentale consistente in una prova di taglio a velocità controllata su campioni di granito: inizialmente il provino viene fatto scorrere ad una velocità  $V_1$  per un certo intervallo temporale, dopo il quale la velocità viene aumentata ad un nuovo valore  $V_2$ , per poi essere mantenuta costante nel resto della prova.

Si osservano due effetti principali:

- immediatamente dopo l'incremento della velocità si ha un aumento della resistenza d'attrito;

– dopo un certo scorrimento  $d_c$ , l'attrito diminuisce raggiungendo valori inferiori a quelli iniziali.

Il valore di  $d_c$  può essere correlato con l'effettiva larghezza della zona di contatto tra le superfici  $h$  e con la deformazione di taglio  $\gamma$  :

$$\gamma = \frac{d_c}{h}$$

Questa osservazione suggerisce all'Autore un modello rappresentativo della resistenza d'attrito allo scorrimento che tiene conto di due fenomeni principali:

- la resistenza d'attrito aumenta nel tempo durante il contatto stazionario;
- lo scorrimento causa la distribuzione dei vecchi punti di contatto più resistenti, che vengono sostituiti da contatti più teneri.

Il modello inoltre tiene conto del tempo di vita medio di una popolazione di contatti  $T$ , che è inversamente proporzionale alla velocità di scorrimento  $V$ :

$$T = \frac{d_c}{V}$$

Riprendendo l'equazione empirica proposta da Dieterich si ha:

$$\mu = \mu_0 + A \cdot \log\left(B \frac{d_c}{V} + 1\right)$$

dove:

- $\mu$  è l' incremento del coefficiente di attrito;
- $A, B, \mu_0$  sono delle costanti.

Nel 1979 Dieterich riformulò il suo modello introducendo un parametro rappresentativo del tempo di contatto stazionario:

$$\mu = \left[ C_1 + C_2 \cdot \log(C_3 \cdot \theta + 1) \right] \cdot \left[ f_1 + \frac{1}{f_2 \cdot \log\left(\frac{f_3}{\delta}\right) + 10} \right]$$

dove:

- $\delta$  è la velocità di scorrimento;

- $\theta$  è un parametro che tiene conto del tempo di contatto;
- $C_1, C_2, C_3, f_1, f_2, f_3$  sono delle costanti.

Nel 1980 Kosloff e Liu evidenziano alcune limitazioni del modello di Dieterich; infatti, come si è visto egli utilizza intervalli di tempo all'interno dei quali la velocità di scorrimento rimane costante. Se lo si vuole applicare ad una prova in cui la velocità di scorrimento varia in modo continuo nel tempo, si possono considerare tanti piccoli intervalli, resta però da definire quanto devono essere piccoli per rappresentare correttamente una buona variazione. Per superare queste limitazioni, gli Autori riformulano le leggi di Dieterich in forma differenziale.

Una delle indagini sperimentali più complete sull'effetto della velocità di scorrimento sulla resistenza al taglio delle discontinuità in roccia viene condotta da Crawford e Curran nel 1981. I loro studi si basano su di una campagna sperimentale consistente in prove di taglio ciclico in controllo di spostamento, condotte a diversa velocità di scorrimento e a più livelli di sforzo normale (mantenuto costante durante la prova).

A tale scopo viene costruita nel 1980 da Crawford, un'apparecchiatura di taglio diretto dinamico, capace di velocità di spostamento fino a 200 mm/s e di sforzi normali fino a 3MPa.

L'attrezzatura di misurazione e acquisizione dati, collegata alla macchina, consiste in:

- celle di carico per la misura delle forze;
- trasformatori per la valutazione della corsa;
- LVDT per gli spostamenti;
- microcomputer per la registrazione ed acquisizione dati.

Crawford e Curran iniziano le loro indagini sperimentali su campioni contenenti giunti piani, creati artificialmente mediante taglio alla sega e smerigliatura.

Le prove consistono in due cicli per ogni valore della velocità di scorrimento da 0,05 a 200 mm/s, e per ogni livello del carico normale 25 KN, 50 KN, 100 KN.

Lo scopo degli Autori è valutare l'influenza sulla resistenza a taglio delle discontinuità, di tre fattori: la velocità di scorrimento, il livello di sforzo normale ed il tipo di roccia.

I risultati ottenuti sono:

- la resistenza a taglio può essere influenzata dalla velocità di scorrimento e dal tipo di roccia;
- per bassi livelli di sforzo normale, il materiale più tenero (dolomia) mostra un incremento della resistenza al taglio;
- nella roccia di durezza intermedia (granito), la resistenza a taglio rimane essenzialmente indipendente dalla velocità di scorrimento e dal carico normale;
- per rocce più dure (sienite arenarie) si osserva una diminuzione della resistenza al taglio con il crescere della velocità.

Dai dati emerge la necessità di definire un nuovo fattore: la velocità critica, oltre la quale la resistenza al taglio subisce delle variazioni.

Da questa prima serie di prove gli Autori non ricavano alcuna correlazione tra l'entità dell'effetto velocità e le proprietà meccaniche dei vari tipi di roccia.

Per ovviare a questo problema Crawford e Curran eseguono un'ulteriore campagna di prove, consideranti una sola variabile per volta.

I risultati ottenuti mostrano che:

- la resistenza al taglio della sienite decresce proporzionalmente al logaritmo della velocità di scorrimento;
- l'effetto osservato della velocità di scorrimento sulla resistenza al taglio sembra essere indipendente dal livello di sforzo normale applicato;
- la differenza tra la resistenza al taglio a basse velocità e quella a velocità elevate varia dal 12% al 25%;

– a parità di sforzo normale, la superficie più scabra genera una resistenza al taglio più elevata, ma l'effetto della velocità di spostamento risulta indipendente dalla scabrezza.

Se si diagramma il valore del coefficiente di attrito dinamico  $\mu_d$  si osserva che:

- $\mu_d$  rimane pressoché costante e pari a 0,73 fino a che la velocità di scorrimento raggiunge 16 mm/s;
- oltre tale valore critico,  $\mu_d$  decresce fino ad un valore minimo di 0,47 per velocità pari a 128 mm/s;
- la velocità di decremento di  $\mu_d$  sembra essere indipendente dal livello del carico normale.

Nel 1983 ulteriori osservazioni sperimentali si aggiungono ad opera di Curran e Carvalho. Gli Autori modificano l'apparecchiatura di taglio dinamico di Crawford (che negli stessi anni ha compiuto studi nell'intento di esaminare ulteriormente l'effetto della velocità di scorrimento sulla resistenza al taglio di discontinuità in roccia), rendendo più rigida l'intelaiatura originaria, e costruendone una nuova di rigidezza maggiore del 1000% circa. Migliorano inoltre la risposta dell'attuatore orizzontale ed il sistema di acquisizione dei dati introducendo un acquisitore capace di eseguire 1000 letture al secondo; in questo modo si riesce ad ottenere lo stesso dettaglio nei dati anche per le velocità di scorrimento più elevate.

La campagna di prove sperimentali è suddivisa in due gruppi:

- prove eseguite usando l'intelaiatura originaria irrigidita;
- prove eseguite utilizzando la nuova intelaiatura.

Vengono esaminate delle discontinuità create artificialmente con taglio della sega e smerigliatura di campioni di granito del Lac Dubonnet. Le velocità di spostamento variano da 5÷80 mm/s per la prima serie e da 2÷128 mm/s per la seconda, inoltre vengono applicati tre o quattro livelli di sforzo variabili tra 100÷225 KN.

La determinazione dei valori della forza di taglio ottenuti durante le prove, può essere fatta utilizzando due metodi:

- la media dei dati registrati durante i cicli di andata e ritorno;
- la media dei valori di “picco” registrati durante i cicli di andata e ritorno.

Gli Autori notarono che:

- la resistenza da vincere affinché abbia inizio lo scorrimento tra le superfici è quella di picco, quindi il secondo metodo è più corretto;
- la resistenza d'attrito delle discontinuità risulta essere indipendente dall'area di contatto;
- il grado di danneggiamento delle superfici non influenza l'andamento della resistenza al taglio dei giunti;
- il coefficiente d'attrito sembra essere indipendente dal livello di sforzo normale applicato.

Sebbene Curran e Carvalho suggeriscano che per velocità più grandi occorre considerare gli effetti di inerzia, non è chiaro se nella loro sperimentazione tali effetti sono stati considerati o siano stati ritenuti trascurabili.

Alla luce di questi studi le relazioni costitutive fornite da Dieterich subiscono un'ulteriore modifica nel 1983, ad opera di Ruina che propone una versione più compatta:

$$\tau = \tau^* + A \cdot \ln\left(\frac{V}{V^*}\right) + B \cdot \psi$$

dove:

- $\tau$  è la resistenza al taglio;
- $\tau^*$  è la resistenza al taglio relativa allo scorrimento in condizioni stazionarie;
- $A, B$  sono i parametri del materiale;
- degrado della roccia in posto conseguente  $V$  è la velocità di scorrimento;
- $V^*$  rappresenta la velocità di riferimento scelta arbitrariamente;
- $\psi$  è il parametro che caratterizza lo stato in evoluzione della superficie.

L'effetto del livello di sforzo normale agente sul comportamento al taglio dei giunti in roccia in funzione della velocità di scorrimento è l'oggetto delle indagini sperimentali che Solberg e Byerlee conducono nel 1984 sul granito di Westerly.

I campioni sottoposti a prove triassiali contengono delle superfici di discontinuità create artificialmente con taglio alla sega e riempite con uno strato spesso 1 mm di materiale di riempimento.

Le prove consistono nell'applicare una pressione di confinamento laterale costante e nel far avanzare lo stelo dell'attuatore assiale con intervalli di velocità variabile.

Lo spostamento massimo lungo la discontinuità è di 1 cm.

I risultati ottenuti mostrano che, durante lo scorrimento delle superfici di discontinuità, la velocità di spostamento tangenziale influenza la resistenza d'attrito.

Tali risultati sono in accordo con quelli ottenuti nel 1976 da Scholz e Engelder e da Dieterich.

Uno studio molto importante che rientra nell'ambito dello studio del comportamento dei giunti in condizioni dinamiche è l'instabilità allo scorrimento che si verifica in particolari condizioni di sollecitazione.

Tale fenomeno è noto con il nome di *stick-slip*, per indicare che l'instabilità si manifesta in una sequenza di condizioni statiche e di improvvisi scorrimenti ad elevata velocità.

Uno dei primi Autori a proporre un modello per lo stick-slip è Rabinowicz nel 1965, nell'ambito delle osservazioni sulla dipendenza dal tempo dell'attrito nei metalli.

Le osservazioni principali su cui si basa il modello sono:

- l'attrito statico aumenta con il logaritmo del tempo di contatto tra le superfici;
- l'attrito in fase di scorrimento è una costante;

– per tempi di contatto piccoli l'attrito statico uguaglia quello rilevato durante lo scorrimento.

Nel 1978 Dieterich studiando la dipendenza dal tempo di contatto dell'attrito statico, la dipendenza della velocità di scorrimento dell'attrito dinamico e lo spostamento critico, evidenzia tre caratteristiche basilari del fenomeno d'instabilità allo scorrimento in roccia:

- dipendenza della trazione tra stick-slip e scorrimento stabile dal livello di sforzo normale;
- dipendenza dello stick-test dalla rigidità del sistema di prova;
- effetti dello stato della superficie di discontinuità.

I risultati che riportano i valori dello sforzo normale minimo a cui si ha l'inizio dello stick-slip in funzione della rigidità, mostrano che:

- il valore dello sforzo normale di transizione tra scorrimento stabile e instabile è linearmente proporzionale alla rigidità del sistema di prova;
- a parità di rigidità lo stick-slip avviene per livelli di sforzo normale tanto minori quanto minore è la scabrezza della superficie di scorrimento.

L'Autore infine osserva che generalmente l'evento di stick-slip è preceduto da due fasi di movimento: uno spostamento non omogeneo si propaga lentamente lungo la superficie di scorrimento finché non si ha la rottura delle estremità del campione, dopodiché uno scorrimento abbastanza uniforme conduce molto rapidamente allo stick-slip.

Nel 1981 Cook studia il fenomeno di stick-slip osservando il comportamento della roccia sollecitata in modo triassiale.

Lo stick-slip è un fenomeno che deriva dalla diminuzione del coefficiente d'attrito con l'aumentare dello scorrimento, ed è largamente influenzato dalla rigidità con cui vengono applicati i carichi.

In particolare si trova che:

- il tempo di contatto stazionario, che come osservato da Dieterich influenza il valore della resistenza d'attrito statica, condiziona la stabilità di scorrimento;

- a bassi valori della pressione di confinamento, si ha uno scorrimento condizionatamente stabile;
- al di sopra di un certo valore critico della tensione di confinamento si ha una breve fase di scorrimento stabile seguita da un violento scorrimento tipo stick-slip, caratterizzato dalla caduta improvvisa della tensione tangenziale;
- le condizioni di pressione di confinamento e di temperatura a cui si ha il passaggio da comportamento fragile a duttile in roccia, sembrano quindi essere correlate a quelle che separano lo scorrimento stabile da quello instabile.

Nel 1989 Lajtai e Gadi affrontano il problema dell'instabilità di scorrimento con un approccio sperimentale, consistente in una serie di prove di taglio diretto condotte su interfacce artificiali piane di granito. I risultati delle prove rivelano che la causa principale di un evento di stick-slip è l'entità dello sforzo normale applicato. In particolare, per livelli di tensione normale superiori a 0,5 MPa, si hanno spostamenti instabili. In alcune prove si è fatto variare il carico normale ad intervalli incrementali e si è osservato inizialmente il sorgere di piccole vibrazioni dei valori dello sforzo di taglio, che si sviluppano successivamente in pieno moto di stick-slip. Non si riesce tuttavia a stabilire il valore specifico di sforzo normale a cui si ha lo sviluppo completo dello stick-slip.

Le caratteristiche del moto a stick-slip quali l'ampiezza e la lunghezza d'onda sono influenzate, rispettivamente da:

- capacità del sistema di carico di seguire l'improvviso scorrimento all'istante di inizio dell'instabilità;
- dalla velocità di scorrimento e dal livello di sforzo normale.

Esaminando microscopicamente le superfici dei campioni dopo il fenomeno di stick-slip, gli Autori trovano che tale movimento instabile è associato alla formazione di solchi in direzione del moto, e di fratture in direzione trasversale. Questo può essere dovuto all'improvvisa instabilità che si sviluppa al picco della vibrazione di stick-slip.

## 1.2.2 Indagini relative alla fase che precede lo scorrimento relativo tra le superfici

Gli studi dedicati all'analisi del fenomeno di stick-slip hanno mostrato che, variando repentinamente il valore della velocità di scorrimento, si ha inizialmente una fase in cui, per spostamenti molto piccoli, la resistenza a taglio subisce una variazione rispetto al valore precedente, questa fase è seguita dallo scorrimento relativo delle superfici a contatto.

In particolare è di estremo interesse conoscere l'andamento della resistenza a taglio relativa all'istante di scorrimento incipiente, in funzione delle caratteristiche del carico applicato. Questo problema ha riscontrato tuttavia poca attenzione in questi anni.

Sulla base di alcune osservazioni, Nikitin, Sapegin e Uvarov nel 1974 conducono un'indagine sperimentale su interfacce granito-calcestruzzo contenenti uno strato di materiale argilloso di riempimento, tratto da una faglia esistente nella roccia di fondazione di una diga.

Le prove di taglio dinamico di laboratorio sono eseguite su di una speciale apparecchiatura che permette l'applicazione di carichi impulsivi fino a  $10^6$  N ad un blocco di calcestruzzo rettangolare di dimensioni  $0,8 \times 0,6$  m, posto su di una piastra.

La prova consiste nel sottoporre il blocco di calcestruzzo ad un carico verticale  $N$  ed uno tangenziale  $T$ , in modo da porlo in condizioni di equilibrio stabile; quindi viene rimossa una parte del carico normale e questo provoca degli spostamenti lungo il piano di scorrimento. Come il blocco incomincia a muoversi, si riduce il carico tangenziale  $T$  in modo da arrestare il movimento; quindi si riduce nuovamente il carico normale  $N$  e così via.

I risultati ottenuti mostrano che :

- immediatamente prima dell'induzione dinamica dello scorrimento, nel momento in cui parte del carico verticale  $N$  è stato rimosso, il rapporto sforzo

tangenziale-sforzo normale alla base del blocco supera il valore statico del coefficiente di taglio;

- quando il blocco inizia a scivolare, il coefficiente di taglio decresce all'aumentare dell'accelerazione e può assumere valori minori di circa il 5%÷8% rispetto al valore statico;
- l'istante in cui il blocco inizia a muoversi non coincide con quello in cui viene improvvisamente ridotto il carico normale, ma si verifica un ritardo medio di 0,02 s.

Qualche anno più tardi Hencher (1980) conduce un'indagine sperimentale per studiare se la resistenza al taglio di una discontinuità in roccia soggetta a carico dinamico è uguale a quella sviluppata nel caso di sollecitazione statica.

Le prove sperimentali descritte dall'Autore consistono nell'appoggiare un blocco di acciaio, la cui base è costituita da una lastra di roccia, su di una lastra dello stesso litotipo (quattro litotipi analizzati). Il tutto viene posizionato su di una tavola vibrante che può scorrere orizzontalmente: le accelerazioni applicate alla base della tavola vanno da  $(0 \div 1)g$  e le frequenze da  $1 \div 5$  Hz.

Le accelerazioni sono misurate tramite un accelerometro, le resistenze d'attrito sono calcolate sulla base degli spostamenti del blocco nel periodo in cui sono note le forze applicate.

I risultati ottenuti permettono di trarre le seguenti conclusioni:

- in condizioni dinamiche la resistenza al taglio diminuisce con lo spostamento;
- la resistenza al taglio di primo scorrimento è maggiore dell'equivalente valore statico;
- l'angolo di resistenza al taglio durante lo scorrimento è minore del corrispondente valore statico.

Nel 1983 Baktar e Barton conducono un'indagine sperimentale consistente in prove di taglio su grande scala, particolari per le dimensioni dei campioni ed i

livelli di carico elevati. Sono esaminate, infatti, aree di superfici di discontinuità pari a 1 m<sup>2</sup> create in blocchi di arenaria, tufo, calcestruzzo e granito. Essi cercano in questo modo di estendere l'immagine oltre le usuali limitazioni date dalle attrezzature di laboratorio.

Le prove dinamiche, eseguite in una apparecchiatura biassiale, consistono nell'applicare al blocco in esame dei carichi assiali dinamici, di ampiezza fino a 2670 KN e applicati in 80÷90 ms, utilizzando un sistema a getto di elio ad elevata pressione, la velocità massima di scorrimento lungo la frattura è di 4000 mm/s.

I risultati dell'indagine mostrano che la resistenza al taglio dinamica, per velocità di scorrimento da 400 mm/s a 4000 mm/s, può essere maggiore del 5% rispetto a quella statica. Questi dati non concordano apparentemente con quelli ottenuti da Gillette per l'arenaria, che rivelano un incremento della resistenza al taglio del 10÷15% per velocità di scorrimento comprese tra 1÷100 mm/s.

Tuttavia non è ben chiaro se gli effetti della velocità osservati per carichi ciclici siano confrontabili con quelli relativi a carichi impulsivi monodirezionali, come quelli analizzati nell'indagine di Baktar e Barton.

Poiché l'influenza della velocità del carico impulsivo è dunque abbastanza ridotta, gli Autori suggeriscono una classificazione dei parametri che influenzano la resistenza al taglio dei giunti in roccia del tipo:

- primo ordine → livello di sforzo normale;
- secondo ordine → effetto scala;
- terzo ordine → dinamicità del carico.

Quindi se un evento dinamico provoca un aumento del livello di sforzo normale, si avrà un incremento notevole della resistenza al taglio.

Uno degli studi più interessanti in quest'ambito è quello riportato nel 1992 dal dottorato di ricerca di Monica Barbero. La ricerca ha riguardato lo studio del comportamento a taglio di discontinuità in roccia soggette ad azioni dinamiche, inoltre l'attenzione è ricaduta sulla resistenza al taglio nella fase che precede lo scorrimento.

Per l'esecuzione dell'indagine sperimentale è stato necessario progettare e costruire un'apparecchiatura di taglio diretto da laboratorio che permetta di eseguire prove statiche e dinamiche in controllo di carico. Possono essere sottoposti a prova campioni aventi diametro massimo di 10 cm; la frequenza massima raggiungibile è pari a circa 3,5 Hz.

La campagna sperimentale ha previsto prove di taglio ad impulso monodirezionale, eseguite su superfici di discontinuità lisce artificiali.

Sono stati considerati:

- tre livelli di sforzo normale (0,5 MPa; 0,75 MPa; 1 MPa), mantenuto costante durante l'intera durata della prova;
- due diverse condizioni di sollecitazione a taglio iniziale: sforzo di taglio nullo e sforzo tangenziale pari ad una certa percentuale della resistenza al taglio statica del campione esaminato;
- tre litotipi (granito di Montorfano, arenaria di Finale e arenaria di Monticello), differenziati in base alle loro caratteristiche di resistenza meccanica;
- sette livelli circa di velocità di applicazione del carico tangenziale (variabili tra 2,5÷12MPa/s).

Per l'elaborazione dei dati sperimentali ottenuti dalle prove è stato individuato un semplice modello tramite il quale, rappresentando l'andamento del carico orizzontale nel tempo con un'opportuna curva e l'andamento degli spostamenti nel tempo mediante una classica legge di dinamica, si sono ricavati da ogni prova i valori della resistenza tangenziale offerta dalle discontinuità al primo scorrimento.

Le prove ad impulso monodirezionale eseguite su superfici di discontinuità artificiali lisce hanno permesso di valutare l'andamento della resistenza al taglio di primo scorrimento al variare della velocità con cui l'impulso tangenziale agisce sulla discontinuità.

I risultati hanno dimostrato che la resistenza a taglio di primo scorrimento dinamica, per bassi valori dello sforzo normale agente e per valori di sforzo di taglio iniziale nulli, è tanto maggiore del corrispondente valore statico quanto

più elevata è la velocità di applicazione del carico orizzontale; questo comportamento è più marcato per litotipi aventi maggiore resistenza al taglio di base statica.

Se le superfici di discontinuità hanno già subito precedentemente una sollecitazione di taglio statica che ha mobilitato una certa percentuale della loro resistenza, la reazione ad impulso tangenziale è tanto minore di quella relativa alle condizioni di mobilitazioni nulla, quanto più elevata è la percentuale di mobilitazione.

Inoltre lo sforzo normale agente influisce notevolmente sul comportamento delle discontinuità, smorzando fino all'annullamento qualsiasi effetto dinamico. Generalmente litotipi con maggiore resistenza al taglio statica di base risentono generalmente in misura maggiore dell'effetto dello sforzo normale.

I fenomeni descritti possono essere interpretati concentrando l'attenzione sullo stato delle superfici di discontinuità. Queste subiscono, durante la prova, delle trasformazioni a livello strutturale: si hanno disgregazioni della matrice, distacchi di alcuni minerali dalla loro sede, in alcuni casi si ha probabilmente una riorientazione dei grani della direzione dello spostamento. Inoltre lo stato iniziale di queste superfici macroscopicamente lisce è caratterizzato da un certo livello di microscabrezza variabile a seconda dei litotipi, nel caso trattato si ha un livello di microscabrezza decrescente dal granito all'arenaria di Monticello.

Partendo quindi dal presupposto che l'impulso orizzontale agisca su delle microasperità, e tenendo presente che, come riportato in letteratura, la resistenza di un materiale è tanto maggiore quanto più elevata è la velocità con cui viene applicato il carico, se ne deduce che tanto più elevata è la velocità con cui l'impulso tangenziale incide sulla superficie tanto maggiore è la resistenza che le microasperità offrono allo scorrimento.

Se alla superficie di discontinuità viene applicato staticamente un carico tangenziale fino a raggiungere una certa percentuale del valore di resistenza al taglio statica, viene mobilitata una corrispondente percentuale di deformazione delle microasperità.

Il carico dinamico agisce quindi su microasperità già parzialmente deformate, che reagiscono di conseguenza con una resistenza allo scorrimento minore di quella che avrebbero avuto partendo da condizioni di deformazione iniziale nulla. Per elevati livelli di mobilitazione della resistenza al taglio, il valore della resistenza dinamica tende ad eguagliare quello della corrispondente resistenza statica. Esiste quindi una percentuale di mobilitazione oltre la quale la discontinuità non resiste più di alcun effetto dinamico.

Un'ulteriore ricerca nella quale è stato considerato il comportamento della discontinuità appena prima del verificarsi degli spostamenti relativi tra le superfici al contatto è stata quella condotta da Byung-Ki Park, Seokwon Jeon e Chang-Soo nel 2004.

In questo studio sono stati utilizzati campioni con denti a forma di sega; l'apparecchiatura per la prova consisteva in una macchina avente un piano inclinato che trasmette vibrazioni che variano tra  $0,02\div 9,0$  Hz. L'inclinazione del piano serve per valutare il comportamento allo scorrimento del blocco durante la prova. Sono state montate guide in acciaio e cuscinetti a rulli al fine di mantenere lo spostamento parallelo alla macchina (Figura 1.8).

La strumentazione è composta da accelerometri di tipo laser-sensore che sono utilizzati per valutare e registrare la dinamica del sistema. Per lo studio è stato utilizzato del granito che ha una particolare struttura mineraria. Le dimensioni del blocco inferiore sono  $300\times 120\times 65$  mm, mentre il blocco superiore  $150\times 120\times 65$  mm.

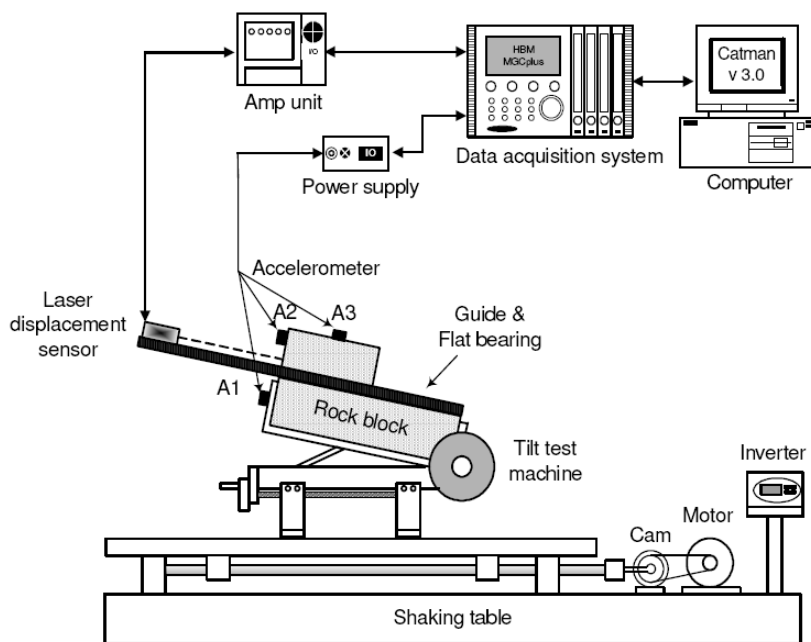


Figura 1.8 Apparecchiatura di prova.

Il test è suddiviso in due parti, la prima serve per misurare l'angolo di attrito statico che si ricava dagli accelerometri, la seconda serve per valutare i risultati in campo dinamico e quindi ricavare l'angolo di attrito dinamico del giunto.

L'angolo di attrito dinamico è approssimato dai risultati sperimentali.

Il test si conclude imponendo una accelerazione sinusoidale da  $(0,16 \div 0,40)g$ .

La prova dinamica è stata condotta con due diversi piani di inclinazione ( $10^\circ$  e  $15^\circ$ ) e due ampiezze di movimento ( $4,6\text{ mm}$  e  $7,2\text{ mm}$ ).

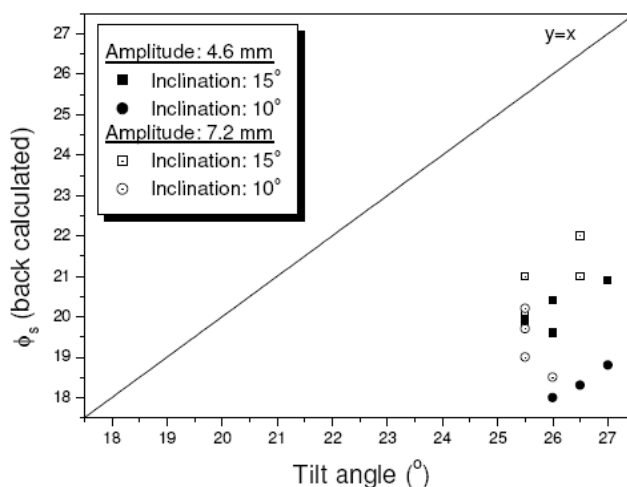


Figura 1.9 Angolo d'attrito.

L'attrito calcolato sotto condizioni dinamiche è inferiore all'angolo di inclinazione misurato prima della prova dinamica (Figura 1.9).

Questa differenza è stata maggiore quando l'angolo è stato fissato a  $10^\circ$  anziché a  $15^\circ$ , inoltre è ancora maggiore quando l'ampiezza del movimento è stata 4,6 mm anziché 7,2 mm.

Le Figura 1.10 mostra il tipico andamento Spostamento-Tempo e Accelerazione-Tempo misurato nella prova. Si può notare che quando le vibrazioni non sono forti l'angolo d'attrito risulta essere uguale a quello di inclinazione, viceversa quando la forza dinamica supera la forza di attrito, il blocco inizia a scorrere e i due angoli si diversificano.

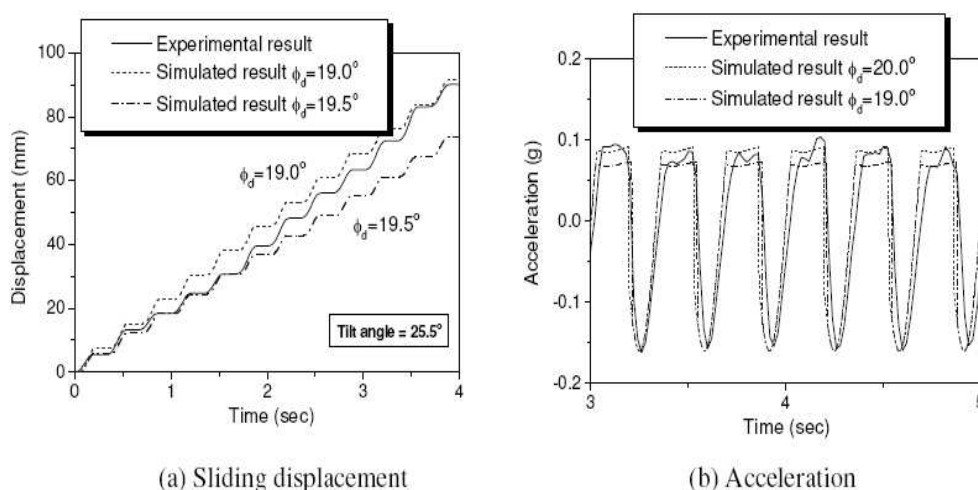


Figura 1.10 Diagrammi: (a) Spostamento-Tempo; (b) Accelerazione-Tempo.

### 1.3 Criteri di resistenza in campo statico

Molti degli studi teorico sperimentali descritti sono volti alla determinazione di modelli che sintetizzino la resistenza mobilitabile dalle discontinuità e i relativi parametri. Di seguito si riportano i principali modelli meccanici classicamente riscontrabili nella letteratura tecnica.

### 1.3.1 Criterio di Coulomb (1776)

Uno dei primi modelli meccanici fu studiato da Coulomb nel 1776, il quale esprime il criterio di resistenza di picco come somma di due componenti: una coesione costante ed una resistenza per attrito dipendente dallo sforzo normale, ottenendo la seguente formula:

$$\tau = c + \sigma_n \cdot \operatorname{tg} \phi$$

dove

- $c$  è la coesione;
- $\phi$  è l'angolo di attrito interno del materiale.

Per ricavare la coesione e l'angolo d'attrito si usa un metodo sperimentale basato sull'interpolazione lineare nel piano  $\tau - \sigma_n$  dei punti che rappresentano le tensioni di picco, ottenute da almeno tre prove di taglio condotte a diversi livelli di sforzo normale (Figura 1.12).

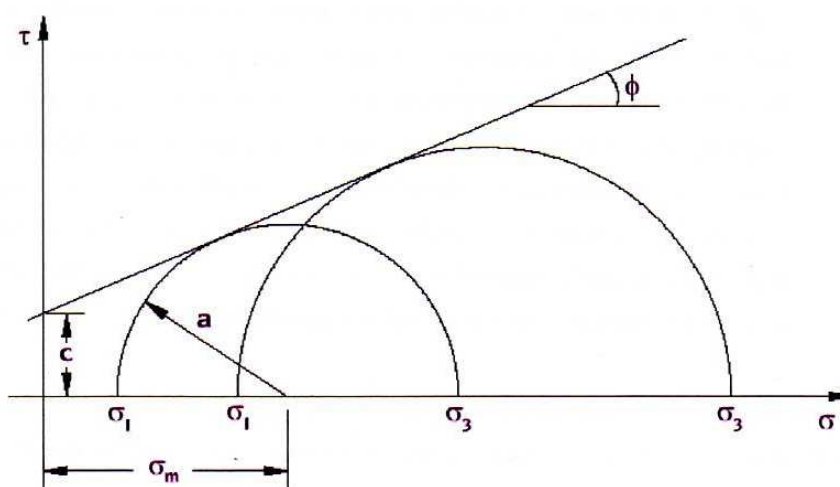


Figura 1.12 Criterio di Coulomb nel piano  $\tau - \sigma_n$

Dai cerchi di Mohr si ricava

$$\tau = s \cdot \cos \phi$$

$$\sigma = \sigma_m + s \cdot \sin \phi$$

nelle quali:

- $s = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)$  è lo sforzo di taglio massimo;

- $\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3)$  è la media delle tensioni principali massima e minima;
- $\phi$  è l'angolo d'attrito.

Sostituendo si ottiene:

$$s + \sigma_m \cdot \sin\phi - c \cdot \cos\phi = 0$$

Questo criterio, che fornisce un involucro di resistenza di tipo lineare, può dare una buona rappresentazione delle condizioni di resistenza residua, mentre non da buoni riscontri come criterio per la resistenza a taglio di picco perché gli involucchi di rottura, generalmente, non sono lineari e presentano una coesione nulla e un angolo d'attrito che varia in funzione dello sforzo normale.

### 1.3.2 Criterio di Patton (1966)

Nel 1966, Patton dopo aver eseguito una serie di prove su un giunto rugoso, arrivò alla formulazione di un criterio di rottura bilineare che tiene conto dell'inclinazione delle asperità e della resistenza del materiale. La formulazione di questo criterio, di tipo lineare, è data dalle equazioni riportate qui di seguito:

$$\tau_{pic} = \sigma_n \cdot \tan(\phi_\mu + i) \quad \text{quando} \quad \sigma_n < \sigma_{tp}$$

$$\tau_{pic} = c_p \cdot \sigma_n \cdot \tan(\phi_r) \quad \text{quando} \quad \sigma_n > \sigma_{tp}$$

dove:

- $\tau_{pic}$  è lo sforzo di taglio di picco;
- $\sigma_n$  rappresenta lo sforzo normale;
- $\phi_\mu$  è l'angolo d'attrito tra due superfici microscopicamente lisce e piane
- $\phi_r$  è l'angolo d'attrito residuo;
- $c_p$  è la coesione apparente;
- $i$  rappresenta l'angolo di dilatanza;
- $\sigma_{tp}$  è lo sforzo normale di transizione tra lo scivolamento delle asperità e le loro rotture a taglio.

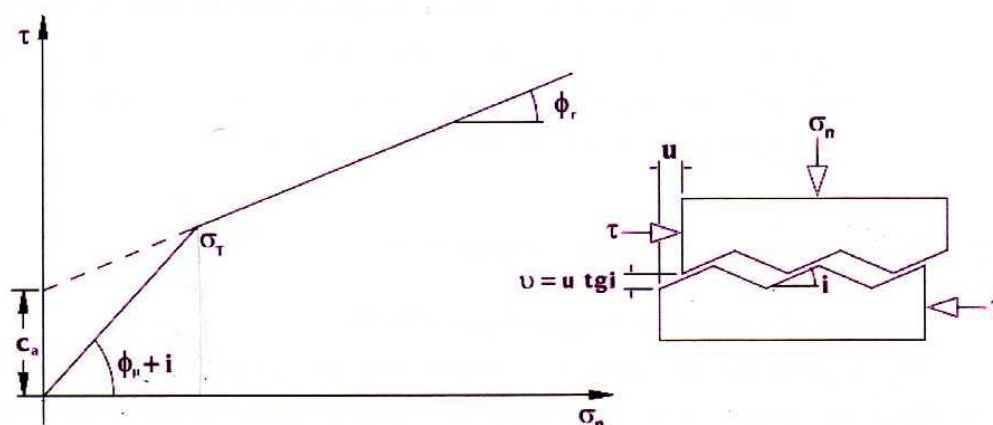


Figura 1.13 Schema dell'involuppo di resistenza di Patton.

Questo criterio è valido solo per bassi valori di tensioni normali, per i quali lo scorrimento a taglio è accompagnato da un sensibile fenomeno di dilatanza in cui i denti si conservano intatti.

E' evidente che tale criterio presenta delle limitazioni nate dal fatto che:

- un incremento di sforzo normale tende a danneggiare le asperità riducendo gradatamente il valore di  $i$ ;
- la determinazione dell'angolo di inclinazione  $i$  delle asperità per un giunto naturale, la cui superficie è estremamente irregolare risulta complicata anche perché dipende dalla scala di osservazione e dalla scala del giunto.

### 1.3.3 Criterio di Barton (1973)

Nel 1973, Barton, dopo aver riconosciuto l'inadeguatezza del modello lineare di Coulomb, fa intervenire direttamente sia la rugosità del giunto, sia la resistenza della matrice rocciosa che può essere alterata.

La resistenza di picco è, quindi, una funzione dello sforzo normale della resistenza della matrice rocciosa, attraverso il coefficiente JCS, e della rugosità del giunto attraverso il coefficiente JRC:

$$\tau_{pic} = \sigma_n \cdot \tan(\phi_b + i)$$

$$i = JRC \cdot \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right)$$

dove:

- $\tau_{pic}$  è lo sforzo di picco;
- $\sigma_n$  è lo sforzo normale;
- $\phi_b$  rappresenta l'angolo d'attrito di base (analogo a  $\phi_\mu$  utilizzato da Patton, Ladanyi e Archambault);
- $i$  è l'angolo di dilatanza a rottura;
- $JRC$  (Joint Roughness Coefficient) è il coefficiente di rugosità ( $0 \leq JRC \leq 20$ );
- $JCS$  (Joint Compressive Strength) è la resistenza a compressione della roccia.

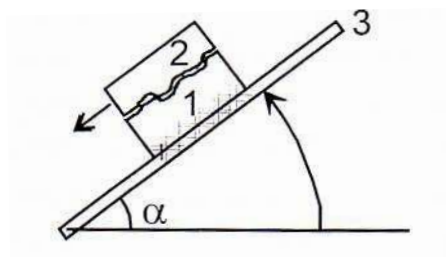
Anche questo criterio presenta delle limitazioni in quanto:

- Barton e Choubey hanno suggerito di troncare le curve di resistenza di picco a taglio, per scopi di disegno, ad un valore massimo di resistenza a taglio assimilabile ad  $\arctan(\tau/\sigma_n) = 70^\circ$ ;
- per i giunti in cui non è presente materiale di riempimento la rugosità e la resistenza a compressione delle superfici sono importanti, mentre nei giunti in cui il materiale di riempimento è presente le proprietà fisiche del materiale sono di preoccupazione primaria. Il criterio di Barton è valido soltanto dove le superfici presentano un contatto roccia-roccia;
- Hoek e Bray (1981), hanno verificato che questo criterio è valido solo per una gamma di sollecitazioni normali comprese tra  $0.01 < \sigma_n/JCS < 0.3$ .

La determinazione di  $JRC$  e di  $JCS$  verrà descritta nei successivi paragrafi.

### 1.3.3.1 Caratterizzazione della morfologia calcolo dei parametri $JRC$ e $JCS$

Il coefficiente empirico  $JRC$  è stato definito da Barton (1973), all'interno del suo criterio di rottura, come un coefficiente adimensionale rappresentante la rugosità di una superficie, che varia da 0 per una superficie liscia, a 20 per una superficie molto rugosa. Il coefficiente  $JRC$  può essere ricavato da una prova denominata tilt test (Figura 1.14).



**Figura 1.14** Tilt test: prova di ribaltamento su un peso proprio, (1) Parete inferiore del giunto fissata al piano, (2) parete superiore libera del giunto, (3) Piano inclinato

Il giunto viene posto su un piano inclinabile, e si ricava l'angolo  $\alpha$  per il quale si osserva lo scivolamento della parte superiore del giunto rispetto alla parte inferiore fissata al piano inclinato. Dalle equazioni viste prima si ricava il valore di JRC:

$$\alpha = JRC \cdot \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_{n0}} \right) + \phi_b \quad \Rightarrow \quad JRC = \frac{\alpha - \phi_b}{\log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_{n0}} \right)}$$

dove:

- $\phi_b$  è l'angolo d'attrito residuo;
- JCS è la resistenza a compressione semplice delle pareti;
- $\sigma_{n0}$  è lo sforzo normale al momento dello scorrimento.

Il coefficiente JCS descrive la resistenza delle pareti delle discontinuità: la misura di tale parametro è di fondamentale importanza in quanto la resistenza a taglio del giunto è controllata in maniera preponderante dallo strato più superficiale della roccia. L'importanza del coefficiente JCS è maggiore quanto più le pareti sono alterate, infatti in questo caso il suo valore può essere solo una frazione della resistenza  $\sigma_c$  della roccia.

Il metodo consigliato per ottenere il valore più attendibile di JCS è eseguire una serie di test con lo sclerometro di Schmidt, uno strumento che permette di registrare i rimbalzi di uno stantuffo caricato a molla dopo il suo impatto contro la superficie.

La relazione che fornisce la quantità cercata è:

$$\log_{10} JCS = 0.00088 \cdot \gamma \cdot R + 1.01$$

dove:

- $\gamma$  è la densità della roccia (KN/m<sup>3</sup>);
- $R$  è il numero di rimbalzi contati usando il martello verticalmente verso il basso.

Barton e Choubey (1977), dopo aver effettuato numerose prove di scivolamento hanno determinato un abaco con dieci profili (Figura 1.15). Il JRC può essere direttamente determinato confrontando questa scala di profili con il profilo di rugosità misurato in sito mediante il pettine di Barton.

Un altro metodo per ricavare il JRC, noto con il nome di “back-analisis”, consiste nell’effettuare una prova di taglio diretto e, con un’analisi inversa, calcolare il JRC utilizzando le equazioni già viste, da cui si ottiene:

$$JRC = \frac{\left( \arctan \frac{\tau_p}{\sigma_n} - \Phi_r \right)}{\log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right)}$$

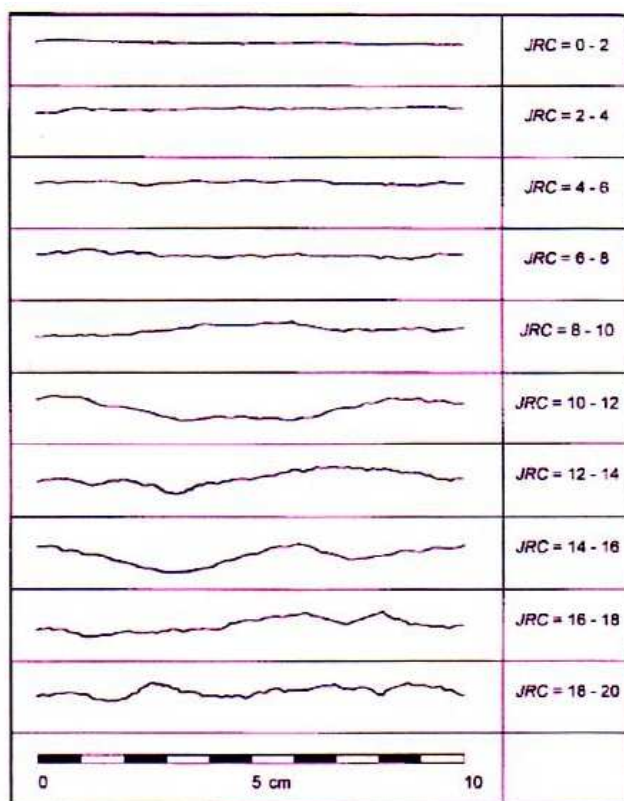


Figura 1.15 Abaco dei profili per la determinazione di JRC (Barton e Choubey)

### 1.3.4 Criterio di Ladanyi e Archambault (1970)

Per le superfici più irregolari, Ladanyi e Archambault (1969) proposero un criterio che tiene conto della proporzione della superficie delle asperità tagliate e non tagliate. La forza totale di taglio è uguale alla somma della forza necessaria per tagliare le asperità e alla forza d'attrito tra le superfici, dove non c'è taglio delle asperità. La formulazione che si ottiene è la seguente:

$$\tau_{pic} = \left( \frac{\sigma_n (1 - a_s) (\nu_p + \tan \phi_\mu) + a_s \cdot S_r}{1 - (1 - a_s) \nu_p \cdot \tan \phi_f} \right)$$

dove:

- $a_s$  è la porzione d'area sulle asperità tagliate;
- $(1 - a_s)$  è la porzione d'area sulla quale le asperità scorrono le une sulle altre durante l'azione di taglio;
- $\tau_{pic}$  è lo sforzo di picco;
- $\sigma_n$  è lo sforzo normale;
- $\phi_\mu$  è l'angolo d'attrito che si ottiene se le superfici sono piane e non pulite;
- $\phi_f$  è l'angolo d'attrito alla rottura;
- $\nu_p$  è il tasso di dilatanza alla rottura (tangente dell'angolo di dilatanza a rottura);
- $S_r$  è la resistenza al taglio della matrice rocciosa costituente le asperità (se si utilizza il criterio di Mohr Coulomb  $S_r = C_0 + \sigma_n \tan(\phi_0)$  con  $C_0$  coesione e  $\phi_0$  angolo d'attrito della matrice rocciosa).

Le superfici  $a_s$ , e di conseguenza  $(1 - a_s)$ , e l'angolo di dilatanza variano continuamente con lo sforzo normale. Gli Autori tengono conto di questa variazione mediante la seguente equazione:

$$a_s = 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_T} \right)^{k_1}$$

$$\nu_p = \left( 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_T} \right)^{k_2} \tan(i_0)$$

dove:

- $\sigma_T$  è lo sforzo normale di transizione;
- $\tan(i_0)$  rappresenta il tasso di dilatanza in corrispondenza di uno sforzo normale nullo;
- $k_1, k_2$  sono delle costanti ricavate empiricamente ( $k_1 = 3/2; k_2 = 4$ ).

### 1.3.5 Criterio di Saeb (1990)

Il criterio descritto nel paragrafo precedente è stato modificato da Saeb (1990) in vista di una formulazione più semplice:

$$\tau_{pic} = \sigma_n (1 - a_s) \tan(\phi_\mu + i_{pic}) + a_s \cdot S_r$$

dove:

- $\tau_{pic}$  è lo sforzo di picco;
- $\sigma_n$  è lo sforzo normale;  $\phi_\mu$  è l'angolo d'attrito che si ottiene se le superfici sono piane e non pulite;
- $i_{pic}$  è l'angolo di dilatanza;
- $S_r$  è la resistenza di taglio della matrice rocciosa (se si utilizza il criterio di Mohr Coulomb  $S_r = C_0 + \sigma_n \tan(\phi_0)$ );
- $a_s$  rappresenta la proporzione d'area delle asperità di taglio. Questo è un parametro di difficile accesso.

## 1.4 Considerazioni

I numerosi studi effettuati nell'ambito delle prove di taglio in condizioni monotone, mostrano, per le discontinuità rugose, il tipico andamento di "picco" nel diagramma taglio-spostamento. Gli studi analizzati evidenziano come il passaggio a valori residui sia dovuto al progressivo danneggiamento delle rugosità. La valutazione delle zone di degrado e delle relative tensioni che portano a rottura le asperità, hanno evidenziato come le zone di contatto tra le due superficie, durante la prova, risulta essere solo una piccola percentuale

rispetto all'area superficiale, determinando quindi una concentrazione delle tensioni indotte dal taglio, che portano alla conseguente rottura delle asperità;

Dall'analisi bibliografica emerge inoltre che la ricerca sul comportamento dei giunti in roccia in condizioni dinamiche è stata finora condotta in molteplici direzioni a causa della complessità del fenomeno. Tuttavia si può notare come sia difficile confrontare i vari studi che spesso risultano essere contraddittori.

Questo mostra come la ricerca su tale argomento sia ancora carente e come si debba ancora operare sia in campo sperimentale che teorico.

L'influenza della velocità di scorrimento sulla resistenza al taglio del giunto roccioso, confermata da tutti i maggiori studi condotti, sembra essere analizzata in modo differente a seconda che si considerino superfici con scabrezza macroscopica o superfici piane. Occorre invece differenziare le indagini secondo due momenti che, fondamentalmente, caratterizzano l'evoluzione della resistenza al taglio:

- la fase precedente lo scorrimento irreversibile;
- la fase in cui le superfici della discontinuità scorrono una rispetto all'altra in modo irreversibile.

È importante, infatti, conoscere come il valore della resistenza al taglio limite, oltre il quale si ha lo scorrimento, può variare in funzione del tipo di carico applicato; una volta iniziato lo scorrimento, è fondamentale capire come questa evolve in funzione dello spostamento e della velocità di scorrimento. Successivamente è necessario introdurre nell'analisi tutti i fattori che già si sono visti influenzare il comportamento a taglio in condizioni statiche, come ad esempio:

- il livello di sforzo normale agente;
- la geometria;
- le caratteristiche meccaniche delle superfici;
- la temperatura;
- il grado di umidità;
- le dimensioni dei campioni sottoposti a sperimentazione.



# Capitolo 2

## **Studi bibliografici sulla stima della morfologia delle asperità e del loro danneggiamento**

Il capitolo precedente ha mostrato come la rugosità superficiale di discontinuità gioca un ruolo chiave nelle proprietà meccaniche e nel comportamento dei giunti di roccia. La rugosità ha importanti implicazioni nella stima delle aree di vero contatto e nel modellare la risposta meccanica delle asperità dei giunti durante il contatto tra le superfici delle pareti. Le condizioni del contatto tra due superfici di rocce grezze influenza fortemente la coesione, l'attrito, la deformazione e lo scorrimento.

Su campioni di discontinuità di laboratorio è stato osservato che l'area di contatto effettiva è solo una piccola porzione dell'area totale. La forma delle

zone danneggiate dipende dalla geometria locale della superficie di taglio, in particolare dalla misura e la forma dell'asperità, dalle proprietà meccaniche del materiale roccioso, dalla direzione di taglio, dalla tensione normale applicata e dallo spostamento di taglio.

Gli studi sperimentali riguardanti i cambiamenti nella trasmissività dello scorrimento, in sito e in laboratorio, suggeriscono che, all'inizio della rottura, le asperità si inclinano verso l'inizio della direzione di taglio deformandosi in modo elastico, mentre le aree inclinate, opposte alla direzione di taglio, si staccano, causando vuoti perpendicolari alla direzione di taglio stessa.

La rugosità dei giunti è sottoposta a continui cambiamenti con rotture dovute a resistenza, scabrezza, fratture e scontri di asperità. Per stabilire la relazione tra rugosità superficiale e resistenza al taglio, tra il modo di deformazione e il danno superficiale dello scorrimento delle rocce durante taglio monotono o ciclico, è stato suggerito, in letteratura, un rilevante numero di metodi, per caratterizzare i cambiamenti della durezza superficiale durante lo sviluppo dello scorrimento, inclusi modelli descrittivi e parametri quantitativi 2D e 3D.

La degradazione, o danno delle asperità di frattura, o l'evoluzione dell'angolo di dilazione vengono descritti da leggi di danno esponenziali, di potenza e iperboliche. Il danno superficiale di taglio è stato quantificato anche dai parametri di rugosità primaria (angolarità) e parametri di rugosità secondaria attraverso la quantificazione diretta di degradazione superficiale. Alcuni ricercatori hanno suggerito di quantificare i cambiamenti di rugosità di taglio durante lo scorrimento, usando  $D_f$ , dimensione frattale (1D o 2D) e l'intercetta (ampiezza o parametro scala dipendente). Sono stati proposti anche metodi statistici e geostatistici per la ricostruzione superficiale e una descrizione dettagliata dell'evoluzione della rugosità superficiale di frattura prima e dopo il taglio.

A tutt'oggi uno dei maggiori problemi nella caratterizzazione morfologica della rugosità superficiale dei giunti di roccia è relativo alla scelta dei parametri adeguati, non è possibile, infatti, che un solo parametro riesca a definire

l'anisotropia, l'ondulosità e, in maniera minore, la curvatura. La rugosità è descritta spesso da alcuni parametri lineari calcolati da profili ottenuti lungo la direzione  $x$  o  $y$ . Il parametro descrive l'intera superficie della discontinuità e si può ottenere calcolando la media dei parametri di tutti i profili. Questa procedura è stata effettuata con un metodo indiretto, descritto dagli autori Belem, Homand e Souly come studio dettagliato sulla rugosità. La caratterizzazione diretta della morfologia consiste nella sua descrizione attraverso analisi simultanee di tutti i profili della superficie di frattura. Il suddetto metodo è stato utilizzato per la caratterizzazione della rugosità globale, tuttavia oggi non è stato stabilito un metodo convincente, per la caratterizzazione della rugosità, che possa prendersi come riferimento. L'intenzione di elaborare una legge costitutiva per i giunti di roccia fratturati prende in considerazione esplicitamente l'evoluzione della morfologia iniziale, questo sembra necessario per capire meglio l'esatto ruolo giocato dalla morfologia durante il corso della frattura. Per raggiungere questo obiettivo è necessario analizzare entrambi i parametri: superficiale e 3D, che entro un range di variazione permettano di prendere in considerazione l'evoluzione dello stato delle superfici di contatto durante il corso della rottura.

In questo studio gli autori Belem, Homand e Souly (1997) propongono un approccio all'analisi dei profili della superficie per la caratterizzazione della rugosità dei giunti usando il concetto di asperità primaria e secondaria.

L'asperità secondaria è definita dalla distribuzione dell'altezza della superficie, caratterizzata in termini di rugosità angolare e superficiale, mentre quella primaria dalla geometria globale della superficie. Basandosi sui parametri lineari esistenti, gli autori Belem, Homand e Souly hanno definito i rispettivi valori superficiali 3D. Le equazioni di questi parametri lineari mostrano la loro sensibilità alla variazione dell'ampiezza e della periodicità della rugosità. Per estendere i suddetti parametri sono stati definiti un parametro di inclinazione lineare  $\theta_p$  e il suo equivalente 3D  $\theta_s$ . Nella seconda fase dello studio, la rugosità

primaria è caratterizzata in termini di anisotropia strutturale reale ed apparente, di irregolarità geometrica e di ondulosità superficiale.

L'anisotropia strutturale reale è definita attraverso analisi geostatistiche, mentre, quella apparente viene definita attraverso l'analisi dei parametri lineari scelti. L'irregolarità geometrica è quantificata utilizzando solo i parametri lineari di inclinazione.

## ***2.1 Parametri per la quantificazione della rugosità superficiale***

### **2.1.1 Anisotropia apparente della superficie**

Siano  $P_x$  o  $P_y$  uno dei parametri geometrici lineari calcolati rispettivamente lungo l'asse  $x$  e  $y$ . Questi parametri possono considerare l'anisotropia strutturale apparente della superficie.

L'anisotropia apparente può essere descritta sulla base di definizioni matematiche di un'ellisse in un sistema di coordinate, con il semiasse  $a$  e il semiasse  $b$ . Per completare questo si è definito il grado di anisotropia apparente  $K_a$

$$K_a = \frac{b}{a}$$

In accordo con i parametri lineari calcolati e con la forma delle superfici studiate,  $P_x$  o  $P_y$  e il semiasse  $b$  uguale al minimo, si ha:

$$K_a = \frac{b}{a} = \frac{\min\{P_x, P_y\}}{\max\{P_x, P_y\}}$$

Dopo aver determinato il parametro  $\theta_p$  si esprime  $K_a$  con la relazione:

$$K_a = \frac{\min\{\theta_{px}, \theta_{py}\}}{\max\{\theta_{px}, \theta_{py}\}}$$

Così dato che  $K_a$  descrive l'anisotropia strutturale apparente si considera che la direzione associata al minimo tra  $P_x$  e  $P_y$  sia qualitativamente vicina alla direzione principale della reale anisotropia strutturale. Quindi, quando  $0 \leq K_a \leq 1$  la superficie è anisotropa, quando  $K_a = 1$  la superficie è isotropa.

Negli altri casi se  $K_a = P_y / P_x$  la direzione principale di anisotropia è parallela all'asse  $y$ , mentre se  $K_a = P_x / P_y$  la direzione principale di anisotropia è parallela all'asse  $x$ .

$K_a$  quantifica esclusivamente l'anisotropia con riguardo all'asse  $x$  e  $y$  del campione. Ogni deviazione relativa a questo sistema di coordinate non è considerata.

Con questo range di variazione è più facile rilevare l'anisotropia che l'isotropia, perché, in uno scenario reale, è meno ovvio trovare una reale superficie isotropa.

Per determinare un intervallo in cui una superficie può essere considerata isotropa, si deve calcolare il grado di anisotropia apparente della rugosità iniziale per i quattro tipi di giunto studiati. Si deve assumere che, a causa dei processi della loro preparazione, le superfici sabbiata e martellata sono considerate come isotrope.

Di conseguenza, queste rugosità sono usate come base per una classificazione arbitraria della morfologia anisotropa. Sulla base dei risultati ottenuti, e in accordo con le ipotesi iniziali, si considera che quando  $0,9 \leq K_a \leq 1$  la superficie sia isotropa.

Oltre questo intervallo la superficie si considera molto o poco anisotropa. La Figura 2.1 presenta i diversi intervalli della classificazione rugosa della morfologia anisotropa. Si nota che le riproduzioni del giunto scistoso e della superficie ondulata sono fortemente anisotrope.

Intervallo di variazione di $k_a$ ( $\theta_p$ )	Forma del giunto superficiale
$0 \leq k_a < 0.25$	Superficie anisotropa
$0.25 \leq k_a < 0.5$	Superficie più anisotropa che isotropa
$0.5 \leq k_a < 0.75$	Superficie omogenea
$0.75 \leq k_a < 0.9$	Superficie più isotropa che anisotropa
$0.9 \leq k_a \leq 1$	Superficie isotropa

**Figura 2.1** Coefficiente di anisotropia apparente.

### 2.1.2 Angolo medio di rugosità 3D

Assumendo che la superficie delle pareti dei giunti è formata dall'assemblaggio di superfici piate elementari definite da dati topografici  $z(x,y)$ , l'orientamento spaziale di ogni superficie elementare può essere caratterizzato dall'azimuth e dall'angolo di inclinazione, o colatitudine  $\theta_i$ , del corrispondente vettore normale unitario. L'angolo medio 3D  $\theta_s$  dell'intera superficie è calcolato dalla somma di tutti gli angoli di inclinazione elementare  $\theta_i$  dei vettori normali unitari di tutte le superfici piate elementari :

$$\theta_s = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \theta_i$$

Dove N è il numero totale di superfici piate elementari. Da notare che questo angolo medio di superficie  $\theta_s$  corrisponde al vero o 3D colatitudine  $\theta_3$ , di Riss e altri (2000), e può essere approssimato dall'angolo apparente  $\theta^*$  proposto da Grasselli e altri con  $\theta_s \approx (\sum \theta^*)/n$ , dove  $n$  è il numero totale di angoli elementari apparenti.

### 2.1.3 Coefficiente di rugosità superficiale

Lange e altri (1993) suggerirono che il calcolo di  $R_s$  richiede che l'area attuale  $A_t$  della superficie fratturata venga misurata direttamente. Con la triangolazione della superficie fratturata gli autori Belem, Homand e Souly (1997) stimano l'area attuale  $A_t$  dalla somma delle aree triangolari elementari  $A_i$  come:

$$A_t = \sum A_i$$

Attraverso rilievi topografici dei profili, con piccoli step costanti, usando un profilometro laser, si capisce che l'area attuale  $A_t$  della superficie fratturata può essere valutata anche con il metodo integrale. Assumendo che la superficie fratturata sia continua e derivabile, la sua  $A_t$  è data da:

$$A_t = \int \left[ 1 + \left( \frac{dz}{dx}(x, y) \right)^2 + \left( \frac{dz}{dy}(x, y) \right)^2 \right]^{1/2} dx \cdot dy$$

La cui forma discreta risulta essere:

$$A_t \approx (\Delta x \cdot \Delta y) \sum_{i=1}^{N_x-1} \sum_{j=1}^{N_y-1} \sqrt{1 + \left( \frac{z_{i+1,j} - z_{i,j}}{\Delta x} \right)^2 + \left( \frac{z_{i,j+1} - z_{i,j}}{\Delta y} \right)^2}$$

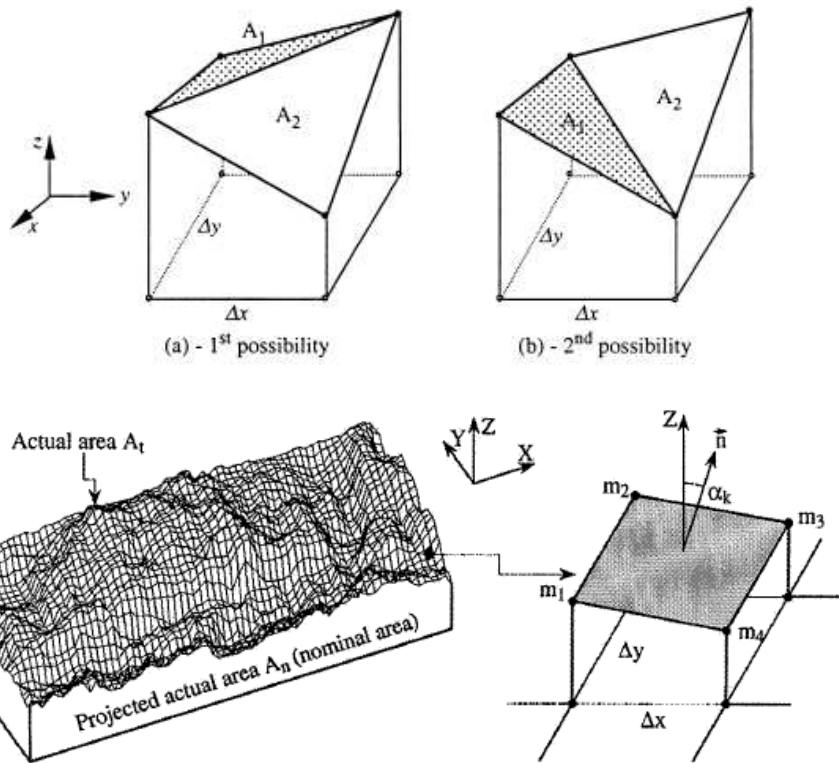


Figura 2.2 Coefficiente di anisotropia apparente.

Le proprietà meccaniche dei giunti di roccia non dipendono dalla rugosità di una singola parete ma dalla somma delle altezze che formano il giunto. La superficie del giunto è una funzione del grado di unione delle pareti. Di conseguenza ogni parametro di rugosità deve essere calcolato per ogni superficie della parete del giunto. Si ricorda che il parametro  $R_s$  è formulato per una singola superficie della parete. Sapendo che la parete superiore ed inferiore del giunto sono a contatto, si può quantificare meglio la rugosità dell'interfaccia del giunto, definita topograficamente o dall'area attuale composta  $A_t^c$ , la quale è la somma delle aree attuali delle superfici superiore

ed inferiore della parete. La rugosità dell'interfaccia del giunto è calcolata da  $A_t^c$  secondo la legge:

$$R_s = \frac{l}{2}(R_s^l + R_s^u)$$

Dove l'esponente  $c$  rappresenta l'area attuale composta,  $l$  e  $u$  corrispondono rispettivamente alle aree delle pareti superiore ed inferiore del giunto. Quando le due pareti del giunto hanno la stessa dimensione,  $A_n^c = 2A_n$ . Per le fratture fragili il coefficiente  $R_s$  sta in un range compreso tra 1 e 2.

### 2.1.4 Coefficiente specifico di rugosità superficiale

Per valutare l'evoluzione della rugosità superficiale dei giunti durante il taglio, il coefficiente di rugosità deve variare tra 0 (superficie liscia) e 1 (superficie grezza intatta). Il coefficiente di rugosità superficiale specifico  $SR_s$  è stato proposto per una singola parete del giunto come segue:

$$SR_s = R_s - l$$

### 2.1.5 Grado di rugosità superficiale relativa

Mentre il parametro  $SR_s = R_s - l$  è definito rispetto all'area superficiale proiettata, il grado di rugosità superficiale relativa dell'interfaccia del giunto  $DR_r$  ( $0 \leq DR_r < 1$ ) è stato definito per descrivere la possibile evoluzione della rugosità superficiale dello stato iniziale:

$$DR_r = 1 - \frac{l}{R_s}$$

Dove  $R_s$  è il coefficiente di rugosità superficiale e  $SR_s$  è il coefficiente di rugosità superficiale specifico. L'equazione mostra che quando la superficie del giunto è perfettamente piatta e liscia, allora  $DR_r = 0$ . Al contrario, più la superficie del giunto è grezza, più  $DR_r \rightarrow 1$ , anche se solitamente non raggiunge mai l'unità.

### 2.1.6 Stima del parametro $A_t$

Il parametro  $A_t$ , basato sulla triangolazione, può essere stimato dalla somma delle aree triangolari  $A_i$  :

$$A_t = \sum A_i$$

Il fattore  $A_t$  può anche essere stimato con il metodo integrale, attraverso misure topografiche dei profili a piccoli step costanti, o con un profilometro a sensori laser. Assumendo che la frattura sia continua e derivabile,  $A_t$  è data dalla relazione:

$$A_t = \int \left[ 1 + \left( \frac{dz}{dx}(x, y) \right)^2 + \left( \frac{dz}{dy}(x, y) \right)^2 \right]^{1/2} dx \cdot dy$$

La cui forma discreta è:

$$A_t \approx (\Delta x \cdot \Delta y) \sum_{i=1}^{N_x-1} \sum_{j=1}^{N_y-1} \sqrt{1 + \left( \frac{z_{i+1,j} - z_{i,j}}{\Delta x} \right)^2 + \left( \frac{z_{i,j+1} - z_{i,j}}{\Delta y} \right)^2}$$

dove  $\Delta x$  e  $\Delta y$  sono gli step lungo l'asse  $x$  e  $y$ ,  $N_x$  è il numero di punti lungo l'asse  $x$ ,  $N_y$  lungo l'asse  $y$  e  $z_{i,j} = z(x_i, y_j)$  il valore discreto dell'altezza dell'asperità che costituisce la superficie del giunto.

### 2.1.7 Formulazione del grado di degradazione $D_w$

Sia  $A_t$  l'area della superficie reale del giunto,  $A_n$  l'area della superficie nominale,  $A_{t0}$  l'area della superficie reale prima della frattura e  $A_{t1}$  dopo la frattura. Il parametro  $U_r$ , compreso tra 0 e 1, quantifica il grado di degradazione relativa di una singola parete del giunto rispetto al proprio stato iniziale:

$$U_r = \frac{A_d}{A_{t0}}$$

Nell'equazione,  $A_d$  rappresenta l'area totale degradata del giunto dopo la frattura, esso è comparabile ad  $a_s$ . Nel caso in cui  $U_r = 0$  entrambe le pareti del

giunto non sono degradate dopo lo scorrimento o il giunto non è persistente. I valori del grado di degradazione relativa della superficie,  $U_r$ , non sarà mai 1 perché  $A_s$  non sarà mai nullo quando la superficie è diventata perfettamente piana dopo lo scorrimento. Il grado di degradazione relativa deve essere ridefinito rispetto ad una superficie perfettamente liscia e piana con rugosità nulla.

Definendo il grado di degradazione di una superficie superiore o inferiore rispetto al piano medio del giunto, l'equazione diventa:

$$U_r = \frac{A_d}{A_{to} - A_n}$$

La formula dimostra che quando la superficie del giunto è liscia o piatta, dopo lo scorrimento, o il giunto non è persistente,  $U_r$  è nullo. L'equazione è valida solo per superfici inizialmente rugose.

L'equazione inoltre pone valori negativi di  $U_r$  che indicano che la rottura involve con l'incremento della superficie dell'area reale,  $A_d < 0$ . Per valori positivi di  $A_d$  la degradazione corrisponde al deterioramento, mentre per valori negativi non è associata al deterioramento.

Se il deterioramento della superficie di scorrimento è facilmente determinabile, l'incremento dell'area reale, dopo lo scorrimento, può essere spiegato dall'assenza di detriti sulla superficie, prima dell'acquisizione dei dati morfologici, e dalle proprietà morfologiche stesse che includono la distribuzione dell'asperità, gli angoli di inclinazione e la geometria.

Tenendo conto di ciò, è opportuno riscrivere il valore  $U_r$  introducendo il valore  $D_w$  per un giunto inizialmente rugoso dato dall'equazione:

$$D_w = \frac{|A_{t0}^c - A_{ts}^c|}{A_{t0}^c - A_n^c}$$

Dove  $A_{t0}^c$  e  $A_{tl}^c$  sono le aree della superficie reale prima e dopo lo scorrimento e  $A_d^c$  è l'area reale delle asperità fratturate. Gli esponenti  $u$  e  $l$  si riferiscono alla

parete superiore e inferiore,  $c$  rappresenta la somma delle quantità superiori e inferiori.

Si nota che  $D_w$  è nullo se il giunto non è degradato dopo lo scorrimento o se il giunto non è persistente. Quando tutte le grado di degradazione relativa per il provino s asperità sono rotte (superficie piana),  $D_w = 1$ . Per una singola parete del giunto il grado di degradazione, per pareti inferiori e superiori, si calcola come segue:

$$D_w = \frac{|A_{t0}^l - A_{ts}^l|}{A_{t0}^u - A_n^l - 2A_n}$$

$$D_{wu} = \frac{|A_{t0}^u - A_{ts}^u|}{A_{t0}^u - A_n^l - 2A_n}$$

### 2.1.8 Coefficiente di degradazione del giunto fratturato $W_{dc}$

$W_{dc}$  quantifica la degradazione della superficie del giunto, rispetto alla sua rugosità iniziale, secondo questa relazione:

$$W_{dc} = \frac{|A_{t0}^c - A_n^c|}{A_{t0}^c + A_n^c}$$

Che per pareti inferiori e superiori corrisponde a:

$$W_{dcl} = \frac{|A_{t0}^l - 2A_n|}{A_{t0}^u + A_{t0}^l - 2A_n}$$

$$W_{dcu} = \frac{|A_{ts}^l - 2A_n|}{A_{t0}^u + A_{t0}^l - 2A_n}$$

Combinando le equazioni, il grado di degradazione può essere riscritto come una funzione del coefficiente di degradazione:

$$D_w = |1 - W_{dc}|$$

Il valore nullo di  $W_{dc}$  è associato al giunto con superficie piana dopo lo scorrimento, quando  $W_{dc} = 1$  la superficie non è stata fratturata o non è stata degradata dallo scorrimento. Valori di  $W_{dc}$  superiori a 1 indicano che il giunto è degradato dall'aumento dell'area iniziale.

### **2.1.9 Considerazioni**

Sono stati definiti alcuni parametri morfologici per caratterizzare meglio la rugosità secondaria e primaria, questi parametri giocano un ruolo importante nel comportamento dilatante dei giunti di roccia nel corso di prove di taglio.

La rugosità primaria è quantificata dal grado di anisotropia apparente  $K_a$ , definito dalla media del parametro lineare  $\theta_p$  calcolato lungo due direzioni. La rugosità secondaria è quantificata da parametri relativi a tutti i profili superficiali, in accordo con approcci 2D e 3D. L'angolo 3D è determinato dall'angolo medio superficiale  $\theta_s$ , mentre dall'RMS deriva  $Z2s$ , che può anche essere determinato dal coefficiente di rugosità superficiale  $R_s$ , sulla base di stime dell'area attuale della superficie, con il metodo della triangolazione o con il metodo integrale.

Questi parametri sono usati per caratterizzare l'evoluzione della morfologia durante le prove di taglio; inoltre, per la definizione di criteri di rottura che saranno considerati nella legge costitutiva dei giunti di roccia.

## ***2.2 Modelli analitici per la degradazione delle asperità'***

Le simulazioni numeriche del comportamento meccanico della massa rocciosa fratturata richiede la formulazione di modelli analitici o leggi costitutive per i giunti di roccia. Sono stati sviluppati molti modelli costitutivi sia empirici che teorici dagli autori Belem, Homand e Souly. Tra questi, è stato usato largamente il modello empirico di Barton perché è semplice da usare e include molti fattori importanti per determinare le caratteristiche dei giunti. Tuttavia, poiché non è basato su un sistema formulato sull'incremento, questo modello è in qualche modo difficile da attuare numericamente. Plesha (1987) ha sviluppato un modello costitutivo basato sulla teoria plastica classica, che ha ispirato molti sviluppi simili da numerosi autori.

In questo modello, la degradazione di asperità è una funzione esponenziale della deformazione plastica durante la frattura. Sebbene il modello di Plesha sia completo da un punto di vista teorico ed è altamente adattabile all'attuazione numerica, esso sovrastima la dilatazione durante il ciclo di taglio e non è stato valutato per l'applicazione a giunti irregolari, ma era stato formulato solo in condizioni limite di tensione normale costante CNS e non vale per l'effetto del taglio ciclico. Lo scopo di questo studio è stato di estendere in maniera significativa il modello proposto da Homand e altri (2001) includendo le condizioni limite del ciclo provocato e della rigidità normale costante CNK (modello generale analitico), e introducendo la rugosità del giunto e i parametri di taglio. In più è stato proposto un altro modello di degradazione della rugosità superficiale basato sul concetto di angolo di contatto probabile di asperità media.

È molto difficile valutare il contributo dell'area degradata dell'asperità as usata nel criterio di sforzo di picco sviluppato da Ladanyi e Archambault (1969) o nella versione rivista da Saeb (1990). Lo sforzo di taglio di picco  $\tau_p$  e la tensione normale  $\sigma_n$  nel criterio rivisto è espresso dalla seguente relazione:

$$\tau_p = \sigma_n \tanh(\varphi_u + i_p)(1 - a_s) + a_s \cdot S_R$$

dove  $S_r$  rappresenta la forza di taglio agente dell'asperità ed è uguale alla resistenza della roccia intatta,  $\varphi_u$  è l'angolo di attrito dell'asperità,  $(1 - a_s)$  è la parte in cui avviene lo scivolamento,  $i_p$  è l'angolo di dilatanza relativo allo sforzo di taglio di picco.

Uno studio recente riguardante la caratterizzazione della degradazione delle superfici fratturate, riportato da Riss e altri (1996), identifica le aree in relazione allo sforzo normale per un dato spostamento tangenziale. Il rapporto  $a_s$  rappresenta la frazione della superficie di taglio attraverso l'asperità. Dopo la rottura, la traccia delle superfici del giunto, relative alle regioni danneggiate, deve essere limitata. Infine, l'area di queste regioni  $A_s$  è computata attraverso un planimetro.

L'espressione empirica usata da Ladanyi e Archambault per esprimere la probabile variazione di  $a_s$ , come funzione dello sforzo normale, è:

$$a_s \approx 1 - \left(1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_\Gamma}\right)^{K_1}$$

dove  $K_1$  è una costante dipendente dalla rugosità iniziale e  $\sigma_\Gamma$  è lo sforzo di soglia oltre il quale il meccanismo di taglio è dominante e la dilatanza non è più possibile.

La precedente divisione di  $a_s$ , basata sul rapporto tra  $A_s$  e  $A$ , implica che il rapporto di area di frattura può essere ricavato quando è stata valutata l'area reale del giunto, prima e dopo la frattura. Inoltre, è possibile definire parametri capaci di quantificare la degradazione delle pareti fratturate.

### 2.2.1 Leggi di degradazione di asperità esistenti

Ladanyi e Archambault (1970) hanno proposto un modello di rapporto  $a_s$  di area del taglio per prevedere la degradazione relativa della superficie del giunto secondo la seguente relazione:

$$a_s = \frac{A_s}{A} \approx 1 - \left(1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_\Gamma}\right)^l$$

dove  $A_s$  è l'area proiettata dell'asperità del giunto,  $A$  è l'area totale proiettata,  $\sigma_n$  è la tensione normale,  $\sigma_t$  è la tensione di transizione,  $K_f$  è una costante del materiale, di solito 3/2. Il limite di questo semplice modello è che non prende in considerazione le caratteristiche della rugosità superficiale del giunto.

Barton e Choubey (1977) hanno proposto un coefficiente di danno del giunto:

$$M = \frac{JRC}{d_n^0} \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right)$$

con  $1 \leq M \leq 2$ , dove JRC è il coefficiente di rugosità del giunto,  $d_n^0$  è l'angolo di picco di dilazione, JCS è la resistenza a compressione delle pareti del giunto,  $\sigma_n$  è la tensione normale. Il coefficiente di danno può essere stimato anche secondo la relazione:

$$M = \frac{JRC}{12 \cdot \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right)} + 0.70$$

Plesha (1987) ha proposto la seguente legge esponenziale per la degradazione del grado di asperità  $\alpha$ , attraverso il deterioramento dell'angolo di dilazione, basato su risultati sperimentali:

$$\alpha = \alpha_0 \cdot e^{-c \cdot W_p}$$

dove  $\alpha_0$  è l'angolo di asperità iniziale,  $c$  è il coefficiente di danno determinato sperimentalmente,  $W_p$  è il lavoro plastico, o energia di dissipazione durante la frana frizionale. Questa energia può essere ottenuta integrando la curva di isteresi della tensione di scorrimento e dello spostamento di scorrimento. Huang e altri (1993) hanno testato giunti a forma di denti di sega in condizioni di taglio ciclico provocate e seguendo le leggi convalidate di degradazione teorica di Plesha.

Hutson e Dowding (1990), in seguito, hanno verificato sperimentalmente il modello di Plesha e hanno proposto che  $c = -0,141 \cdot \alpha_0 (\sigma_n / \sigma_c)$ . Questi autori hanno anche suggerito una possibile equazione iperbolica:

$$\alpha = \frac{\alpha_0}{1 - a \left( W_p \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right)^b}$$

dove  $a$  e  $b$  sono due costanti,  $\sigma_c$  è la resistenza a compressione monoassiale del materiale.

Lee e altri (2001) hanno proposto una versione più ampia del modello di Plesha introducendo lo spostamento dello scorrimento in avanti e indietro ed hanno incluso un effetto di rugosità di secondo ordine:

$$\begin{cases} \alpha_{F \rightarrow} = \alpha_{0F1} \cdot e^{-C_1 W_p} + \alpha_{0F2} \cdot e^{-C_2 W_p} \\ \alpha_{B \leftarrow} = \alpha_{0B1} \cdot e^{-C_1 W_p} + \alpha_{0B2} \cdot e^{-C_2 W_p} \end{cases}$$

dove  $c$  è il coefficiente e di danno determinato sperimentalmente, i pedici 1 e 2 indicano rispettivamente l'angolo di asperità di primo e di secondo ordine.

Son e altri (2001) hanno postulato che i cambiamenti dell'angolo di asperità del giunto che avvengono nel range dei picchi prima e dopo la curva di taglio-spostamento potrebbero essere approssimati da una semplice legge potenziale di lavoro plastico tangenziale accumulato:

$$\alpha = \alpha_0 \left( \frac{I}{I + c \cdot W_p} \right)$$

dove  $a$  e  $c$  sono due costanti.

Jing e altri (1993) hanno studiato il comportamento ciclico di giunti naturali usando riproduzioni di superfici fratturate naturalmente e hanno proposto un modello concettuale per il comportamento ciclico di scorrimento che tiene conto della degradazione delle asperità basata sulla legge del danno di Plesha.

Homand e altri (1999) hanno proposto una legge generale di degradazione per superfici fratturate ondulate che tiene conto dei due parametri di rugosità definiti precedentemente ( $K_a$  e  $\theta_s$ ) e delle caratteristiche del giunto:

$$20aD_w = 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_{ni}}{\sigma_c} \right) \cdot e^{-\beta_w}$$

$$\beta_w = \left( \frac{k_a^{3/2}}{\tan \theta_s} \right) \left( \frac{T \cdot W_t}{L_s \cdot L_{cy}} \right) \left( \frac{\sigma_{ni}}{\sigma_c} + \frac{k_n \cdot \tan \theta_s \cdot L_{cy}}{\sigma_c} \right)$$

dove  $\theta_s$  è l'angolo medio di superficie,  $K_a$  è il coefficiente di anisotropia apparente,  $T$  è il periodo di ondulazione,  $L_s$  è la lunghezza del campione lungo la direzione di scorrimento,  $L_{cy}$  è lo spostamento totale per un ciclo di taglio,  $W_t$  è lo spostamento totale accumulato,  $\sigma_c$  è la resistenza a compressione monoassiale,  $\sigma_{ni}$  è la tensione normale iniziale e  $K_n$  è la compressione normale. Recentemente Homand e altri (2001) hanno proposto un modello di degradazione basato su parametri di rugosità definiti precedentemente in condizioni di tensione normale costante o condizioni provocate:

$$D_w = 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right) \exp \left( - \frac{k_a}{B} \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right)$$

dove  $\sigma_n$  è la resistenza normale,  $\sigma_c$  è la resistenza a compressione monoassiale,  $K_a$  è il coefficiente di anisotropia apparente,  $B$  è una costante che dipende dalla morfologia iniziale ( $B \approx 2DR_{r0} / K_a$ ,  $DR_{r0}$  è il grado di rugosità relativo al giunto prima del taglio).

## 2.2.2 Nuovi modelli di degradazione

Dai risultati di numerosi test di taglio di laboratorio riportati in letteratura si può postulare che la degradazione della superficie della parete del giunto durante lo scorrimento dipende dalla tensione normale  $\sigma_n$ , dalla morfologia

iniziale del giunto e dal grado di unione, dalla resistenza a compressione monoassiale  $\sigma_c$  del materiale roccioso intatto, dalla condizione di taglio aumentata, dallo spostamento accumulato (o massimo) del giunto che cattura il modo di taglio (monotonico o ciclico) e dalla velocità di dilatazione. Basandosi su queste considerazioni e osservando che il grado di degradazione superficiale  $D_w$  aumenta in maniera non lineare con la tensione normale, Homand e altri hanno proposto il modello presentato precedentemente che può essere riscritto nel seguente modo:

$$D_w = 1 - \left(1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_c}\right) \exp\left(-\omega \frac{\sigma_n}{\sigma_c}\right)$$

dove  $\omega = K_a / B$  è una costante della velocità di degradazione della rugosità superficiale della parete del giunto durante il taglio e  $DR_r$  è il grado di rugosità relativo del giunto prima del taglio.

Per i campioni di giunti testati in questo studio,  $\omega$  calcolato dai parametri di morfologia superficiale, dà valori più bassi. Questa variazione di  $\omega$  mostra chiaramente che il modello di Homand non prevede in maniera adeguata la degradazione delle superfici dei giunti. Una spiegazione è che l'equazione non tiene conto della storia dello spostamento del giunto, soprattutto nel caso delle fratture cicliche provocate.

Nella teoria classica dell'usura è stato sviluppato e modificato da molti ricercatori un modello matematico semplice per l'usura dei giunti.

Il modello si basa sull'ipotesi che l'usura avviene nello scorrimento di aree strettamente a contatto tra due superfici a contatto.

Il volume  $V$  del detrito prodotto è proporzionale al carico normale applicato  $N$ , alla distanza  $S$  del movimento (o spostamento di frattura), e all'inverso della durezza del materiale  $H$ . Inoltre, poiché ogni contatto dell'asperità durante il movimento superficiale ha una probabilità statistica di produrre una particella di detrito, l'usura è proporzionale alla distanza totale del movimento (o spostamento totale di frattura).

L'implicazione che l'usura è proporzionale al carico e alla distanza del movimento e inversamente proporzionale alla durezza del materiale è stata verificata sperimentalmente.

Queener e altri (1965) hanno dimostrato che l'usura comprende una parte transitoria (non lineare) ed una fissa (lineare).

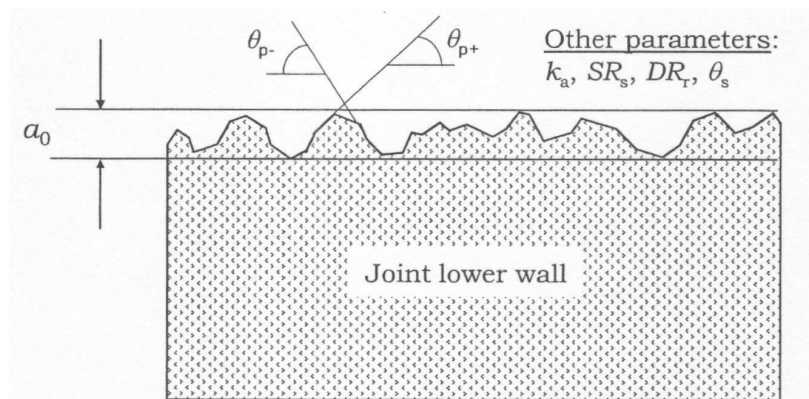
Per la parte transitoria, l'incremento del volume del materiale di usura  $\Delta G$ , in un incremento di pendenza  $\Delta x$ , è considerato una funzione lineare del volume  $V$ , dal quale la superficie si allontana da una superficie perfettamente piatta (descrivendo la rugosità superficiale corrente). Questo significa che il volume totale di usura è proporzionale al volume corrente  $V$  (dopo frattura) e alla distanza di movimento (o spostamento accumulato di frattura).

Cundall e Marti (1979) hanno proposto un modello continuamente flessibile per le asperità e per la degradazione della resistenza al taglio in un fattore di danno accumulato  $D$ , basato sull'ipotesi che la degradazione delle asperità è una funzione dello spostamento totale dello scorrimento ( $u_{s\,tot}$ ) e della tensione normale  $\sigma_n$  ( $D = \sum \sigma_n \cdot \Delta u_s$ ). Questo modello è stato attuato nel UDEC (Codice degli elementi distinti universali).

### **2.2.3 Estensione del modello di Homand includendo lo scorrimento da carichi ciclici**

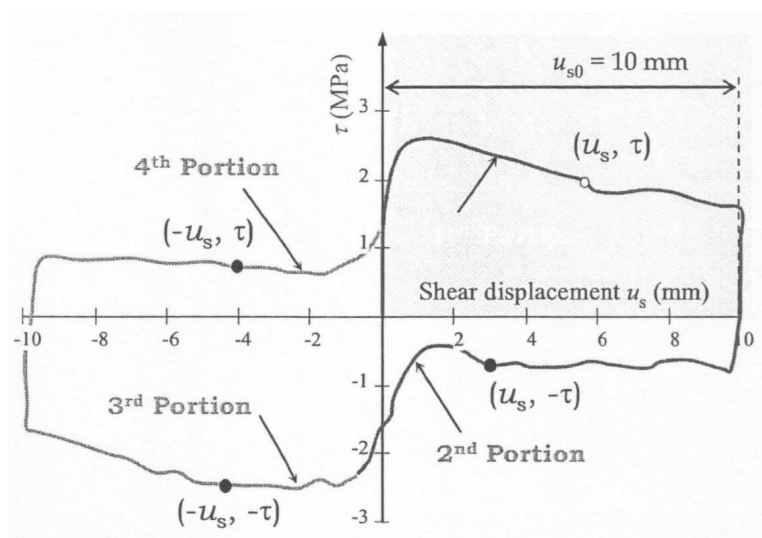
Basato sulle considerazioni e ipotesi sopra riportate, il modello presentato precedentemente può essere esteso alle rotture per carichi ciclici introducendo parametri morfologici addizionali (angolo di inclinazione medio della rugosità superficiale  $\theta_s$  e ampiezza della rugosità superficiale  $\alpha_0$ ) e la rottura totale, o spostamento relativo  $u_{s\,tot}$ .

La Figura 2.3 illustra schematicamente i parametri 2D di rugosità della superficie di un giunto.



**Figura 2.3** Parametri della rugosità superficiale.

Per prendere in considerazione la storia dello spostamento di taglio, la curva carico-spostamento ( $u_s - \tau$ ) è stata divisa in quattro porzioni. Lo spostamento di taglio di ogni porzione è stato indicato come  $u_{s0}$  (Figura 2.4) e lo spostamento di taglio totale, o accumulato, per ogni ciclo di taglio è  $4u_{s0}$ . Se il test è messo a punto per  $n$  cicli di taglio lo spostamento di taglio totale  $u_{stot} = 4 \cdot u_{s0n}$ .



**Figura 2.4** Spostamento di taglio.

Per scorrimenti monotonici il numero di cicli  $n=1/4$  e  $u_{stot} = u_{s0n}$ .

In condizioni di tensione normale bassa (quasi nulla) lo scorrimento rimane non degradato, mentre ad un livello di tensione alto ( $\sigma_c \approx \sigma_n$ ) lo scorrimento è

totalmente degradato e mostra rugosità nulla per un dato spostamento di taglio totale  $u_{s\text{-}tot}$ .

Come risultato, la costante del rapporto di degradazione  $\omega$  evolve come una funzione di spostamento relativo di taglio  $u_s$  durante lo scorrimento. Invece di una costante del rapporto di degradazione  $\omega$  sarebbe necessario definire una funzione di degradazione progressiva  $\beta_d$ .

È assunto che la degradazione progressiva è una funzione dello spostamento tangenziale relativo o dello spostamento di taglio e delle componenti della rugosità superficiale primaria e secondaria. Questa funzione può essere definita come il prodotto della funzione del ciclo di taglio  $S_{cy}$  e di un moltiplicatore  $\lambda_1$  scalare non negativo, come segue:

$$D_w = 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right) \exp \left( -\beta_d \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right)$$

$$\beta_d = \lambda_1 \cdot S_{cy}$$

è stato osservato che l'effetto del ciclo di taglio sulla degradazione della rugosità superficiale è proporzionale allo spostamento totale/relativo di taglio e inversamente proporzionale all'ampiezza della rugosità e all'anisotropia superficiale apparente.

La funzione del ciclo di taglio è data da:

$$S_{cy} = \log \left( \frac{u_{s\text{-}tot}}{a_0 \cdot k_a} \right)$$

E il moltiplicatore scalare è dato da:

$$\lambda_1 = \frac{\alpha_1 \cdot k_a^s}{DR_r \cdot \tan \theta_s}$$

dove  $\alpha_1$  è una costante che dovrebbe essere 3/8. Sostituendo si ottiene la seguente funzione di degradazione progressiva:

$$\beta_d = \frac{3k_a^3}{8DR_r \tan \theta_s} \log \left( \frac{u_{s\text{-}tot}}{a_0 k_a} \right)$$

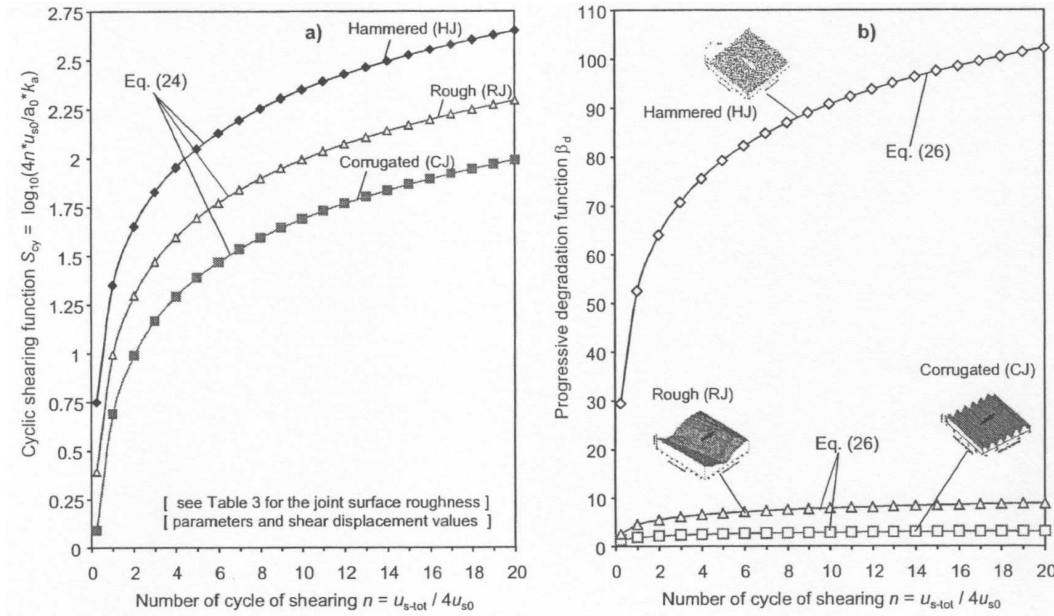


Figura 2.5 Andamento della degradazione in funzione dei numeri di cicli.

Come previsto è stato osservato (Figura 2.5) che il ciclo di taglio ha effetto sulla rugosità della superficie isotropa (frattura martellata). Dalla Figura 2.5 si può anche osservare che la rugosità della superficie isotropa si degrada molto di più di quella anisotropa.

Il grado di degradazione della rugosità superficiale di frattura  $D_w$  per la frattura CNS per carichi ciclici è perciò data dalla formula:

$$D_w = 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right) \exp \left( - \frac{3k_a^3}{8DR_r \tan \theta_s} \log \left( \frac{u_{s-tot}}{a_0 k_a} \right) \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right)$$

Questa versione ampliata può usare la tensione normale  $\sigma_n$ , lo spostamento relativo, o lo spostamento accumulato di taglio  $u_{s-tot}$ , e l'ampiezza della rugosità della superficie di frattura  $\alpha_0$  come variabili indipendenti.

## 2.2.4 Considerazioni

Basandosi sui parametri di descrizione della rugosità superficiale primaria e secondaria proposti da Belem, sono stati proposti due modelli generalizzati di degradazione dell'asperità superficiale di frattura. Il primo è stato formulato basandosi sull'evoluzione della rugosità superficiale secondaria quantificata dal coefficiente di rugosità superficiale specifico  $SR_s$  o dal grado di rugosità

superficiale relativa  $DR_r$ . Il secondo è stato sviluppato basandosi sul concetto dell'evoluzione del probabile angolo medio di contatto di asperità  $\theta_{c0}$  durante la frattura, simile al modello di Plesha, del danno di rugosità superficiale e qualitativamente paragonabile al modello di Grasselli. Entrambi i modelli generalizzati di degradazione usano sei importanti parametri che sono più o meno correlati. I risultati dei test di taglio eseguiti in laboratorio paragonati ai valori previsti usando entrambi i modelli proposti sono semi-incrementali, poiché prendono in considerazione solo lo spostamento di taglio accumulato, possono essere attuati in codici numerici come UDEC e anche adattati a modelli elasto-plastici. Questi modelli proposti possiedono anche la capacità di prevedere il grado di degradazione delle fratture di roccia sia di laboratorio che su larga scala fratturate sia per taglio monofonico che ciclico.

# Capitolo 3

## Analisi di sollecitazioni cicliche

In questo capitolo si espongono le metodologie utilizzate per la valutazione degli effetti sismici nelle prove di fatica a partire da sismogrammi. Questo approccio, utilizzato anche per l'analisi del potenziale di liquefazione di materiali sabbiosi, può essere utilizzato, con dovute modificazioni, anche per la valutazione ed evoluzione della resistenza a taglio delle discontinuità in roccia, in quanto, come è noto, il decadimento delle caratteristiche meccaniche della discontinuità, e quindi dell'ammasso roccioso che ne è pervaso, è strettamente dipendente dal numero di cicli di carico cui la discontinuità è soggetta e dalla velocità di applicazione dello stesso. Ci limiteremo in questa sede ad enunciare e valutare alcuni dei metodi più in uso per una migliore comprensione delle ipotesi fondamentali di questo approccio e per interpretarne l'applicabilità per le prove di taglio ciclico.

La capacità distruttiva di un terremoto dipende sia dall'ampiezza sia dal numero di cicli dell'evento. Il numero di cicli è riconosciuto essere di

fondamentale importanza nell'ingegneria geotecnica ed altrettanto nell'analisi di terreni granulari privi di coesione. Diverse tecniche sono state usate per convertire il movimento irregolare del terreno dovuto ad eventi reali in equivalenti cicli di ampiezza uniforme, in modo da permettere di utilizzare i risultati ottenuti in laboratorio per interpretare le osservazioni fatte in situ. Il numero di cicli di carico è importante per la determinazione dei danni dovuti a fatica ciclica nelle applicazioni d'ingegneria sismica. Le misure di danneggiamento basate sulla fatica accumulano il danno con ogni ciclo di movimento strutturale, riconoscendo che la rottura può essere causata da un movimento singolo di ampiezza considerevole o da più movimenti di ampiezza ridotta. Definizioni di "picco effettivo" di movimento sono state sviluppate da diversi autori basate sull'ampiezza dei cicli secondari dello scorrimento. Il picco efficace dell'evento è considerato essere un migliore indicatore della capacità di danno del sisma più che la massima ampiezza. In questa sede ci si prefigge di comparare i diversi metodi di conteggio del numero effettivo di cicli.

### ***3.1 Calcolo del numero effettivo di cicli***

Anche se le misure della durata del sisma permettono di ottenere una indicazione del numero di cicli dell'evento, di solito è preferibile utilizzare tecniche basate sul conteggio dei cicli in quanto permettono la misura dell'ampiezza del movimento sismico. Questo metodo però, oltre a fornire informazioni aggiuntive presenta delle difficoltà. Molte applicazioni richiedono il numero di cicli equivalenti di ampiezza costante. Questa informazione però, non è direttamente ottenibile utilizzando la maggior parte dei metodi di conteggio cicli, perchè questi producono serie di cicli con ampiezze diverse all'interno della stessa time-history. Per tal motivo e per ottenere il numero effettivo di cicli ad ampiezza costante, sono necessarie specifiche considerazioni riguardo l'importanza relativa dei diversi cicli. La trasformazione per ottenere cicli di ampiezza costante è condotta assumendo

una dipendenza lineare nel tempo della accumulazione del danno, che è stata proposta da Miner per il calcolo del danno dovuto a fatica nell'alluminio:

$$FD = \sum \frac{n_i(S_i)}{N_i(S_i)}$$

dove  $n_i$  è il numero di cicli di carico applicati con tensione pari a  $S$ , e  $N_i$  è il numero di cicli necessari per raggiungere la rottura per tensione pari a  $S$ . La chiave del metodo è che la rottura si raggiunge per  $FD = 1$ . Questo metodo è stato adattato per diverse applicazioni, semplicemente sostituendo la tensione con altre misure di danneggiamento, come ad esempio il rapporto delle tensioni (direttamente proporzionale allo scuotimento del terreno) nell'analisi della liquefazione. Il principio può essere illustrato graficamente; considerando una time history contenente 4 cicli di ampiezza (picco-coda) di 1 seguita da un ciclo di ampiezza 2 (Figura 1). A scopo illustrativo, è rappresentato un involuppo di rottura da cui si può notare che la rottura avverrà al compimento di 8 cicli di ampiezza uniforme pari a 1 oppure 4 cicli di ampiezza 2. Quindi l'indice di danneggiamento dovuto a fatica per questo regime di carico sarà:

$$FD = \frac{4}{8} + \frac{1}{2} = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} = 1$$

Metà della vita utile è utilizzata dai primi 4 cicli e la restante dall'ultimo ciclo, previa ipotesi che la rottura avvenga alla fine dei cicli di carico.

E' pratica comune, assumere che il danno causato da ogni ciclo sia proporzionale alla sua ampiezza elevata ad una potenza:

$$S = \left( \frac{N}{a} \right)^{\frac{1}{k}}$$

dove  $a$  e  $k$  sono costanti che dipendono dalle proprietà del materiale, e se usate in applicazioni strutturali, dalla geometria del componente in fase di studio. Le costanti  $a$  e  $k$  rappresentano fattori di scala lineare e il gradiente della linea retta nel grafico tensione - numero di cicli (S-N) quando rappresentati in scala logaritmica (Figura 3.1). Mentre la costante  $a$  varia in modo considerevole per le diverse applicazioni e dipende dalle unità di misura utilizzate, la costante  $k$  è

più stabile e, come sarà in seguito mostrato, risulta di maggiore importanza. La procedura appena illustrata può essere utilizzata per tutti i tipi di configurazione di carico.

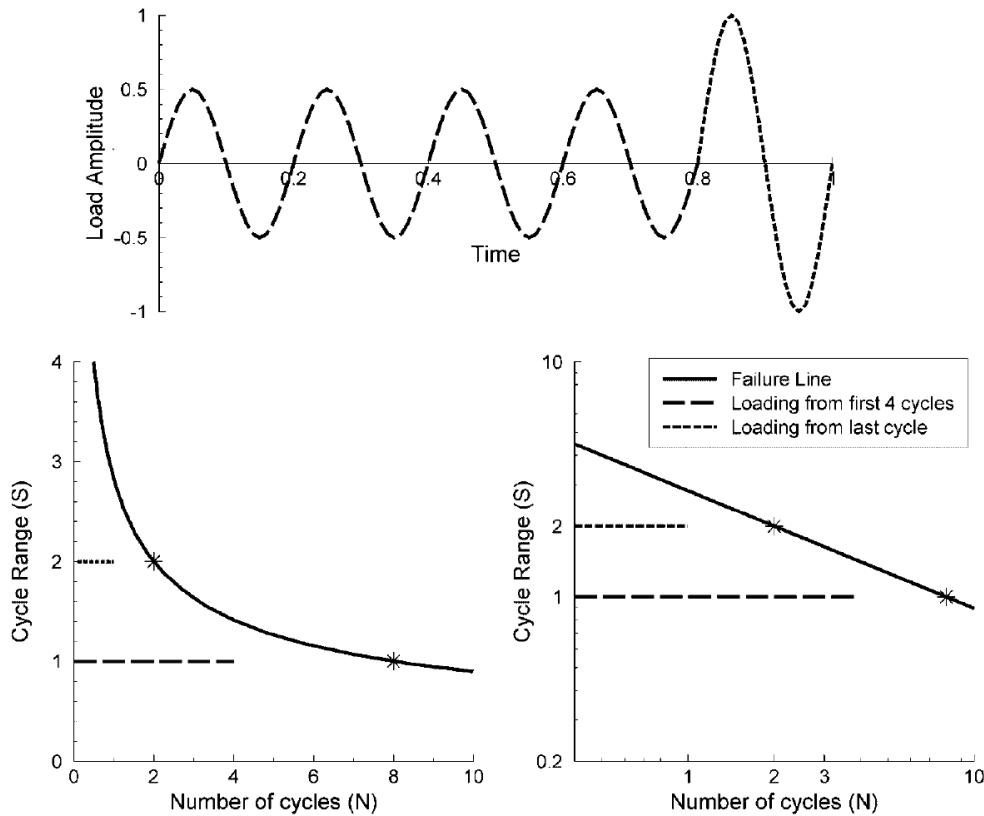


Figura 3.1 Illustrazione della teoria di Miner sull'accumulazione lineare di danneggiamento

Si consideri un andamento temporale con n cicli ad ampiezza S seguiti da un gruppo di n cicli ognuno con una ampiezza di S. Il danno causato da questi cicli di ampiezza irregolare sarà:

$$FD = \frac{n_1(S_1)}{aS_1^{-k}} + \sum \frac{n_i(S_i)}{aS_i^{-k}}$$

Il numero di cicli equivalenti N, cioè il numero di cicli di ampiezza costante ad una tensione di riferimento S, che causa lo stesso danneggiamento dei cicli di ampiezza irregolare è il seguente:

$$\frac{N_{eq}(S_{ref})}{aS_{ref}^{-k}} = \frac{n_1(S_1)}{aS_1^{-k}} + \sum \frac{n_i(S_i)}{aS_i^{-k}}$$

da cui si ottiene:

$$N_{eq}(S_{ref}) = S_{ref}^{-k} \left( \frac{n_1(S_1)}{aS_1^{-k}} + \sum \frac{n_i(S_i)}{aS_i^{-k}} \right)$$

si può notare come il coefficiente  $a$  si elida, è quindi di primaria importanza la costante  $k$  poichè determina il danneggiamento relativo causato da cicli ad ampiezza diversa. La tensione di riferimento  $S_{ref}$  è diversa in base alle definizioni per il conteggio dei cicli: per misure a conteggi relativi  $S_{ref}$  è espressa come una frazione del ciclo di massima ampiezza nell'andamento temporale, mentre i metodi di conteggio assoluto usano una ampiezza di riferimento fissa per tutti gli andamenti temporali. La teoria sul danneggiamento di Miner assume che la sequenza dei cicli di carico e la direzione del carico (positiva o negativa) non ha influenza sul danneggiamento. Anche se questa assunzione è plausibile per molte applicazioni, sono state proposte altre misure di danneggiamento che non utilizzano le stesse ipotesi.

### 3.1.1 Livello di riferimento

Le diverse metodologie di conteggio cicli, esprimono il numero di cicli equivalenti a diverse ampiezza di riferimento: per esempio, per gli studi sulla liquefazione si usano di frequente cicli equivalenti ad una ampiezza di riferimento pari al 65% dell'ampiezza massima. Questo non causa alcun problema per la conversione tra diverse ampiezze di riferimento nel caso in cui sia noto il danneggiamento causato da ciascuna ampiezza del singolo ciclo:

$$N_{new} = N_{ref} \left( \frac{Nf_{new}}{Nf_{ref}} \right)$$

Dove  $N_{new}$  è il numero di cicli alla nuova ampiezza di riferimento,  $N_{ref}$  è il numero di cicli alla ampiezza di riferimento iniziale,  $Nf_{new}$  è il numero di cicli necessari alla rottura all'ampiezza di riferimento e  $Nf_{ref}$  è il numero di cicli necessari per raggiungere la rottura alla ampiezza di riferimento iniziale. Questo tipo di conversione però, non può essere utilizzato per passare da definizioni di cicli equivalenti basate su ampiezza relativa ad un'altra basata su ampiezza assoluta.

### 3.1.2 Non zero-crossing e spettro di risposta

La presenza di intersezioni dello zero è particolarmente interessante perché causa disaccordo nella stima del numero di cicli equivalenti ottenuti con definizioni diverse, questo è dovuto al fatto che, alcuni autori non contano i picchi che non intersecano lo zero (non zero-crossing) altri autori invece, lo fanno. Questo diverso approccio porta a risultati diversi soprattutto se si analizzano eventi sismici ad alta magnitudo.

### 3.1.3 Combinazione degli assi

Tutti i parametri ground motion calcolati direttamente dagli accelerogrammi, incluso il numero effettivo di cicli, hanno bisogno di risolvere il problema di come combinare le diverse componenti di moto. Molti autori utilizzano la somma vettoriale delle due componenti orizzontali del moto per ottenere un vettore l'ampiezza risultante:

$$A_{res}(t) = \sqrt{A_{H1}(t)^2 + A_{H2}(t)^2}$$

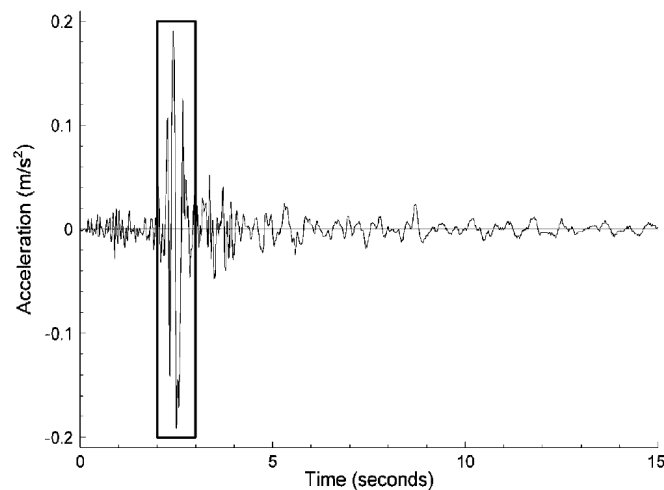
Uno problema legato all'utilizzo della somma vettoriale è legato alla perdita del segno assoluto del picco impedendo l'uso del metodo del range - counting, oltretutto se le due componenti orizzontali fossero fuori fase l'ampiezza risultante tenderebbe a diminuire notevolmente e a rimanere costante.

Più semplicemente, volendo tener conto di entrambe le componenti orizzontali e non incappare in errori o in difficoltà nella stima dei cicli equivalenti, è preferibile contare il numero di cicli equivalenti per ogni componente e sommare in seguito il totale ottenuto dalle due per ottenere il numero effettivo di cicli.

### 3.1.4 Low amplitude cut-off

Alcuni autori hanno proposto una ampiezza minima di ciclo in modo tale da evitare l'inserimento di troppi cicli di ampiezza ridotta che potessero influenzare in modo negativo i risultati. Bolt e Abrahamson scartano accelerazioni al di sotto di 0.005g mentre Koliopoulos e Margaris usano solo i 20 cicli ad ampiezza maggiore. Un cut off di cicli di piccola ampiezza non è richiesto per studi che usano il conteggio cicli per il calcolo del potenziale di

liquefazione o per il danneggiamento dovuto a fatica, in quanto questi metodi usano una relazione che esplicitamente dà maggior peso ai cicli di ampiezza maggiore. Per esempio l'importanza di ciascun ciclo può essere considerata proporzionale al quadrato della sua ampiezza, perciò un ciclo di ampiezza 5 è equivalente a 25 cicli di ampiezza 1. Seed et al. Usano una relazione sull'importanza dell'ampiezza molto simile per calcolare il potenziale di liquefazione e concludono che cicli di ampiezza inferiore al 30% dell'ampiezza di picco non danno contributo significativo al numero effettivo di cicli necessari a indurre la liquefazione di un terreno.



**Figura 3.2** Accelerogramma del terremoto avvenuto a Coalinga di magnitudo  $M_w = 3.9$  registrato a 5.7 km dall'epicentro

### ***3.2 Metodologie generiche di conteggio cicli***

In letteratura esistono diverse metodologie per il conteggio dei cicli. Queste possono essere divise in 5 gruppi, basati su categorie utilizzate per i test di fatica:

- Peak counting (conteggio picchi)
- Level Crossing Counting (Conteggio di superamento di livello)
- Stima indiretta
- Definizioni basate sulla risposta strutturale
- Range Counting

Alcune definizioni conteggiano l'ampiezza del ciclo (dal picco alla coda) altre invece contano la semiampiezza (dallo 0 delle  $y$  al picco). Una conversione approssimata tra ampiezza e semiampiezza può essere fatta ipotizzando che i picchi sono distribuiti allo stesso modo sui due lati dell'asse  $x$ , anche se spesso molti accelerogrammi non mostrano questa simmetria. Banalmente quindi si può dire che 2 semiampiezze corrispondono a 1 ampiezza. In seguito si mostrano alcune tra le cinque tecniche elencate sopra. Queste sono illustrate utilizzando la sezione di 1 secondo di un accelerogramma registrato durante un evento sismico nel 1985 a Coalinga California (Figura 2). Per ogni definizione, è possibile stimare un numero di cicli equivalenti e un parametro di danneggiamento ciclico ( $D$ ) definito da Malhotra:

$$D = C \sum_{i=1}^{2n} u_i^c$$

$$N_{cy} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{2n} \left( \frac{u_i}{u_{max}} \right)^c$$

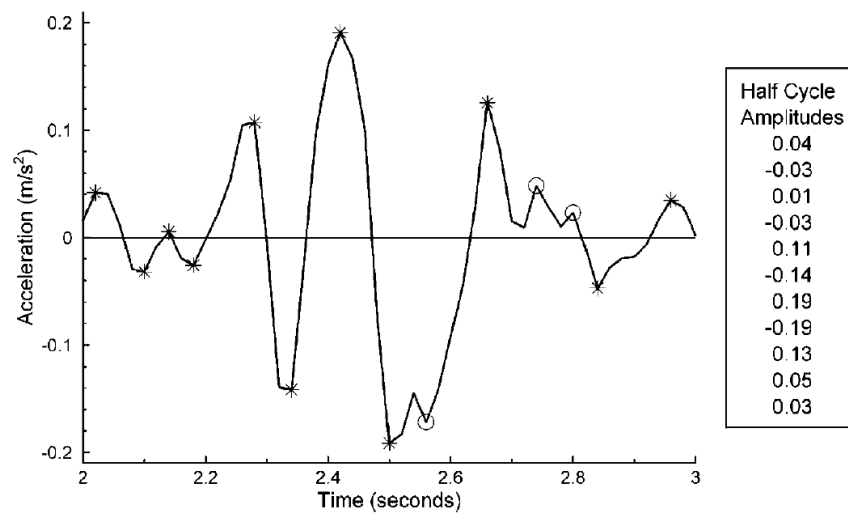
Dove  $u_i$  è l'ampiezza dell'  $i$ -esimo mezzo ciclo mentre  $u_{max}$  è l'ampiezza del ciclo mezzo ciclo più ampio, infine  $t_n$  è il numero totale di cicli.  $C$  e  $c$  sono coefficienti dipendenti dal tipo di applicazione per cui è usata la formula; per il danneggiamento a fatica di colonne di acciaio a flangia larga, ad esempio Jeong and Iwan hanno utilizzato  $c = 2$ . Malhotra ha proposto  $c = 2$  come valore ragionevole. Per analisi comuni si utilizza  $C = 1$  e  $c = 2$ .

### 3.2.1 Metodologie di conteggio picchi (Peak Counting)

Il conteggio picchi è largamente utilizzato nell'ingegneria sismica. Sono utilizzati in diverse applicazioni, tra le quali la stima dei danni strutturali e la stima del potenziale di danneggiamento. Una metodologia di conteggio cicli è classificata come "conteggio picchi" se conta esplicitamente il numero di picchi dell' accelerogramma registrato. Ci sono diverse tipologie di conteggio picchi, le due principali, sono caratterizzate come segue:

- Livello di cut-off: per prevenire l'influenza di picchi poco significativi, molte metodologie non contano i picchi al di sotto del livello di cut-off
- Intersezione con lo zero (zero-crossing): alcune definizioni contano solo i cicli di ampiezza maggiore intervallati da uno zero della funzione accelerazione, mentre altre contano tutti i picchi prescindendo da un passaggio allo zero.

In figura è mostrata il conteggio picchi utilizzando la metodologia zero-crossing per una sezione dell'accelerogramma di 1 secondo per il terremoto il cui accelerogramma completo è mostrato in figura 3.2.



**Figura 3.3** Metodologia di conteggio cicli considerando solo i picchi con metodologia zero-crossing i picchi asteriscati sono quelli contati nel metodo (nell'esempio è stato utilizzato l'intervallo di 1 secondo dell'accelerogramma in Figura 2)

### 3.2.2 Range counting

Le metodologie Range counting sono spesso utilizzate per la definizione del danneggiamento a fatica. In problemi di ingegneria sismica si utilizzano spesso per la definizione della probabilità di rottura di connessioni trave-colonna saldate o giuntate per strutture in acciaio soggette a carichi sismici.

Il metodo range-counting più utilizzato è il metodo rainflow che conta cicli a alta e bassa frequenza in segnali modulati in ampiezza. Il metodo rainflow è sviluppato da Matsuishi ed Endo, (1968) prende il nome dalla analogia tra la definizione dei cicli e il modo in cui la pioggia può grondare dai tetti. Il primo

passo nella applicazione di questa procedura è disegnare la storia temporale delle deformazioni così che l'asse del tempo sia orientato verticalmente, con il tempo crescente verso il basso. Si potrebbe immaginare che la storia delle deformazioni formi un certo numero di "tetti di pagoda". I cicli sono definiti dal modo in cui la pioggia può grondare o cadere dai tetti. Un certo numero di regole sono imposte sulla pioggia grondante così da identificare i cicli di isteresi chiusi.

Le regole generali che specificano il modo in cui la pioggia cade sono le seguenti:

1. Per eliminare il conteggio di mezzi cicli, la storia temporale delle deformazioni è disegnata in modo da iniziare e finire al valore di deformazione di massimo valore assoluto
2. Un flusso di pioggia viene iniziato a ciascuna inversione di deformazione nella storia temporale e gli è permesso di continuare a fluire a meno che:
  - La pioggia è iniziata ad un punto di massimo relativo (picco) e cade di fronte ad un punto di massimo relativo maggiore di quello da cui è venuta
  - La pioggia è iniziata ad un punto di minimo relativo (valle) e cade di fronte ad un punto di minimo relativo maggiore (in valore assoluto) di quello da cui è venuta
  - Incontra un flusso precedente

Nella figura successiva è stato applicato il metodo rainflow per 1 secondo del terremoto di riferimento in figura 3.2.

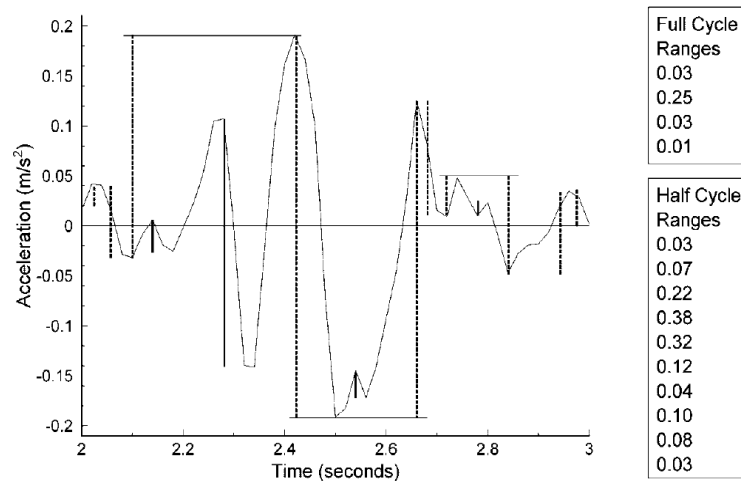


Figura 3.4 Metodologia rainflow applicata all' intervallo di 1 secondo dell'accelerogramma in Figura 3.2

### 3.2.3 Metodi indiretti

I metodi di conteggio indiretto, sono quelli che non contano il numero di cicli direttamente da una serie temporale, ma usano tecniche statistiche per approssimare il numero dei cicli. Questi metodi si basano sulla teoria delle vibrazioni random e usano i momenti spettrali per determinare la frequenza predominante e quindi il numero dei picchi per unità di tempo. La maggior parte di queste definizioni assume che i picchi non sono strettamente correlati e sono parte di un processo stazionario.

Il metodo, presentato da Boore per determinare il numero di estremi nell'arco di tempo T è:

$$N_e = 2\tilde{f}T$$

Dove  $\tilde{f}$  è la frequenza predominante ottenuta come segue:

$$\tilde{f} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_4}{m_2}}$$

$m_2$  e  $m_4$  sono i momenti spettrali di secondo e quarto ordine ottenuti rispettivamente con le seguenti:

$$m_2 = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \omega^2 |A(\omega)|^2 d\omega$$

$$m_4 = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \omega^4 |A(\omega)|^2 d\omega$$

dove  $\omega$  è la frequenza circolare e  $A(\omega)$  è l'ampiezza dello spettro di Fourier dell'accelerazione.

### ***3.3 Misure assolute e misure relative***

Una delle più importanti differenze tra le diverse definizioni è legata all'utilizzo di ampiezza assoluta dei cicli o di ampiezza relativa al ciclo di ampiezza maggiore.

Il parametro di danneggiamento (D) definito nel paragrafo 3.3 è tipico di una misura utilizzando le ampiezza assolute, invece la definizione del numero effettivo di cicli  $N_{cy}$  è legato a misure di ampiezza relativa.

La maggior parte delle misure legate all'ingegneria sismica utilizzano misure di ampiezza relativa ed è con questa definizione che affronteremo il problema legato alla valutazione del numero effettivo di cicli all'interno del presente studio.

.

# Capitolo 4

## Approccio sperimentale: il progetto

In questo capitolo si espone la parte sperimentale della presente tesi relativa allo studio per la progettazione e la realizzazione di un apparato meccanico, finalizzato ad effettuare prove di taglio tradizionali e con carichi ciclici su giunti in roccia, utilizzando la macchina MTS-810 presente nel laboratorio del Dipartimento di Ingegneria Civile dell' Università degli Studi di Parma.

Quest'ultima è costituita da due pistoni, uno inferiore libero di muoversi verticalmente e uno superiore fisso che funge solo da contrasto, che consentono di effettuare prove di compressione e di trazione ma non di taglio.

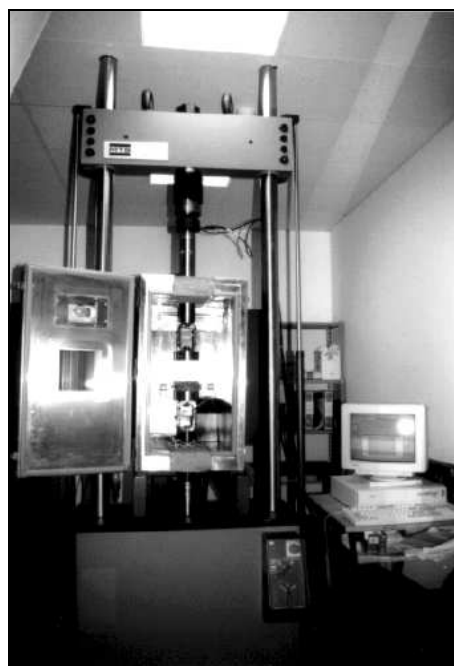
Dopo uno studio preliminare per valutare tutte le problematiche tecnico-operative, si è perciò arrivati a sviluppare una particolare scatola di taglio che va ad integrare ed evolvere la macchina MTS-810 e che permette di effettuare con essa anche prove di taglio.

#### **4.1 Descrizione della macchina MTS-810**

L'apparecchiatura di prova è un sistema servoidraulico, denominato MTS-810, utilizzato per prove statiche e dinamiche, con capacità di carico massima pari a 250 KN. L'unità di carico è costituita da un attuatore idraulico assiale e dalla cella di carico montata su un telaio rigido con traversa mobile. La trasmissione dei carichi avviene tramite l'attuatore idraulico assiale della capacità statica e dinamica di 250 KN con una corsa di 150 mm montato sulla base del telaio.

Attualmente l'attuatore è dotato di un misuratore di spostamento LVDT e offre due intervalli di calibrazione della corsa pari rispettivamente a  $\pm 5$  e  $\pm 75$  mm.

La lettura delle forze applicate dai pistoni grazie alla pressione idraulica avviene mediante due celle di carico da 25 KN e da 250 KN; ciascuna è caratterizzata da un intervallo di calibrazione che consente misure adeguatamente precise in tutti gli intervalli di carico, in quanto l'accuratezza della calibrazione è regolata sul fondo scala.



**Figura 4.1** MTS-810.

Il sistema idraulico è gestito da una centralina che, attraverso una servovalvola, regola gli attuatori di carico. I pistoni si muovono all'interno di una cella climatica caratterizzata da un intervallo di funzionamento compreso tra  $-40^{\circ}$  C e

+100° C e calibrato secondo due scale di lavoro ( $\pm 2$  mm e  $\pm 0,2$  mm) che permettono di adeguare le letture alla precisione voluta.

L'interfaccia hardware è composta da un microcomputer che controlla i trasduttori di uscita e condiziona i segnali di ingresso da convertitori analogico digitale. La macchina è dotata di un software di gestione programmato dalla SHRP denominato ATS; la funzione di questo pacchetto è quello di automatizzare l'esecuzione delle prove e di facilitare l'analisi dei dati, di permettere di controllare automaticamente i processi e di sviluppare sequenze standard di prove o di crearne di personalizzate.

La MTS permette di eseguire prove in controllo di carico o in controllo di velocità di spostamento: nel primo caso si mantiene costante il carico applicato e si registrano i diversi spostamenti, mentre nel secondo si applica di volta in volta il carico necessario per far avvenire lo spostamento voluto.

L'esecuzione di prove di taglio ha richiesto la progettazione e la realizzazione di un'apposita scatola di taglio.

Tale apparato dettagliatamente descritto nel seguito, è costituito da due semiscatole tra loro collegate da un sistema di confinamento laterale. Le due semiscatole sono posizionate nella pressa in modo tale che una sia completamente vincolata, impedendone qualsiasi movimento rigido, mentre l'altra abbia la possibilità di traslare verticalmente spinta dal pistone presente nella MTS.

La scatola di taglio conterrà un campione che presenta un piano di discontinuità avente rugosità nota e stabilita, posizionata lungo la direzione verticale. Lo stato di tensione normale viene assicurato attraverso il sistema di confinamento laterale. L'apparato è stato realizzato al fine di eseguire prove di taglio con carichi monotonici e ciclici, con misura delle forze applicate (normale e di taglio) e degli spostamenti indotti.

La configurazione attuale del sistema non consente di controllare la tensione normale. Le prove vengono, infatti, eseguite a dilatanza impedita con misura della tensione normale agente.

Per consentire la ripetibilità della prova garantendo le medesime condizioni meccaniche e geometriche, le prove sono eseguite su repliche di discontinuità naturali realizzate in malta cementizia.

## ***4.2 Descrizione della scatola di taglio***

La scatola di taglio è parte fondamentale per la realizzazione delle prove. Appositamente disegnata e costruita per l'adattamento della macchina MTS per la realizzazione di prove di taglio può essere vista come costituita da due componenti principali (Figura 4.2):

- la scatola di taglio;
- il sistema per il confinamento laterale.



**Figura 4.2** Scatola montata con il confinamento laterale



**Figura 4.3** Parti costituenti la scatola di taglio

La scatola è costituita da due semiscatole di identiche dimensioni realizzate con piastre di acciaio (Figura 4.3 (a) e (b)).

In particolare la semiscatola che durante la prova potrà scorrere verticalmente generando il taglio risulta costituita da:

- 1 piastra costituente il fondo della semiscatola, con dimensioni 20×18 cm e spessore di 2 cm. I lati sono dotati rispettivamente di 2, 3, 3, 3 fori filettati per l’inserimento di viti a brugola M8, che garantiscono il fissaggio dei lati della semiscatola al fondo. In particolare il lato con due soli fori è quello che confina con il lato superiore. Inoltre è dotata nella faccia esterna di 4 fori filettati per il fissaggio della piastra (6) (Figura 4.7 (1));
- 1 piastra costituente il lato superiore della semiscatola, con dimensioni 24×12 cm e spessore di 2 cm, dotata di 6 fori sulla faccia principale, per l’inserimento di viti a brugola M8 che garantiscono il fissaggio della piastra ad altre due e al fondo. Sono inoltre presenti 4 fori per l’incastro di “spine” presenti sui due lati (3) e (4) perpendicolari ad essa (Figura 4.4 (2));
- 2 piastre costituenti due lati opposti della semiscatola, con dimensioni 18×12 cm e spessore di 2 cm, dotate di 3 fori per l’inserimento di viti a brugola M8 per il fissaggio con il fondo. Inoltre queste hanno nello spessore dei lati corti

due fori filettati ciascuno, per l'inserimento delle viti di fissaggio delle piastre (2) e (5); nell'interasse tra questi due fori sporgono inoltre due "spine" che vanno ad incastrarsi nei fori della piastra (2) e (5) (Figura 4.4 (3) e (4));

– 1 piastra costituente il lato inferiore della semiscatola, con dimensioni 24×12 cm e spessore di 2 cm, dotata di 7 fori per l'inserimento delle viti a brugola M8 che garantiscono il fissaggio della piastra alla (3), (4) e al fondo (Figura 4.4 (5));

– 1 piastra da fissare esternamente al fondo, che costituisce la zona di contatto tra la semiscatola e il sistema di confinamento laterale. Questa di dimensioni 24×12 cm e spessore di 2 cm è dotata di tre scanalature larghe 1 cm e profonde 0,5 cm, parallele alla direzione della forza di taglio; però come vedremo in seguito, queste non sono state utilizzate durante lo svolgimento delle prove ed essa è stata rivestita con un foglio di teflon (Figura 4.4 (6)).

La semiscatola che durante la prova rimane fissa (Figura 3 (a)) è costituita da:

– 4 piastre costituenti i lati della semiscatola, identici a quelli descritti per la semiscatola mobile (Figura 4.4 (2), (3), (4), (5));

– 1 piastra costituente il fondo della semiscatola, con dimensioni 20×18 cm e spessore di 2 cm.

I lati del suo spessore sono anch'essi dotati rispettivamente di 2, 3, 3, 3 fori filettati per l'inserimento di viti a brugola M8, che garantiscono il fissaggio dei lati della semiscatola al fondo.

Inoltre è dotata nella faccia esterna di 5 fori allineati filettati per il fissaggio del sistema di confinamento laterale tramite viti a brugola (Figura 4.4 (8)).

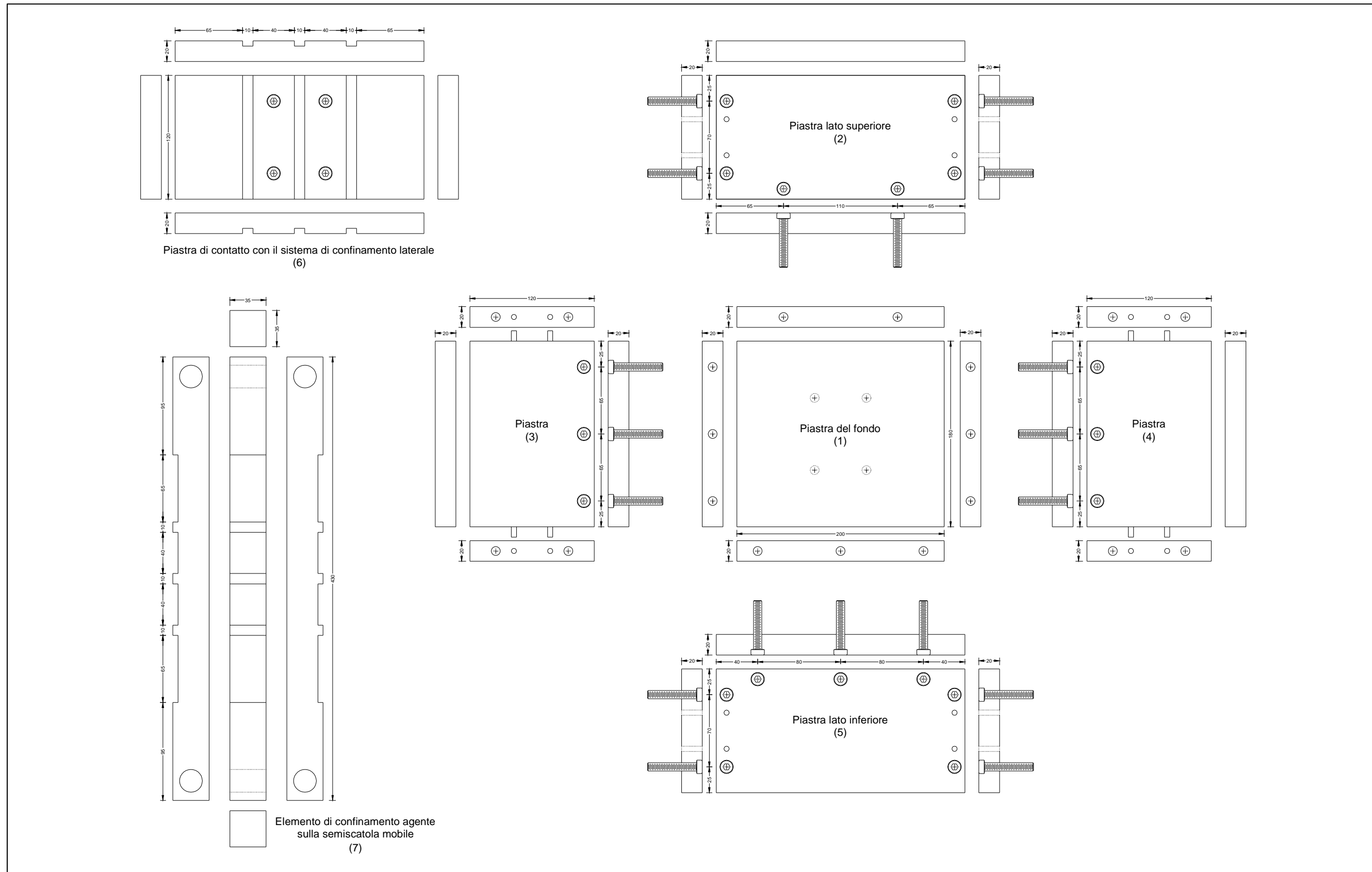


Figura 4.4 Parti costituenti la scatola di taglio ed il sistema di confinamento

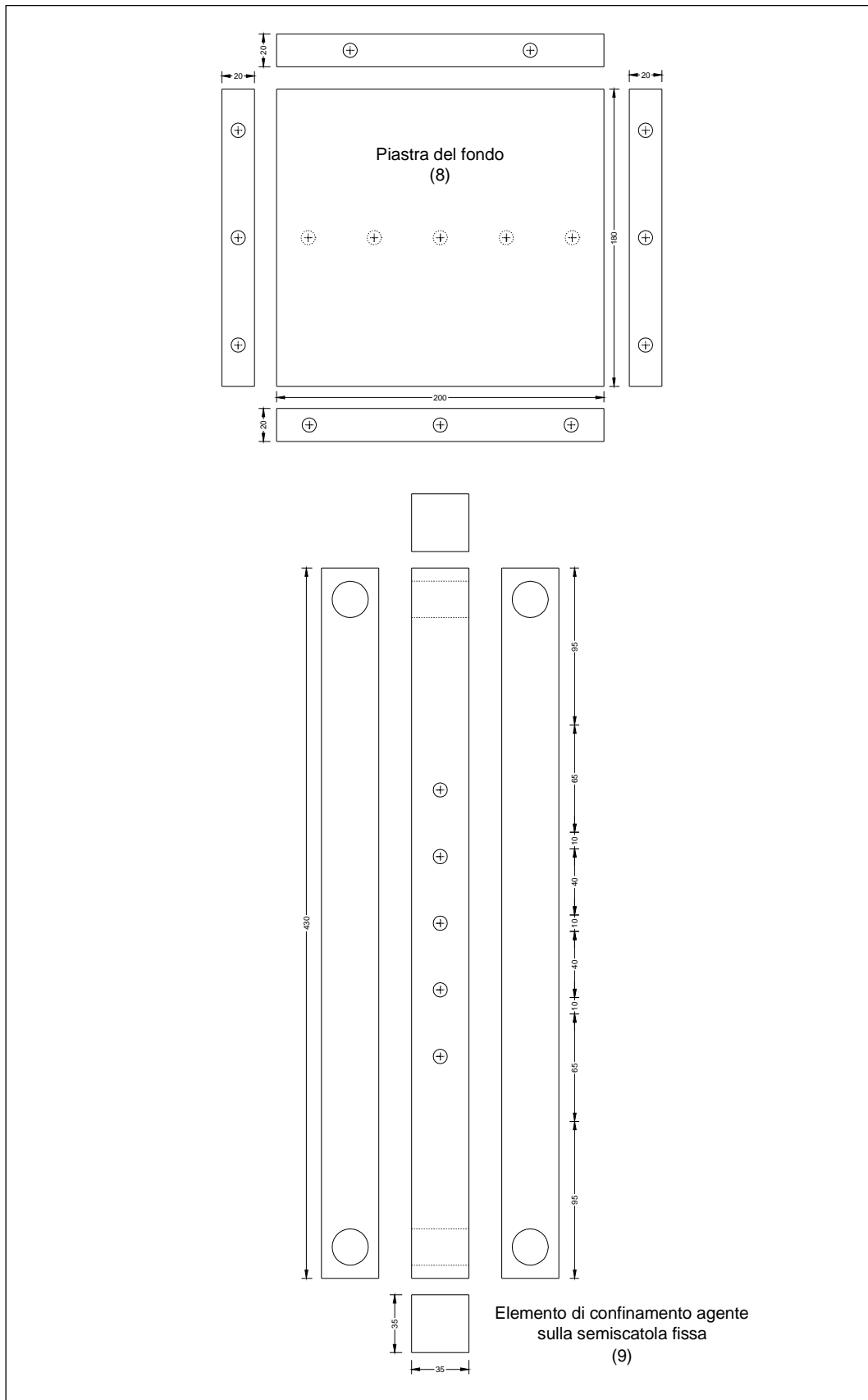


Figura 4.5 Fondo della semiscatola fissa e parte del sistema di confinamento.

Per il sistema di confinamento laterale è stato studiato un sistema “a morsetto”: esso “abbraccia” le due semiscatole, e tramite il tiraggio di due viti, esercita una spinta controllata sulle facce laterali delle due semiscatole.

Tale pressione viene misurata da due celle di carico posizionate sulle facce laterali delle due semiscatole.

Le viti possono essere regolate in modo da aumentare o diminuire la forza e quindi il confinamento. La ganascia ha due bracci collegati alle viti ed è solidale alla scatola fissa, il che vuol dire che esso non compie spostamenti verticali. Infatti, il sistema è stato realizzato in modo che solo il lato mobile della scatola possa essere libero di scorrere verticalmente senza nessun impedimento da parte dell'elemento di confinamento.

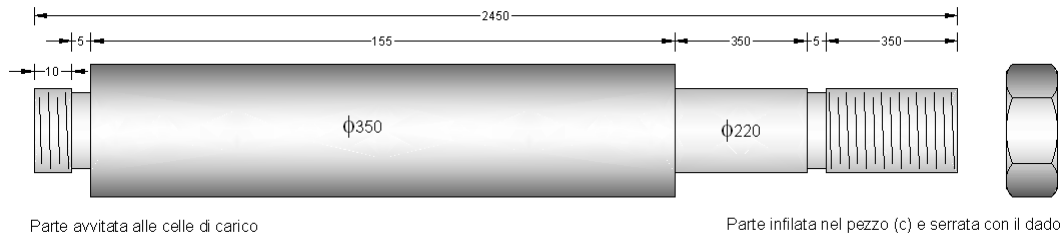
Il sistema (Figura 4.5), realizzato interamente in acciaio, risulta costituito da:

- un elemento di dimensioni  $43 \times 3,5 \times 3,5$  cm, con 5 fori per l'inserimento di altrettante viti a brugola M8 che permettono il fissaggio di questo alla scatola fissa;
- un elemento di dimensioni  $43 \times 3,5 \times 3,5$  cm, da posizionare parallelo al precedente ma sulla faccia della semiscatola mobile. In questo modo si hanno due barre che “schiacciano” tra loro le due semiscatole garantendo il confinamento laterale.

Questo è dotato di tre nervature sporgenti, larghe 1 cm e profonde 0,5 cm e parallele alla direzione della forza di taglio, che si vanno ad infilare perfettamente nelle tre scanalature presenti nella piastra fissata alla semiscatola mobile.

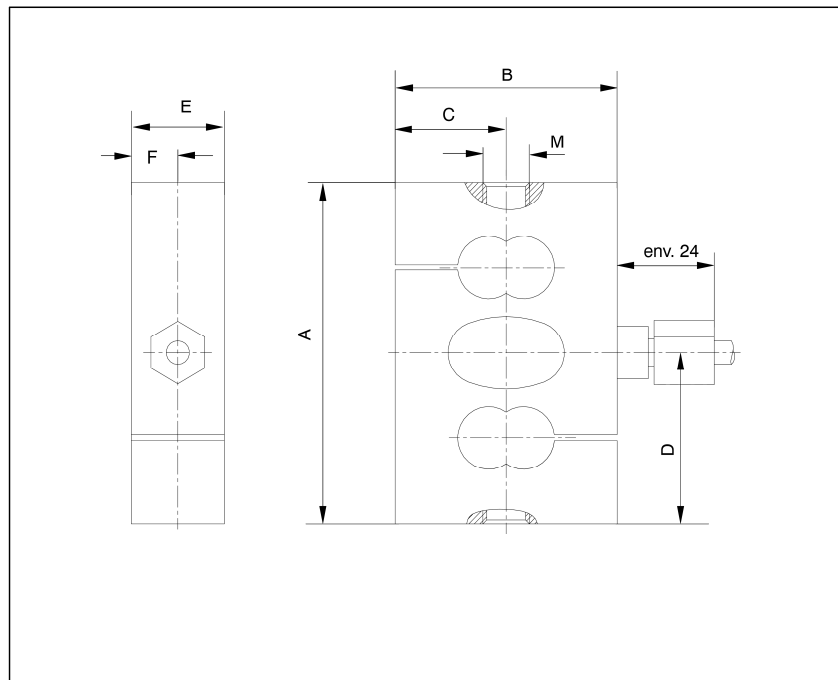
Nella realtà in fase di prova si è visto che tale sistema era poco efficiente in quanto non garantiva un perfetto scorrimento tra le due, e si è quindi deciso di utilizzare il pezzo con la parte liscia a contatto con la scatola. Inoltre per evitare attrito durante lo scorrimento, su di esso è stata fissata una striscia di teflon da mettere a contatto con il teflon messo sulla semiscatola.

Il pezzo viene fissato alle celle di carico mediante due viti;



**Figura 4.6** Elementi del sistema di confinamento.

- due elementi cilindrici che servono per collegare il pezzo (c) appena descritto e le celle di carico
- due celle di carico tipo S2/S9 dell' HBM, per la misura della forza di confinamento. Esse sono in grado di misurare con grande precisione forze di compressione e di trazione, statiche e dinamiche. Le loro dimensioni sono riportate in Figura.



Dimensions (en mm)

Force nominale (kN)	A	B	C	D	E	F	M
2-10	87,3	57,2	28,6	43,7	24	12	M12
20	100	69,8	34,9	50	30,2	15,1	M24x2
50	100	76,2	38,1	50	36,6	18,3	M24x2

**Figura 4.7** Dimensioni celle di carico S2/S9.

Questo sistema per come è ora realizzato ci permette di eseguire prove a dilatanza impedita in quanto non permette spostamenti relativi delle

semiscatole nella direzione normale allo scorrimento. Durante la prova su discontinuità rugosa la tensione normale alle superfici di discontinuità  $\sigma_n$  tende ad aumentare quando due asperità vengono a contatto sotto l'azione della forza di taglio e diminuisce se queste si rompono. Nelle prove con giunto liscio invece la dilatanza è nulla e la  $\sigma_n$  rimane pressoché invariata durante il corso della prova. In futuro è prevista la realizzazione di una modifica nel sistema di confinamento in modo da poter permettere il movimento orizzontale delle semiscatole e poter eseguire prove a dilatanza non impedita.

### ***4.3 Realizzazione dei provini***

Le fasi che hanno portato dalla progettazione e costruzione della scatola di taglio fino all'esecuzione delle prime prove sono state numerose e mai scollegate tra loro: se da una parte c'era l'esigenza di realizzare una scatola di taglio con una geometria e un funzionamento che permettessero di eseguire prove di taglio utilizzando la tecnologia della MTS, dall'altra nasceva l'esigenza di avere a disposizione campioni di roccia con discontinuità su cui eseguire le prove.

Per questo motivo, si è resa necessaria la realizzazione di un certo numero di campioni artificiali di roccia identici, in modo da poter garantire in un primo momento la ripetibilità delle prove e collaudare il sistema creato, ed in seguito eseguire prove con differenti condizioni al contorno, potendo poi confrontare i risultati da esse restituiti. Questi campioni, costituiti ciascuno da due parti, sono stati realizzati con una malta cementizia a partire dalla copia di un provino già esistente di cui è stato fatto il calco della superficie con gomma siliconica.

Nei capitoli seguenti verranno descritti tutti i passaggi fin qui brevemente introdotti, entrando nei particolari delle varie fasi.

Come abbiamo visto, la realizzazione dei calchi delle due superfici della discontinuità, si è resa necessaria per riuscire a realizzare un buon numero di provini tutti uguali.

Per far ciò, si è utilizzata come impronta per il calco un provino artificiali di roccia già esistente e avente dimensioni 10×10 cm, con superficie utile pari a circa 8×8 cm. Come materiale da calco si è scelta una gomma siliconica poiché essa, essendo liquida, ha il vantaggio di penetrare in tutti gli spazi della superficie di discontinuità ottenendo così un calco perfetto. La gomma siliconica per indurire richiede l'utilizzo di un catalizzatore che deve essere dosato in una quantità pari al 5% della quantità di gomma siliconica.

Per effettuare il calco della superficie, si è inserito il provino in un cassero in legno, poi dopo aver isolato i bordi con del silicone e trattata la superficie con dell'olio di vasellina al fine di favorire il distacco del calco una volta aumenta la presa, si è gettata la gomma siliconica con il catalizzatore e si è lasciato il tutto a maturare per 24 ore.

Si è poi proceduto con la realizzazione del calco dell'altra faccia della discontinuità, utilizzando come impronta il calco in gomma appena ottenuto.

Alla fine si sono quindi ottenuti i calchi delle due facce della discontinuità che caratterizzeranno il campione di prova: chiameremo calco "FEMMINA" quello ottenuto utilizzando come impronta il provino artificiale di roccia e calco "MASCHIO" quello ottenuto in seguito.

All' interno del cassero vengono a crearsi due volumi cavi identici creati dalle quattro piastre che costituiscono i lati del cassero e separati dalla piastra quadrata a metà altezza. Questo ci permetterà di ottenere due provini che se sovrapposti avranno le facce parallele tra loro, favorendo le operazioni di centramento del campione nella scatola.

Per realizzare il getto dei provini si è utilizzata la malta SikaGrout-212, un prodotto monocomponente premiscelato a base cementizia che, con la sola aggiunta di acqua, consente di ottenere una malta espansiva, scorrevole ed omogenea, estremamente lavorabile, dotata di elevate caratteristiche meccaniche, raggiunte a brevi stagionature.

Questa malta è perfettamente colabile, è di facile impiego e garantisce assenza di ritiro. Il tempo di inizio presa della malta è di circa 4 ore dal confezionamento; nella pratica si è visto che già dopo 24 ore dal primo getto la

malta è sufficientemente indurita da permettere il capovolgimento del cassero e poter eseguire il getto del secondo provino. Passate altre 24 ore si può procedere con lo scassero complessivo.



**Figura 4.8** Un campione completo e due provini.



**Figura 4.9** Due provini visti dall'alto: si vedono i 3 fori lasciati dai "chiodi".

Sulle superfici della discontinuità di ciascun provino si possono vedere i tre fori lasciati dai "chiodi" che tenevano fissato il calco in gomma alla base del cassero (Figura 4.9).

Questi ci permetteranno di dare un uguale orientamento di tutti i campioni all'interno della scatola. Infatti ogni campione ha i fori all'incirca nella stessa posizione di tutti gli altri, e potremo bloccarli nella scatola con la discontinuità orientata sempre nella medesima posizione.

In questo modo più prove eseguite su diversi campioni con uguale morfologia della discontinuità dovrebbero dare risultati identici.

#### 4.4 Preparazione della scatola per l'esecuzione della prova

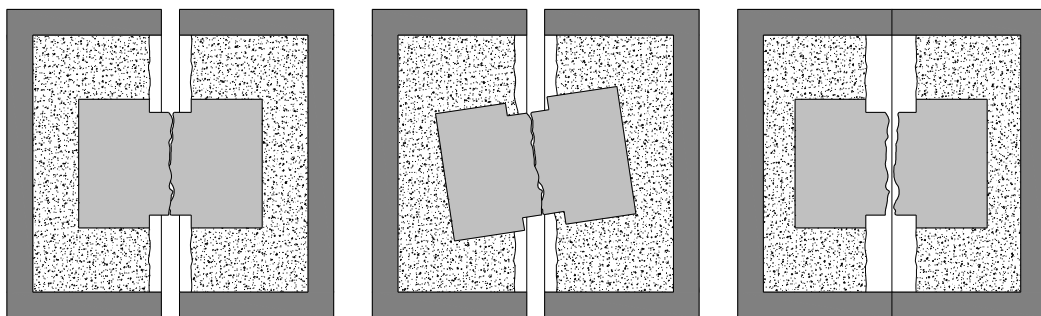
Una volta ottenuti i provini è stato necessario trovare un metodo per posizionarli e fissarli all'interno della scatola di taglio. Per fare questo, si è deciso di posizionare il provino nella corretta posizione tramite una particolare tecnica e di eseguire poi attorno ad esso un getto di malta per bloccarlo definitivamente.

Ciascun provino di dimensioni  $10 \times 10 \times 5$  cm deve essere alloggiato all'interno di una semiscatola con dimensioni interne  $22 \times 20 \times 10$  cm.

Il provino deve essere il più possibile centrato con essa e posto ad una quota dal fondo tale che la faccia della discontinuità sporga di qualche mm al di sopra della quota dei bordi della semiscatola e sia parallela al fondo di essa.

In questo modo la superficie della discontinuità si verrà a trovare centrata nell'apertura tra le due semiscatole e parallela alle basi di esse (Figura 4.10 (a)). Se questo non fosse, le due semiscatole si chiuderebbero completamente e lo scorrimento sarebbe difficoltoso: non si rileverebbe più l'attrito tra le facce dei provini ma anche quello tra i bordi della scatola; inoltre potrebbe capitare che le facce della discontinuità non arrivino a contatto tra loro (Figura 4.10 (b) e (c)).

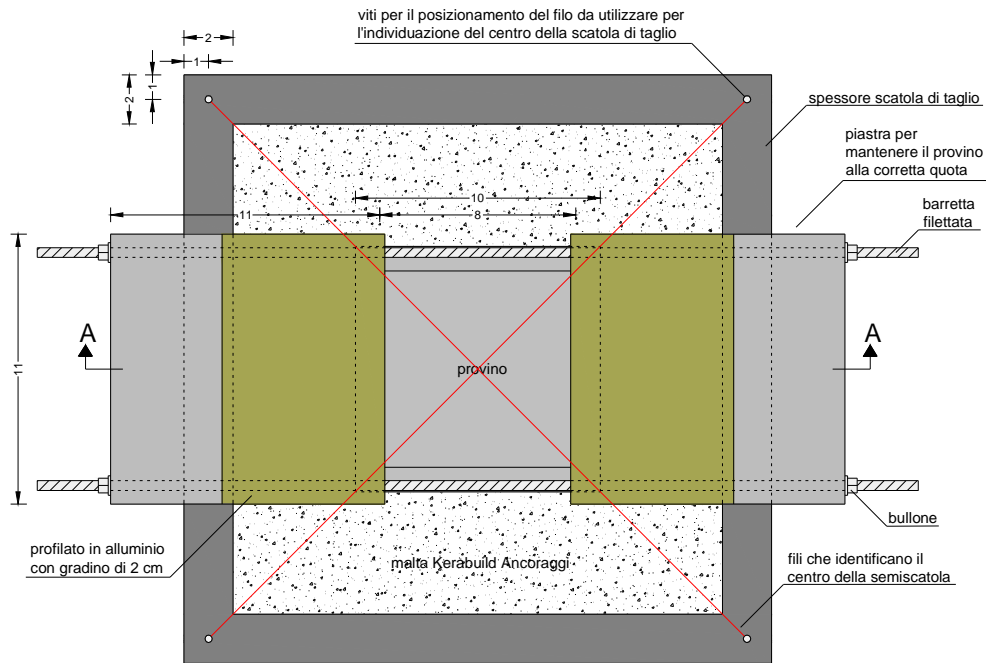
#### SEZIONI VERTICALI DELLA SCATOLA



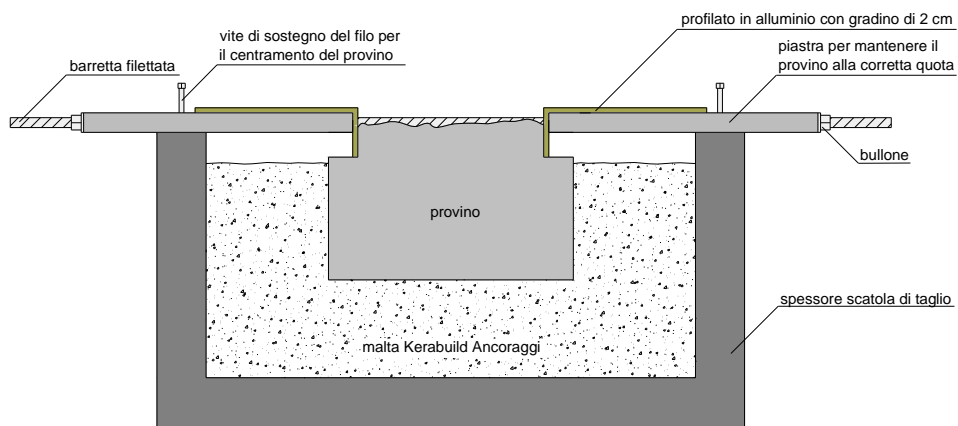
**Figura 4.10** In ordine: (a) corretto posizionamento dei provini; (b) e (c) errato posizionamento. Fatto questo non rimane che appoggiare il sistema costituito dalle piastre e il provino sulla scatola come mostrato nella seconda immagine di Figura 4.11.

Tale sistema permette di centrare il campione all'interno della semiscatola mantenendolo sollevato rispetto al fondo e posizionando la superficie di discontinuità parallelamente alla direzione di scorrimento.

### SISTEMA DI POSIZIONAMENTO DEL PROVINO ALL'INTERNO DELLA SCATOLA DI TAGLIO



#### PIANTA



#### SEZIONE A-A

**Figura 4.11** Posizionamento del provino nella semiscatola.

In questo modo si è riusciti a posizionare il provino nel modo ideale per l'esecuzione della prova. Una volta posizionato il provino nella semiscatola, non rimane altro che bloccarlo, realizzando attorno ad esso un getto di malta.

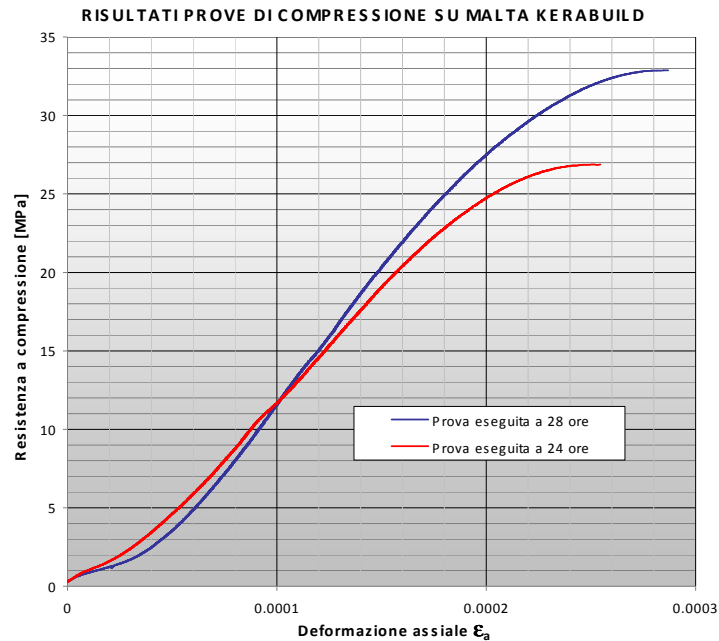
Questa, preparata abbastanza fluida in modo da disporsi bene attorno al provino, può essere colata nella semiscatola dagli spazi di fianco ad esso e delle piastre che lo trattengono (Figura 4.11).

La malta scelta a tale scopo è la Kerabuild Ancoraggi: una malta strutturale iperfluida ad alta resistenza chimica idonea per ancoraggi di zanche, basamenti, tiranti su strutture portanti in cemento armato e murature, adatta per applicazioni in sezioni contrastate e sottopiastra. E' espansiva ad elevato Rck iniziale.

Sulla base dei dati forniti da essa si sono calcolate le quantità di malta e di acqua da miscelare per realizzare una quantità di impasto sufficiente a riempire la semiscatola in cui è posizionato il provino.

Per essere sicuri che già a poche ore dal getto la malta garantisse buona resistenza e piccole deformazioni, almeno compatibili con quelle che sarebbero state provocate dalle sollecitazioni durante le prove di taglio, si sono eseguite su di essa prove di compressione monoassiale su campioni cubici di lato  $L$  pari a 5,2 cm. Dopo 24 ore dal getto si è proceduto con lo scassero ottenendo un parallelepipedo di malta, dal quale sono stati ricavati tramite taglio con sega circolare 5 cubetti. L'idea era quella di testare i campioni a 24 e 48 ore per poter valutare quando la maturazione fosse sufficiente per poter eseguire le prove di taglio, senza che queste fossero influenzate da deformazioni della malta trattenente il campione. Nella realtà la prova a 24 ore ha dato risultati soddisfacenti e quindi ci si è accontentati di eseguire una prova di verifica a 28 ore, senza aspettare oltre. La velocità di applicazione del carico scelta per l'esecuzione delle prove è stata di 1 KN al minuto.

In Tabella 4.1 sono riportati i risultati delle due prove in termini di tensione e deformazione assiale. Quest'ultima è stata determinata considerando la posizione relativa delle piastre della pressa



**Figura 4.12** Risultati prove di compressione su cubetti di malta Kerabuild.

In Tabella 4.1 sono riportati i risultati delle prove in termini di resistenza a compressione monoassiale ( $c_0$ ), modulo elastico tangente ( $E_{tg}$ ) e secante ( $E_{sec}$ ) stimato ad un livello di tensione pari a  $c_0/2$ .

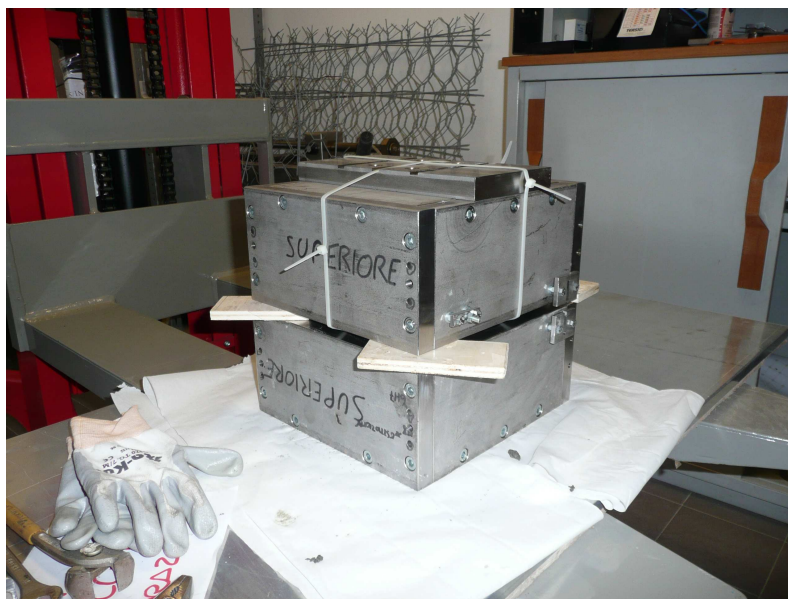
ore dal getto	$c_0$ [MPa]	$E_{tg}$ [GPa]	$E_{sec}$ [GPa]
24	26,88	1,78	1,19
28	32,88	1,97	1,29

**Tabella 4.1** Risultati delle prove su cubetti di malta Kerabuild.

Dopo aver posizionato un provino nella semiscatola ed eseguito il getto, si è dovuto procedere al posizionamento dell'altro. Per fare questo è stato sovrapposto il 2° provino al primo, ricostituendo così il campione.

Per rendere il sistema creato ancora più solidale la semiscatola e provini sono stati imbracati con delle fascette in plastica poste in due direzioni perpendicolari tra loro.

A questo punto è stato eseguito il getto di malta Kerabuild nella metà scatola ancora vuota e immediatamente gli si è ribaltata sopra quella con fissato il campione.



**Figura 4.13** Scatola con il campione posizionato e secondo getto in fase di presa.

Passate 24 ore il getto sarà indurito e come abbiamo visto avrà già raggiunto resistenze tali da permettere di eseguire la prova di taglio.

Fatto tutto questo si è pronti a montare sulla scatola gli elementi che costituiscono il confinamento e le celle di carico, rendendola operativa per l'esecuzione della prova. Le viti che permettono il serraggio alla scatola sono tirate con chiave dinamometrica pressappoco alla tensione a cui dovranno lavorare durante la prova, anche se sarà necessario ricontrollarla poco prima di eseguire la prova.

In Figura 4.32 possiamo vedere la scatola così come si presenta al momento dell'alloggiamento nella MTS. Nella realtà dove si vedono le tre guide verticali che avrebbero dovuto permettere alla semiscatola di salire, abbiamo dovuto interporre un foglio di teflon dello spessore di 0,5 mm, in quanto il sistema a guide progettato non garantiva un buon scorrimento.

Con il teflon abbiamo rivestito tutta la piastra in cui vediamo le tre guide Figura 4.14, in modo da creare un piano liscio; inoltre la barra orizzontale in primo piano nella foto, è stata girata in modo che la parte liscia andasse a contatto con il teflon (Figura 4.38).

## 4.5 Macchina MTS-810 modificata per la modalita' di prova

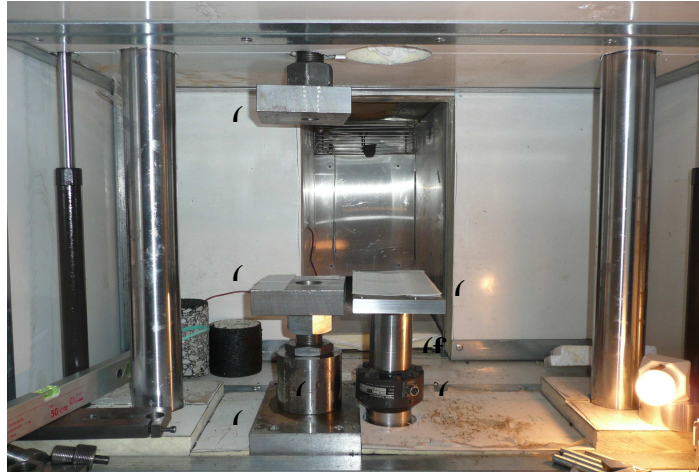


Figura 4.14 Modifiche all'MTS.

Al fine di poter svolgere adeguatamente le prove di taglio in condizioni di carico monotono e ciclico, allo scheletro della MTS-810, presentato precedentemente, si sono rese necessarie alcune integrazioni meccaniche.

La fase di realizzazione dell'apparato meccanico integrativo ha richiesto un'analisi approfondita delle caratteristiche meccaniche dei materiali impiegati per la realizzazione delle parti nonché la progettazione integrale di alcune componenti meccaniche.

L'intero complesso degli elementi integrativi, mostrato in Figura 4.14, può essere così schematizzato:

- *Elementi che servono per realizzare il supporto della semiscatola fissa*
  - (a) una piastra in acciaio serve come basamento per gli elementi (b) e (c);
  - (b) un cilindro in acciaio cavo;
  - (c) una piastra in acciaio che costituisce la reale base di appoggio della semiscatola fissa. Essa è fissata e sostenuta da una barra filettata di grande diametro da infilare nel cilindro (b); tra il cilindro e la piastra avvitati nella barra ci sono due dadi: quello superiore serve per cercare di tenere fissa la piastra, mentre quello inferiore serve per regolare l'altezza della stessa, permettendo di portarla alla quota di appoggio della scatola mobile (Figura 4.15).

– *Elementi che servono per bloccare dall'alto la semiscatola fissa*

(d) un cilindro fisso costituito da cilindri telescopici e da una barra filettata alla fine della quale viene fissata, tramite una vite a brugola, una piastra; questa abbassata sulla superficie superiore della semiscatola va a contrastare eventuali movimenti indesiderati;

– *Elementi che servono per realizzare il supporto della semiscatola mobile*

(e) una cella di carico in grado di misurare 25 KN viene fissata tramite un perno filettato al pistone della MTS;

(f) un elemento cilindrico in acciaio viene avvitato grazie ad un altro perno filettato al di sopra della cella di carico;

(g) una piastra in acciaio che costituisce la reale base di appoggio della semiscatola mobile viene fissata al cilindro (f) mediante una vite a brugola; essa ha 4 fori (due per ogni lato corto) con diametro di poco superiore a 1 cm per permettere il passaggio di altrettante barre filettate che serviranno a fissarla ad un'altra piastra da posizionare al di sopra della semiscatola mobile, in modo da rendere il suo movimento solidale con quello del pistone della MTS (Figura 4.15).



**Figura 4.15** Sistema che rende la semiscatola mobile solidale al pistone

– *Elementi che servono per rendere la semiscatola mobile solidale al pistone della MTS*

Oltre alla piastra inferiore (g) abbiamo:

(h) una piastra uguale alla precedente, da posizionare superiormente alla semiscatola mobile;

Per serrare la semiscatola tra le piastre (g) ed (e) queste sono state collegate con:

(i) n° 4 barre filettate del diametro di 1 cm lunghe circa 35 cm;

(j) bloccate alle estremità da una rondella;

(k) e da un dado.

#### **4.6 Il rilievo fotogrammetrico delle discontinuità':**

Nel seguente capitolo si espongono le procedure effettuate per l'acquisizione delle immagini del provino e le loro successive elaborazioni per la determinazione del DTM.

La generazione del DTM (Digital Terrain Model) sarà utile per avere informazioni sulla morfologia dei provini sia prima della prova che dopo: il confronto tra queste ci permetterà di valutare il degrado che le due superfici avranno subito nel corso della prova a causa del loro sfregamento, permettendoci di analizzare le variazioni morfologiche indotte.

Il proposito è quello di impostare una metodologia corretta e riproducibile per il rilievo fotogrammetrico della superficie irregolari del provino; tale rilievo dovrà essere in grado di restituire le coordinate cartesiane dei punti della superficie, cercando di avvicinarsi il più possibile alla precisione della scansione laser.

##### **4.6.1 Preparazione del provino:**

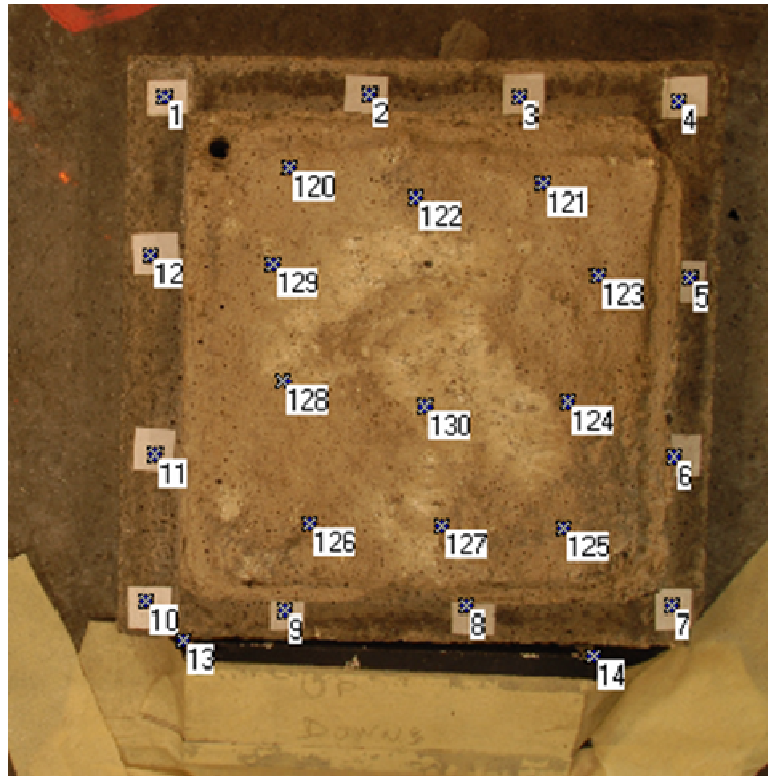
La prima operazione è quella di materializzare sui bordi del provino un numero soddisfacente di punti per facilitare le operazioni di collimazione di punti omologhi nelle immagini, per la determinazione degli orientamenti esterni.

I target a croce per la materializzazione dei punti sono stati disegnati con una dimensione di  $2 \times 2$  mm, con uno spessore del tratto di 0,05 mm e sono stati stampati con una stampante laser per avere una buona precisione; nell'immagine digitale è preferibile avere uno spessore dei segmenti della croce di circa 1-2 pixel. I target sono stati quindi ritagliati e incollati in zone lisce e piane del provino (bordi), cercando di farli aderire il più possibile, e numerati da 1 a 12; si è scelto come punto 1 il punto in alto a sinistra e si sono poi numerati gli altri in senso orario.

Inoltre è stata posizionata una barretta di ferro nera (per evitare riflessi) pre-misurata, anch'essa collimata con i punti 13 e 14, per determinare con

precisione le interdistanze tra i target direttamente dal programma (Figura 4.16).

Queste distanze verranno utilizzate come misure approssimate per la compensazione della rete dei punti sul provino.



**Figura 4.16** Target e materializzazione dei punti.

Successivamente si è definito un sistema di riferimento del provino secondo lo schema seguente:

- *Origine*: nel punto 1;
- *Asse X*: retta passante per i punti 1 e 10 con verso 1-10;
- *Asse Y*: retta ortogonale all'Asse X, con verso 1-4;
- *Asse Z*: retta ortogonale agli assi X e Y.

Il sistema di riferimento è stato preso sempre con il medesimo orientamento rispetto ai 3 fori presenti sulla discontinuità.

## 4.6.2 Presa delle immagini digitali

La camera digitale utilizzata è una Nikon D100 ad alta risoluzione (6.1 Megapixels) dotata di un obiettivo della Sigma da 105 mm. In tutte le operazioni di acquisizione delle immagini la macchina digitale è stata posta su un treppiede telescopico con base per l'appoggio della macchina capace di ruotare nei tre angoli principali.

Per facilitare le operazioni di scatto delle foto, il provino è stato appoggiato su di una base di compensato su cui sono state posti anche dei punti di luce, provenienti da lampade al neon di 12 V (Figura 4.17).

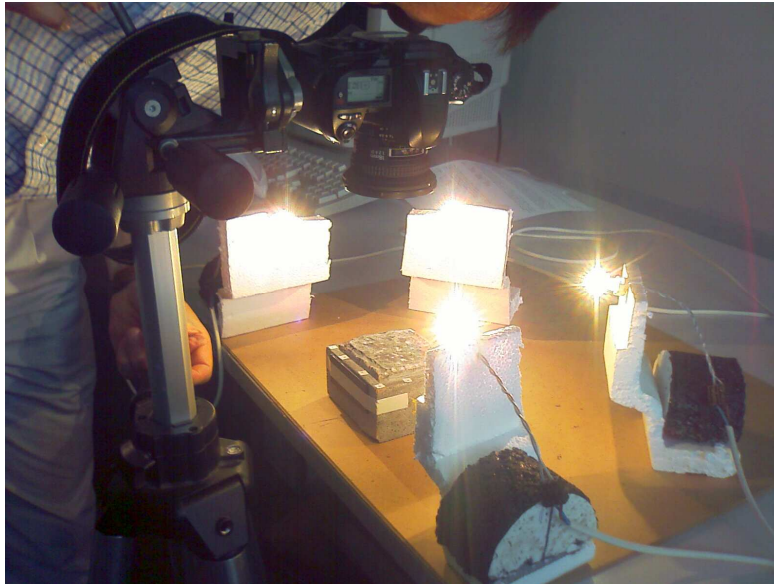


Figura 4.17 Materiale utilizzato per la presa delle immagini.

Lo scopo è quello di aver ben visibile il provino e tutta la rugosità ed evitare dei riflessi che possano indurre a errori grossolani.

Questa operazione ha comportato dei problemi di mantenimento della luminosità per tutta la fase di presa: quindi si è preferito mantenere fissa la camera e spostare orizzontalmente di 2 cm alla volta il pannello contenente sia il provino che i punti di luce.

Per ogni provino si sono scattate 8 o 9 foto perpendicolari alla discontinuità, di cui:

- 4 o 5 in sequenza lungo una delle due direzioni, spostando poco per volta il provino (Figura 4.18);

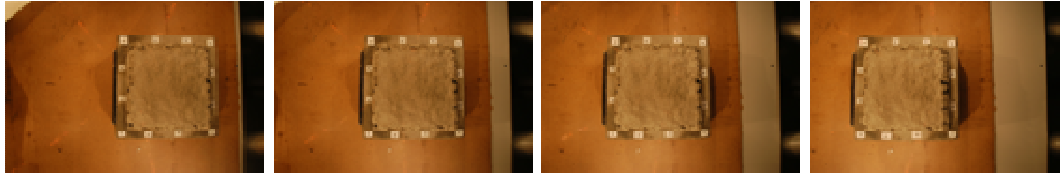


Figura 4.18 Foto eseguite in sequenza lungo un allineamento.

- 4 allineando il mirino della fotocamera di volta in volta con un angolo della discontinuità (Figura 4.19).

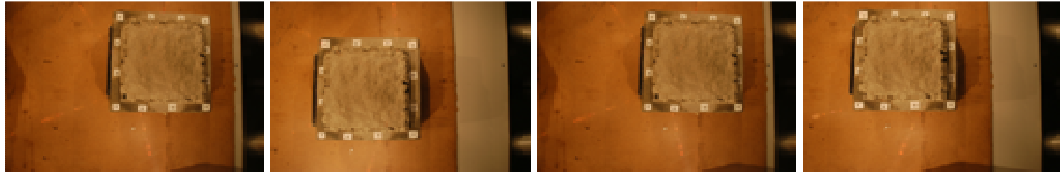


Figura 4.19 Foto eseguite negli angoli della discontinuità.

### 4.6.3 Calibrazione camera digitale:

Per la determinazione dei parametri esterni delle immagini si è utilizzato il programma Photomodeler, il quale necessita della conoscenza dei parametri interni della camera digitale:

- Punto Principale;
- Distanza Focale;
- Dimensione del Formato;
- Distorsione Radiale;
- Distorsione Tangenziale.

Per conoscere questi parametri si utilizza il sottoprogramma di Photomodeler “Camera Calibration”.

Il programma ci fornisce un poster per la calibrazione (Figura 4.20) che è da stampare con una dimensione proporzionata alle dimensioni dell'oggetto da fotografare; una volta scelta la dimensione del poster, questo va stampato ma non prima di aver misurato la distanza diagonale tra i due punti al centro dei tre pallini. Questa misura può essere effettuata con Autocad.

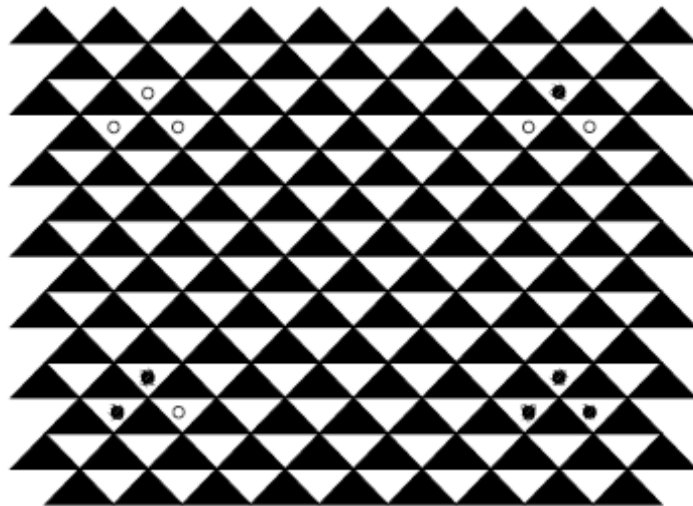


Figura 4.20 Poster di calibrazione.

Successivamente si effettuano le foto del poster con varie rotazioni, cercando di farlo aderire il più possibile al piano di appoggio per non avere in seguito errori ottici (Figura 4.21). Queste vengono poi importate nel programma "Camera Calibration" che restituisce i parametri cercati.

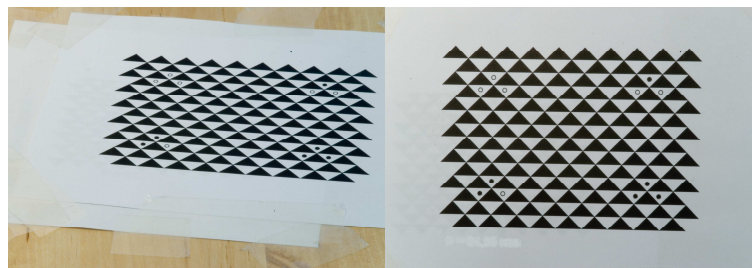


Figura 4.21 Esempi di scatti per la calibrazione.

#### 4.6.4 Determinazione orientamenti esterni:

Una volta terminata la calibrazione della camera digitale, si è proceduto alla determinazione dei 6 parametri di orientamento esterni di ogni immagine acquisita:

- le coordinate oggetto del punto di presa  $(X_0, Y_0, Z_0)$
- gli angoli di assetto Omega, Phi, Kappa.

La prima operazione è stata quella di creare un nuovo progetto nel programma Photomodeler, inserendo i parametri di orientamento interni trovati e tutte le immagini scattate del provino.

La determinazione dei parametri di orientamento esterno si basa sulla compensazione della rete dei punti omologhi collimati sulla maggior parte delle immagini; si sono collimati in ogni fotogramma i punti d'appoggio, ovvero i 12 punti materializzati sul bordo del provino più 2 provenienti dalla barretta metallica.

Sono state processate le immagini e si sono ottenute le coordinate dei punti di controllo materializzati sul provino nel sistema di riferimento da noi scelto.

Successivamente sono stati determinati ulteriori 11 punti (devono essere più di 9) interni alla superficie rugosa, punti che non concorrono alla determinazione dell'orientamento (in quanto hanno una precisione inferiore) ma servono solo d'appoggio per la determinazione del DTM visto che i target sono posti a quote inferiori rispetto alla superficie da determinare (Figura 4.22).



**Figura 4.22** Provino con target.

Dopo la calibrazione e il raggiungimento della precisione necessaria, il programma ha restituito i parametri di orientamento esterni di ogni immagine processata.

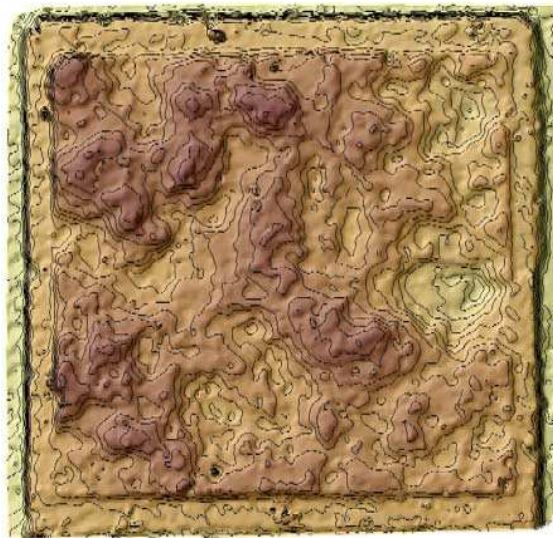
#### **4.6.5 Aquisizione del DTM**

Per l'acquisizione del DTM si è utilizzato un programma di fotorestituzione che attraverso la teoria della triangolazione aerea, elabora i fotogrammi e determina il DTM dell'oggetto fotografato.

I dati di input di cui necessita il programma sono:

- la distanza media approssimata lungo la verticale tra il centro di presa e la superficie del provino;
- i parametri di orientamento interni della camera relativi alle immagini utilizzate;
- i parametri di orientamento esterni delle immagini utilizzate.

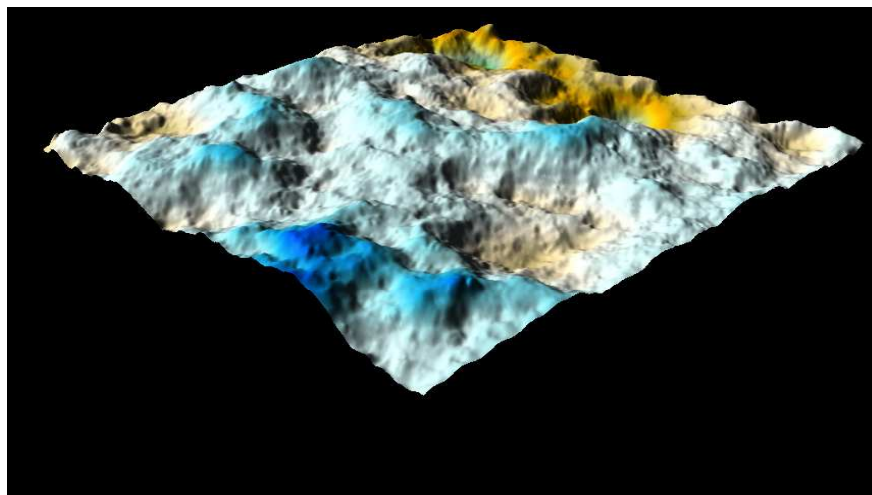
Dopo la collimazione dei punti di controllo in ogni immagine, si è processato il tutto giungendo alla restituzione del DTM (Figura 4.23).



**Figura 4.23** DTM rappresentato con curve di livello.

A partire dal DTM e grazie all'uso di un programma di elaborazione 3D (Surfer), sarà possibile valutare lo sviluppo della superficie della discontinuità (Figura 4.24).

Ripetendo questo procedimento per ogni provino, prima e dopo ogni prova, si riuscirà a valutare la diminuzione della superficie dovuta allo sfregamento delle facce della discontinuità, riuscendo quindi a valutare il degrado che ciascuna di esse avrà subito. Questo aspetto sarà approfondito nel Capitolo 5.



**Figura 4.24** Il programma di elaborazione 3D ricostruisce la superficie studiata permettendo inoltre di valutarne diverse proprietà.

# Capitolo 5

## **Analisi sperimentali: prove di taglio e studio del degrado superficiale**

Con la scatola di taglio realizzata e descritta nel dettaglio nel Capitolo 4, sono state eseguite prove di taglio diretto lungo discontinuità imponendo differenti percorsi di carico, applicati a superfici con diverso grado di rugosità. In particolare sono state analizzate due tipologie di discontinuità, eseguendo:

- prove su discontinuità liscia,
- prove su discontinuità rugosa.

Per ciascuna di queste sono state realizzate prove con l'applicazione di:

- carichi monotonicamente crescenti,
- carichi ciclici.

Per come risulta sviluppata l'apparecchiatura utilizzata è importante osservare che le prove di taglio possono, ad oggi, essere eseguite solamente con dilatanza nulla, impedendo pertanto gli spostamenti relativi delle due semiscatole nella direzione normale allo scorrimento. Durante l'esecuzione delle prove, pertanto, la componente di tensione normale al piano di discontinuità può essere stabilita ed applicata all'inizio delle prove e misurata durante l'esecuzione della stessa.

Lo scorrimento di taglio lungo discontinuità rugose porterebbe ad un naturale allontanamento dei lembi delle due superfici permettendo, in tal modo, il superamento e lo scavalco delle asperità locali presenti. Lo scorrimento lungo il piano di discontinuità, applicato impedendo tale componente di spostamento, può avvenire, quindi, solo con un conseguente aumento della tensione normale agente lungo la discontinuità.

Da un punto di vista teorico, tale fenomeno non influenza, ovviamente, il comportamento meccanico di discontinuità lisce (che non presentano quindi alcuna asperità), mentre quello di discontinuità rugose vede, un aumento della resistenza a taglio con lo scorrimento, fortemente influenzata dall'aumento della tensione normale agente.

Le prove sono state condotte in controllo di spostamento, imponendo cicli di spostamento di taglio precedentemente stabiliti in dipendenza dal tipo di discontinuità analizzata.

Durante le prove sono state monitorate le grandezze necessarie per la definizione del comportamento meccanico delle discontinuità e per la comprensione dei fenomeni indotti. Questo è stato possibile acquisendo in continuo i dati provenienti dalle celle di carico e dai trasduttori collegati alla centralina di acquisizione. In particolare sono stati acquisiti:

- lo spostamento  $\delta_s$  della parte mobile della scatola lungo la direzione di scorrimento tramite LVD presente nella macchina utilizzata (MTS);
- forza tangenziale  $T$  lungo il piano medio della discontinuità tramite la cella di carico posta al di sotto della parte mobile della scatola;

- forza normale  $N$  agente lungo il piano medio della discontinuità tramite le due celle di carico posizionate nel sistema di confinamento.

Il valore di  $T$  e  $\delta_s$  è registrato durante il corso della prova, da un programma di acquisizione proprio della MTS, e contemporaneamente da una centralina esterna, in grado di registrare anche il valore di  $N$  fornito dalle celle di carico. Grazie ad una procedura di taratura, essa è in grado di restituire, a partire da un segnale elettrico in ingresso, un valore in unità di misura ingegneristiche.

I valori delle tensioni tangenziale  $\tau$  e normale  $\sigma_n$  agente lungo la discontinuità sono state ricavate dai valori misurati di forza applicati considerandoli uniformemente distribuiti sul piano medio della discontinuità stessa. Le prove sono state eseguite su campioni, lisci o rugosi, che presentano un piano di discontinuità quadrato avente dimensioni del lato pari a  $80\text{ mm}$ . L'area della superficie di scorrimento è pari, quindi a  $6400\text{ mm}^2$ .

Lo scorrimento massimo imposto e la frequenza di acquisizione dei dati dipende dalla tipologia di carico analizzata.

Al fine di valutare il grado di danneggiamento della discontinuità indotto dallo scorrimento imposto sono state eseguite riprese fotogrammetriche delle discontinuità che hanno permesso, come descritto nel dettaglio nel Capitolo 5, l'analisi morfologica delle discontinuità attraverso la ricostruzione del DTM della superficie. Le riprese fotogrammetriche sono state eseguite nel corso di alcune delle prove cicliche per analizzare la geometria iniziale della discontinuità e la sua variazione dopo diversi cicli di spostamento applicati con vari livelli di carico.

Nel seguito verranno descritte nel dettaglio le prove eseguite e riportati i risultati ottenuti.

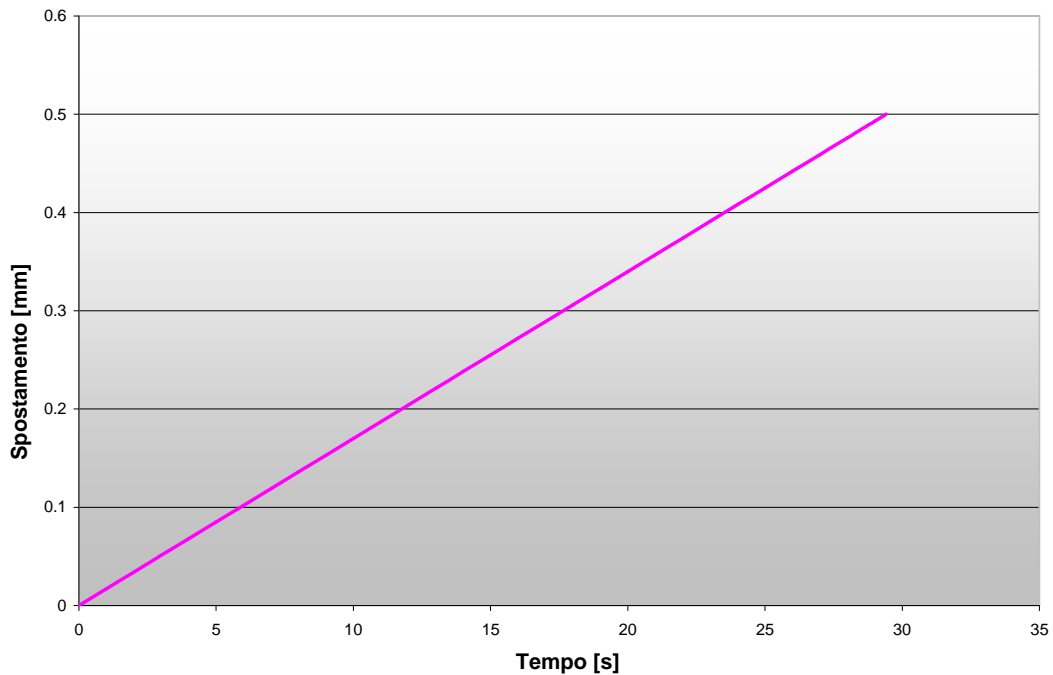
### ***5.1 Prove su discontinuita' liscia***

Inizialmente sono state eseguite prove monotoniche e cicliche su campioni con discontinuità liscia con il duplice scopo di:

- osservare che il comportamento della scatola di taglio fosse quello realmente previsto per essa e riuscire a mettere a punto le modalità di prova;

- valutare l'angolo di attrito residuo  $\phi_{residuo}$  della discontinuità; infatti una discontinuità liscia può essere considerata come una discontinuità inizialmente rugosa ma poi completamente degradata per effetto degli sforzi applicati.

### 5.1.1 Prove monotoniche su discontinuita' liscia



**Figura 5.1** Andamento dello scorrimento di taglio nel tempo applicato nelle prove monotoniche su discontinuità liscia.

Le prove monotoniche sono state eseguite in controllo di spostamento, imponendo uno scorrimento massimo verticale della parte mobile della scatola pari a circa  $0,5 \text{ mm}$ , con una velocità costante di spostamento di  $V = 0,017 \text{ mm/s}$  (Figura 5.1).

Sono state eseguite 3 prove monotoniche su discontinuità liscia applicando tre livelli di tensione normale  $\sigma_n$  come riportato in Tabella 5.1

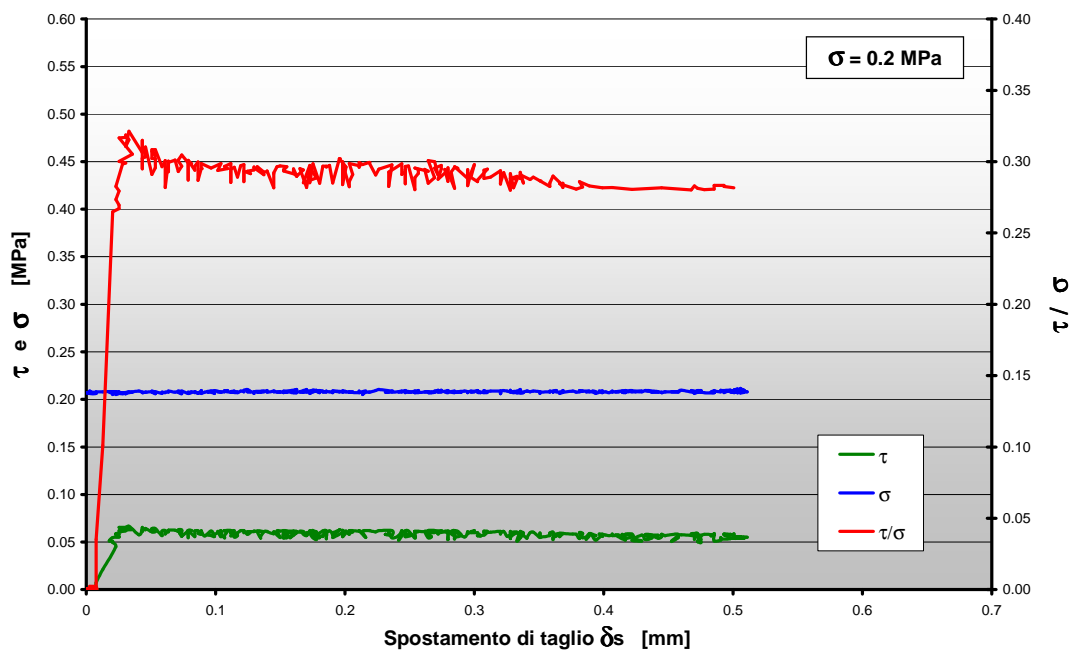
PROVA	Forza Normale [KN]	Tensione Normale [MPa]
1	1.28	0.2

2	3.2	0.5
3	6.4	1.0

**Tabella 5.1** Tensioni normali applicate nelle prove monotoniche e cicliche su discontinuità liscia.

Durante tali prove la frequenza di campionamento dei dati è stata di 10 Hz.

Nelle figure 5.2 , 5.3 e 5.5 sono riportati i risultati ottenuti in termini di tensioni tangenziali  $\tau$ , tensioni normali  $\sigma_n$  e rapporto  $\tau/\sigma_n$  in riferimento allo spostamento di taglio  $\delta_s$  applicato.



**Figura 5.2** Risultati Prova 1.

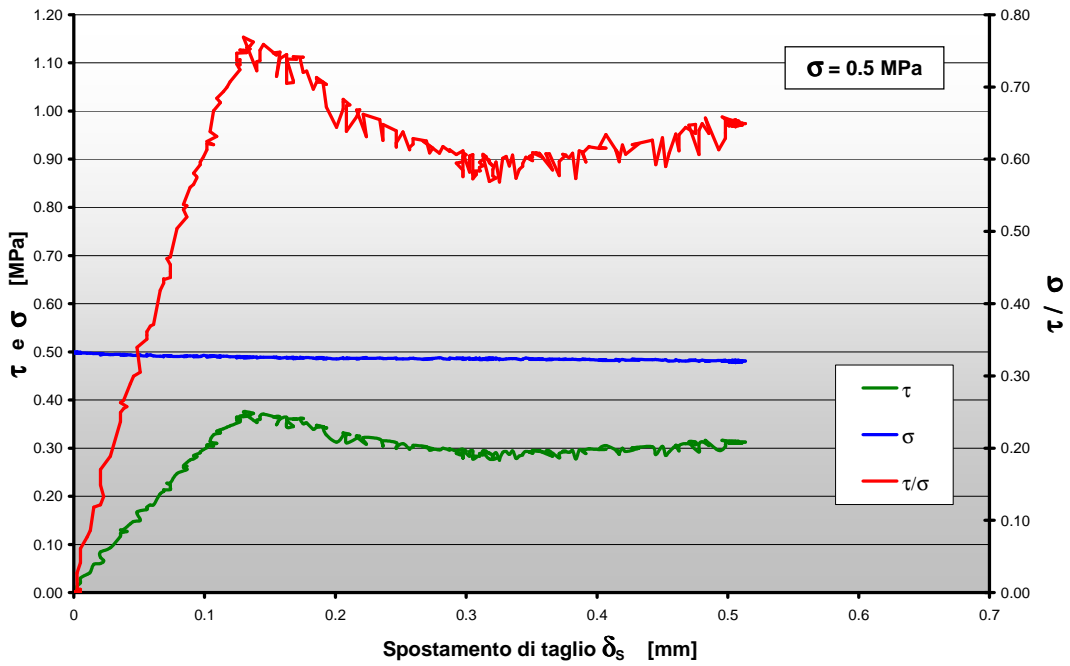


Figura 5.3 Risultati Prova 2.

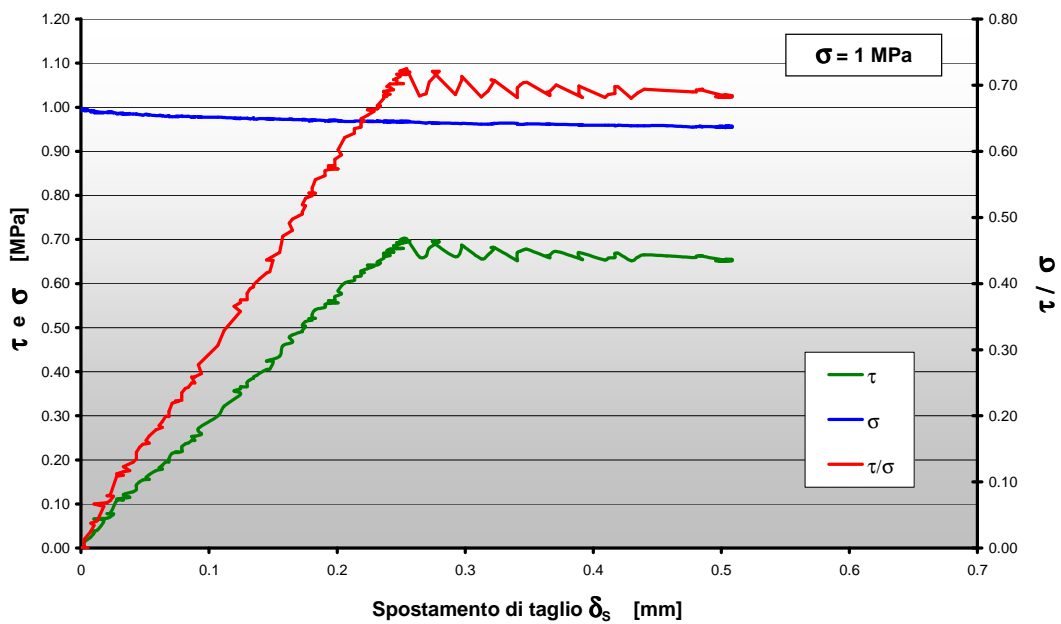
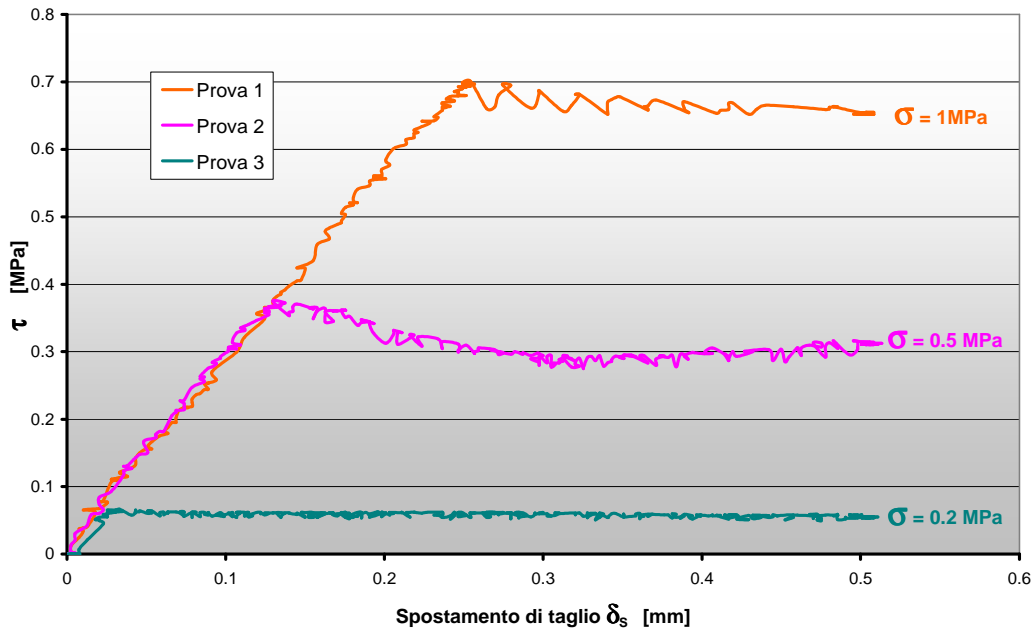


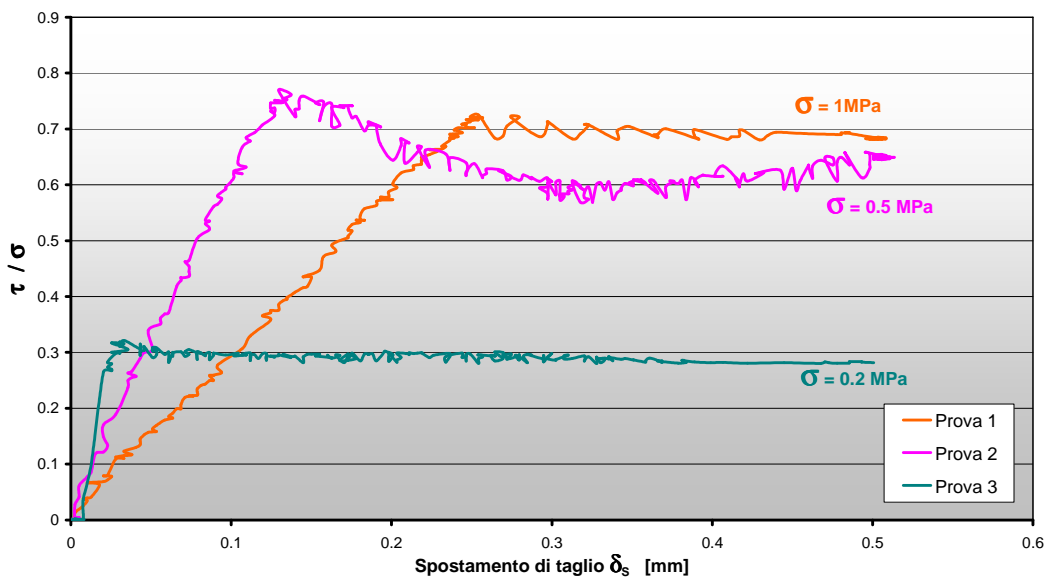
Figura 5.4 Risultati Prova 3.

Come si può notare dal grafico di Figura 5.3, lo sforzo di taglio subisce inizialmente un aumento per poi stabilizzarsi attorno al valore  $0,3 \text{ MPa}$ . Questo non è certo il comportamento che ci si aspetta dallo scorrimento tra due superfici lisce. Questa anomalia dell'andamento dello sforzo di taglio  $\tau$ , la possiamo attribuire al distacco di una parte di uno spigolo della superficie di scorrimento che si è verificato durante i primi istanti di prova, probabilmente a

causa di un difetto presente sulla superficie. Dai risultati si può vedere che durante l'esecuzione delle prove la tensione normale  $\sigma_n$  rimane pressoché invariata, proprio come ci si aspetta da una prova su discontinuità liscia. In Figura 5.5 viene quindi riportato il confronto tra le curve  $\tau - \delta_s$  ottenute per le diverse tensioni di confinamento  $\sigma_n$ , mentre in Figura 5.6 è riportato quello tra  $\tau / \sigma_n - \delta_s$ .



**Figura 5.5** Confronto sforzo di taglio-spostamento di taglio per diversi stati tensionali normali in prove monotoniche.



**Figura 5.6** Confronto sforzo di taglio/tensione normale -spostamento di taglio per diversi stati tensionali normali in prove monotoniche.

### 5.1.2 Prove cicliche su discontinuità' liscia

Come abbiamo visto, attraverso l'analisi di prove cicliche vogliamo valutare l'effetto di un sisma sulla discontinuità: in effetti come abbiamo visto nei capitoli precedenti è possibile trasformare un'azione sismica in un carico ciclico equivalente.

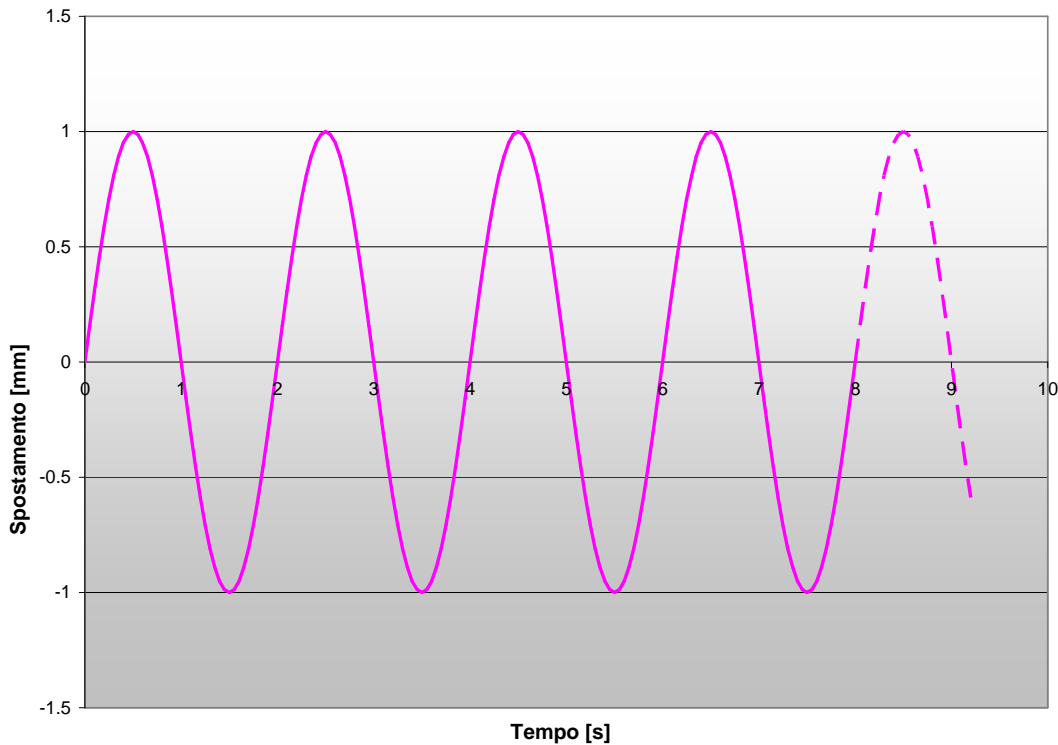


Figura 5.7 Caratteristiche delle prove cicliche su discontinuità liscia.

Queste prove sono state realizzate imponendo 900 cicli consecutivi e continui di spostamento.

Ciascun ciclo ha andamento sinusoidale dello spostamento di taglio in funzione del tempo, ed è caratterizzato da un'ampiezza di 2 mm ed una frequenza di 0.5 Hz (per una durata complessiva di ogni prova di 30 minuti).

Lo spostamento di taglio viene imposto, pertanto, in entrambe le direzioni, applicando uno spostamento massimo del pistone verso l'alto di 1 mm, da una discesa di 2 mm e da un'ulteriore risalita di 1 mm, percorsi i quali esso si ritrova nella posizione di partenza, pronto per ripercorrere un nuovo ciclo (Figura 5.7). Al termine di ogni ciclo lo spostamento di taglio complessivamente applicato alla discontinuità è pari, quindi a 4 mm.

La frequenza di acquisizione dei dati di prova è stata scelta pari a 5 Hz.

Anche in questo caso le prove sono state eseguite per diversi valori della tensione di confinamento laterale riportate in Tabella 5.1.

Nelle Figure 5.8, 5.9, 5.10, sono riportati, per ogni prova, l'andamento delle tensioni  $\sigma_n$  e  $\tau$  in funzione dello spostamento progressivo  $\delta_s$ , ovvero dello spostamento complessivo che la scatola mobile ha subito nel generico istante di tempo  $t$ .

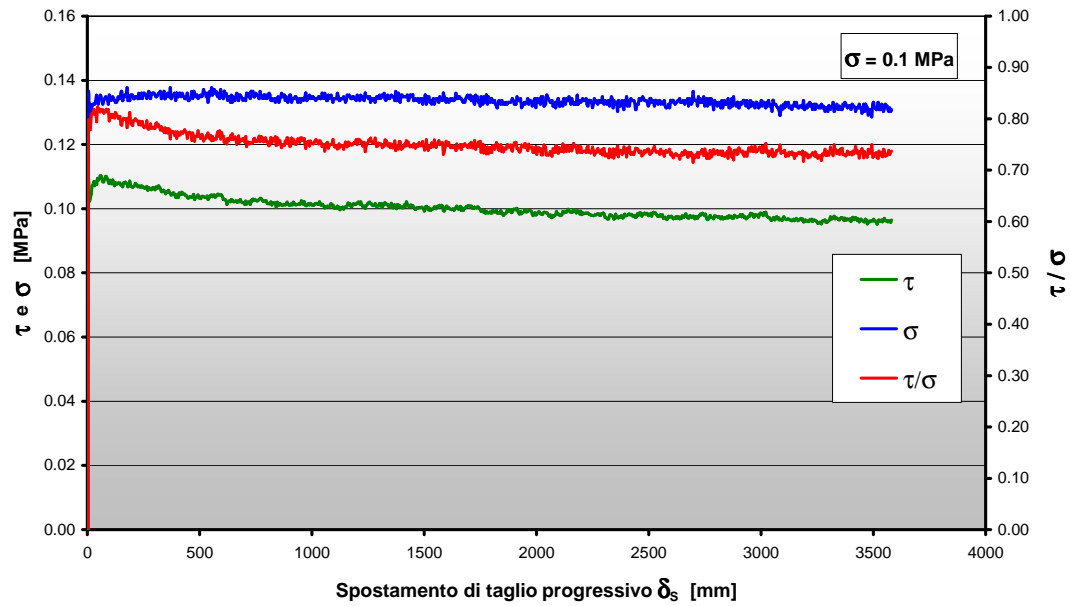


Figura 5.8 Risultati Prova 1.

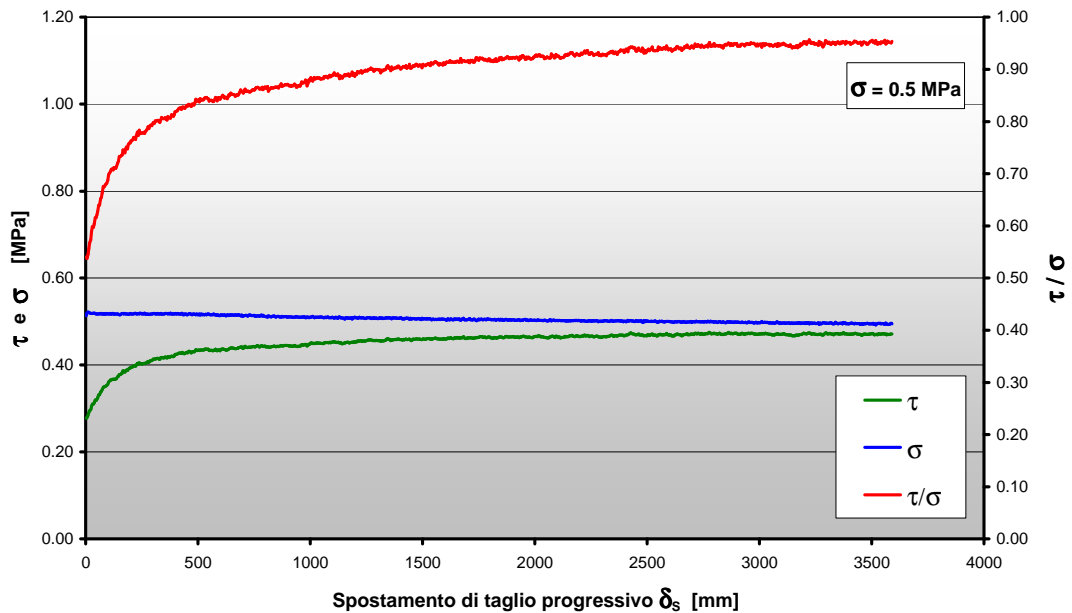


Figura 5.9 Risultati Prova 2.

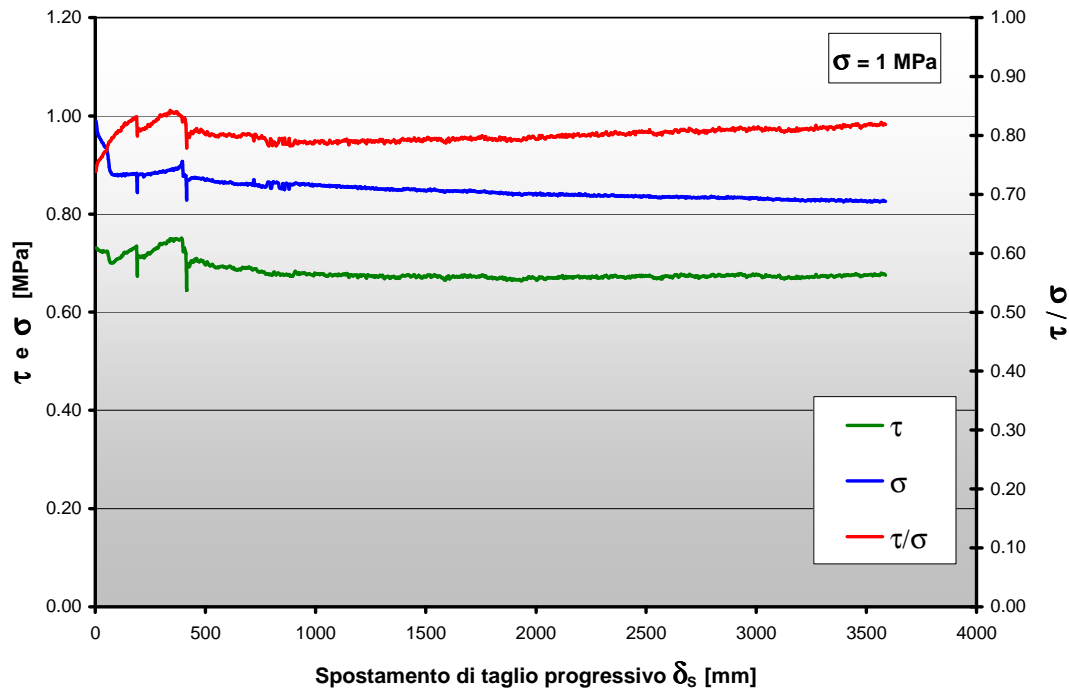


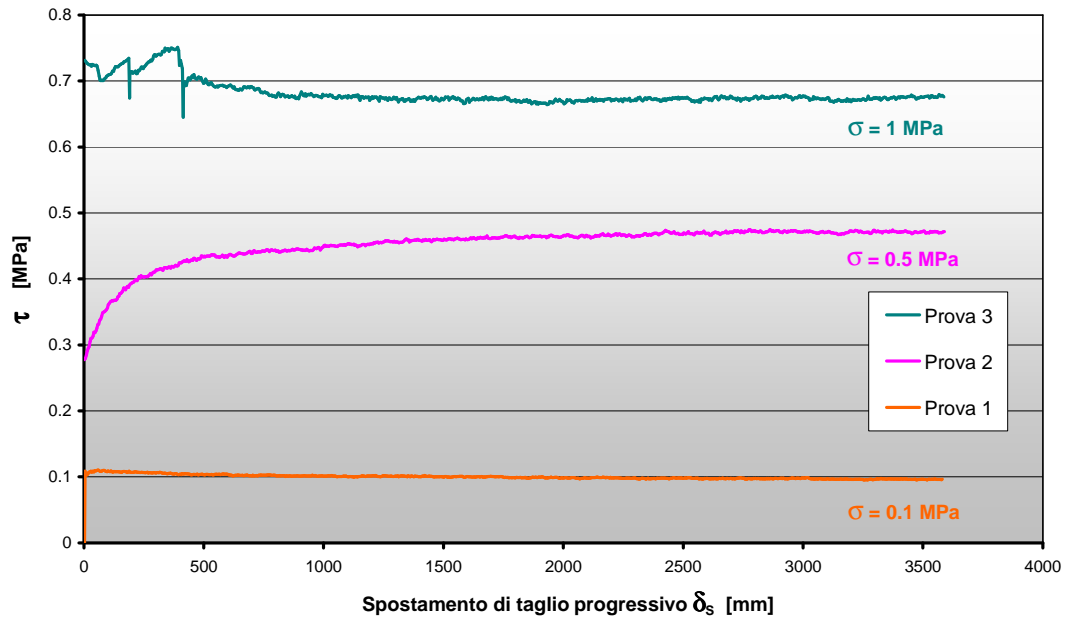
Figura 5.10 Risultati Prova 3.

Come si può vedere la *Prova 2* ha fornito un andamento dei risultati soddisfacenti: la tensione normale si mantiene pressochè costante per tutta la durata di prova, mentre la tensione tangenziale aumenta inizialmente per poi stabilizzarsi ad un valore costante circa di  $0,95 \text{ MPa}$ , senza registrare dei picchi.

Anche la *Prova 1* restituirebbe un andamento abbastanza corretto, se non fosse per un leggero picco che la tensione di taglio registra durante i primi istanti di prova. Questo potrebbe essere dovuto al fatto che durante i primi movimenti del pistone la semiscatola trova qualche difficoltà nell'iniziare a muoversi.

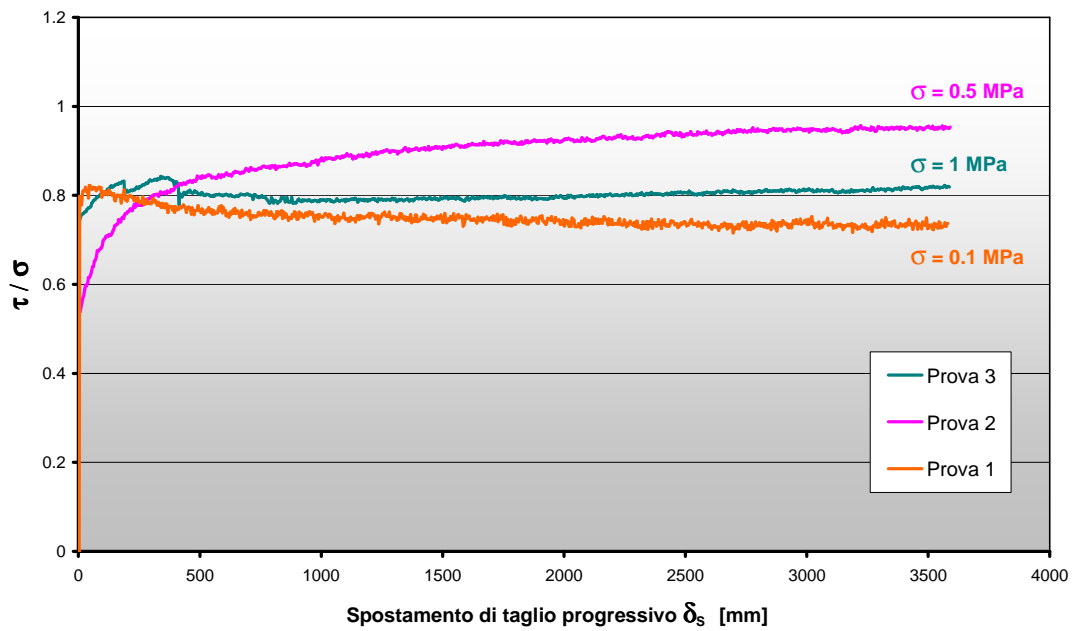
Nella *Prova 3*, si nota invece, una forte diminuzione iniziale della tensione normale, associata ad un valore costante della tensione tangenziale: questo è dovuto al fatto che per tensioni di confinamento maggiori o uguali a  $1 \text{ MPa}$  la semiscatola mobile fa fatica a scorrere in quanto troppo confinata.

In Figura 6.12 è riportato l'andamento della tensione tangenziale al variare della tensione di confinamento: si può osservare come, a parità di spostamento, all'aumentare della  $\sigma_n$ , la resistenza  $\tau$  offerta dalla discontinuità aumenti.



**Figura 5.11** Confronto sforzo di taglio-spostamento di taglio per diversi stati tensionali normali in prove cicliche.

In Figura 5.12 è riportato il confronto del rapporto  $\tau/\sigma$  per le tre prove.



**Figura 5.12** Confronto sforzo di taglio/tensione normale -spostamento di taglio per diversi stati tensionali normali in prove monotoniche.

### 5.1.3 Confronto tra prove monotoniche e cicliche su discontinuita' liscia

Nelle prove di taglio, su discontinuita' liscia, si nota che aumentando il valore della tensione normale  $\sigma_n$  si registra un aumento della tensione di taglio  $\tau$  secondo la relazione:

$$\tau = \sigma_n \cdot \operatorname{tg} \phi_{\text{residuo}}$$

Un confronto tra i risultati ottenuti da prove monotoniche e cicliche pu' essere fatto proprio in funzione dell'angolo di attrito residuo  $\phi_{\text{residuo}}$  da esse restituito. Per entrambe le tipologie di prova sono stati riportati in un grafico il valore della tensione  $\sigma_n$  ed il rispettivo valore della tensione  $\tau$ , considerati nel tratto asintotico delle curve ottenute.

Tali valori vengono richiamati in Tabella 5.2:

	Prove monotoniche (•)			Prove cicliche (•)		
$\sigma$ [MPa]	0.200	0.500	1	0.134	0.5	0.83
$\tau$ [MPa]	0.058	0.33	0.65	0.097	0.47	0.67

Tabella 5.2 Coppie  $\sigma_v$ - $\tau$ .

Interpolando con una retta, passante per l'origine degli assi, questi punti (Figura 5.13) risulta immediato valutare che:

- per prove cicliche  $\phi_{\text{residuo}} \approx 40^\circ$
- per prove monotoniche  $\phi_{\text{residuo}} = 32,6^\circ$

Come si pu' vedere risulta che l'angolo di attrito per prove cicliche e' maggiore di quello delle prove monotoniche.

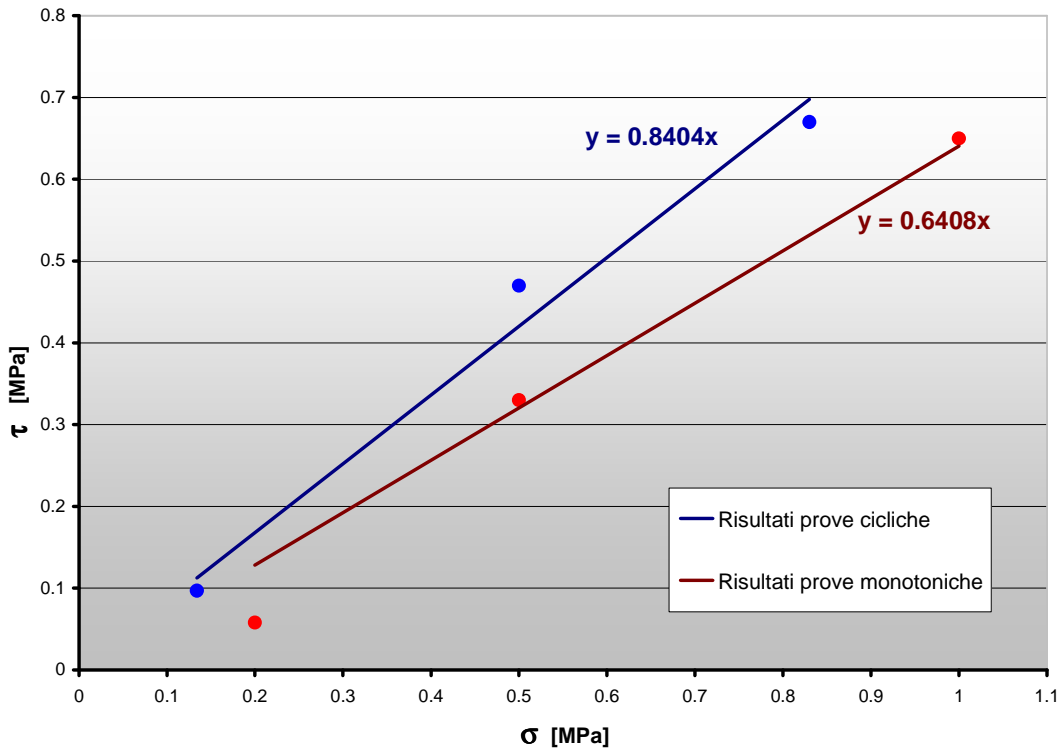


Figura 5.13 Valutazione dell'angolo di attrito residuo.

Per analizzare correttamente i valori di forza normale registrati dalla cella di carico posta al di sotto della semiscatola mobile (che dovrebbe restituire la misura della tensione tangenziale offerta dalla discontinuità, a meno del peso della semiscatola) sono stati interpretati i risultati da un punto di vista dinamico, valutando la forza di inerzia offerta dalla massa in movimento.

In effetti lo spostamento  $\delta_s$  applicato ha un andamento sinusoidale e, pertanto, la parte della semiscatola in movimento è soggetta ad una velocità  $v_s$  variabile nel tempo e, pertanto ad una accelerazione  $a_s$ .

Derivando due volte nel tempo l'andamento sinusoidale degli spostamenti è possibile calcolare l'andamento temporale dell'accelerazione subita dalla massa in movimento:

$$\delta_s(t) = \frac{a}{2} \cdot \text{sen}(\pi \cdot t)$$

$$v_s(t) = \frac{a}{2} \pi \cdot \text{cos}(\pi \cdot t)$$

$$a_s(t) = -\frac{a}{2} \pi^2 \cdot \text{sen}(\pi \cdot t) = -\pi^2 \delta_s(t) \quad \Rightarrow \quad a_{S_{MAX}} = \pi^2 \delta_{S_{MAX}}$$

Noto l'andamento degli spostamenti applicati è possibile, pertanto determinare il valore massimo di accelerazione subita, che si avrà per un valore di  $t$  pari a  $\pi/2$ . Essendo l'ampiezza del moto pari a  $2 \text{ mm}$ , e la frequenza pari a  $0.5 \text{ Hz}$ , il valore massimo assunto dall'accelerazione è pari a  $9.87 \text{ mm/s}^2$ .

Quando al suo interno è già stato posizionato il provino, la massa  $m$  della semiscatola è pari a circa  $30 \text{ Kg}$ .

La forza d'inerzia agente sulla semiscatola risulta allora:

$$F_i = m \cdot a = 0,296 \text{ N}$$

La tensione di cui risente la superficie di scorrimento dei provini è quindi:

$$\tau_i = \frac{m \cdot a}{A} = \frac{0,465}{0,0064} \approx 7.2 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}$$

essendo  $A$  l'area di contatto tra le due facce della discontinuità.

Tale tensione, risulta estremamente piccola rispetto alle tensioni  $\tau$  in gioco durante le prove di taglio, e quindi trascurabile.

## 5.2 Prove su discontinuità rugosa

Solo dopo l'esecuzione di prove su discontinuità liscia, si è passati ad analizzare quelle rugose. Già in partenza, si era immaginato che queste avrebbero dato maggiori difficoltà nel corretto funzionamento dell'intero sistema di prova. In questo caso infatti, l'andamento delle tensioni normali, a causa delle asperità presenti sulle superfici a contatto, non si mantiene più costante; la scatola tende ad avere movimenti orizzontali, nella realtà impediti dal sistema di confinamento, trovando così maggiori difficoltà nel movimento. Anche per le prove su discontinuità rugosa sono state eseguite sia prove monotoniche che cicliche e nei paragrafi seguenti se ne riportano i risultati.

### 5.2.1 Prove monotoniche su discontinuità rugosa

Anche in questo caso, le prove monotoniche sono state eseguite in controllo di spostamento, imponendo cioè alla semiscatola mobile lo spostamento prestabilito con una velocità fissata di movimento ( $V = 0,01 \text{ mm/s}$ ).

In particolare, in queste prove, si è imposto un andamento lineare dello spostamento nel tempo, secondo lo schema mostrato in Figura 5.14.

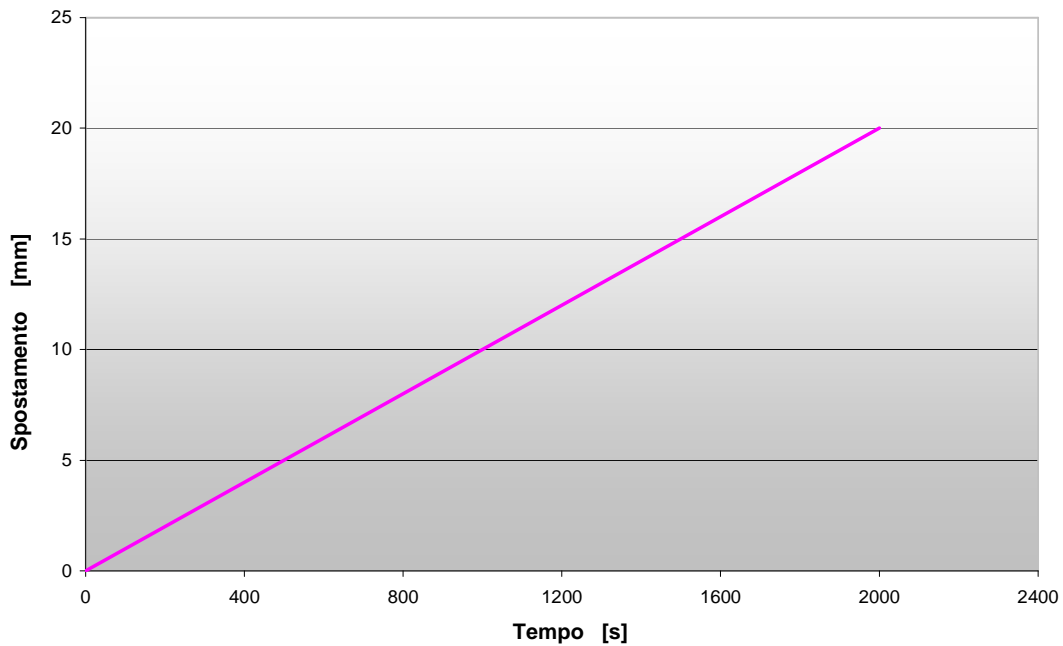


Figura 5.14 Caratteristiche delle prove monotoniche su discontinuità rugosa.

Lo spostamento imposto è stato di  $20 \text{ mm}$ , per una durata di ciascuna prova di circa 33 minuti.

I dati acquisiti durante queste prove sono i medesimi delle prove su discontinuità liscia e la frequenza di campionamento dei dati scelta è di  $1 \text{ Hz}$ .

Sono state eseguite prove con diverse tensioni di confinamento iniziali riportati in Tabella 5.3, ed in particolare a  $0,1, 0,2, 0,5$  e  $1 \text{ MPa}$ .

PROVA	Valori iniziali di confinamento imposti alla discontinuità		Valore massimo del confinamento raggiunto durante la prova	$\Delta\sigma$ [MPa]	Stato discontinuità
	Forza Normale [kN]	Tensione Normale [MPa]	Tensione Normale [MPa]		
1	0.64	0.1	1.3	1.2	Integra
2	1.28	0.2	1.05	0.85	danneggiata
3	6.4	1.0	1.4	0.4	danneggiata
4	3.2	0.5	1.6	1.1	Integra

**Tabella 5.3** Valori di confinamento iniziale applicati nelle prove monotoniche su discontinuità rugosa.

La prova con valore di tensione normale iniziale pari a  $0,5 \text{ MPa}$  è stata eseguita su un campione integro, mentre le altre tre sono state eseguite imponendo tre cicli di spostamento sulla medesima discontinuità soggetta a livelli di carico di volta in volta crescenti. Quindi, in realtà, le prove condotte, a  $0,1$ ,  $0,2$  e  $1,0 \text{ MPa}$  sono state eseguite su discontinuità con differente grado di asperità.

Nelle Figure 5.15 , 5.16, 5.17 e 5.18 sono riportati i risultati ottenuti in termini di tensioni tangenziali  $\tau$ , tensioni normali  $\sigma_n$  e rapporto  $\tau/\sigma_n$  in riferimento allo spostamento di taglio  $\delta$  applicato.

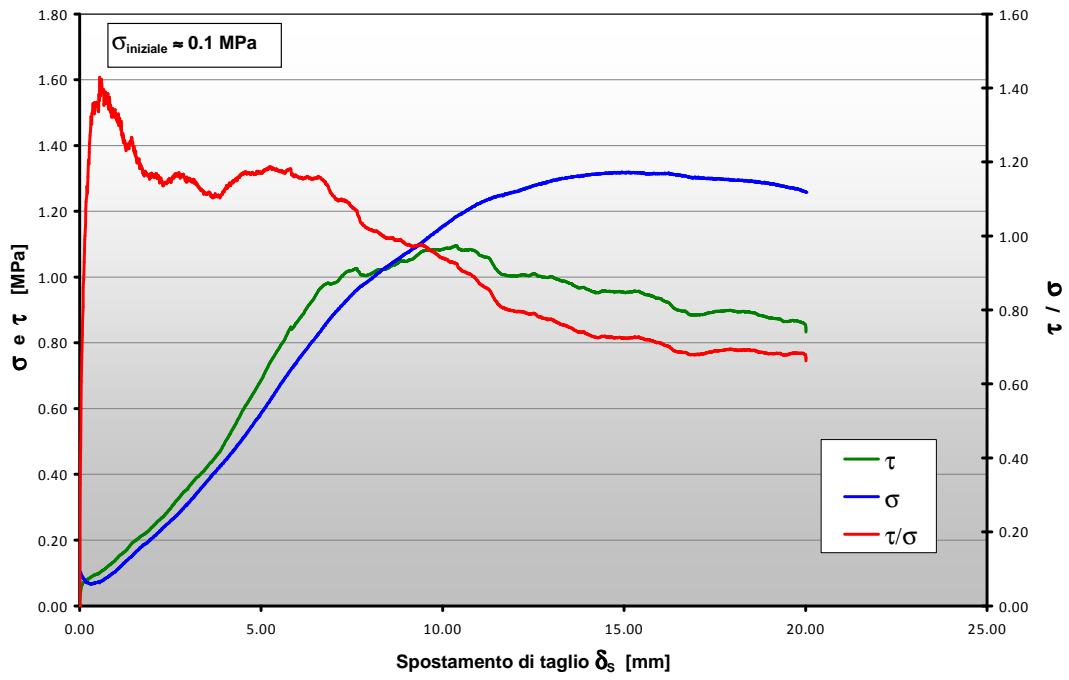


Figura 5.15 Risultati Prova 1.

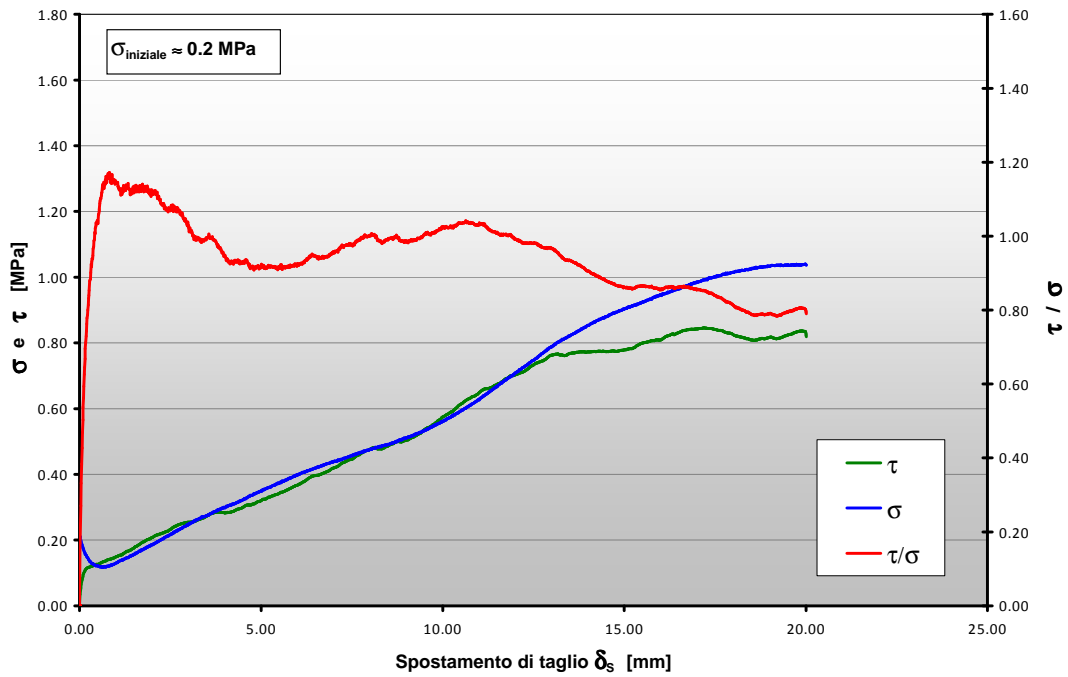


Figura 5.16 Risultati Prova 2.

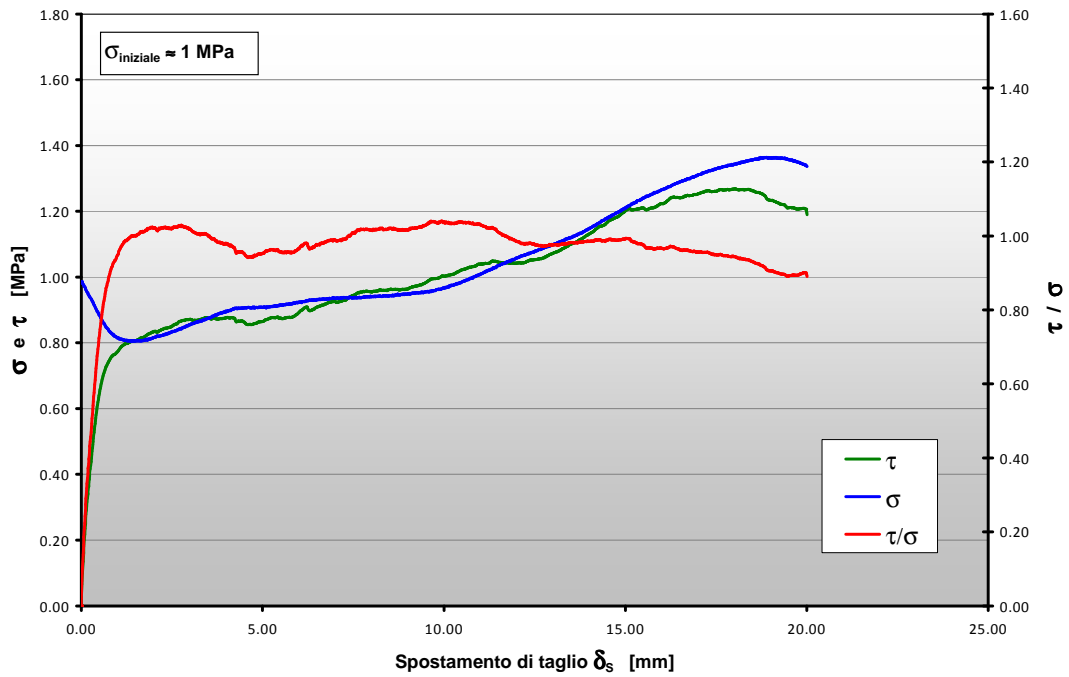


Figura 5.17 Risultati Prova 3.

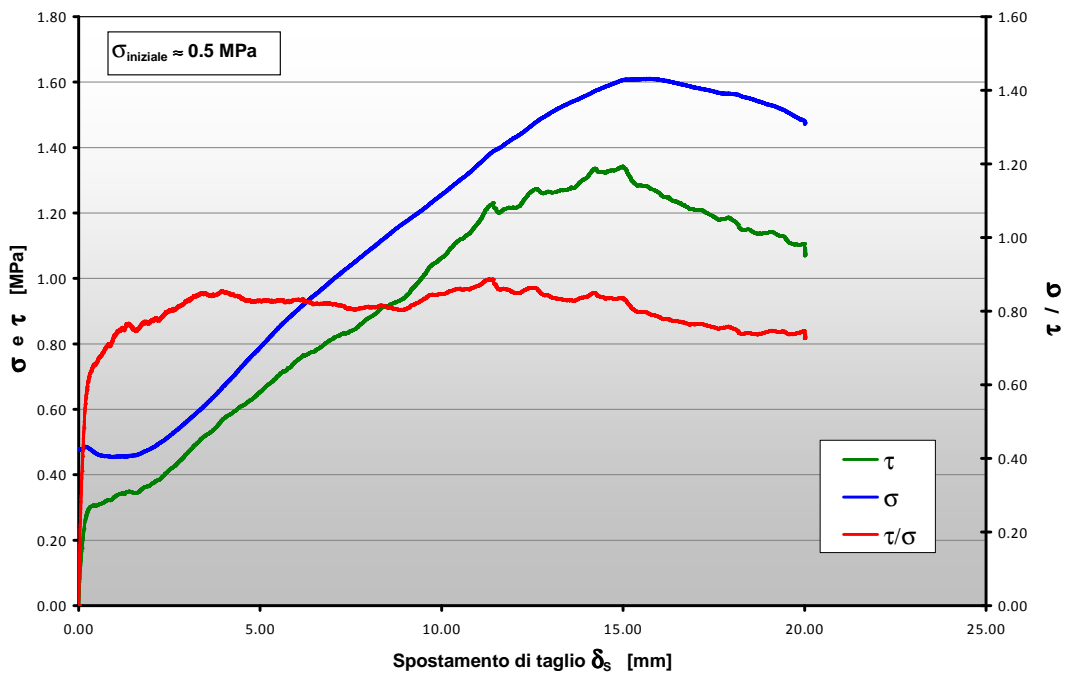


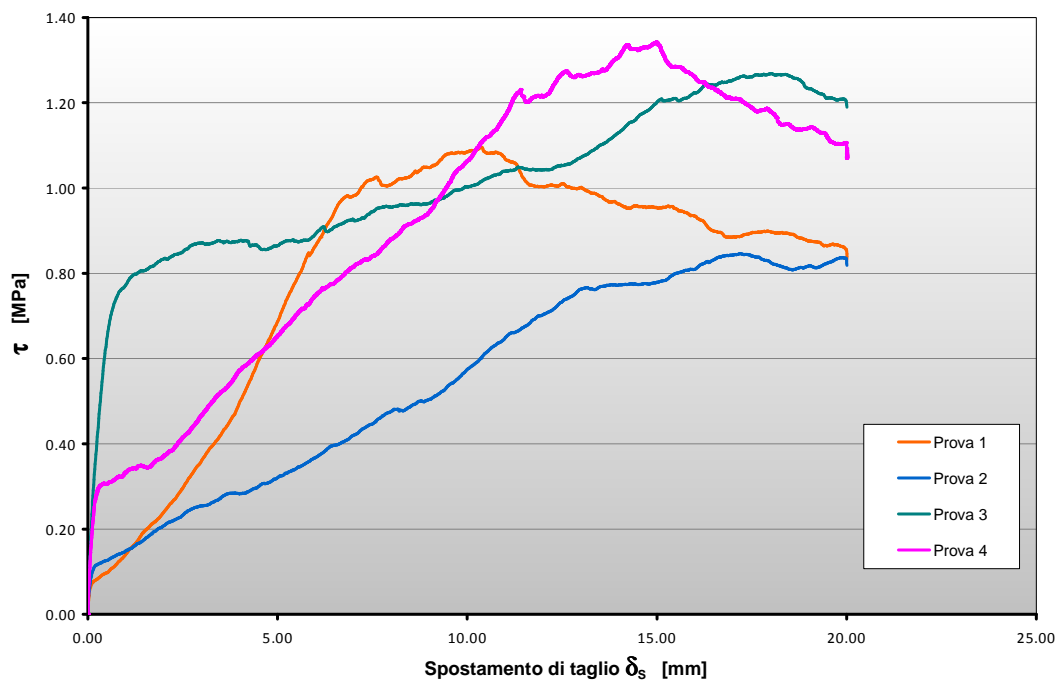
Figura 5.18 Risultati Prova 4.

Come è possibile osservare dai risultati riportati, impedire il fenomeno di dilatanza equivale ad aumentare notevolmente il valore della tensione normale agente sulla discontinuità.

Il fenomeno di dilatanza, che si osserva per scorrimenti lungo discontinuità rugose mantenendo costante il livello di confinamento, dipende dal grado di rugosità della superficie e dal livello di tensione normale applicata. In particolare, più la discontinuità è rugosa, e quindi maggiore è l'inclinazione locale delle asperità, maggiore è la dilatanza (a parità di tensione normale agente) e, viceversa, a parità di rugosità, maggiore è la tensione di confinamento agente, minore è la componente normale di spostamento e, quindi la dilatanza.

Tale fenomeno è osservabile, al contrario, dai risultati delle prove: aumentando il confinamento iniziale (confronto tra le prove 1 e 4) o eseguendo prove su discontinuità danneggiate (confronto tra le prove 2 e 4). l'effetto della dilatanza dovrebbe diminuire.

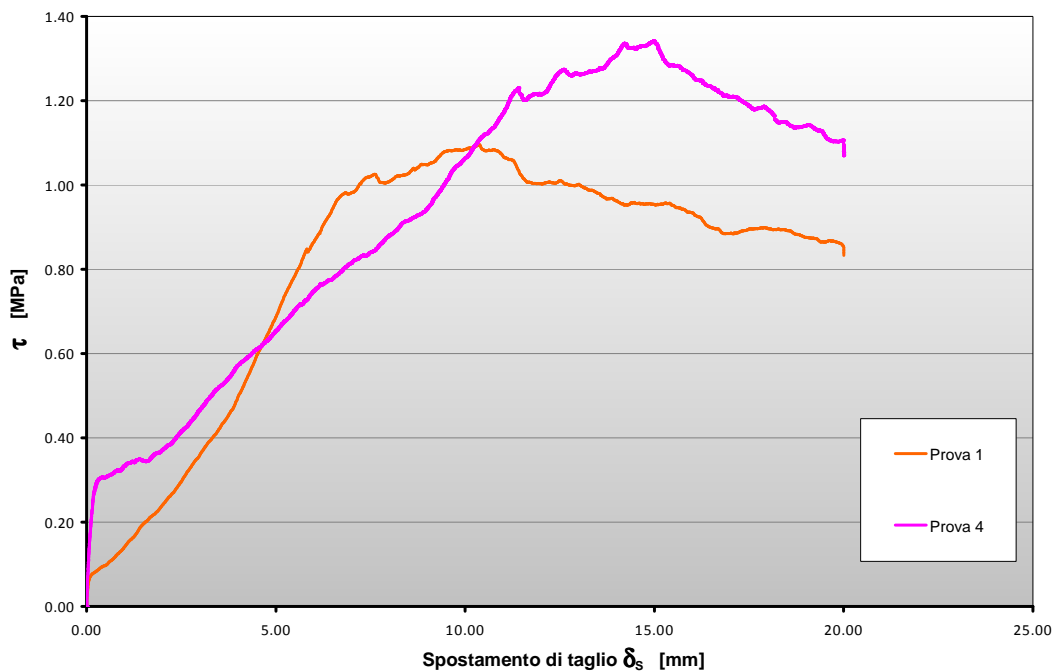
Nelle prove eseguite (a dilatanza impedita) tale fenomeno corrisponde proprio ad una minore variazione della tensione di confinamento inizialmente applicata: la variazione di  $\sigma_n$  aumenta al diminuire del confinamento iniziale e diminuisce con il grado di danneggiamento. Nelle Figure 5.19 e 5.21 si riporta il confronto dei risultati ottenuti in termini di tensione tangenziale  $\tau$  e rapporto  $\tau / \sigma_n$ .



**Figura 5.19** Confronto sforzo di taglio-spostamento di taglio per diversi stati tensionali normali in prove monotoniche.

Il valore di picco della prova con  $\sigma_n$  pari a  $0,5 \text{ MPa}$  risulta maggiore di quello della prova a  $1 \text{ MPa}$ , in quanto, come abbiamo visto, quest'ultima prova è stata eseguita su un campione già testato per tensioni di confinamento minori e quindi in parte già degradato.

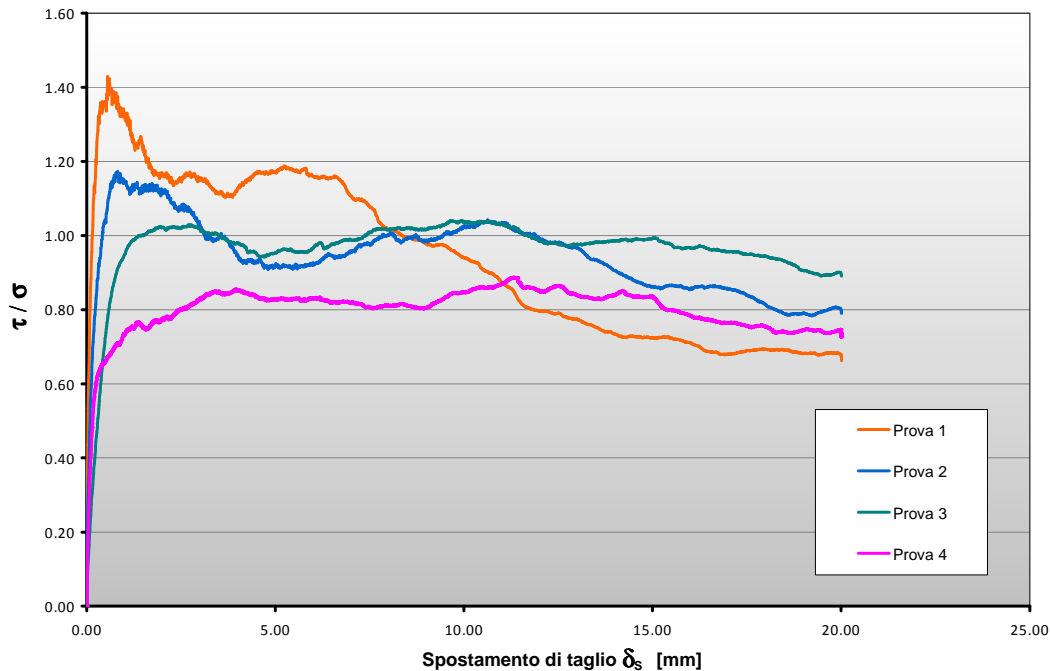
Come si può vedere lo sforzo di taglio  $\tau$  aumenta all'aumentare dello spostamento, raggiungendo un valore di picco maggiore tanto più è elevata la tensione di confinamento  $\sigma_n$  applicata.



**Figura 5.20** Confronto sforzo di taglio-spostamento di taglio per la prova 1 e 4.

Questo, è visibile maggiormente in Figura 5.20, dove viene riportato l'andamento delle tensioni  $\tau$  per le prove 1 e 4, ovvero per le uniche due realmente confrontabili, in quanto eseguite a partire da provini con discontinuità intatta.

Il rapporto  $\tau/\sigma_n$  dopo i primi istanti di prova tende leggermente a diminuire nel tempo, ma non di molto; infatti dai risultati delle singole prove si può osservare che l'andamento di  $\tau$  e  $\sigma_n$  risulta essere spesso quasi coincidente.



**Figura 5.21** Confronto sforzo di taglio/tensione normale -spostamento di taglio per diversi stati tensionali normali in prove monotoniche.

### 5.2.2 Prove cicliche su discontinuità' rugosa con controllo del degrado tra un ciclo e l'altro

Per valutare l'effetto di un carico ciclico sul degrado della discontinuità, si è deciso di eseguire una prova facendo compiere più serie distinte di cicli alla semiscatola, analizzando di volta in volta le superfici con tecniche fotogrammetriche.

Come abbiamo visto nel Capitolo 4, attraverso l'acquisizione del DTM delle superfici è infatti possibile avere informazioni sulla morfologia dei provini sia prima che dopo la prova: il confronto tra queste ci permette di valutare il degrado che esse hanno subito a causa dello sfregamento.

Ogni ciclo è caratterizzato da un movimento del pistone verso l'alto di  $1\text{ mm}$ , un ritorno di  $2\text{ mm}$  e una risalita di  $1\text{ mm}$ , percorsi i quali si ritrova nella posizione di partenza, e con esso la semiscatola.

Lo spostamento totale di ogni ciclo è quindi di  $4\text{ mm}$ . La velocità dello spostamento di taglio utilizzata è  $V = 0,05\text{ mm/s}$ , con una frequenza

$f = 0,013 \text{ Hz}$ : la durata di applicazione di ogni ciclo risulta quindi di 76,9 secondi.

Le serie di cicli prevedono l'applicazione di:

- 1 ciclo singolo;
- 1 ciclo singolo;
- 3 cicli consecutivi;
- 5 cicli consecutivi;
- 10 cicli consecutivi;
- 30 cicli consecutivi.

per un totale di 50 cicli.

Al termine di ogni serie di cicli la scatola è stata smontata dalla MTS, aperta e sono state eseguite le foto delle due facce della discontinuità. In questo particolare caso, è stato necessario eseguire 6 set di foto alla fine di ogni serie di cicli, più uno iniziale sui provini intatti, per un totale di 7 set.

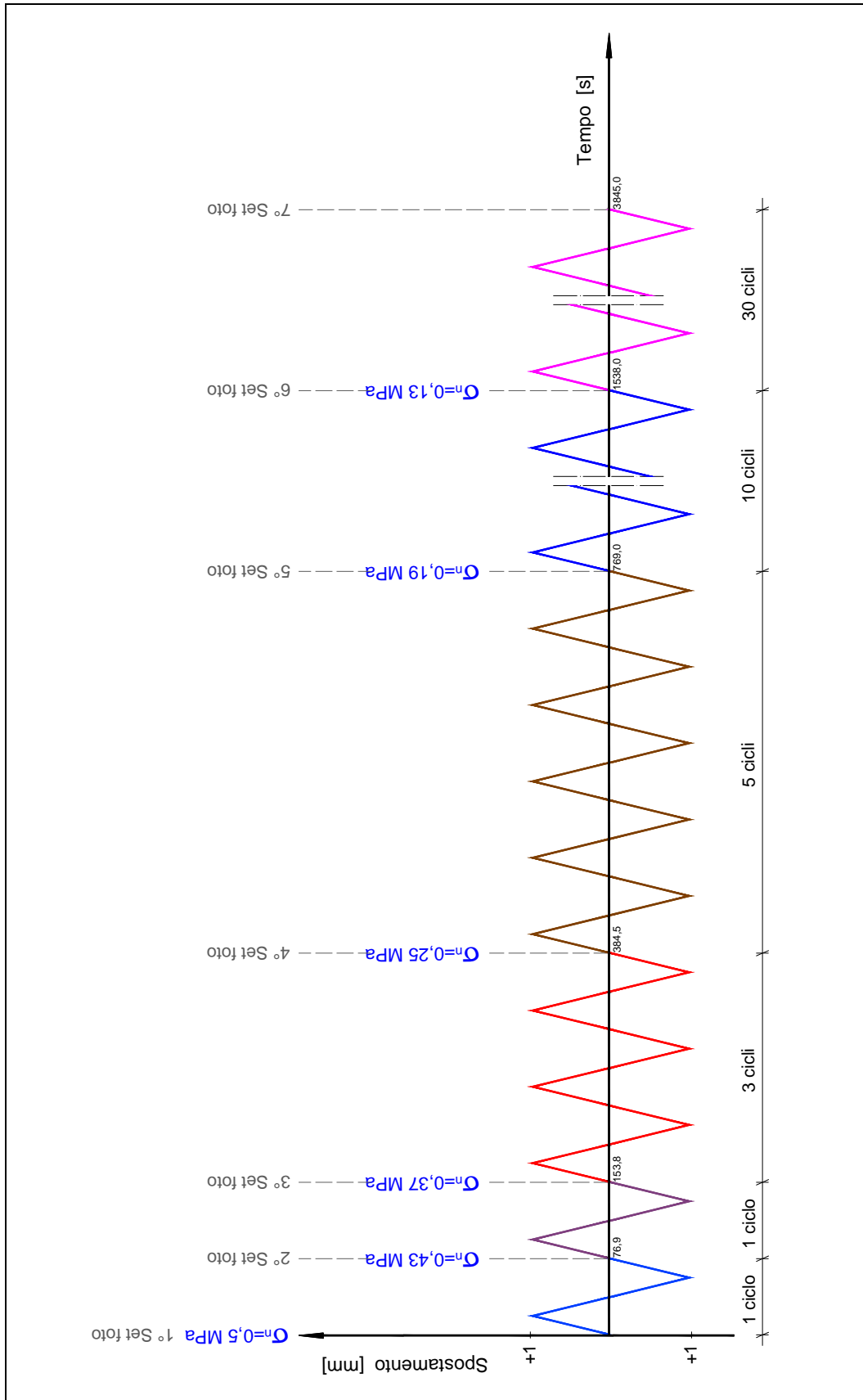


Figura 5.22 Schema della prova a cicli separati eseguita su discontinuità rugosa.

Per cercare di dare continuità alla prova, ad ogni nuovo passo si sono tirate le viti del confinamento in modo da far agire una tensione pari a quella registrata alla fine del ciclo precedente. Tali tensioni, ottenute dai dati registrati dal programma di acquisizione della centralina e della MTS, vengono riportate in Figura 5.22 e 5.31. La tensione  $\sigma_n$  applicata all'inizio del primo ciclo è invece di  $0,5 \text{ MPa}$ .

Le caratteristiche della prova, così come le abbiamo descritte, sono riportate nello schema di Figura 5.22.

Nelle Figura 5.23, 5.24, 5.25, 5.26, 5.27 e 5.28 riportiamo gli andamenti  $\tau - \delta_s$  e  $\tau / \sigma - \delta_s$ , per ogni serie di cicli applicata alla discontinuità.

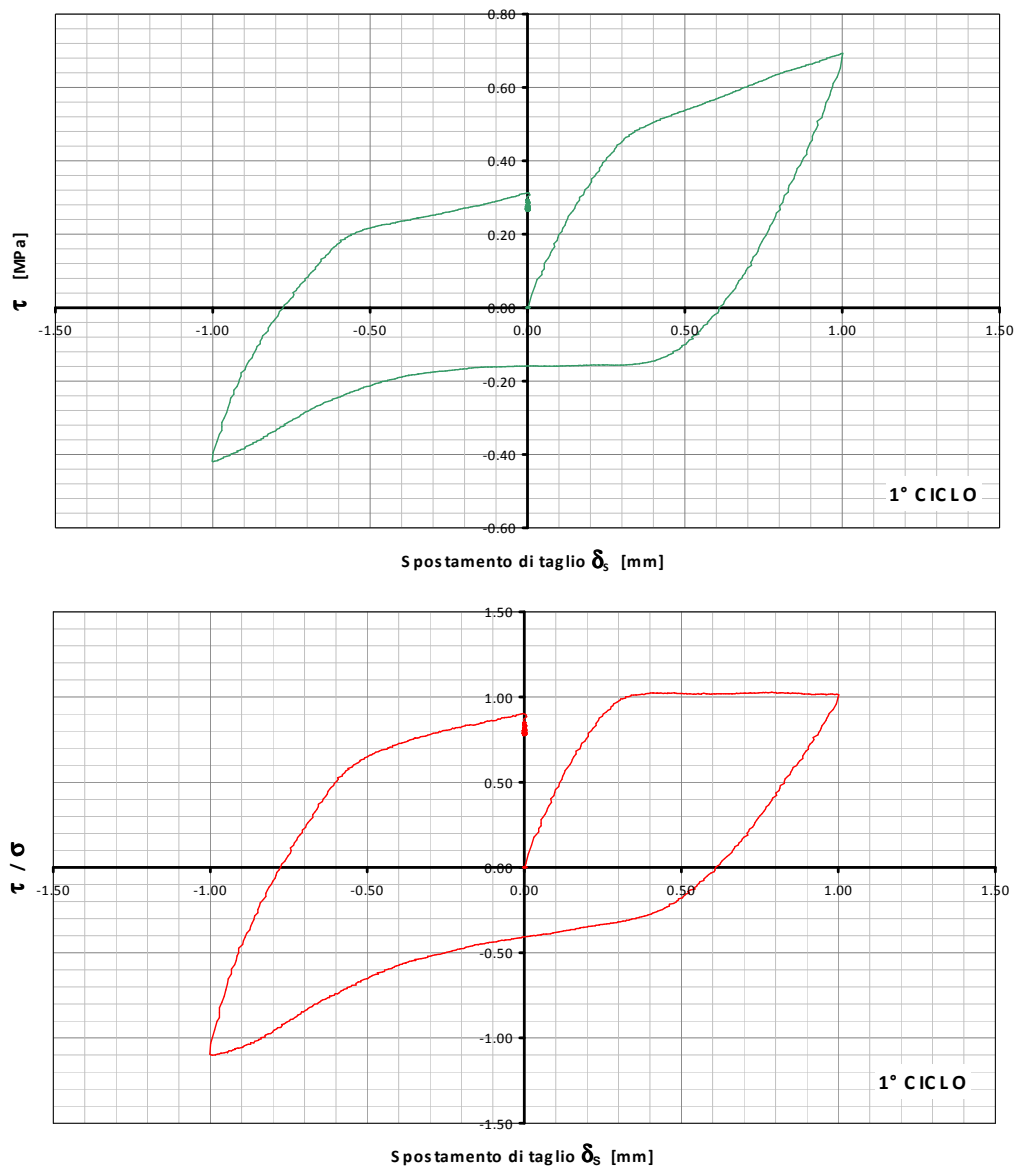


Figura 5.23 Andamenti del 1° ciclo.

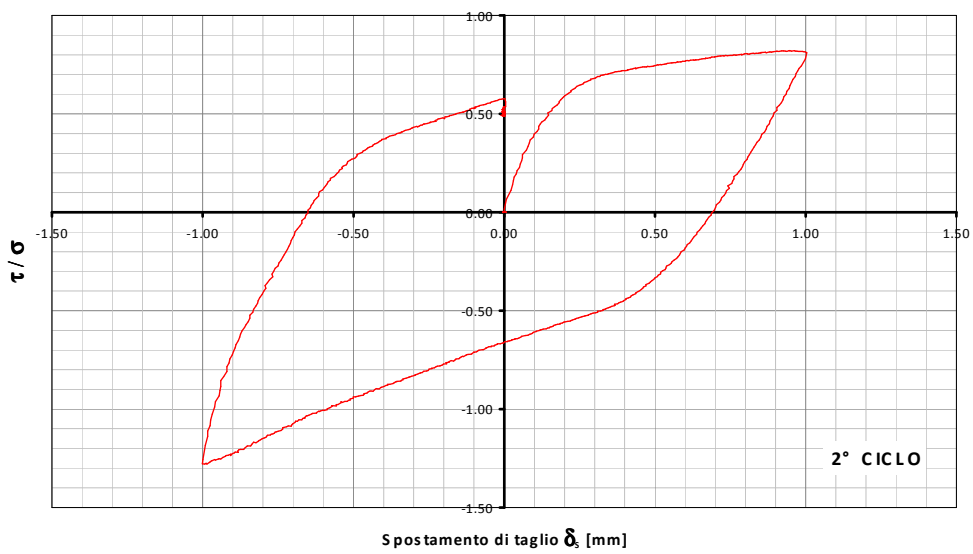
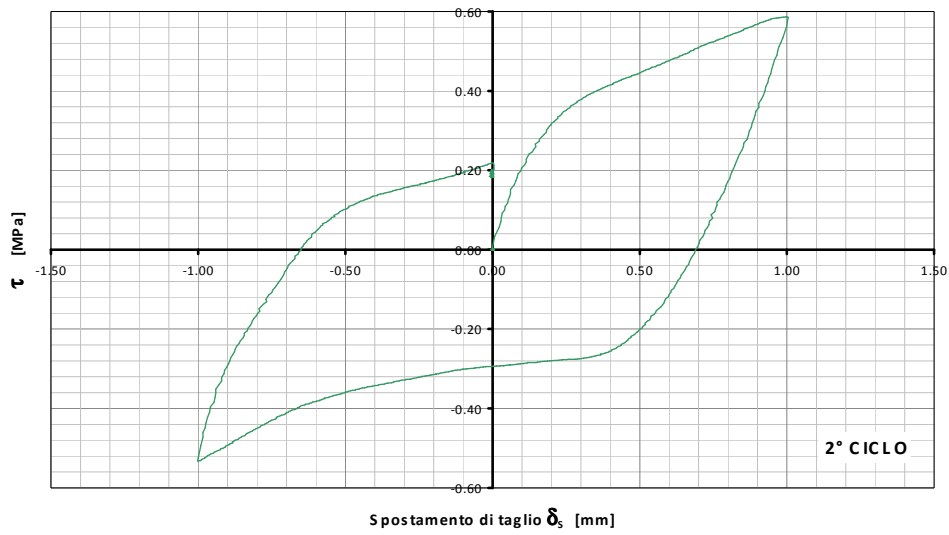
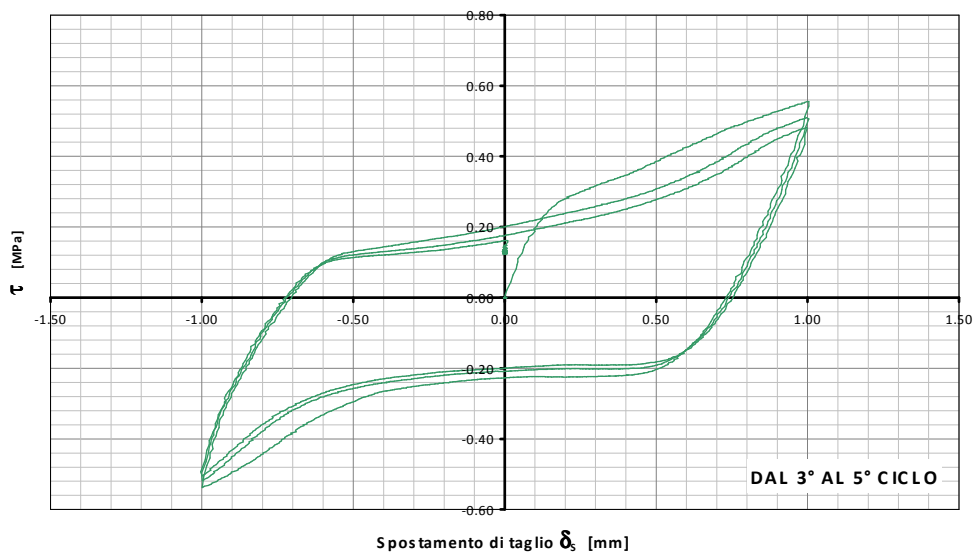


Figura 5.24 Andamenti del 2° ciclo.



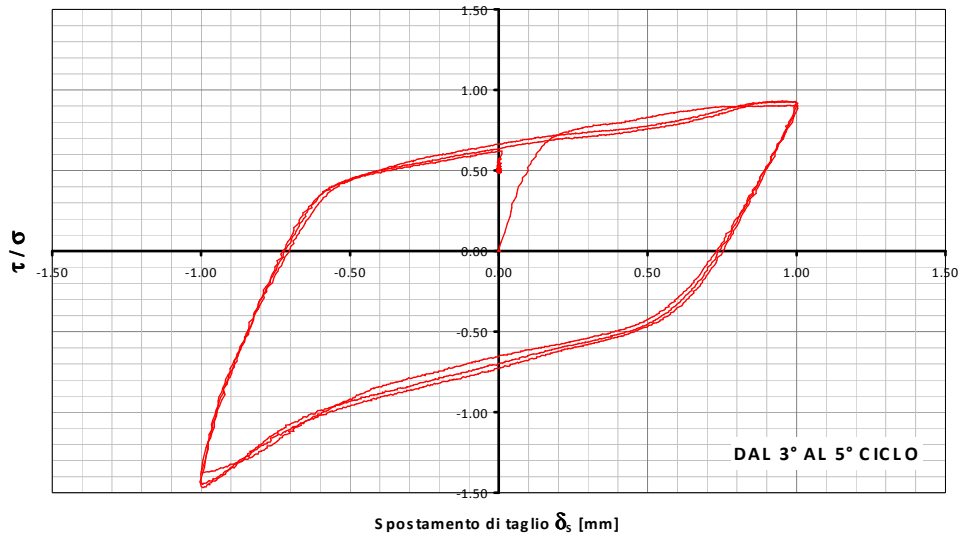


Figura 5.25 Andamenti dal 3° al 5° ciclo.

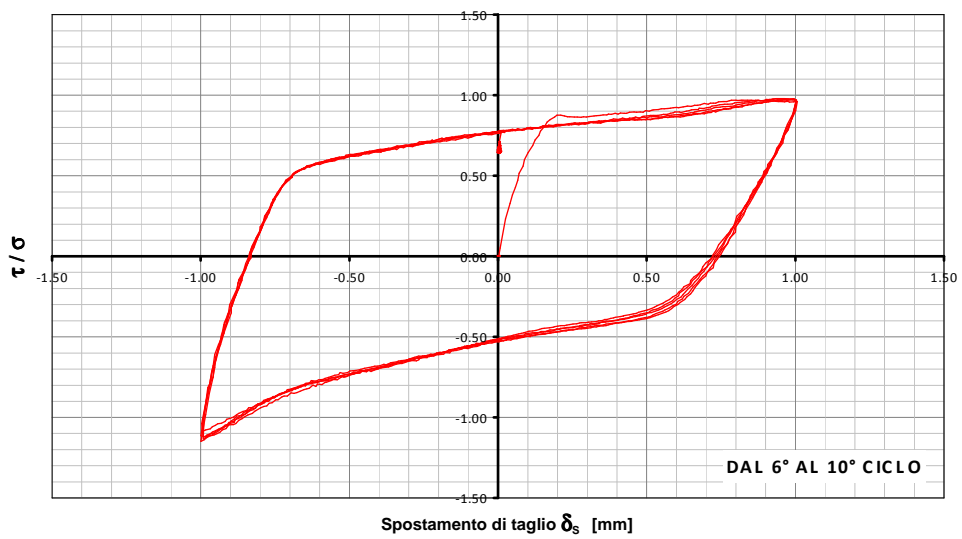
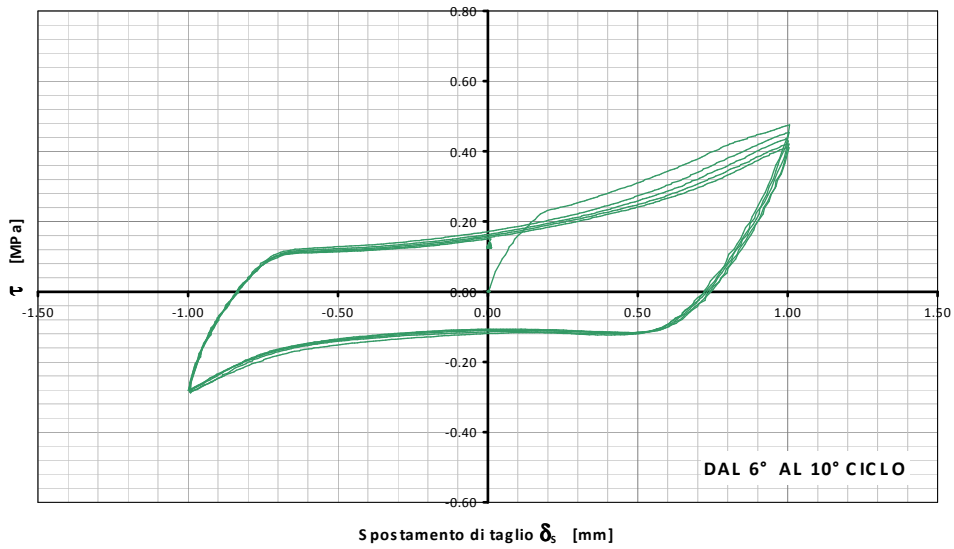


Figura 5.26 Andamenti dal 6° al 10° ciclo.

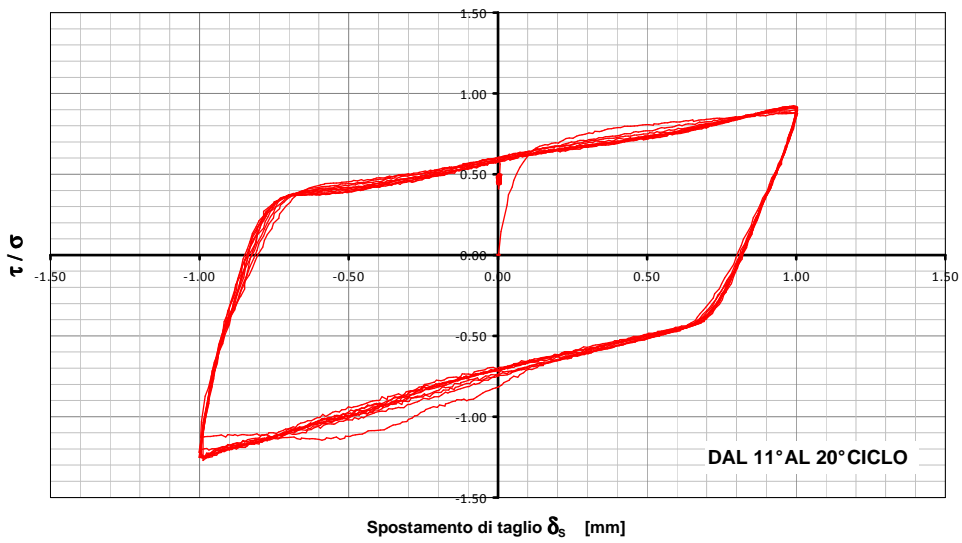
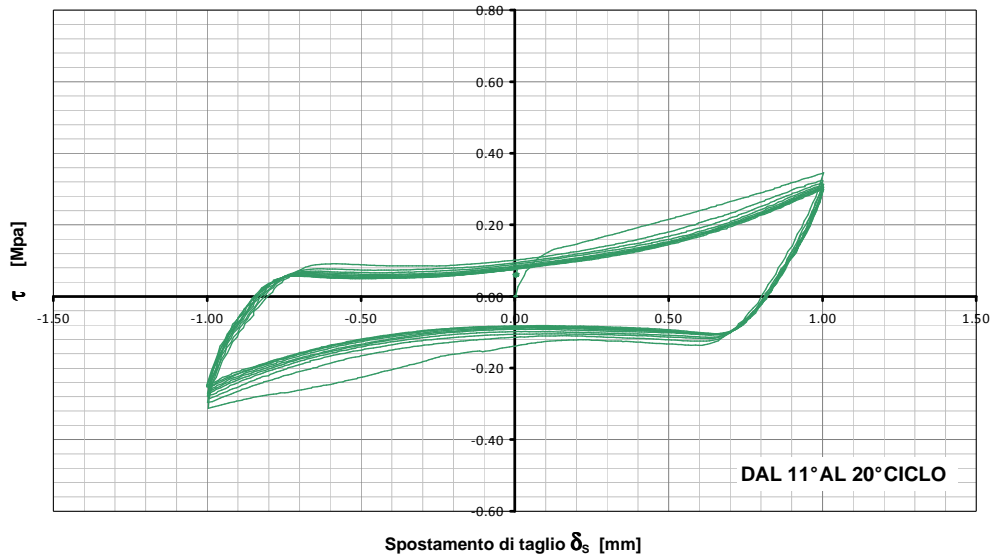
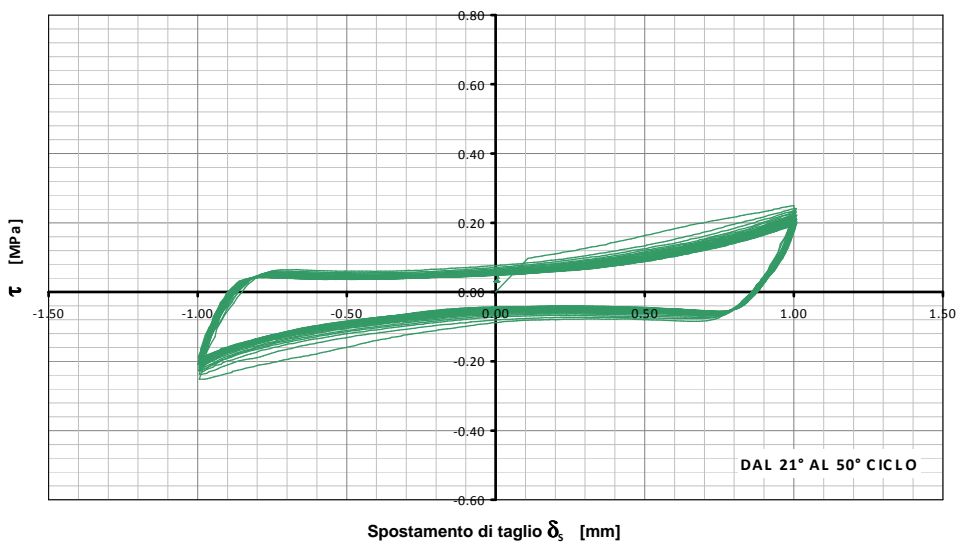


Figura 5.27 Andamenti dal 11° al 20° ciclo.



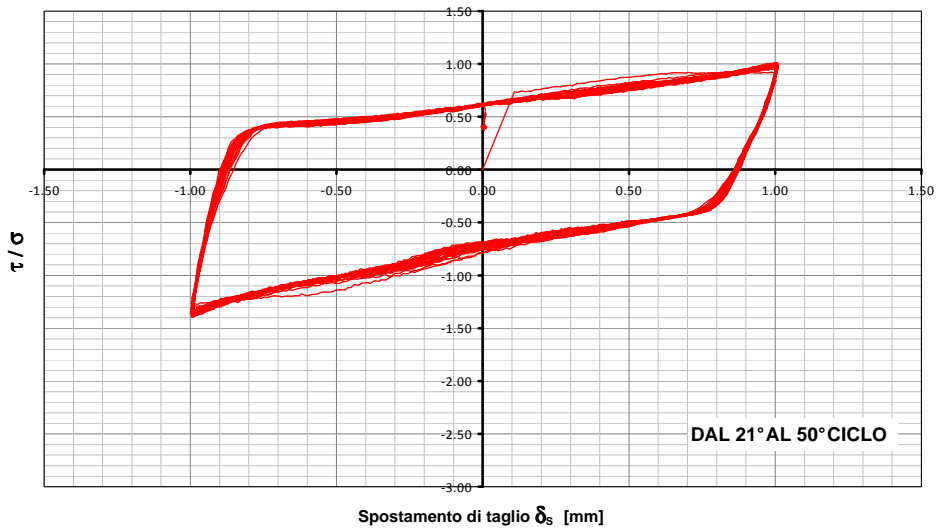


Figura 5.28 Andamenti dal 21° al 50° ciclo.

In Figura 5.29 riportiamo il confronto dello sforzo di taglio per tutte le serie di cicli.

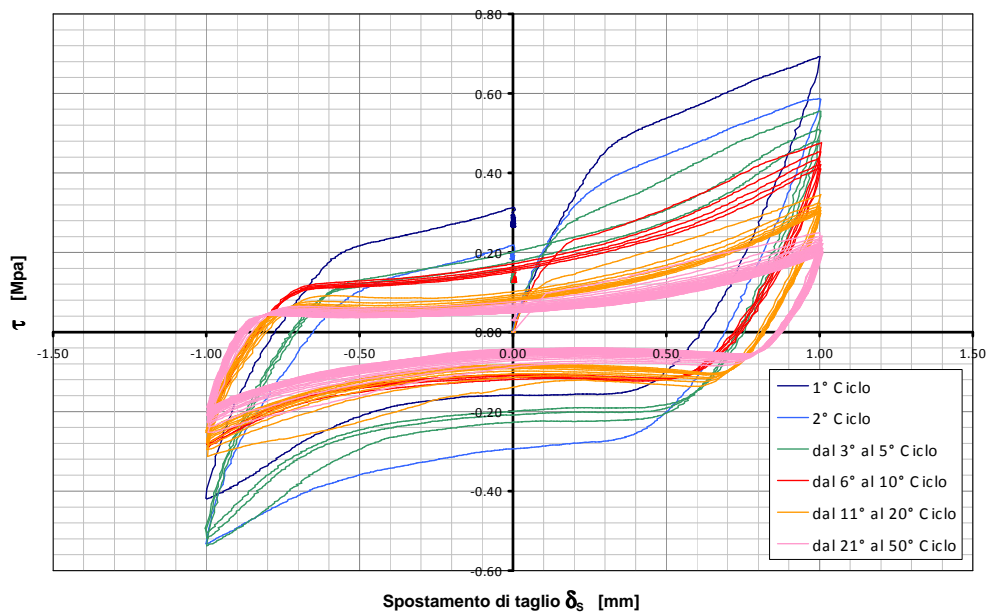


Figura 5.29 Andamento dello sforzo di taglio per l'intera durata di prova.

Come si può osservare, all'aumentare del numero di cicli la tensione  $\tau$  diminuisce: questo perchè la superficie rugosa si degrada all'aumentare dello scorrimento progressivo.

In Figura 5.30 riportiamo invece il confronto del rapporto  $\tau/\sigma_n$  per tutte le serie di cicli.

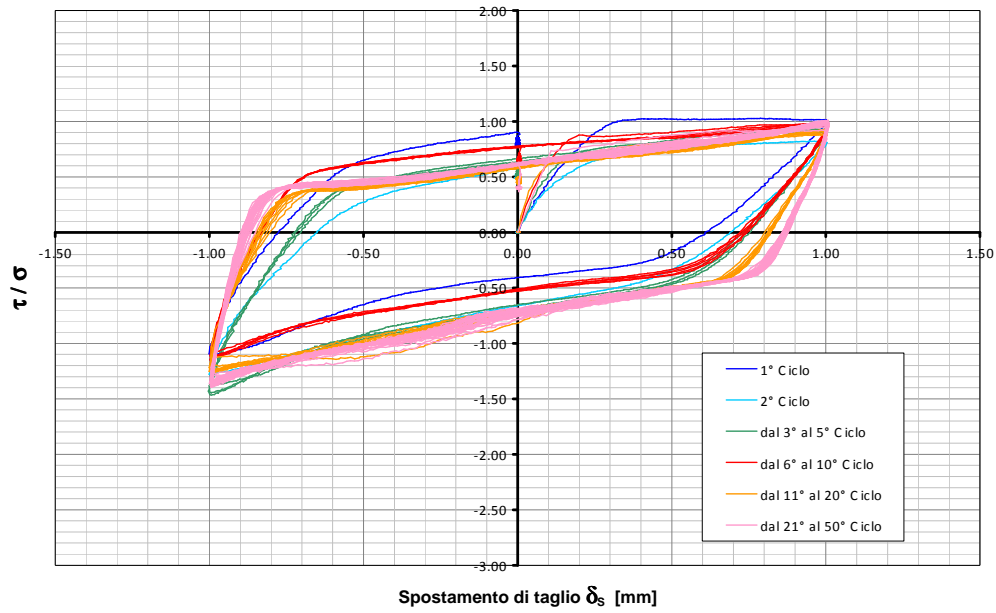


Figura 5.30 Andamento del rapporto sforzo di taglio/ tensione normale per l'intera durata di prova.

Riportiamo nelle Figure 5.31, 5.32, 5.33 l'andamento delle  $\sigma_n$ , delle  $\tau$  e del rapporto  $\tau/\sigma_n$  in funzione dello spostamento di taglio progressivo, ovvero dello scorrimento relativo accumulato dalle facce della discontinuità fino al generico istante di tempo  $t$  considerato. In questi grafici si può apprezzare l'andamento delle tensioni durante l'intera prova e non più valutando le singole serie di cicli.

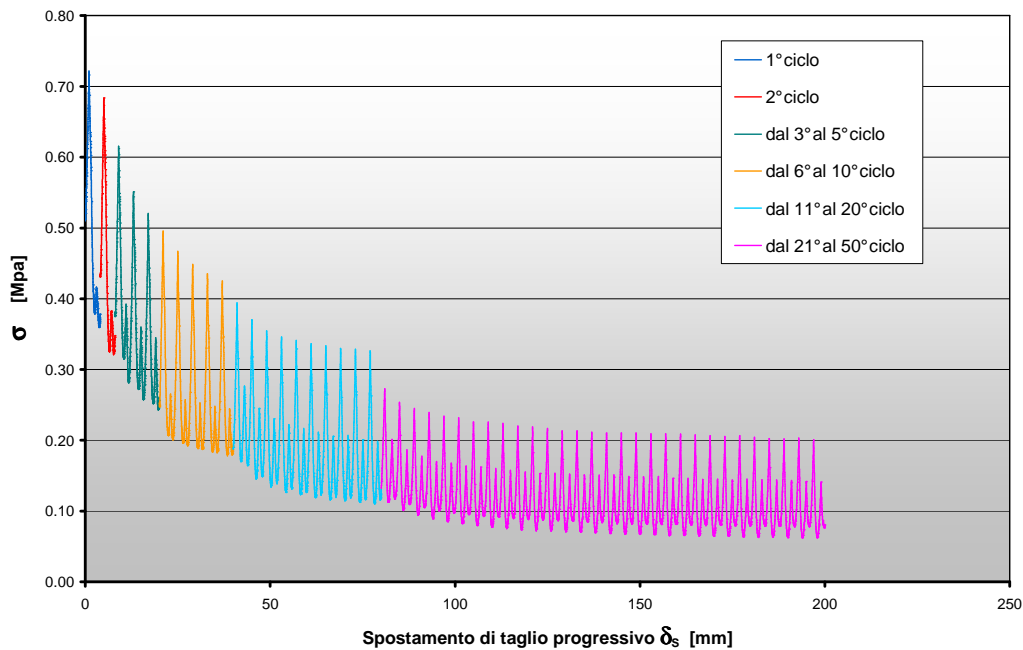


Figura 5.31 Andamento della tensione normale in tutte le serie di cicli.

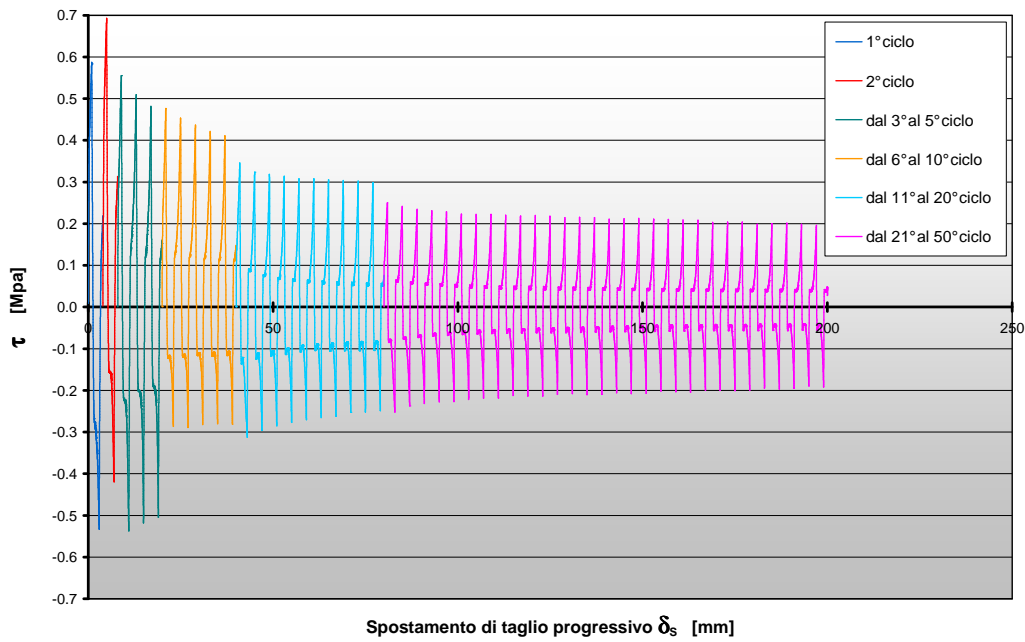


Figura 5.32 Andamento dello sforzo di taglio in tutte le serie di cicli.

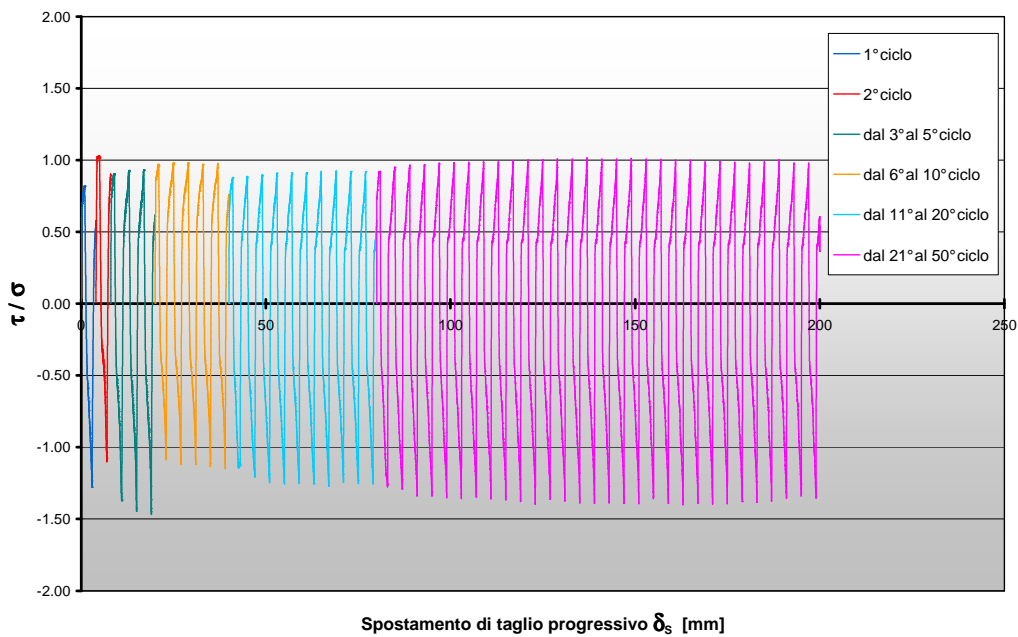


Figura 5.33 Andamento del rapporto sforzo di taglio/ tensione normale in tutte le serie di cicli.

Come si può vedere l'andamento delle tensioni è molto variabile all'interno di ogni ciclo. Per cogliere meglio il loro comportamento si sono involuppati tramite una curva i punti di massimo in ogni ciclo, ottenendo così le curve mostrate in Figura 5.34.

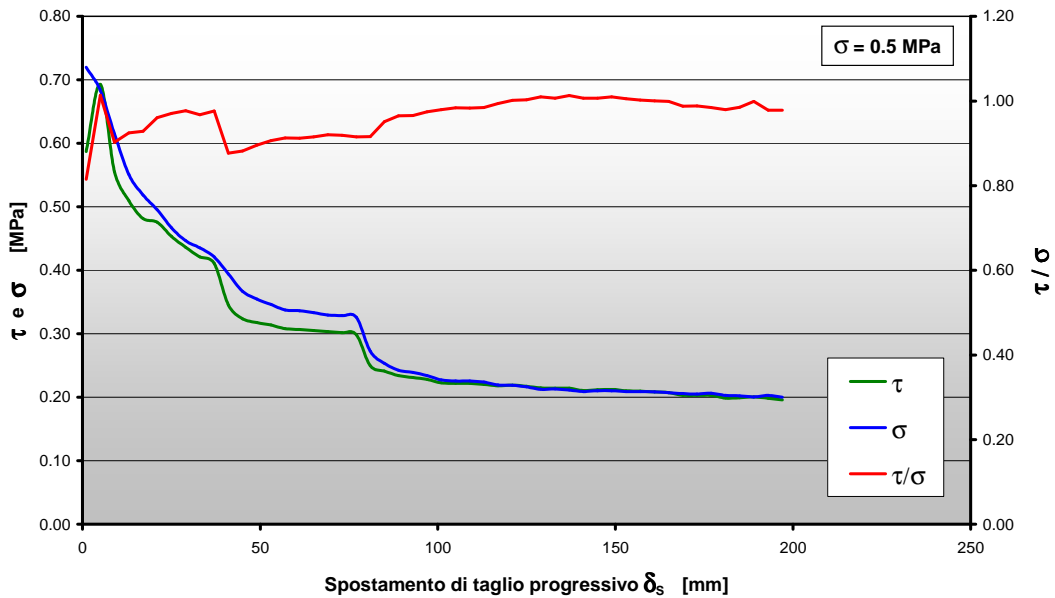


Figura 5.34 Visione globale dei risultati della prova.

Si può osservare come la tensione normale e lo sforzo di taglio diminuiscano nel tempo, mentre il rapporto  $\tau/\sigma_n$  tende inizialmente ad aumentare per poi stabilizzarsi: questo significa che nel primo tratto  $\sigma_n$  diminuisce più velocemente della  $\tau$ .

Si tenga inoltre presente che, i “gradini” rilevabili sulle curve, passando dai valori di una serie di cicli e l’altra, sono dovuti al fatto che per fotografare le facce della discontinuità è stato necessario aprire la scatola per poi richiuderla e procedere con un nuovo ciclo.

La tensione normale applicata non sarà mai identica a quella che si aveva alla fine del ciclo precedente, e neanche la posizione della discontinuità sarà identica a prima, causando a queste imprecisioni.

### 5.2.2.1 Evoluzione del degrado della discontinuità

La rugosità delle discontinuità è di estrema importanza per lo studio del comportamento meccanico dei giunti. In particolare, la rugosità influenza fortemente lo sviluppo della dilatanza: di conseguenza, la resistenza a taglio del giunto, durante lo spostamento di taglio, dipende dalla rugosità del giunto stesso.

In una prova di taglio, la rugosità, la tensione di confinamento e lo spostamento di taglio imposto, influenzano la degradazione della superficie, che aumenta al crescere di questi.

L'effetto del danneggiamento delle superfici, appare essere una causa rilevante della variazione della resistenza della discontinuità per carichi agenti inferiori alla resistenza di picco, ed è per questo motivo che si cerca di quantificare il danneggiamento delle superfici al variare dell'entità e della frequenza dei carichi applicati e di valutarne la conseguente riduzione di resistenza.

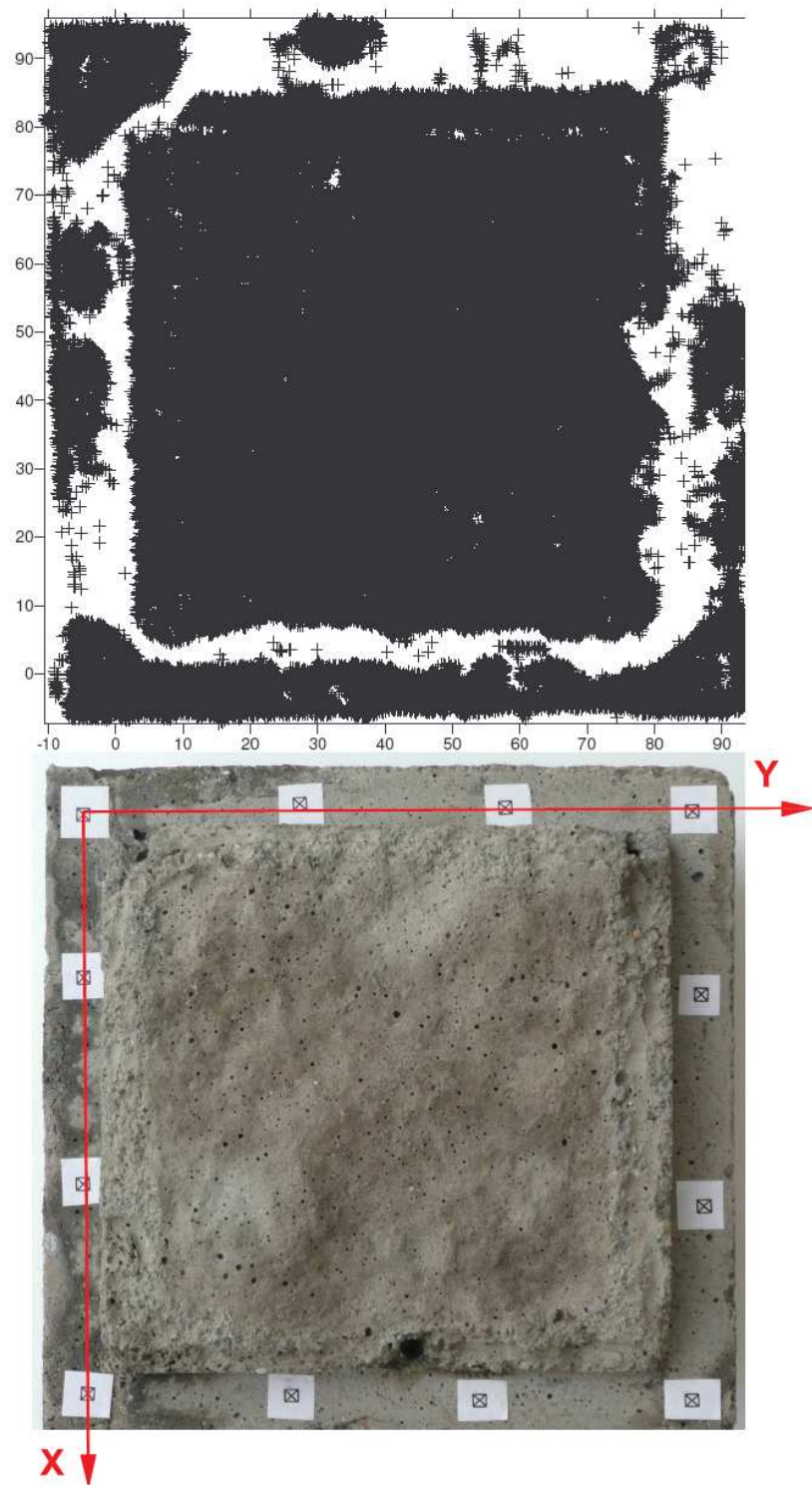
La rugosità dei giunti è sottoposta a continui cambiamenti durante lo scorrimento e per stabilire la relazione tra rugosità superficiale e resistenza al taglio, è quindi necessario valutare l'evoluzione del suo degrado.

Come abbiamo visto nel Capitolo 4, grazie all'uso di un programma di elaborazione 3D (Surfer) e alla conoscenza del DTM della superficie del provino, è possibile valutare lo sviluppo della superficie della discontinuità.

Facendo questo per ogni provino, prima e dopo ogni serie di cicli applicati, si riesce quindi a valutare la diminuzione della superficie dovuta allo sfregamento tra le facce, riuscendo poi a valutare il degrado che ciascuna di esse ha subito. Per fare questo utilizzeremo le formule viste nel Capitolo 3, che a partire dalla conoscenza della variazione della superficie tra un ciclo e l'altro ci permetteranno di valutare:

- il grado di degradazione relativa  $U_r$ ;
- il grado di degradazione totale  $D_w$ ;
- il coefficiente di degradazione del giunto fratturato  $W_{dc}$ ;
- il coefficiente di rugosità superficiale  $R_s$ ;
- il coefficiente specifico di rugosità superficiale  $SR_s$ ;
- il grado di rugosità superficiale  $DR_r$ .

L'elaborazione del DTM della superficie rugosa ci fornisce una nuvola di punti che ricostruiscono la morfologia della faccia della discontinuità (Figura 6.38).



**Figura 5.35** Punti che individuano il DTM del provino e sistema di riferimento utilizzato nelle analisi.

Visualizzando tali punti, ci si è accorti che nella parte centrale la densità era buona, così come nelle zone vicine agli spigoli, ma non era così “ricca” nelle zone vicino al gradino tra il bordo dove sono stati applicati i marker e la superficie rugosa, più sollevata.

Per questo motivo si è deciso di andare ad analizzare per la valutazione dei cambiamenti di morfologia una porzione più piccola di superficie, pressapoco centrata con il provino.

In Figura 5.35 si può vedere il sistema di riferimento  $X, Y$ , utilizzato nell'analisi delle foto; per tutte le superfici studiate, il sistema di riferimento è stato orientato in questo modo rispetto ai tre fori presenti sul provino.

Uno dei parametri che il programma inizialmente richiede, è il modo con cui si desidera ricostruire la superficie a partire dai punti noti: in questo caso noi abbiamo utilizzato la tecnica della triangolazione con interpolazione lineare, che garantisce una migliore approssimazione della scabrezza rispetto ad altre.

Per fare in modo che i risultati non fossero influenzati dall'effetto di bordo, l'elaborazione è stata portata a termine in due fasi:

- **Prima fase:** si è studiata un'area quadrata, minore della reale superficie rugosa, definita dai quattro punti d'angolo (Figura 5.36), di coordinate:

$$A = (12,12)$$

$$B = (12,72)$$

$$C = (72,72)$$

$$D = (72,12)$$

Le coordinate sono da vedersi espresse in mm.

Di questa porzione si è elaborata la morfologia, facendo l'interpolazione dei punti su una griglia con maglie di spaziatura di  $1/4$  di mm.

Per il programma, la spaziatura dei nodi è un parametro fondamentale da definire prima di eseguire l'analisi: nel nostro caso si è quindi preso pari a 0,25.

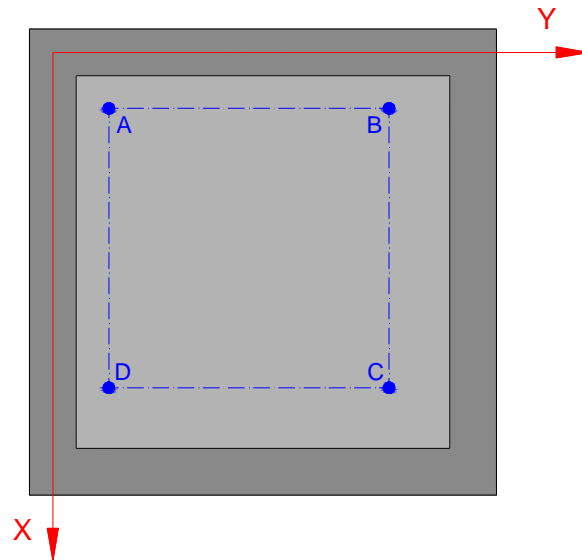


Figura 5.36 Superficie analizzata nella prima fase dell'analisi.

- *Seconda fase:* si è studiata l'area quadrata ottenuta dalla prima fase, eliminandone la parte di bordo, in modo da considerare una porzione ancora più piccola rispetto alla precedente (Figura 5.36). Questa nuova area è definita dai punti d'angolo:

$$E = (15,15)$$

$$F = (15,70)$$

$$G = (70,70)$$

$$H = (70,15)$$

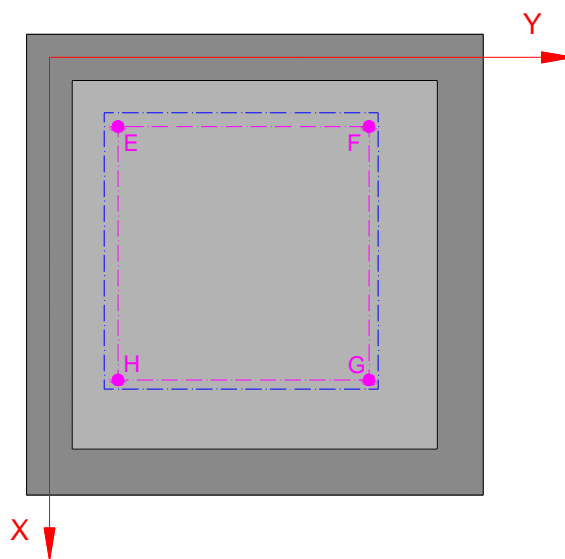
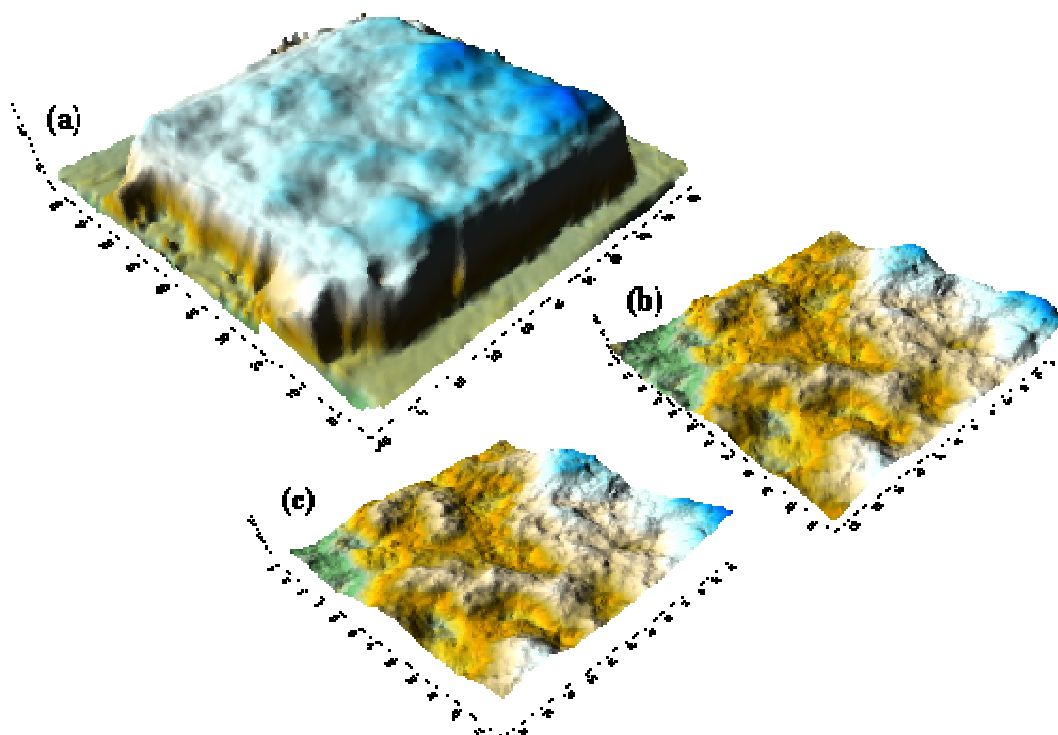


Figura 5.37 Superficie analizzata nella seconda fase dell'analisi.

Operando in questo modo si riesce ad evitare il rischio che, eliminando punti presenti fuori dal contorno considerato, il programma esegua delle interpolazioni troppo approssimate, che porterebbero in seguito ad errori nella valutazione delle aree delle superfici rugose.

In Figura 5.38 vengono mostrati gli effetti delle varie fasi sull'area di volta in volta considerata per l'analisi. In particolare:

- (a) mostra la superficie del provino così come è ottenuta inizialmente a partire dal DTM;
- (b) mostra la superficie dopo la riduzione operata nella prima fase;
- (c) mostra la superficie al termine della seconda fase;



**Figura 5.38** Variazione dell'area considerata, a partire dal DTM del provino (a), passando per la prima e la seconda fase (b) e (c).

Il procedimento fin qui descritto è stato applicato a tutti i DTM che erano stati valutati al termine di ogni serie di cicli, sia per il provino della semiscatola fissa che per quello nella mobile. In totale alla fine si hanno quindi 14 superfici da trattare, 7 per il provino "fisso" e 7 per quello "mobile".

Queste, per come sono state definite, hanno un'area planare di  $3025 \text{ mm}^2$ , mentre lo sviluppo della superficie rugosa, calcolabile con Surfer, sarà maggiore.

In Tabella 5.3 riportiamo il valore dello sviluppo della superficie rugosa dopo ogni serie di cicli, per tutti e due i provini.

Inoltre riportiamo il rapporto tra questi e la superficie rugosa intatta (ovvero a zero cicli).

	N° progressivo di cicli	Sviluppo superficie rugosa	Sviluppo superficie rugosa/ Superficie rugosa intatta
<b>PROVINO FISSO</b>	0	3148.13573	1
	1	3125.05199	0.992667
	2	3123.134003	0.992058
	5	3123.002	0.992016
	10	3122.909412	0.991986
	20	3121.658624	0.991589
	50	3110.856737	0.988158
<b>PROVINO MOBILE</b>	0	3145.600775	1
	1	3142.718846	0.999083
	2	3129.838543	0.994989
	5	3126.9856	0.994082
	10	3125.912937	0.993741
	20	3119.233889	0.991617
	50	3116.210914	0.990656

**Tabella 5.3** Valori dello sviluppo della superficie rugosa in funzione del n° di cicli applicati.

Oltre a questa prova, in cui abbiamo ripetutamente aperto la scatola dopo ogni serie di cicli per eseguire le foto, ne è stata fatta una applicando 900 cicli continui. Lo schema utilizzato è quello che abbiamo visto in precedenza per le prove cicliche.

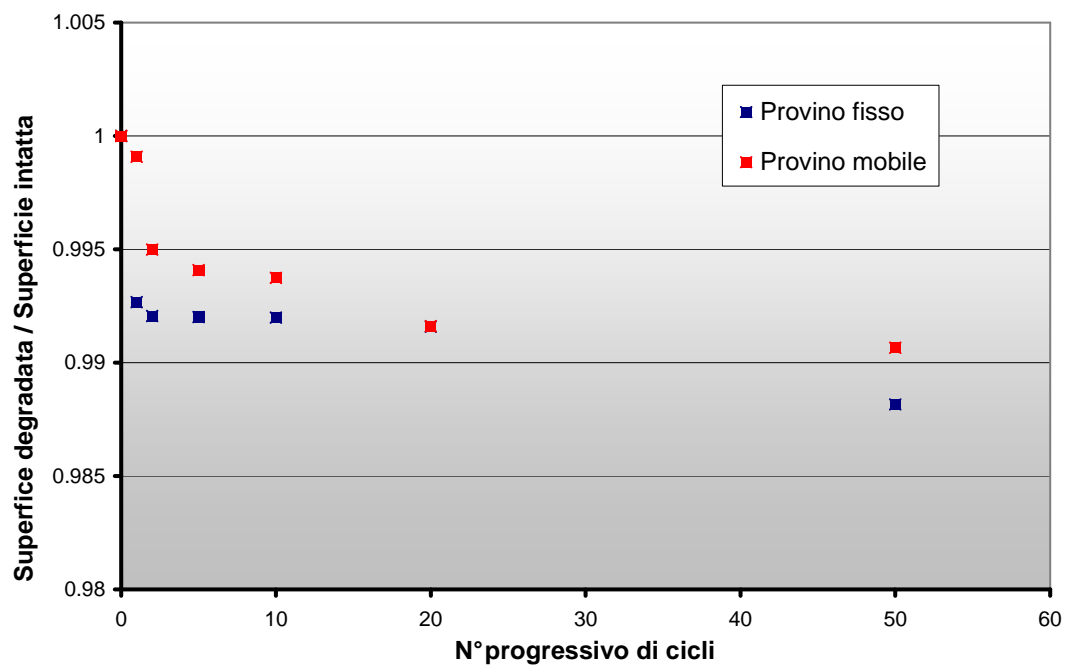
Il provino è stato fotografato prima e dopo la prova e quindi possiamo, anche per questo, stimare la diminuzione della superficie rugosa.

In Tabella 5.3 riportiamo i valori della superficie intatta, quella al termine della prova e il loro rapporto con quella iniziale (intatta).

	N° progressivo di cicli	Sviluppo superficie rugosa	Sviluppo superficie rugosa/ Superficie rugosa intatta
<b>PROVINO FISSO</b>	0	3123.339403	1
	900	3113.241475	0.986767
<b>PROVINO MOBILE</b>	0	3144.580843	1
	900	3111.455905	0.989466

**Tabella 5.4** Valori dello sviluppo della superficie rugosa in funzione del n° di cicli applicati, per la prova con 900 cicli continui.

Riportando i valori della Tabella 5.3 in un grafico (Figura 5.39), si osserva giustamente che, all'aumentare del numero di cicli lo sviluppo della superficie rugosa diminuisce, in quanto per effetto dello spostamento di taglio e del confinamento laterale essa si degrada.



**Figura 5.39** Diminuzione dello sviluppo della superficie rugosa.

È inoltre possibile valutare il valore dell'asintoto orizzontale a cui l'andamento decrescente della superficie rugosa tende: la superficie completamente degradata, diventa liscia in quanto anche la macrorugosità del provino si annulla. A questo punto non ha più senso parlare di sviluppo della superficie rugosa, perchè essa viene a coincidere con l'area planare della porzione di discontinuità che si sta analizzando, ovvero  $3025 \text{ mm}^2$ .

L'andamento dei punti tende quindi a diminuire per il provino "fisso" fino al valore:

$$\frac{\text{Superficie liscia}}{\text{Superficie rugosa intatta}} = \frac{3025}{3148,13573} \approx 0,96$$

così come per il provino "mobile":

$$\frac{\text{Superficie liscia}}{\text{Superficie rugosa intatta}} = \frac{3025}{3145,600775} \approx 0,96$$

Se riportiamo nel grafico anche i valori della prova compiuta a 900 cicli (Tabella 5.4), si può osservare che nonostante l'elevato numero di cicli applicati, si è ancora lontani dal completo degradamento della discontinuità rugosa (Figura 5.40).

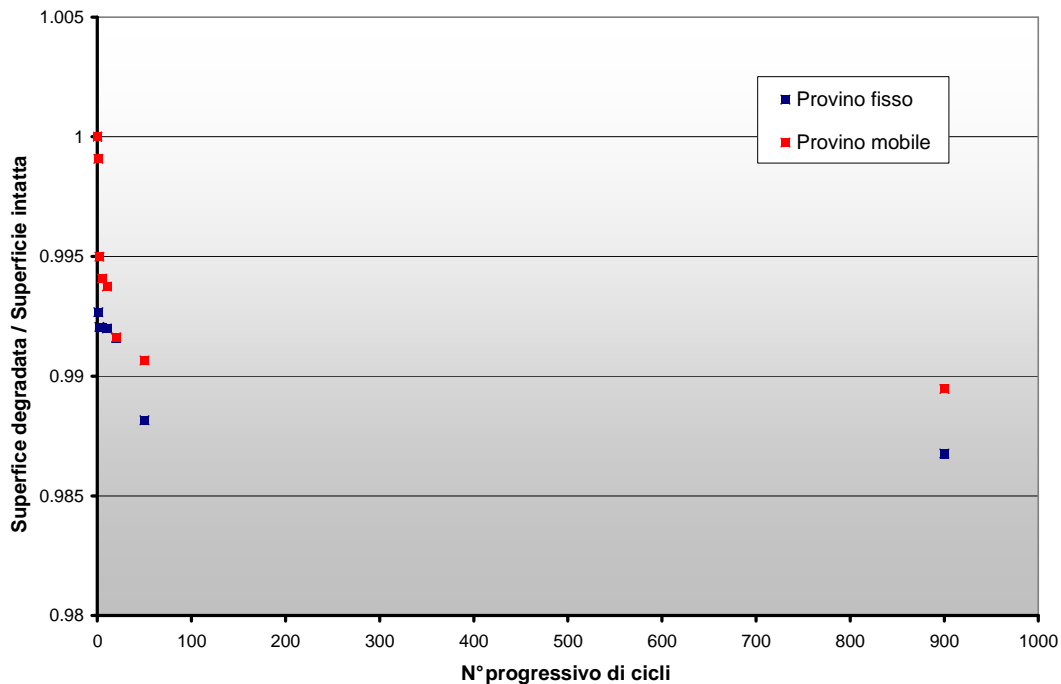


Figura 5.40 Confronto qualitativo della diminuzione dello sviluppo della superficie rugosa.

Aggiungendo questo valore si arriva, infatti, a circa 0,988 per il provino “fisso” e 0,989 per quello “mobile”.

Durante la prova, lo sfregamento delle due superfici porta all’annullamento della microrugosità nelle zone a contatto e alla modificazione della macrorugosità; lo sforzo di taglio da applicare per garantire lo spostamento di taglio diminuisce, in quanto le due superfici tendono a perdere contatto tra loro a causa della diminuzione della tensione normale di confinamento. Con questa apparecchiatura di prova non riusciamo infatti a mantenerla costante per tutta la durata. Ad un certo punto le superfici limitatamente confinate si degradano più lentamente e arrivando difficilmente al valore asintotico.

Per studiare l’influenza del numero di cicli sul degrado, valutiamo ora, a partire dagli sviluppi delle superfici rugose trovati, alcuni dei parametri visti nel Capitolo 3, che ci permettono di vedere come varia la rugosità del giunto.

A tutt’oggi, uno dei maggiori problemi nella caratterizzazione morfologica della rugosità superficiale è relativo alla scelta dei parametri geometrici adeguati; non è possibile, infatti, che un solo parametro riesca a definirne l’anisotropia, l’ondulosità e la curvatura della discontinuità.

In particolare, confronteremo le superfici ottenute dopo l’applicazione di ogni serie di cicli con il valore della superficie iniziale intatta. Assumiamo convenzionalmente come *superficie inferiore* quella del provino “fisso” e *superiore* quella di quello “mobile”.

▪ **Confronto dopo il 1° Ciclo:**

Grado di degradazione totale		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$D_w = \frac{ A_{t0}^c - A_{ts}^c }{A_{t0}^c - A_n^c} = \frac{ (A_{t0}^l + A_{t0}^u) - (A_{ts}^l + A_{ts}^u) }{(A_{t0}^l + A_{t0}^u) - 2A_n}$	<b>D<sub>w</sub></b>	<b>0.10653172</b>
Area della superficie inferiore prima del test	A <sub>t0</sub> <sup>l</sup>	3148.13573
Area della superficie superiore prima del test	A <sub>t0</sub> <sup>u</sup>	3145.600775
Area della superficie inferiore dopo il test	A <sub>ts</sub> <sup>l</sup>	3125.05199
Area dell superficie superiore dopo il test	A <sub>ts</sub> <sup>u</sup>	3142.718846

Area della superficie nominale	$A_n$	3025
<b>Grado di degradazione relativa inferiore</b>		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$U_r = \frac{A_d}{A_{t0}}$	$U_r$	<b>0.007332511</b>
Area totale degradata	$A_d$	23.08374
Area attuale iniziale	$A_{t0}$	3148.13573

<b>Grado di degradazione relativa superiore</b>		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$U_r = \frac{A_d}{A_{t0}}$	$U_r$	<b>0.000916178</b>
Area totale degradata	$A_d$	2.881929
Area attuale iniziale	$A_{t0}$	3145.600775

<b>Coefficiente di rugosità superficiale inferiore</b>		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$R_s = \frac{A_{t0}^l}{A_n}$	$R_s$	<b>1.040706</b>
Area della superficie inferiore prima del test	$A_{t0}^l$	3148.13573
Area totale proiettata di taglio	$A_n$	3025

<b>Coefficiente di rugosità superficiale superiore</b>		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$R_s = \frac{A_{t0}^u}{A_n}$	$R_s$	<b>1.039868025</b>
Area della superficie superiore prima del test	$A_{t0}^u$	3145.600775
Area totale proiettata di taglio	$A_n$	3025

<b>Coefficiente specifico di rugosità inferiore</b>		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$SR_s = R_s - 1$	$SR_s$	<b>0.04071</b>

Coefficiente specifico di rugosità superiore		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$SR_s = R_s - I$	<b>SR<sub>s</sub></b>	<b>0.03987</b>

Grado di rugosità superficiale inferiore		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$DR_r = \frac{SR_s}{R_s}$	<b>DR<sub>r</sub></b>	<b>0.0391138</b>

Grado di rugosità superficiale superiore		
Formula di calcolo	simbolo	valore calcolato
$DR_r = \frac{SR_s}{R_s}$	<b>DR<sub>r</sub></b>	<b>0.0383395</b>

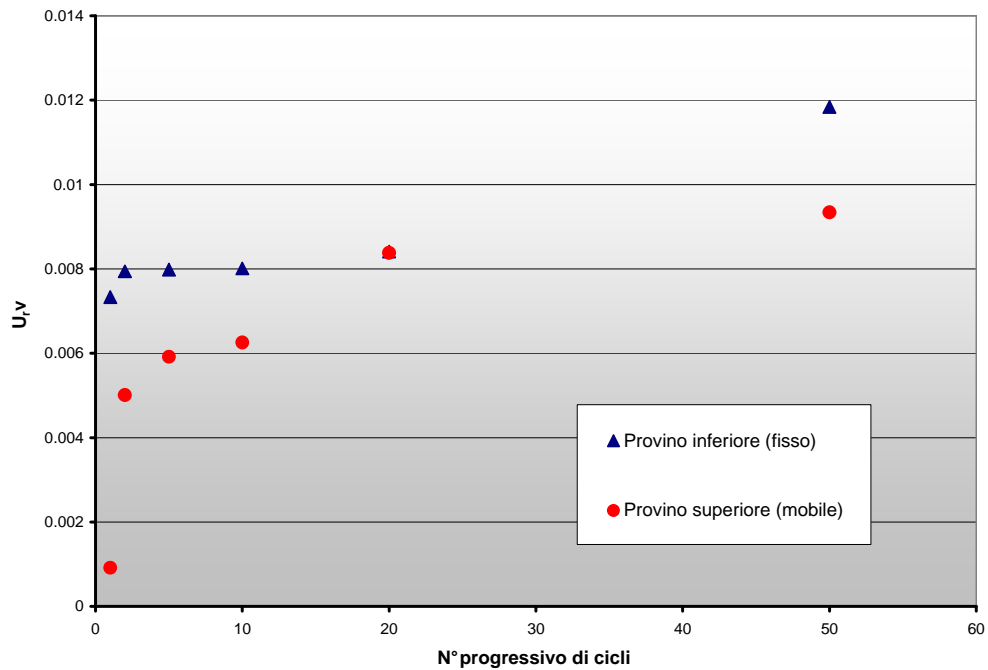
Per quanto riguarda i confronti tra la superficie rugosa intatta e quella rilevata dopo le altre serie di cicli, riportiamo direttamente i valori ottenuti in Tabella 5.5.

	2° Ciclo	5° Ciclo	10° Ciclo	20° Ciclo	50° Ciclo
<b>D<sub>w</sub></b>	0.16725	0.17949	0.18427	0.21681	0.27353
<b>U<sub>r</sub> (inf)</b>	0.00794	0.00798	0.00801	0.00841	0.01184
<b>U<sub>r</sub> (sup)</b>	0.00501	0.00592	0.00626	0.00838	0.00934
<b>R<sub>s</sub> (inf)</b>	1.04071	1.04071	1.04071	1.04071	1.04071
<b>R<sub>s</sub> (sup)</b>	1.03987	1.03987	1.03987	1.03987	1.03987
<b>S<sub>rs</sub> (inf)</b>	0.04071	0.04071	0.04071	0.04071	0.04071
<b>S<sub>rs</sub> (sup)</b>	0.03987	0.03987	0.03987	0.03987	0.03987
<b>D<sub>r</sub> (inf)</b>	0.03911	0.03911	0.03911	0.03911	0.03911
<b>D<sub>r</sub> (sup)</b>	0.03834	0.03834	0.03834	0.03834	0.03834

Tabella 5.5 Parametri alla fine di ogni serie di cicli.

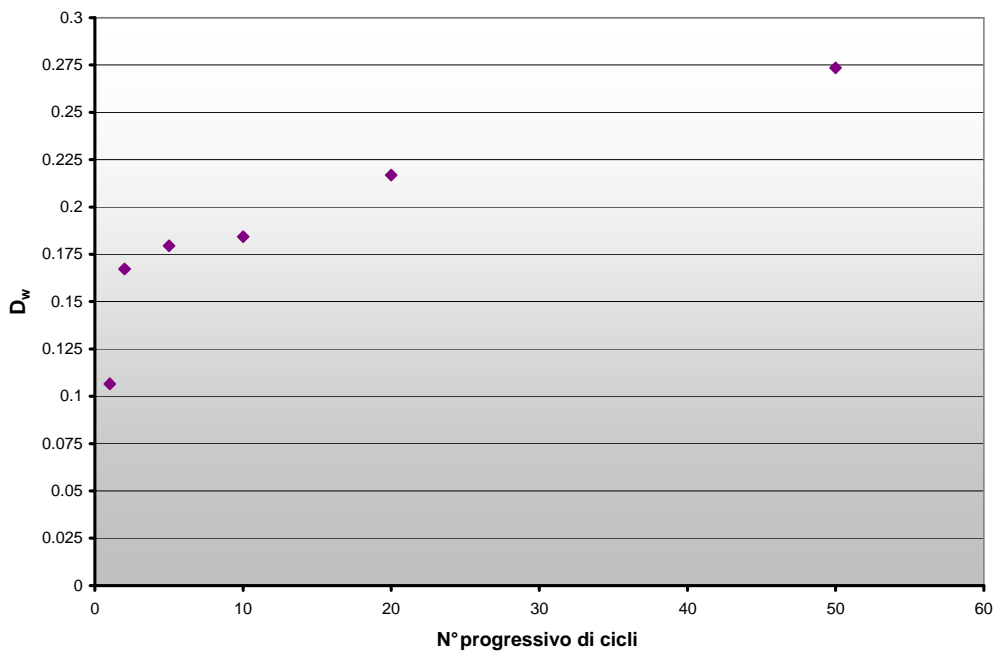
Come si può osservare il valore dei parametri  $R_s$ ,  $S_{rs}$  e  $D_r$ , variano per il provino inferiore (fisso) e superiore (mobile), rimanendo costanti all'aumentare

dei cicli: il valore di questi dipende infatti solo dall'area nominale della discontinuità e dallo sviluppo della superficie rugosa intatta. In Figura 5.41 riportiamo l'andamento del grado di degrado relativo  $U_r$ , per il provino inferiore (fisso) e superiore (mobile), all'aumentare dei cicli applicati.



**Figura 5.41** Variazione del grado di degradazione relativo in funzione del numero di cicli.

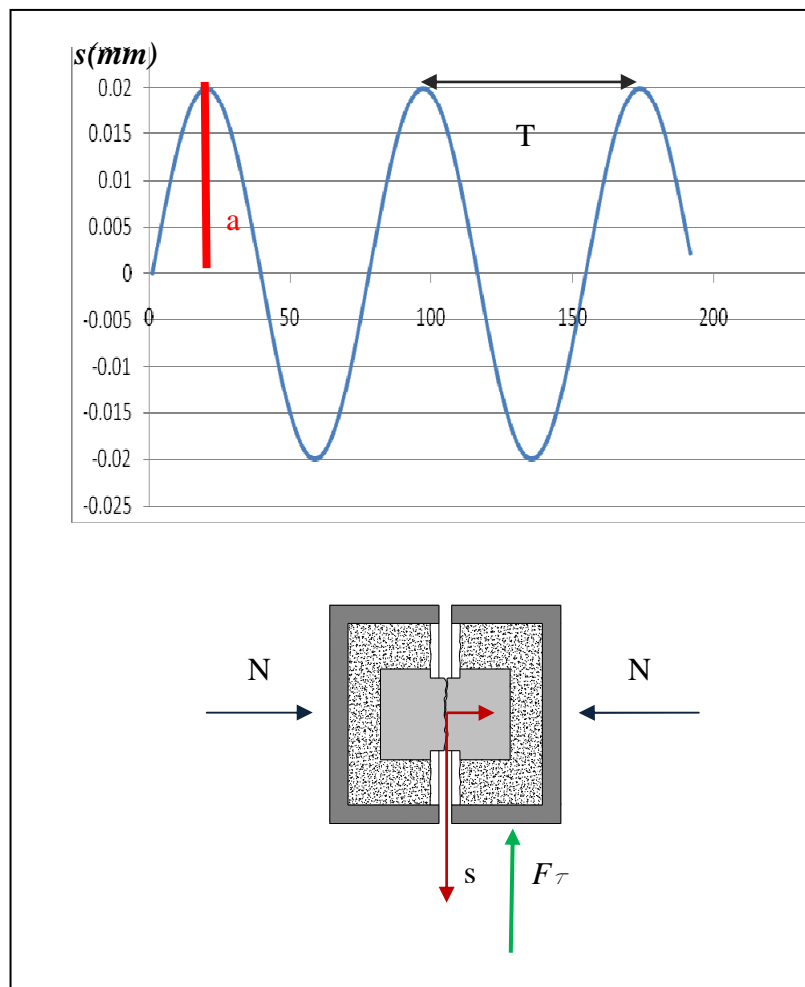
Il grafico di Figura 5.42 riportiamo invece l'andamento del grado di degrado totale  $D_w$  all'aumentare del numero di cicli.



**Figura 5.42** Variazione del grado di degradazione totale in funzione del numero di cicli.

### 5.2.3 Prove cicliche su discontinuità' rugosa

Al fine di indagare al meglio il comportamento in condizioni dinamiche della discontinuità e per valutarne l'evoluzione delle caratteristiche meccaniche in relazione al degrado delle asperità, sono state condotte 7 prove cicliche. Le prove sono state eseguite imponendo una variazione ciclica sinusoidale dello spostamento (figura 5.43) di taglio intorno alla posizione iniziale delle due semiscatole, coincidente con la completa sovrapposizione dei due lembi della discontinuità.



**Figura 5.43** Andamento dello spostamento in funzione del tempo, per prove cicliche e schema di applicazione delle forze per la modalità di prova.

In Figura 5.43 è riportato lo schema rappresentativo dei cicli di spostamento applicati e le grandezze caratteristiche per la prova, cerchiamo di definirle meglio:

*Numero di cicli:* è il numero di oscillazioni del pistone intorno alla posizione di equilibrio, partendo dallo 0 un ciclo completo è compiuto quando il pistone si sposta in discesa di una distanza pari all'ampiezza, risale per due, e scende ancora di una ampiezza, in pratica la distanza percorsa nell'arco di un ciclo è 4 volte l' ampiezza dell'oscillazione.

*Ampiezza (a):* è lo spazio percorso dal pistone in ¼ di ciclo

*Confinamento iniziale:* il valore della  $\sigma_n$  all'inizio della prova

*Frequenza:* è la frequenza di oscillazione per la specifica modalità di prova, influenza la velocità media della prova e il periodo

*Velocità:* è la velocità del pistone in mm/s, essa varia periodicamente così come lo spostamento

*Spostamento totale:* è la progressiva di spostamento del pistone, lo spostamento totale al ciclo *i*-esimo sarà ottenuto dalla seguente:

$$S_{tot}(i) = i \times 4a$$

Le prove sono state condotte variando i valori di alcuni parametri ritenuti significativi per lo studio quali:

- *ampiezza a:* i valori utilizzati sono stati 1, 2, 4 mm
- *frequenza del ciclo:* 0.013, 0.13, 0.39 Hz
- *confinamento iniziale*
- *numero di cicli:* tale da provocare per ciascuna prova uno spostamento totale costante pari a 1800 mm

in tabella sono riassunte le prove con le rispettive modalità di prova:

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (MPa)
<b>C1</b>	1	0.013	77	0.05	450	1
<b>C2</b>	1	0.013	77	0.05	450	1.5
<b>C3</b>	2	0.013	77	0.1	225	1
<b>C4</b>	2	0.013	77	0.1	225	1.2
<b>C5</b>	4	0.013	77	0.2	112	1
<b>C6</b>	2	0.13	8	1	225	1
<b>C7</b>	2	0.39	3	3	225	1

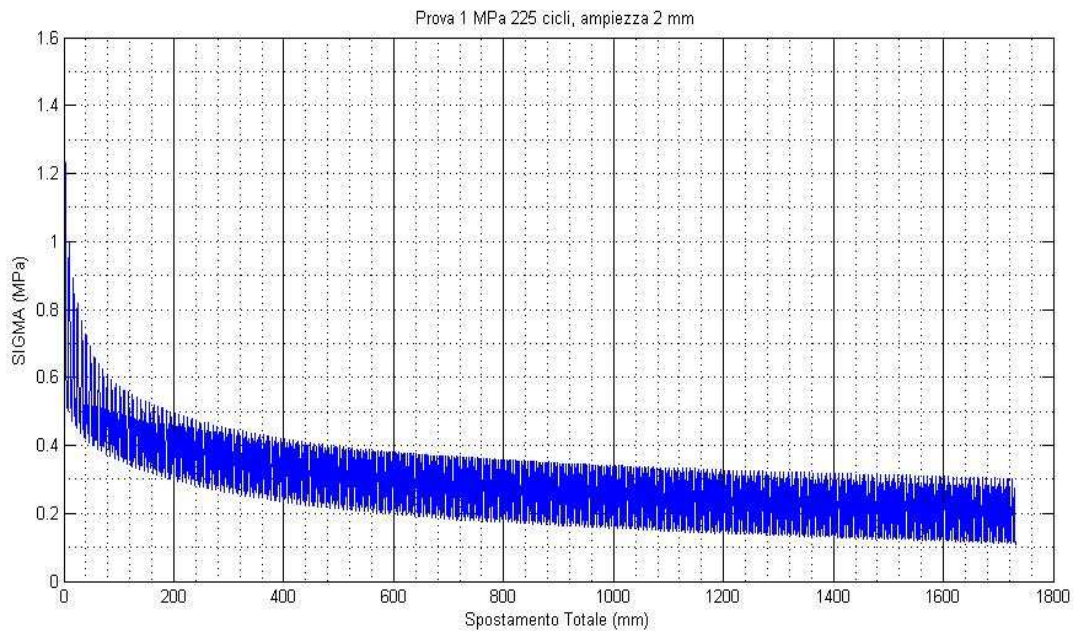
**Tabella 5.6** Sintesi delle prove e modalità di test

### 5.3 Analisi dei dati

Per ogni prova i dati sono stati elaborati in due modalità distinte:

- Software MATLAB: al fine di ottenere una rapida visualizzazione dell'andamento generale della prova e per manipolare velocemente un maggior numero di dati
- Software EXCEL: per l'estrapolazione dei picchi di valori di  $\tau$ ,  $\sigma_n$

Dall'analisi in MATLAB sono stati ricavati per ogni prova gli andamenti di  $\tau$ ,  $\sigma_n$  e del rapporto tra i due. I grafici ottenuti per la prova C3 sono riportati in figura:



**Figura 5.44** Andamento di  $\sigma_n$  in funzione dello Spostamento Totale prova C3

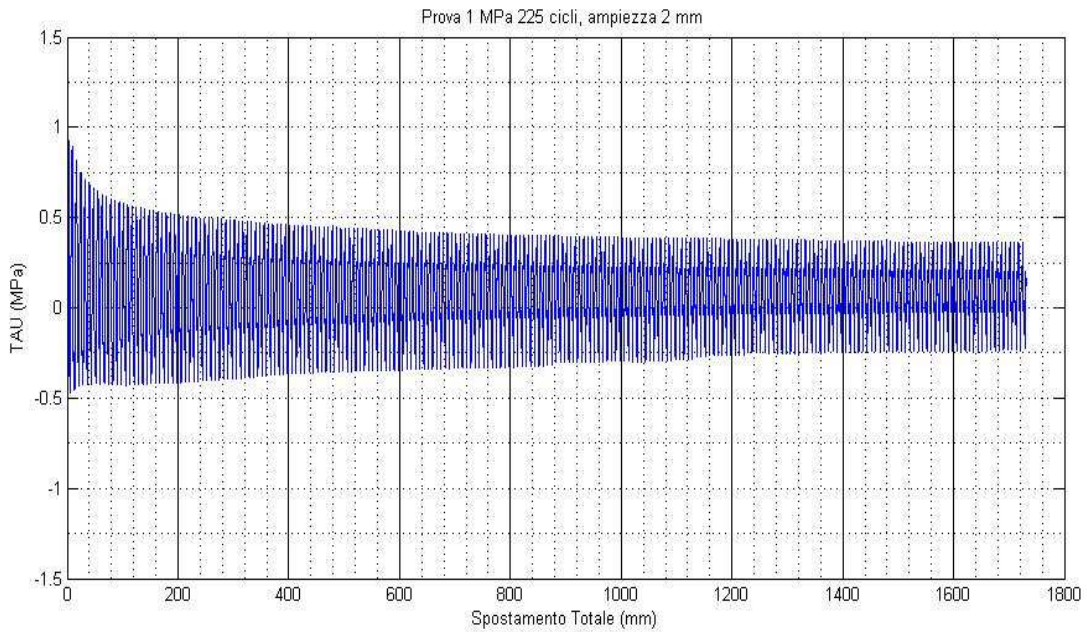


Figura 5.45 Andamento di  $\tau$  in funzione dello Spostamento Totale prova C3

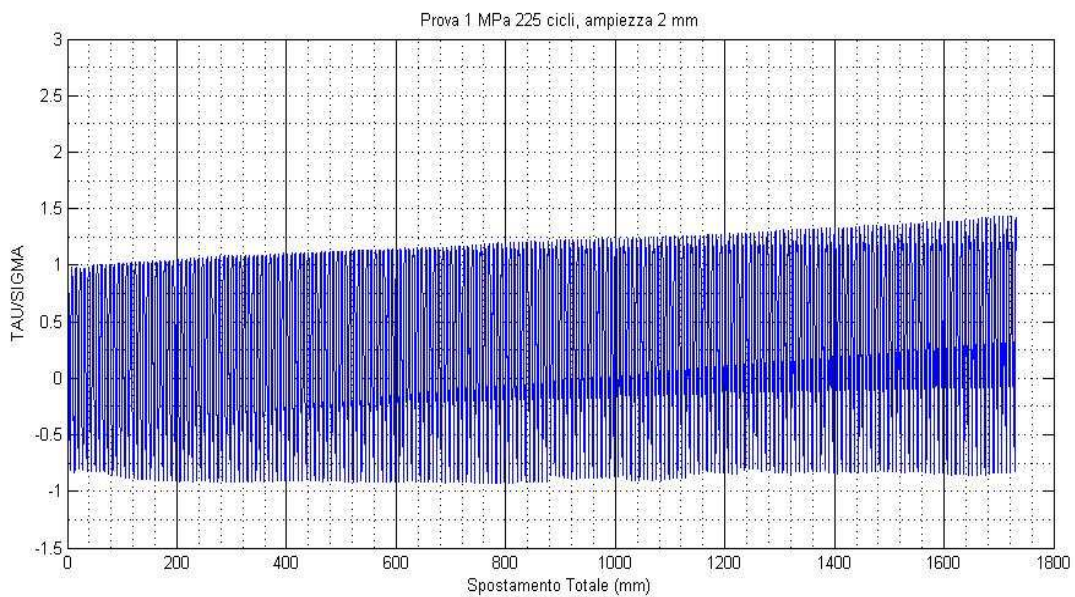
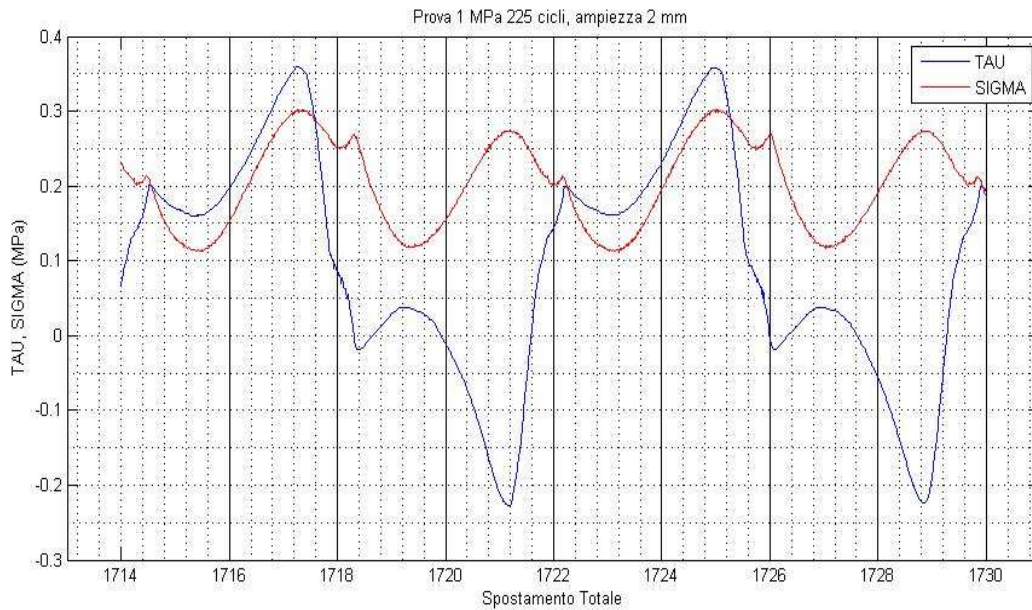


Figura 5.46 Andamento di  $\tau/\sigma_n$  in funzione dello Spostamento Totale prova C3

Valori negativi di  $\tau$  corrispondono a uno spostamento verso l'alto del pistone e quindi alla compressione della cella di carico, viceversa valori positivi corrispondono ad uno spostamento verso il basso del pistone con conseguente trazione della cella di carico.

Questa convenzione è stata mantenuta per tutte le prove.

La praticità di MATLAB ci è stata di aiuto per una rapida visualizzazione dell'andamento di pochi, o singoli cicli a Spostamento Totale definito, per ottenere indicazioni sulla modalità di prova e analizzare più a fondo le oscillazioni delle variabili in gioco nell'arco di un ciclo. In figura ne è mostrato un esempio:



**Figura 5.47** Andamento di  $\tau$  e  $\sigma_n$  in funzione dello Spostamento Totale per prova C3, cicli 214 - 216

Da una prima analisi si può notare quanto segue:

- Rapido decadimento della  $\sigma$  nei primi cicli, che raggiunge un valore asintotico già per spostamenti totali pari a 900 mm (50% dei cicli)
- Un'andamento asimmetrico delle  $\tau$  per escursioni del pistone verso l'alto e verso il basso (ammissibile a causa della non isotropicità della discontinuità)
- Un valore asintotico di  $\tau$ , anch'esso raggiunto in corrispondenza del 50% dei cicli circa.

Queste conclusioni sono valide per tutte le prove realizzate a meno dei valori numerici ottenuti nelle diverse modalità.

Finita l'analisi in MATLAB si è passati ad EXCEL per l'estrapolazione delle condizioni di picco, ciclo per ciclo. Si sono quindi ricavati per ogni picco di spostamento (+a e -a intorno allo zero) i valori di  $\tau$ ,  $\sigma_n$ , e del rapporto tra i due ottenendo i seguenti involuপি. In questo caso per i valori di tau sono stati considerati il modulo e si sono divise le rappresentazioni per configurazione di pistone in salita e in discesa:

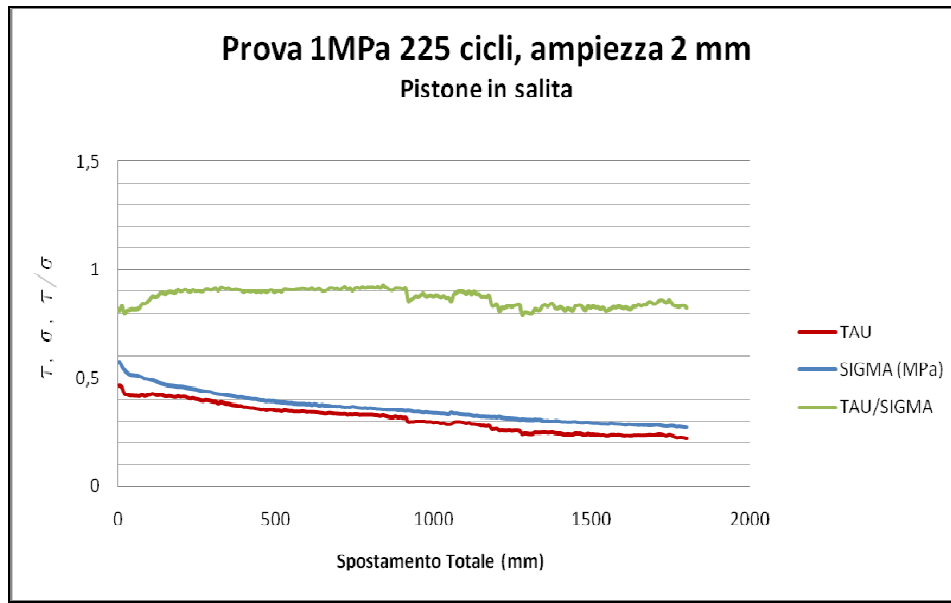


Figura 5.48 Andamento dei picchi di  $\tau$ ,  $\sigma_n$ ,  $\tau/\sigma_n$  in funzione dello Spostamento Totale per pistone in fase di salita prova C3

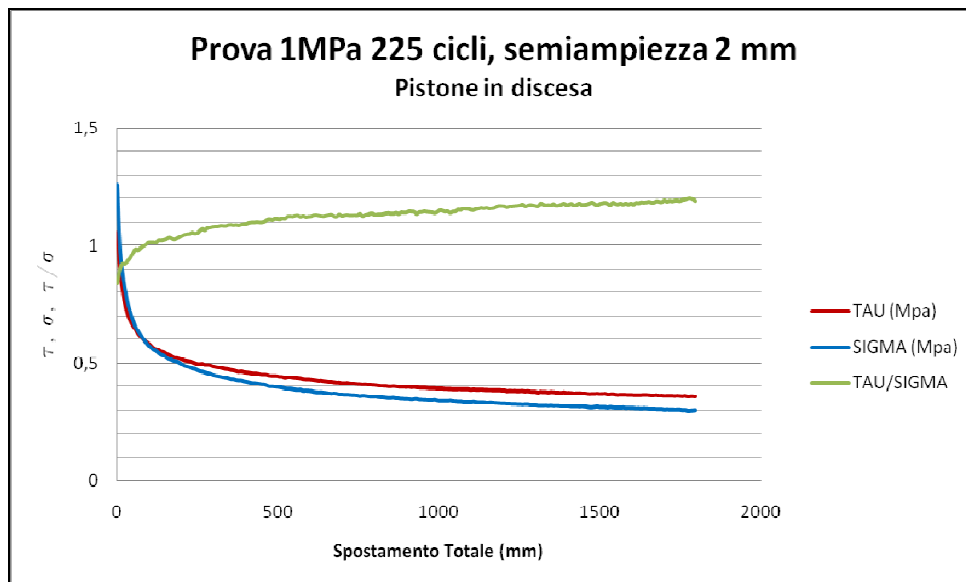


Figura 5.49 Andamento dei picchi di  $\tau$ ,  $\sigma_n$ ,  $\tau/\sigma_n$  in funzione dello Spostamento Totale per pistone in fase di discesa prova C3

Dai valori ottenuti si sono ricavati i valori di  $F_r$  angolo di attrito residuo al termine dei cicli di spostamento. Oltretutto si può notare come per numero di cicli sufficientemente elevato (spostamento totale di circa 900 mm) anche il rapporto  $\tau/\sigma$  si stabilizzi.

I grafici e le elaborazioni relative a tutte le prove sono riportati in Appendice 1. Elaborati i dati per tutte le prove, i risultati ottenuti sono stati riassunti nella seguente tabella (la prova C2 è risultata inattendibile a causa di una rotazione significativa della scatola fissa dovuta probabilmente ad un serraggio inadeguato delle viti di ritenuta):

Prova	$\tau$ (MPa)	$\sigma$ (MPa)	$\Phi_r$ (°)
C1	0,80	0,88	42,44
C3	0,33	0,36	42,63
C4	0,64	0,60	46,75
C5	0,46	0,46	45,24
C6	0,37	0,38	44,58
C7	0,82	0,69	49,67

Tabella 5.7 Risultati prove cicliche.

Infine visualizzati nel grafico in figura:

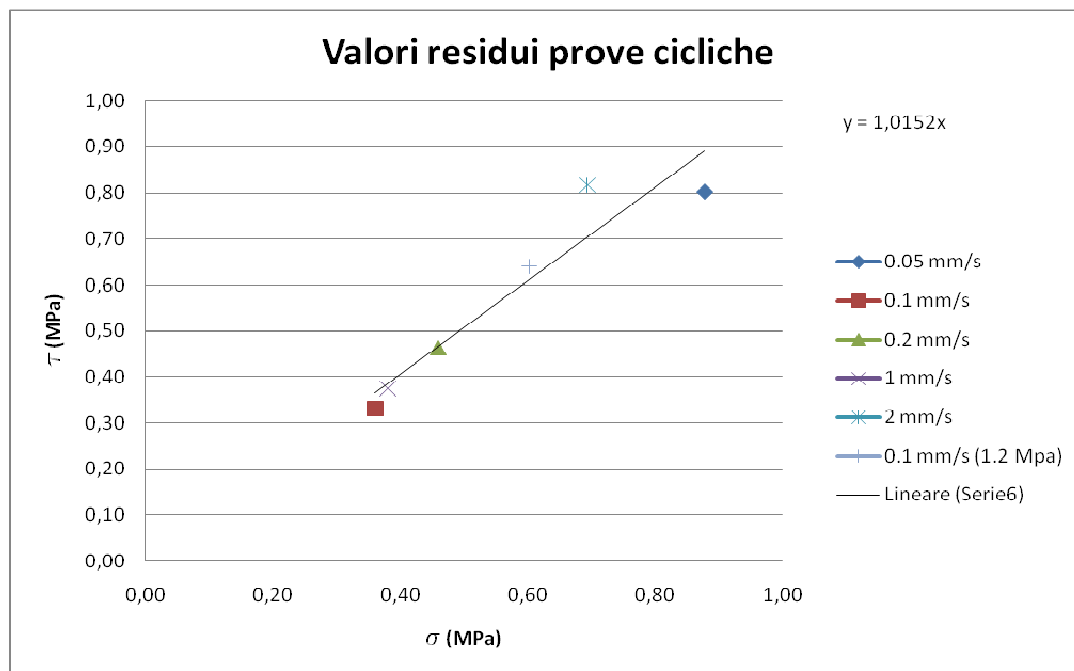


Figura 5.50 Valori  $\tau$ ,  $\sigma$  residui per prove cicliche

L'angolo di attrito residuo medio ottenuto dalla regressione lineare dei punti ottenuti è:  $\phi_r = 45^\circ$  che supera l'angolo di attrito residuo calcolato per prove cicliche su discontinuità liscia artificiale nello stesso materiale ( $\phi_r = 42^\circ$ ).

Infine si può notare come, a parità di spostamento assoluto, l'angolo di attrito residuo calcolato sia molto simile, a prescindere dalla modalità di prova; una giustificazione di questo comportamento è legata all'evoluzione del degrado, in quanto, superati i primi cicli in cui si ha rottura delle asperità con conseguente riduzione di  $\sigma_n$ , il comportamento della discontinuità si avvicina a quello della discontinuità liscia e resta costante per tutte le prove. In particolare per spostamenti assoluti di circa 900 mm la  $\sigma_n$  media tra un ciclo resta pressochè costante.

Nei seguenti grafici sono riportati gli andamenti del rapporto  $\tau/\sigma$  delle prove C(1÷5) per pistone in salita e in discesa (per le prove C6 e C7, per una migliore visualizzazione, l'andamento generale è stato elaborato solo mediante software MATLAB; si rimanda all'appendice 1 per i risultati).

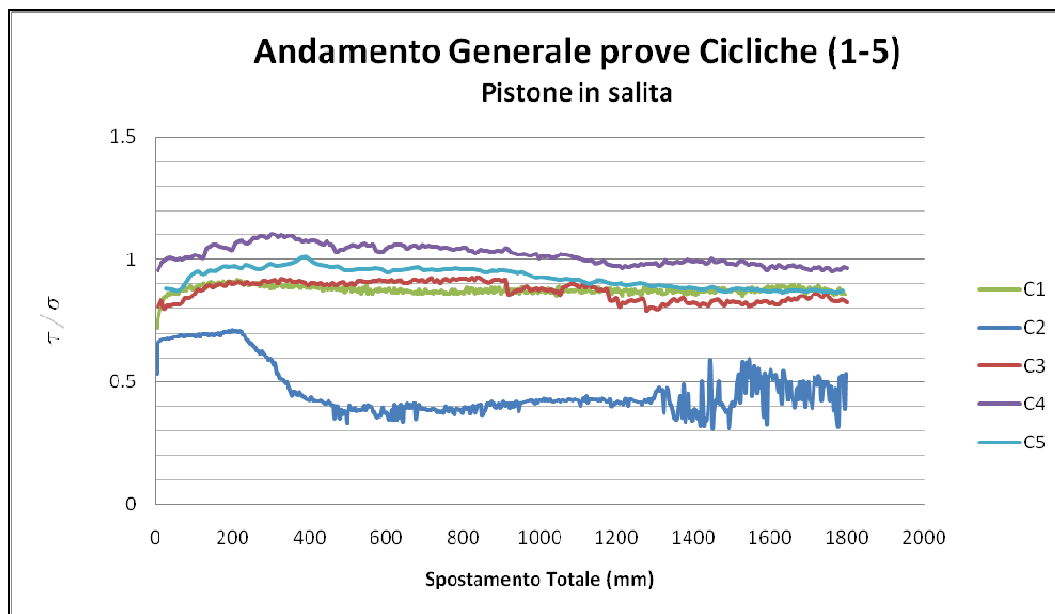


Figura 5.51 Andamenti del rapporto  $\tau/\sigma$  delle prove C(1÷5) per pistone in salita

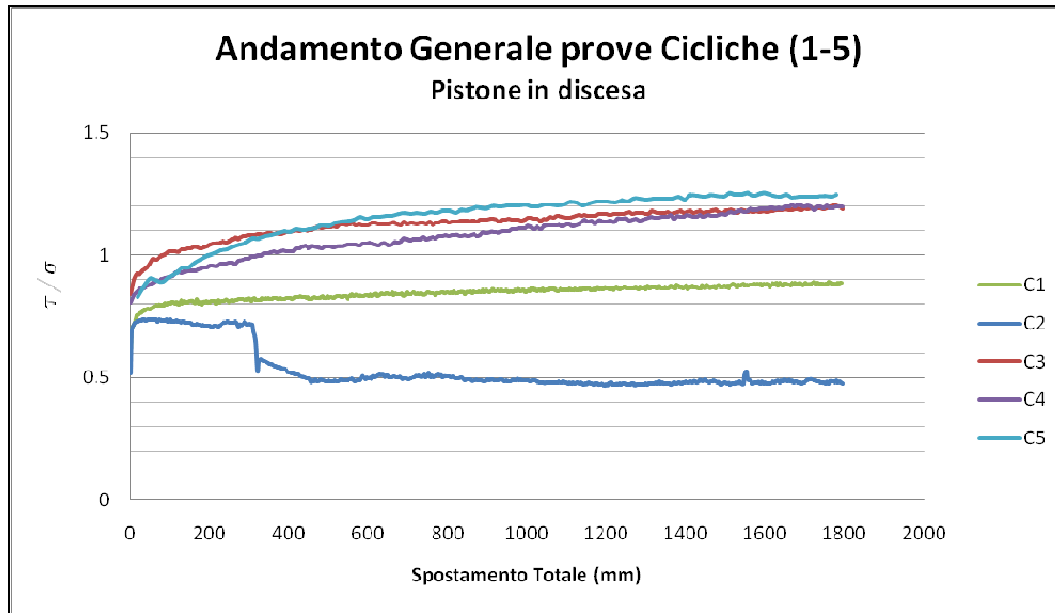


Figura 5.52 Andamenti del rapporto  $\tau/\sigma$  delle prove C(1÷5) per pistone in discesa

#### 5.4 Prove monotoniche successive

Al termine delle prove cicliche, quindi su discontinuità danneggiata, sono state eseguite prove monotoniche, cioè a variazione di spostamento costante nel tempo e in un' unica direzione, per uno spostamento totale del pistone verso l'alto di 20 mm. La  $\sigma$  iniziale coincide con quella della relativa prova ciclica.

Le prove monotoniche hanno fornito preziose informazioni sull'influenza della velocità di spostamento sui valori di angolo di attrito di picco e residuo ottenuti, e, soprattutto, sull'influenza dell'ampiezza di oscillazione della prova ciclica relativa sul conseguente picco dei valori del rapporto  $\tau/\sigma$ .

Le prove eseguite sono state le seguenti e per semplicità di analisi sono state numerate allo stesso modo delle prove cicliche che le precedono:

Prova	eseguita dopo:	frequenza (Hz)	velocità (mm/s)	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
M3	C3	0.013	0.01	1
M4	C4	0.013	0.01	1.2
M5	C5	0.013	0.01	1
M6	C6	0.013	1	1
M7	C7	0.013	3	1

Tabella 5.8 Parametri test monotonici

### 5.4.1 Analisi dei risultati

A differenza delle prove cicliche le prove monotoniche sono state analizzate solo utilizzando il software EXCEL. Si sono ricavati per ogni prova gli andamenti in funzione dello spostamento massimo di prova (20 mm) di  $\tau$ ,  $\sigma$  e di  $\tau/\sigma$ .

Nella figura seguente è illustrato l'andamento di  $\tau/\sigma$  in funzione dello spostamento per la prova monotonica successiva alla prova 3:

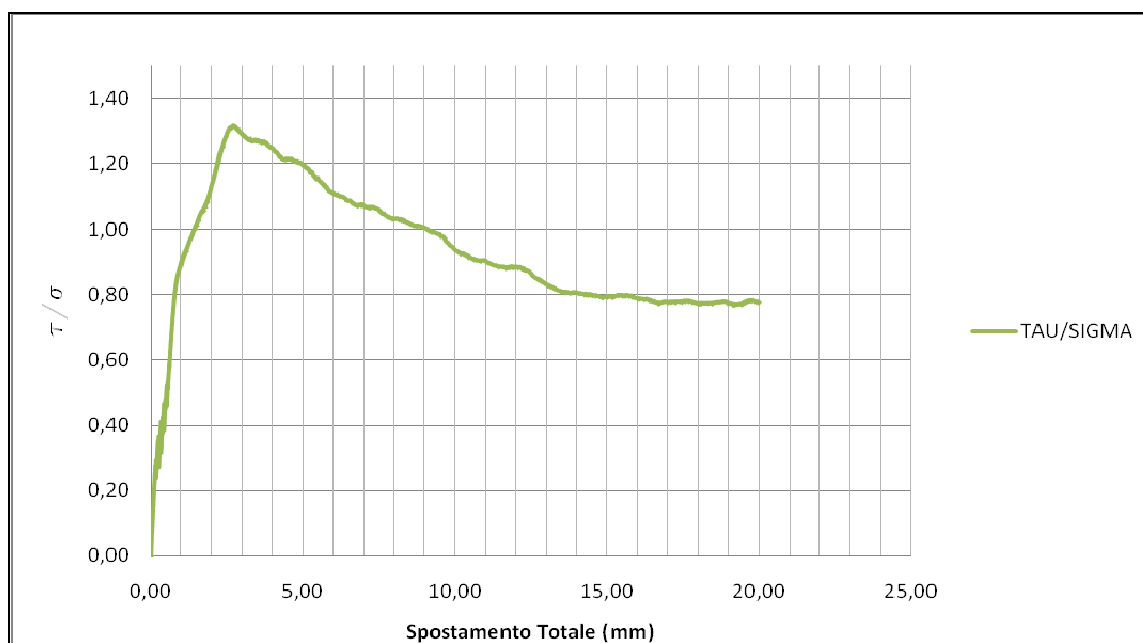
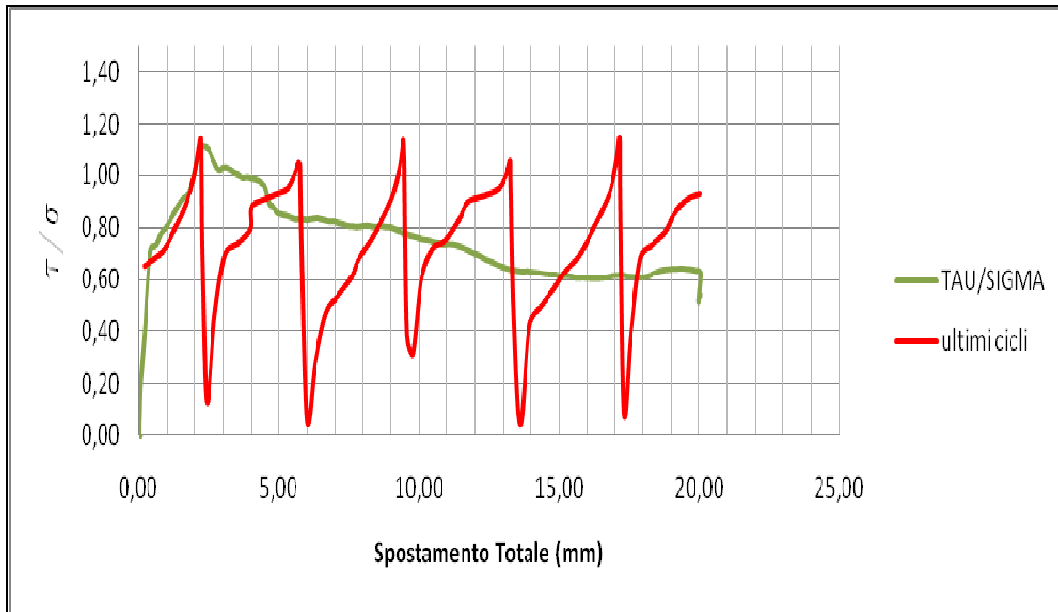


Figura 5.53 Valori  $\tau/\sigma$  in funzione dello spostamento totale

E' evidente come il picco del rapporto  $\tau/\sigma$  si raggiunga immediatamente dopo il valore dell'ampiezza di oscillazione della precedentemente realizzata prova ciclica.

E' altresì interessante notare come, per le prove monotoniche 6 e 7, eseguite alla stessa velocità delle rispettive prove cicliche, il valore dell'angolo di attrito di picco ottenuto nella prova monotonica coincide con l'angolo residuo relativo all'ultimo ciclo della prova dinamica, la figura seguente esplica meglio questo concetto:



**Figura 5.54** Valori  $\tau/\sigma$  in funzione dello spostamento totale per prova monotonica e ciclica

Come si può notare dal grafico, per valori di spostamento coincidenti con l'ampiezza del ciclo (in questo caso 2 mm) e a parità di direzione di spostamento del pistone (le onde dispari corrispondono al pistone in salita) si ottiene lo stesso rapporto  $\tau/\sigma$ .

Nelle altre prove, invece, a causa della differenza di velocità di variazione dello spostamento, questo comportamento non si è verificato, in particolare per velocità minori rispetto a quella di realizzazione della precedente prova ciclica si sono ottenuti dei valori di  $\tau/\sigma$  maggiori con conseguente angolo di attrito residuo  $\Phi_r$  e di picco  $\Phi_p$  più alti, come si può evincere dalla seguente tabella riassuntiva:

Prova		$\tau$ (MPa)	$\sigma$ (MPa)	$\Phi$ (°)
M3	Picco	1,64	1,25	52,70
	Residuo	2,20	2,82	37,87
M4	Picco	1,63	1,47	48,00
	Residuo	2,19	3,43	32,53
M5	Picco	2,21	1,66	53,06
	Residuo	1,75	2,10	39,82
M6	Picco	1,24	1,25	44,78
	Residuo	1,79	3,01	30,65
M7	Picco	1,53	1,38	47,99
	Residuo	2,20	3,67	31,00

**Tabella 5.9** Risultati test monotonic.

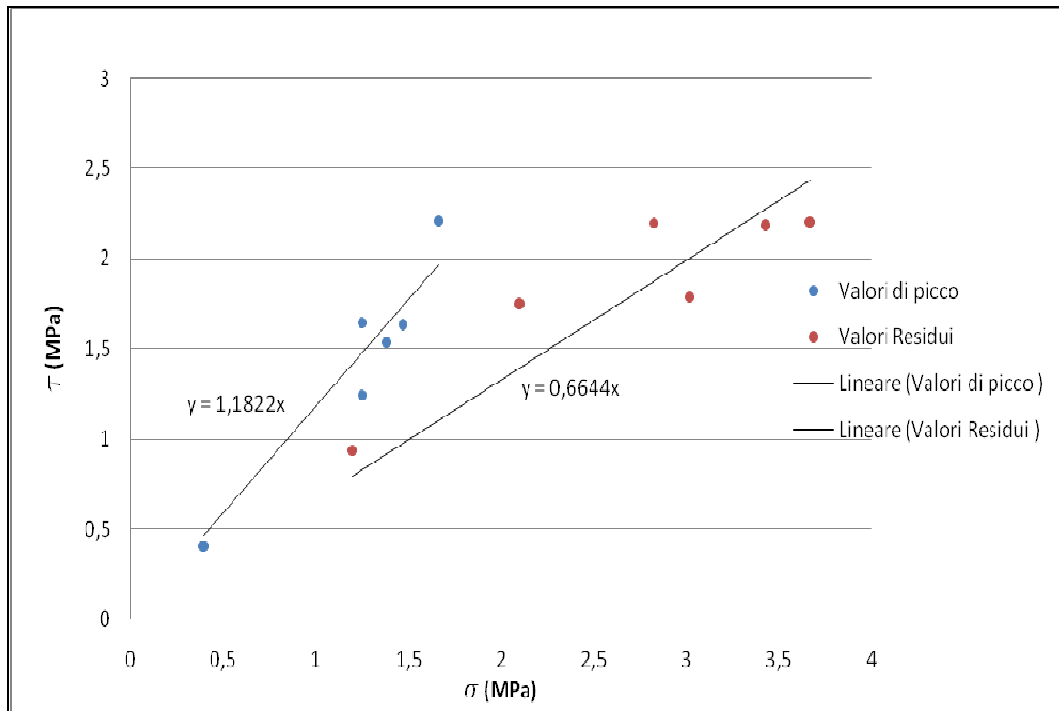


Figura 5.55 Valori  $\tau$ ,  $\sigma_n$  di picco e residui per prove monotomiche

L'angolo di attrito residuo medio ottenuto dalla regressione lineare dei punti ottenuti è:  $\Phi_r = 34^\circ$  che supera l'angolo di attrito residuo calcolato per prove monotomiche su discontinuità liscia artificiale nello stesso materiale ( $\Phi_r = 33^\circ$ ).

Il valore medio dell'angolo di attrito di picco è  $\Phi_p = 50^\circ$ .

In figura è stato riportato l'andamento di tutte le prove monotomiche realizzate:

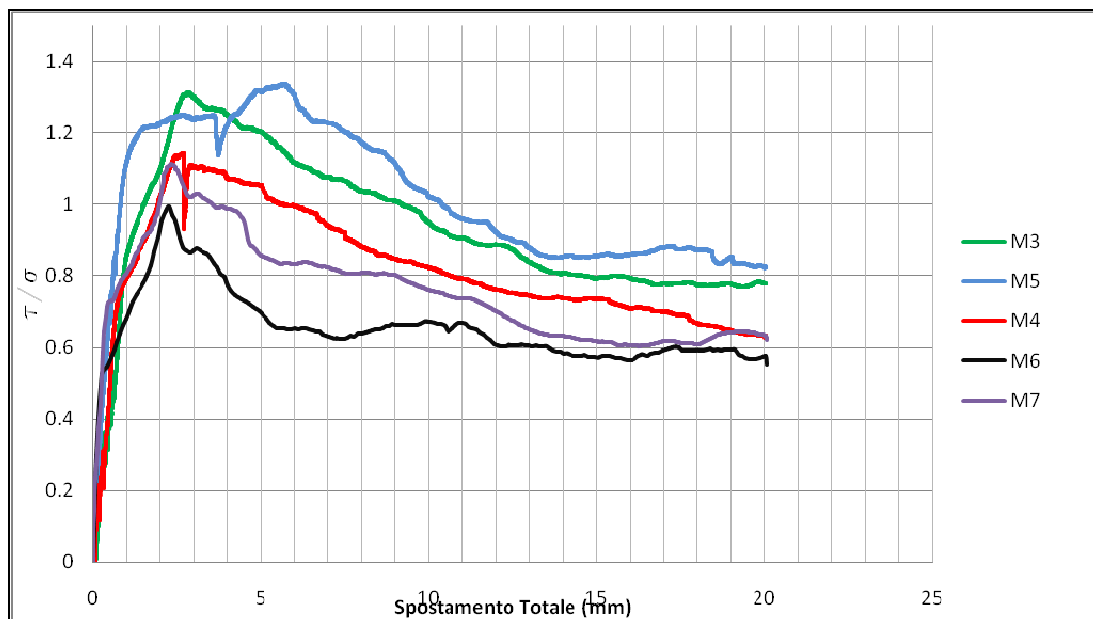


Figura 5.56 Andamento di  $\tau/\sigma$  per tutte le prove monotomiche

In appendice 2 sono riportati tutti i grafici e le elaborazioni effettuate per le prove monotomiche.

# Capitolo 6

## Un nuovo parametro di degrado per prove di taglio cicliche a dilatanza impedita: ID

La possibilità di definire un numero di cicli equivalenti per le tipologie di prova effettuate (descritte nel Capitolo 5) è molto importante per determinare gli effetti di un'azione sismica sui campioni di materiale in esame, in termini di perdita di resistenza a taglio, e di degrado delle asperità indotti dallo scuotimento stesso.

Partendo dallo studio bibliografico delle metodologie di conteggio cicli descritte nel Capitolo 2, si è arrivati a definire una modalità di conteggio cicli equivalenti per le prove di taglio eseguite. E' stato utilizzato come accelerogramma di riferimento una finestra temporale di un secondo, in cui è stata registrata la massima accelerazione conseguente ad una scossa sismica di magnitudo 4.0 registrata a 19,8 Km dall'epicentro del sisma, stazione L'Aquila -

V. Aterno -Centro Valle nel mese di Aprile 2009, per la componente orizzontale x (Figura 6.1).

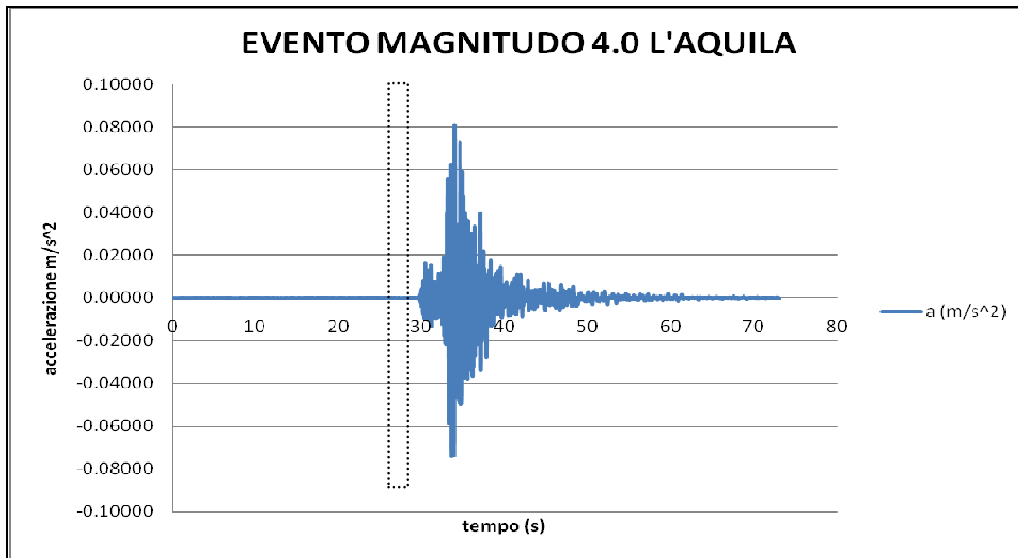
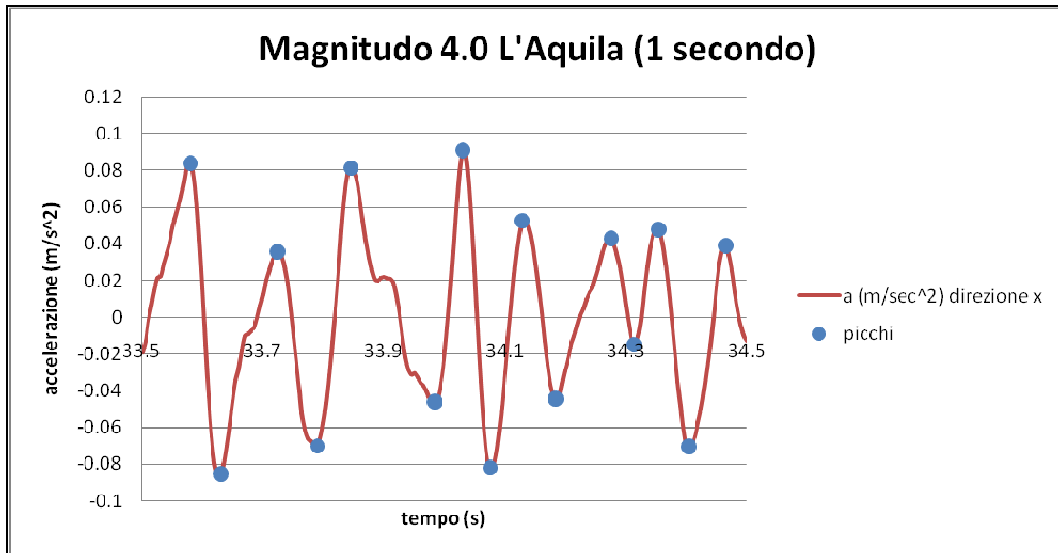


Figura 6.1 Sismogramma dell'evento registrato nell'Aprile 2009 stazione L'Aquila -V. Aterno - Centro Valle

## 6.1 Analisi del sismogramma e calcolo cicli equivalenti per l'evento

In figura 6.1 è illustrato il sismogramma di riferimento utilizzato, i picchi sono stati estrapolati utilizzando metodologia zero-crossing sono cioè stati scartati i massimi relativi quando preceduti da un massimo dello stesso segno (positivo o negativo) senza che la funzione accelerazione avesse uno zero tra i due.



**Figura 6.2** Accelerogramma di 1 s relativo all'evento di Figura 1 con evidenziati i picchi utilizzati per il conteggio dei cicli equivalenti

In tabella sono riportate le ampiezza relative al mezzo ciclo  $i$ -esimo che sono state ragguagliate successivamente all'ampiezza massima registrata per l'evento per poter utilizzare la relazione

$$N_{cy} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{2m} \left( \frac{u_i}{u_{max}} \right)^c$$

Definita da Malhotra e precedentemente introdotta nel Capitolo 3.

ampiezza mezzi cicli	direzione x
0.08350135	
-0.08567949	
0.03538291	
-0.07006586	
0.08146337	
-0.04661148	
<b>0.09057697</b>	
-0.08250903	
0.05289882	
-0.04492213	
0.0426153	
-0.01465887	
0.04752892	
-0.07094563	
0.03865866	

Per la frazione dell' evento in esame si è ottenuto un numero di cicli equivalenti pari a 3.65.

Progressiva N.Ro cicli equivalenti (per picco)
0,424933941
0,872325899
0,948625369
1,247815553
1,652260275
1,7846701
2,2846701
2,699564326
2,87010438
2,993090219
3,103769295
3,116865197
3,254538686
3,561289502
3,652370551

Questo valore è stato poi confrontato con il numero di cicli equivalenti delle prove in esame per ricavarne un valore di degrado e di angolo di attrito al termine della sollecitazione.

## ***6.2 Conteggio cicli equivalenti per le prove effettuate***

Sulla base dell'ampiezza massima registrata per l'evento di magnitudo 4, sono stati calcolati i cicli equivalenti per tutte le prove cicliche realizzate sulle repliche di discontinuità naturali in modo da poter valutare gli effetti del sisma sulle stesse. Si espone la metodologia utilizzata per la prova C7, si trascurano le altre in quanto i cicli equivalenti calcolati sono ben lontani da quanto calcolato per il sisma.

In figura è mostrato l'andamento della accelerazione nel tempo per la suddetta prova. Essendo stata effettuata, come tutte le altre, in controllo di spostamento, l'accelerazione è ottenuta derivando due volte la funzione spostamento rispetto al tempo. Come si può notare i valori di accelerazione sono uguali (a meno del segno) per ogni ciclo, quindi, ragguagliando i valori calcolati con l'ampiezza

massima di accelerazione per l'evento in esame, ogni ciclo viene conteggiato, in termini di cicli equivalenti, allo stesso modo.

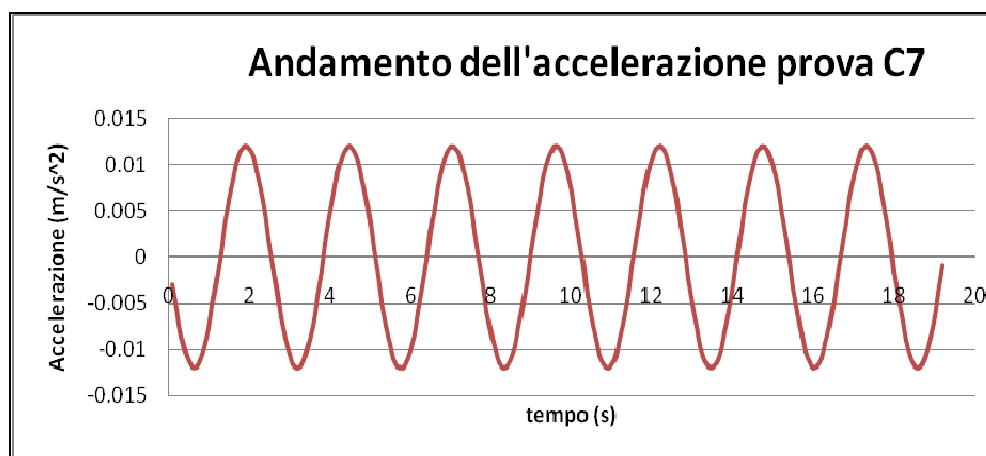


Figura 63 Andamento dell'accelerazione nel tempo, prova C6

In tabella è riassunto il conteggio dei cicli equivalenti affiancato alla progressiva di spostamento totale, per tutti i 225 cicli realizzati.

N.ro cicli equivalenti	progressiva di spostamento (mm)	N.ro cicli equivalenti	progressiva di spostamento (mm)	N.ro cicli equivalenti	progressiva di spostamento (mm)
0.017573085	8	0.738069553	336	1.458566021	664
0.035146169	16	0.755642637	344	1.476139105	672
0.052719254	24	0.773215722	352	1.49371219	680
0.070292338	32	0.790788806	360	1.511285274	688
0.087865423	40	0.808361891	368	1.528858359	696
0.105438508	48	0.825934975	376	1.546431443	704
0.123011592	56	0.84350806	384	1.564004528	712
0.140584677	64	0.861081145	392	1.581577613	720
0.158157761	72	0.878654229	400	1.599150697	728
0.175730846	80	0.896227314	408	1.616723782	736
0.19330393	88	0.913800398	416	1.634296866	744
0.210877015	96	0.931373483	424	1.651869951	752
0.2284501	104	0.948946568	432	1.669443036	760
0.246023184	112	0.966519652	440	1.68701612	768
0.263596269	120	0.984092737	448	1.704589205	776
0.281169353	128	1.001665821	456	1.722162289	784
0.298742438	136	1.019238906	464	1.739735374	792
0.316315523	144	1.036811991	472	1.757308459	800
0.333888607	152	1.054385075	480	1.774881543	808
0.351461692	160	1.07195816	488	1.792454628	816

0.369034776	168	1.089531244	496	1.810027712	824
0.386607861	176	1.107104329	504	1.827600797	832
0.404180945	184	1.124677413	512	1.845173881	840
0.42175403	192	1.142250498	520	1.862746966	848
0.439327115	200	1.159823583	528	1.880320051	856
0.456900199	208	1.177396667	536	1.897893135	864
0.474473284	216	1.194969752	544	1.91546622	872
0.492046368	224	1.212542836	552	1.933039304	880
0.509619453	232	1.230115921	560	1.950612389	888
0.527192538	240	1.247689006	568	1.968185474	896
0.544765622	248	1.26526209	576	1.985758558	904
0.562338707	256	1.282835175	584	2.003331643	912
0.579911791	264	1.300408259	592	2.020904727	920
0.597484876	272	1.317981344	600	2.038477812	928
0.61505796	280	1.335554428	608	2.056050896	936
0.632631045	288	1.353127513	616	2.073623981	944
0.65020413	296	1.370700598	624	2.091197066	952
0.667777214	304	1.388273682	632	2.10877015	960
0.685350299	312	1.405846767	640	2.126343235	968
0.702923383	320	1.423419851	648	2.143916319	976
0.720496468	328	1.440992936	656	2.161489404	984
2.266927911	1032	3.022570549	1376	3.79578627	1728
2.284500996	1040	3.040143633	1384	3.813359355	1736
2.302074081	1048	3.057716718	1392	3.83093244	1744
2.319647165	1056	3.075289802	1400	3.848505524	1752
2.33722025	1064	3.092862887	1408	3.866078609	1760
2.354793334	1072	3.110435972	1416	3.883651693	1768
2.372366419	1080	3.128009056	1424	3.901224778	1776
2.389939504	1088	3.145582141	1432	3.918797862	1784
2.407512588	1096	3.163155225	1440	3.936370947	1792
2.425085673	1104	3.18072831	1448	3.953944032	1800
2.442658757	1112	3.198301394	1456		
2.460231842	1120	3.215874479	1464		
2.477804926	1128	3.233447564	1472		
2.495378011	1136	3.251020648	1480		
2.512951096	1144	3.268593733	1488		
2.53052418	1152	3.286166817	1496		
2.548097265	1160	3.303739902	1504		
2.565670349	1168	3.321312987	1512		
2.583243434	1176	3.338886071	1520		
2.600816519	1184	3.356459156	1528		
2.618389603	1192	3.37403224	1536		
2.635962688	1200	3.391605325	1544		
2.653535772	1208	3.409178409	1552		
2.671108857	1216	3.426751494	1560		
2.688681942	1224	3.444324579	1568		

2.706255026	1232	3.461897663	1576
2.723828111	1240	3.479470748	1584
2.741401195	1248	3.497043832	1592
2.75897428	1256	3.514616917	1600
2.776547364	1264	3.532190002	1608
2.794120449	1272	3.549763086	1616
2.811693534	1280	3.567336171	1624
2.829266618	1288	3.584909255	1632
2.846839703	1296	3.60248234	1640
2.864412787	1304	3.620055425	1648
2.881985872	1312	3.637628509	1656
2.899558957	1320	3.655201594	1664
2.917132041	1328	3.672774678	1672
2.934705126	1336	3.690347763	1680
2.95227821	1344	3.707920847	1688
2.969851295	1352	3.725493932	1696
2.987424379	1360	3.743067017	1704
3.004997464	1368	3.760640101	1712
3.022570549	1376	3.778213186	1720

Come si può notare il numero di cicli equivalenti dovuti al sisma di riferimento si raggiunge per uno spostamento totale di 1664 mm cui corrisponde un valore di  $\Phi_r$  prossimo ai 49°. Per tutte le altre prove, realizzate a frequenze più basse, non si raggiunge mai questo numero di cicli equivalenti, si ipotizza, quindi, il raggiungimento dell'angolo di attrito residuo al termine delle stesse (calcolato nel Capitolo 5).

### ***6.3 Formulazione di una legge sperimentale di valutazione del degrado per prove a dilatanza impedita***

Come già evidenziato nel Capitolo 6, il comportamento della  $\sigma$  durante le prove è stato pressoché simile. In particolare per spostamenti totali pari a 900 mm la tensione normale alle facce della discontinuità raggiunge un valore asintotico e la sua media nell'arco di un ciclo resta costante. Stando al modello di degradazione delle asperità proposto da Homand per carichi ciclici, e ipotizzando che il decadimento della  $\sigma$  sia esclusivamente dovuto al degrado, è stata proposta una nuova relazione che potesse fornire un valore del degrado anche per prove a dilatanza impedita.

### 6.3.1 Analisi del decadimento della $\sigma$

E' stata trovata una legge empirica di decadimento della  $\sigma$  che ben si adatta a tutte le modalità di prova:

$$\sigma_i = \frac{\sigma_0^{\frac{3}{2}}}{\log\left(\frac{s_i}{a}\right)}$$

con  $\sigma_0$  tensione normale alle due facce della discontinuità all'inizio della prova,  $\sigma_i$  e  $s_i$  rispettivamente tensione media e spostamento al ciclo i-esimo e  $a$  ampiezza di oscillazione del pistone nella prova ciclica. Valida per numero di cicli  $> 2$ .

### 6.3.2 Andamento del degrado

E' stata formulata, sulla base di quanto visto sopra una nuova legge di degrado, che tiene in considerazione alcuni dei parametri già utilizzati da Homand per descrivere l'andamento dell'indice di degrado  $D_w$  per prove cicliche.

$$ID = 1 - e^{\left(-\beta_d \frac{(\sigma_1 - \sigma_i)}{C_0}\right)}$$

con  $b_d$ :

$$\beta_d = \frac{3k_a^3}{8DR_r \tan \theta_s} \log\left(\frac{s_i}{a_0 k_a}\right)$$

i cui valori di  $k_a$ ,  $DR_r$ ,  $J_s$ ,  $a_0$  per la discontinuità in esame valgono:

$k_a$	0.98
$DR_r$	0.056
$J_s$ (°)	10

$\sigma_i$  è la tensione media al ciclo i-esimo e  $\sigma_1$  è la tensione media al primo ciclo.

Come si può notare l' $ID$  così definito assume valori prossimi a 1 quando, per la data ampiezza di oscillazione (caratteristica della prova), si raggiunge il valore residuo dell'angolo di attrito  $\theta$ , in modo equivalente, quando il rapporto  $t/\sigma$

resta costante nonostante l'incremento dello spostamento assoluto. Ovviamente, essendo dipendente dai valori della  $s$  media del ciclo, l'indice ID definito è specifico per l'ampiezza di oscillazione, in quanto, come per la relazione descritta nel paragrafo 6.3.1 anche la variazione della  $\sigma$  nel tempo è strettamente collegata alle modalità di prova ed in particolare all'ampiezza della stessa.

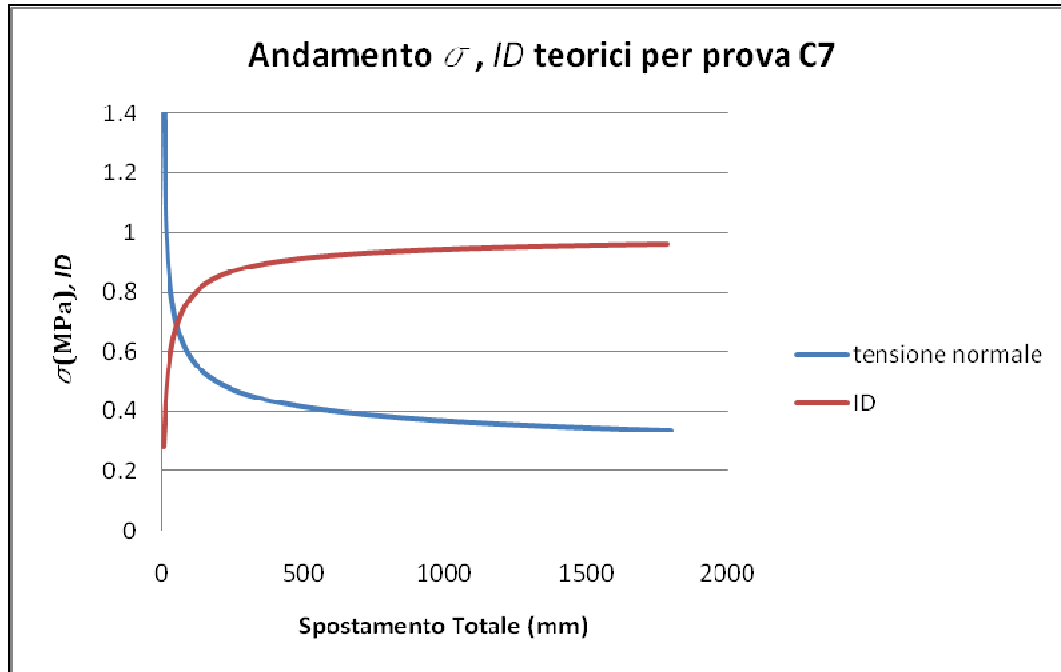


Figura 6.4 Andamento dell'indice di degrado ID e della  $\sigma$  (valori teorici)

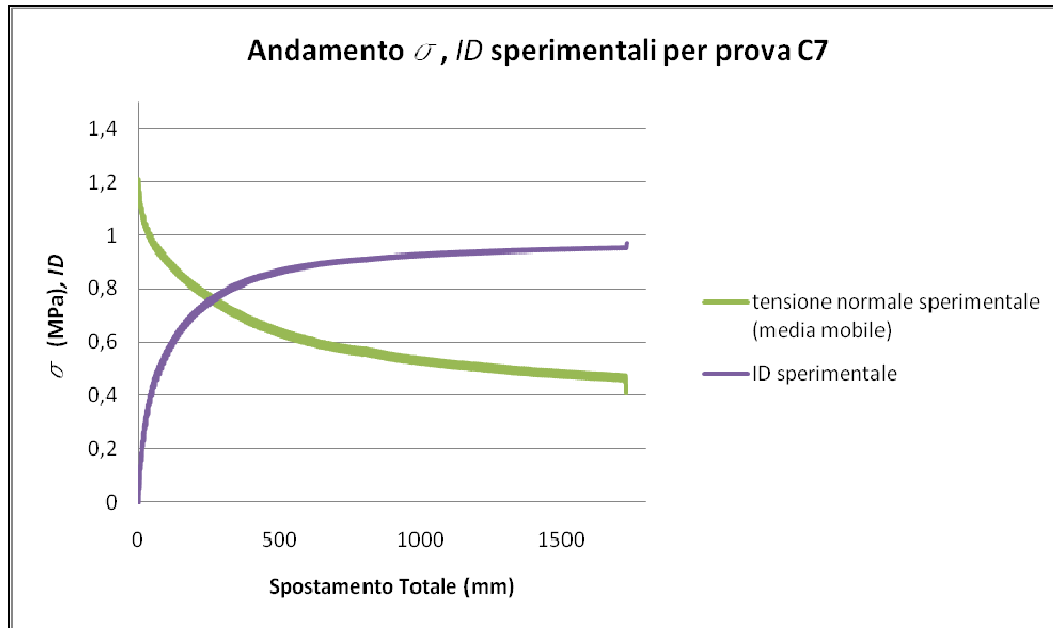


Figura 6.5 Andamento dell'indice di degrado  $ID$  e della  $\sigma$  (valori sperimentali)

Nelle figure 6.4 e 6.5 è rappresentato l'andamento dell'indice di degrado  $ID$  e della  $\sigma$  (MPa) teorico e sperimentale rispettivamente per la prova C7. La sottostima della  $\sigma$  dell'andamento teorico rispetto a quella sperimentale è dovuta ad uno scarso campionamento dei dati e ad un problema di taratura delle celle di carico. Dal grafico in Figura 6.6 si può ricavare, noto lo spostamento totale necessario a realizzare lo stesso numero di cicli dovuti all'evento sismico, un valore dell'indice di degrado  $ID$  delle asperità che a 1664 mm vale 0.95. Ciò equivale a dire che per la data ampiezza di prova si è molto vicini al raggiungimento del valore residuo dell'angolo di resistenza al taglio.

Come si può notare in Figura 6.6, la rispondenza per le altre prove dei dati sperimentali con quelli teorici è molto più elevata, è rappresentata, a titolo esemplificativo la prova C6, per i grafici delle prove C(4÷7) si rimanda all'Appendice 3.

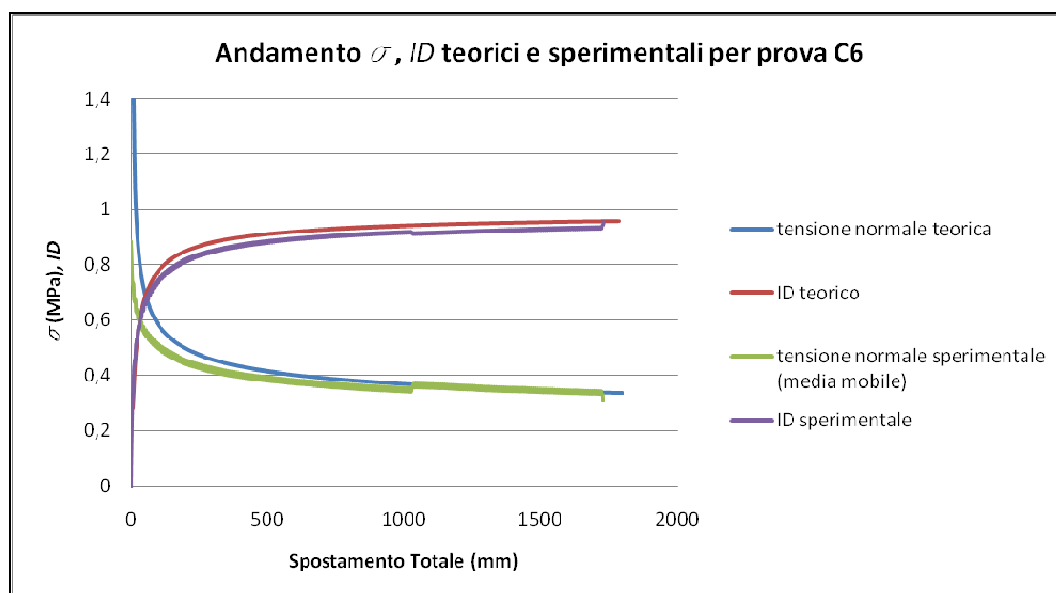


Figura 6.6 Andamento dell'indice di degrado ID e della  $\sigma$  (valori sperimentali)

# Capitolo 7:

## Modellazione numerica e confronto con i dati sperimentali

Al fine di approfondire la conoscenza del comportamento di discontinuità soggette a taglio è stato sviluppato un modello 3D agli elementi finiti, utilizzando il codice di calcolo ABAQUS che riproduce una porzione prismatica di un campione di roccia che presenta una discontinuità. Con tale modello sono state simulate prove di taglio monotoniche e cicliche per analizzare il grado di danneggiamento della superficie rugosa e la risposta meccanica della discontinuità. I risultati della modellazione numerica sono stati confrontati con i risultati sperimentali ottenuti dalle prove di taglio precedentemente illustrate.

## 7.1 La creazione del modello

Al fine di simulare il comportamento meccanico delle discontinuità naturali, oltre che il comportamento a taglio, è stato necessario creare un opportuno modello riportante le medesime caratteristiche geometriche e meccaniche dell'ammasso roccioso preso in esame.

Il modello così ottenuto sarà sottoposto ad un'analisi agli elementi finiti mediante il programma di calcolo Abaqus e i risultati ottenuti nel corso della simulazione saranno confrontati con i dati rilevati durante le prove eseguite con l'apparato di taglio da usare con la pressa MTS/810-modificata.

In generale, quindi, una certa analisi agli elementi finiti deve presentare tre principali fasi di calcolo e cioè:

- definizione e impostazione del modello;
- calcolo;
- elaborazione dei risultati ottenuti.

La *prima fase* elencata consiste essenzialmente nei processi finalizzati alla creazione e definizione del modello geometrico e quindi nella creazione dei dati di ingresso per il programma di calcolo.

Il primo passo consiste infatti nella discretizzazione del sistema continuo ovvero, più precisamente, nella definizione della griglia di elementi e nodi detta anche "*mesh*", in seguito all'assunzione di un opportuno sistema di unità di misura. Il modello sarà tridimensionale e quindi dovranno essere adottati elementi tridimensionali a 6 o 8 nodi.

Nel secondo passo è necessario definire le principali caratteristiche del modello adottato; in particolare si dovranno specificare i materiali e le corrispondenti proprietà meccaniche e fisiche degli elementi in cui è stato suddiviso il sistema continuo. Non dovrà poi essere dimenticato di specificare le opportune condizioni al contorno del modello cioè tutti i vincoli che esso presenta lungo i suoi confini quali, ad esempio, condizioni di assial-simmetria o limitazioni agli spostamenti lungo alcune direzioni.

Infine si procederà con l'applicazione, in corrispondenza degli elementi, dei carichi agenti su tutto il modello.

Per quanto riguarda invece la *seconda fase*, essa viene eseguita mediante l'ausilio di un programma di calcolo in quanto si ricercano i risultati della fase di modellazione mediante la risoluzione delle equazioni algebriche lineari espresse in funzione dei singoli nodi costituenti il modello stesso.

Infine, nella *terza fase*, si procederà con l'elaborazione e la visualizzazione dei risultati ottenuti mediante la modellazione del problema in esame.

Nel seguito si riporteranno tutte le informazioni relative al modello adottato per la simulazione del comportamento meccanico di un ammasso roccioso.

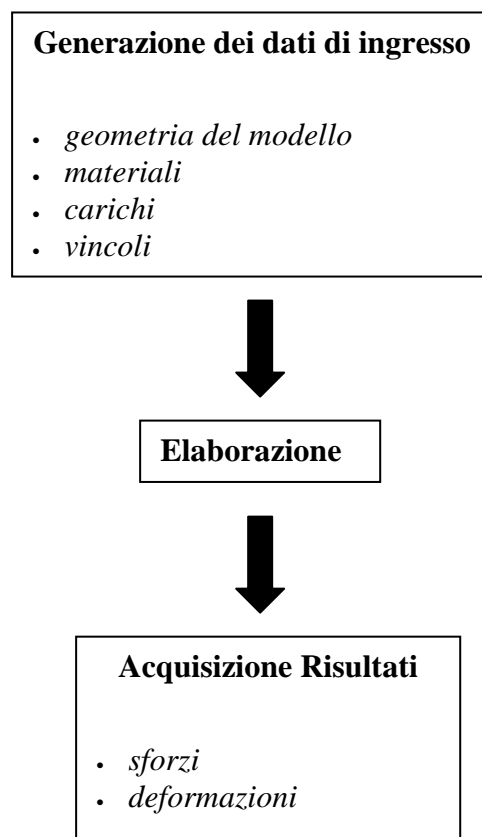


Figura 7.1 Processo di analisi agli elementi finiti.

### 7.1.1 Geometria del modello

Al fine di riprodurre la geometria delle discontinuità rilevate con la fotogrammetria e quindi ricreare il provino utilizzato per eseguire le prove sperimentali si è proceduto alla definizione geometrica del modello. I dati relativi alla superficie della discontinuità sono stati presi dal rilievo DTM delle repliche in malta cementizia di un provino cubico proveniente da una

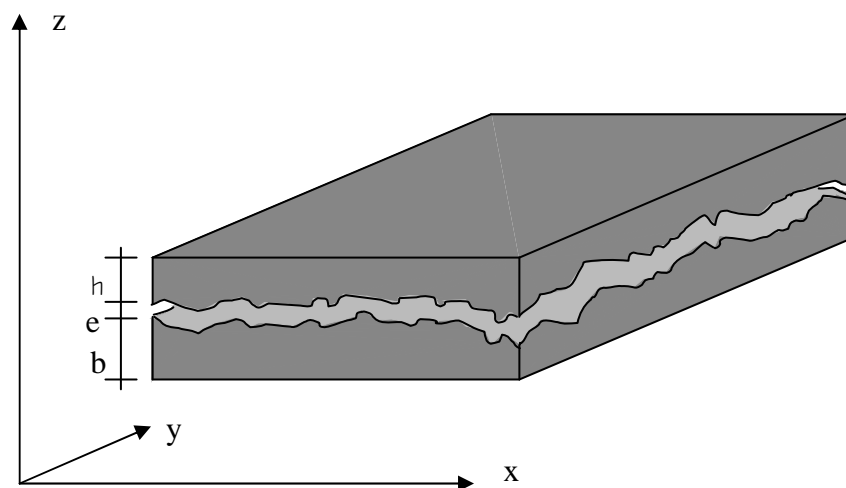
discontinuità naturale in roccia. La superficie della discontinuità è risultata di dimensioni pari a  $6,4 \times 6,8 \text{ cm}^2$  e si simula la prova andando a considerare il provino costituito da due semiprovini denominati: "Maschio" e "Femmina".

Una volta deciso la geometria del modello più opportuna al fine di simulare l'azione dell'apparecchio di taglio per l'analisi della degradazione delle superfici rugose si procede con la stesura dei dati di ingresso che saranno processati dal programma di calcolo agli elementi finiti.

Per la creazione di tali dati di ingresso è necessario specificare le coordinate tridimensionali, rispetto un determinato sistema di riferimento cartesiano, di tutti i nodi in cui è stato suddiviso il sistema continuo.

Con il rilievo topografico DTM si sono rilevate le coordinate di determinati punti sulle superfici del giunto, secondo una griglia sul piano x-y di passo 1 mm su entrambi gli assi.

Ognuno dei punti rilevati in questo modo corrisponde nel modello 3D ad un "nodo". I nodi rappresentanti la superficie inferiore del giunto hanno coordinate spaziali  $x, y, b$  (dove  $b$  corrisponde all'altezza dei punti della superficie inferiore del giunto), mentre i nodi aventi coordinate  $x, y, (b+e)$  rappresentano la superficie superiore del giunto (Figura 7.2).



**Figura 7.2:** Sistema di riferimento e misura delle altezze.

Si è scelto di considerare le coordinate dei punti della superficie rugosa riferite ad un sistema di coordinate con origine alla base del semiprovino "Femmina"

(inferiore) dato dalle terne "x,y,z" e "1,2,3" che si riterranno equivalenti, con le corrispondenze  $x=1$ ,  $y=2$ ,  $z=3$ : questo per adattare le coordinate tradizionali al sistema adottato da Abaqus. Oltre a queste coordinate, sono state inserite le coordinate del piano di base del semi-provino "Femmina", cioè con  $z=3=0$ .

Tali coordinate  $(x,y)=(1,2)$  si mantengono costanti per tutte le superfici costituenti il modello mentre è stata variata la coordinata  $z=3$ , aggiornata in funzione del piano che si sta analizzando. Naturalmente quest'ultima coordinata varia per i diversi piani, ma si mantiene costante per tutti i punti appartenenti alla medesima superficie. Tutto questo è stato realizzato mediante il comando "n-copy" che ci permette di copiare dei set di nodi per crearne di nuovi.

Secondo tale approccio ogni sezione presenta 4.420 (65x67) nodi che, moltiplicati per le 8 superfici del modello, fanno sì che la geometria dello stesso sia definita da un totale di 35.360 nodi.

Le varie superfici sono riportate in Tabella 7.1:

Nome superficie	$z = 3$
tuttibase	0
base2	5
base1	10
srf	variabile
srm	variabile
tetto1	25
tetto2	30
tetto	35

**Tabella 7.1:** Superfici create.

In seguito alla definizione dei nodi, si è proceduto con il determinare gli elementi delimitati da questi punti; per tale modello è stato così adottato l'elemento C3D8, cioè elemento definito da 8 nodi (Figura 7.3).

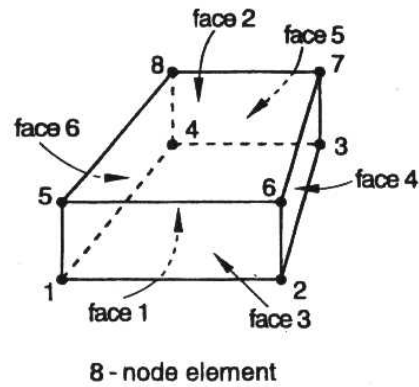


Figura 7.3: Elemento C3D8.

Agli elementi è stata data una numerazione particolare (Figura 7.4) in modo da rendere più semplici le operazioni di raggruppamento e definizione dei piani, dei vincoli, ecc..

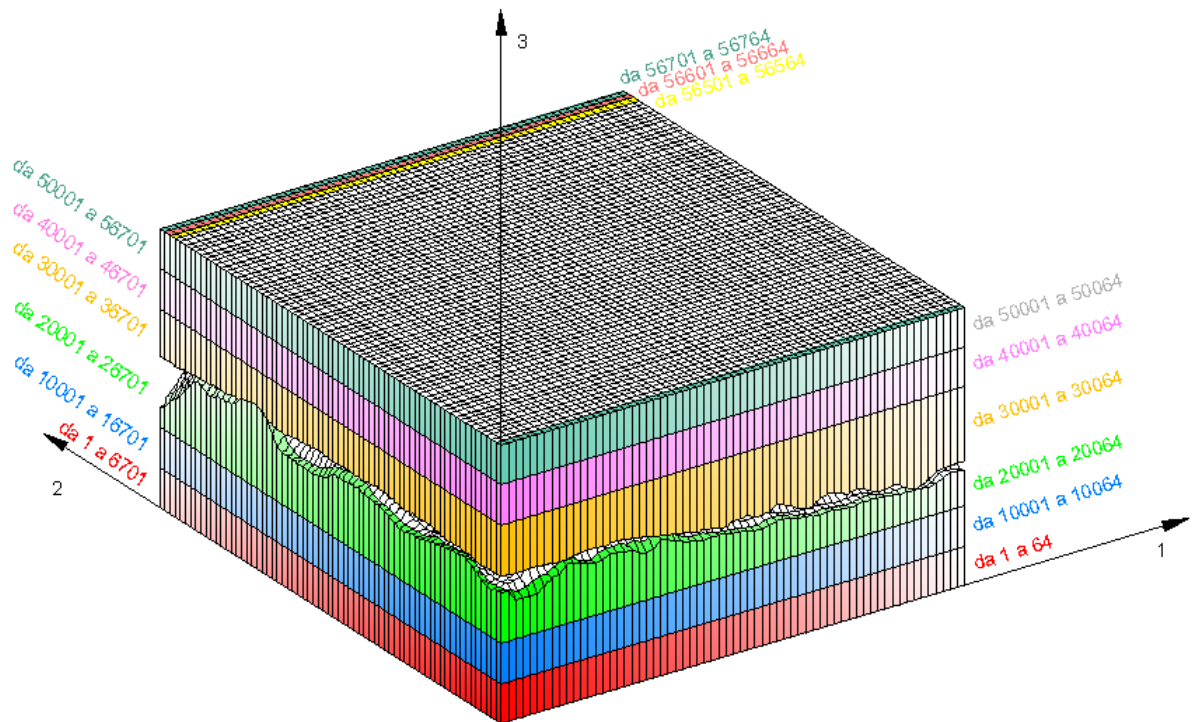


Figura 7.4: Numerazione elementi.

In conclusione, il modello adottato per quest'analisi prevede un numero complessivo di elementi pari a 25.728 unità.

Gli elementi in cui è stato discretizzato il sistema continuo in esame sono stati suddivisi fra loro in modo tale da costituire diverse tipologie di elementi stessi; si è proceduto cioè con la definizione di *set* di elementi finalizzati alla

semplificazione della geometria del modello in esame in corrispondenza dei vari piani (Figura 7.5).

Per prima cosa si sono generati con il comando "*elset*" i set di elementi del semiprovinio "Femmina" definito come "*basetot*" che comprende tutti gli elementi costituenti il semiprovinio.

In particolare, al fine di ottenere una più realistica distribuzione di sforzi e deformazioni, è stato necessario effettuare una distinzione tra:

- "*srfi*" (acronimo di "superficie rugosa femmina inferiore") comprendente tutti gli elementi di altezza variabile che compongono la superficie della discontinuità del semiprovinio;
- "*base 2*" che include tutti gli elementi con  $z=3$  compresa tra 0 e 5 mm (cioè il piano orizzontale passante per l'origine degli assi);
- "*base 1*" a cui appartengono gli elementi caratterizzati da una  $z=3$  superiore di 5 mm quella precedentemente definita.

Inoltre, sempre con il comando *elset* si sono generati i set di elementi del semiprovinio "Maschio" definito come "*tettotot*" che comprende tutti gli elementi costituenti il semiprovinio.

Anche in questo caso, al fine di migliorare la rappresentazione di sforzi e deformazioni, è stato necessario effettuare una distinzione tra:

- "*srms*" (acronimo di "superficie rugosa maschio superiore") comprendente tutti gli elementi di altezza variabile che compongono la superficie rugosa della discontinuità del semiprovinio;
- "*tetto 2*" che include tutti gli elementi con  $z=3$  compresa tra 25 e 30 mm;
- "*tetto 1*" a cui appartengono gli elementi caratterizzati da una  $z=3$  più bassa di 5 mm rispetto a quella precedentemente definita.

Quanto illustrato finora è visibile in Figura 7.5.

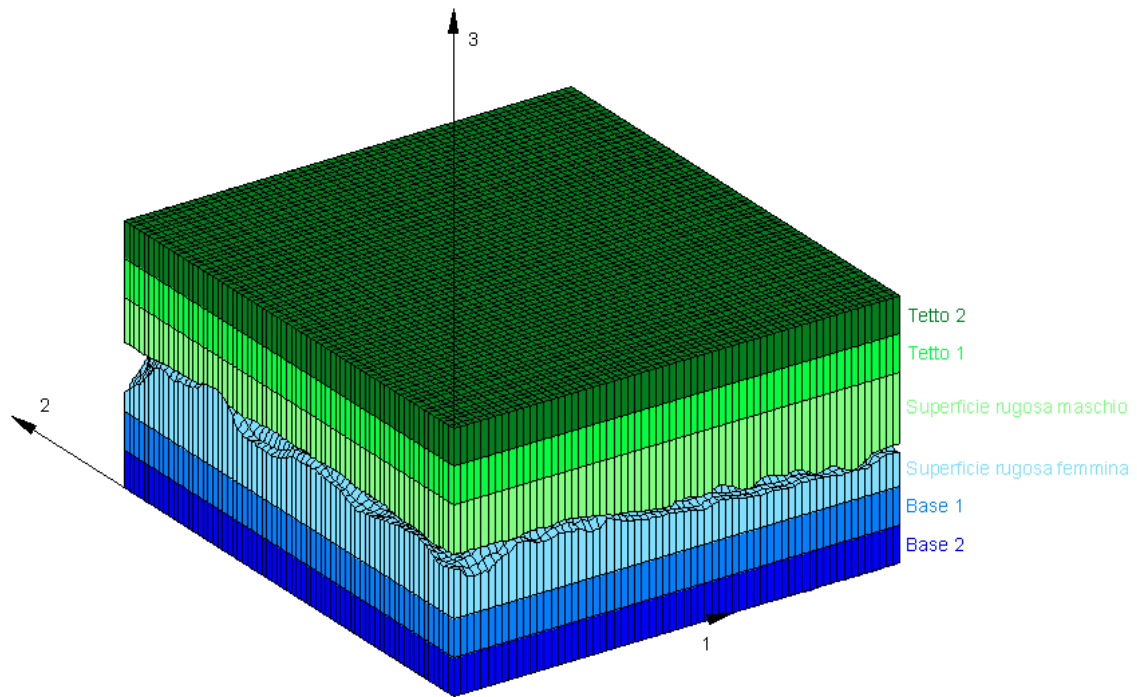


Figura 7.5: Composizione dei blocchi costituenti il provino virtuale.

### 7.1.2 Definizione dei materiali

Nel modello ricostruito per lo studio del comportamento a taglio delle discontinuità e in particolare per l'osservazione della degradazione delle superfici a contatto al variare dell'entità e della frequenza dei carichi applicati sono stati adottati i seguenti materiali:

- *Solido 1* → *Semiprovinio "Femmina" (inferiore)*;
- *Solido 2* → *Semiprovinio "Maschio" (superiore)*;
- *Discontinuità* → *Superfici della discontinuità a contatto*.

La distinzione tra le due tipologie di elementi si è resa necessaria al fine di mantenere i due semiprovinci indipendenti l'uno dall'altro nella definizione dei materiali anche se in questa elaborazione si sono considerati identici.

Per quanto riguarda la discontinuità si è resa necessaria una distinzione per caratterizzare meglio l'interazione meccanica tra i due blocchi di cui si parlerà in modo più esteso nel paragrafo seguente.

Si può allora procedere, al fine di una migliore comprensione, con una sintesi delle principali caratteristiche fisiche e meccaniche adottate nel modello per i diversi materiali che lo costituiscono.

Ricordiamo che si sono considerati materiali elastici e come criterio di rottura quello di Mohr-Coulomb.

In prima ipotesi si sono considerate delle proprietà di questo tipo:

- **Solido 1 e 2:**

Coesione [C] =	80 MPa
Angolo di attrito [ $\phi$ ] =	40°
Modulo elastico di Young [E] =	10000 Mpa
Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ] =	0,35

- **Discontinuità:**

Coefficiente d'attrito [ $\mu = \text{tg} \phi_d$ ] =	0,3
Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] =	16,71°

Successivamente, alla luce dei risultati delle prove sperimentali si è deciso di considerare i materiali con minore resistenza con le seguenti caratteristiche:

- **Solido 1 e 2:**

Coesione [C] =	10 MPa
Angolo di attrito [ $\phi$ ] =	45°
Modulo elastico di Young [E] =	10000 Mpa
Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ] =	0,35

- **Discontinuità:**

Coefficiente d'attrito [ $\mu = \text{tg} \phi_d$ ] =	0,6
Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] =	30,98°

### 7.1.3 Definizione delle superfici di contatto

L'interazione meccanica tra i due blocchi è data dal rapporto tra due superfici: la superficie inferiore del blocco superiore, e la superficie superiore del blocco inferiore.

In Abaqus, l'interazione tra due superfici è definita come il contatto fra due corpi deformabili, siano essi bi- o tridimensionali, sottoposti a spostamenti piccoli o finiti: dette superfici sono definite come "contact pair".

Una superficie deve essere caratterizzata come "master", e l'altra come "slave" (i nodi della superficie "slave" non possono penetrare nella superficie "master", mentre in linea di principio è permesso il contrario (Figura 7.6)): ciò è molto importante nel caso di contatti fra corpi con deformabilità diverse, meno rilevante invece nel caso in esame, essendo i blocchi costituiti dallo stesso materiale. Nel nostro modello si è definita "master" la superficie rugosa del semiprovin "Femmina" ("srfi") e come "slave" la superficie rugosa del semiprovin "Maschio" ("srms").

Nello spazio vuoto compreso tra i due blocchi non è stato generato alcun strato di elementi.

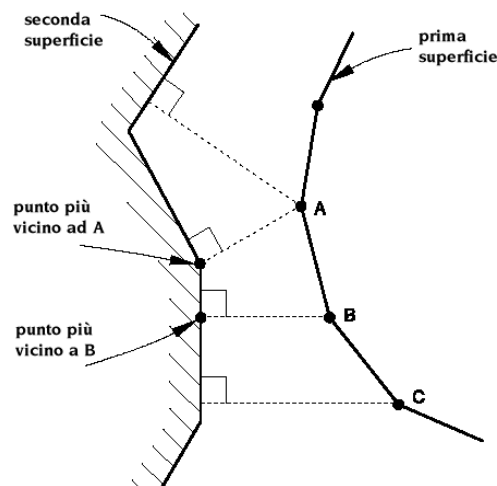


Figura 7.6: Interazione fra le superfici (da ABAQUS, User's manual, modificato).

Il contatto tra le superfici è stato definito mediante il comando "surface behavior" definendo la pressione di chiusura "hard" in modo da avere una chiusura senza attutimento.

Infine si sono stabilite le proprietà meccaniche dell'interazione delle due superfici a contatto mediante il comando "*friction*" che viene usato per introdurre le proprietà d'attrito in un modello meccanico e serve per governare l'interazione tra le superfici di contatto che si è considerata come attritiva: il coefficiente d'attrito  $\mu = \text{tg}\phi$  è stato assunto pari a 0,3 o 0,6 a seconda delle analisi eseguite.

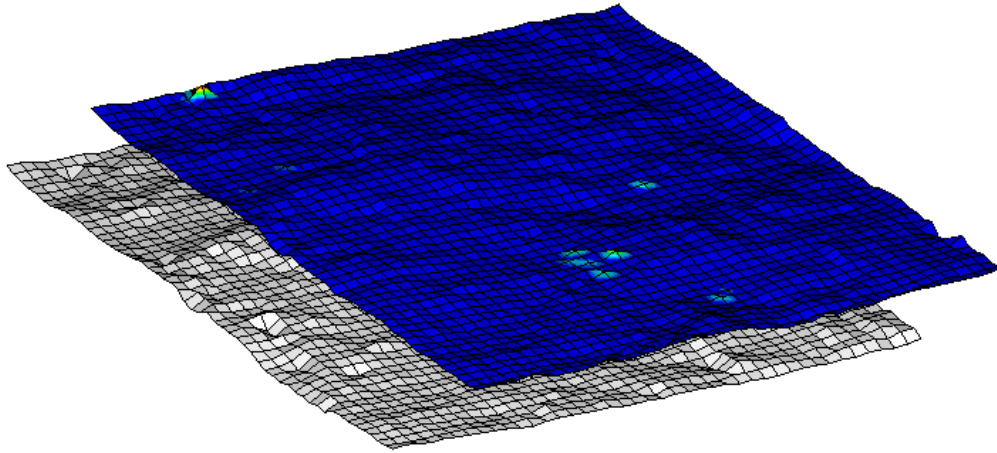


Figura 7.7: Superfici di interazione (blocchi solidi rimossi).

### 7.1.4 Definizione dei vincoli e dei carichi

In seguito alla determinazione dei nodi e degli elementi costituenti il modello geometrico, è stato possibile definire delle tipologie di nodi fondamentali per la definizione dei vincoli da applicare al contorno del modello stesso.

Il primo gruppo di nodi ad essere generato è stato quello riguardante il semiprovinio inferiore "Femmina":

- "*latoinf 1*" e "*latoinf 3*" comprendono tutti i punti appartenenti al piano verticale x-z (1-3) ma rispettivamente su lati opposti del semiprovinio;
- "*latoinf 2*" e "*latoinf 4*" comprendono tutti i punti appartenenti al piano verticale y-z (2-3) anch'essi tra loro opposti e ortogonali ai precedenti.

Tutti i lati del semiprovinio sono stati bloccati in modo che non si potessero verificare spostamenti sia in direzione 1 che in direzione 2 e la base, "*base2*", è

stata bloccata in direzione 3: per simulare il bloccaggio della metà provino nella parte fissa della scatola di taglio.

In seguito si è passati a definire i gruppi di nodi riguardanti il semiprovinio superiore "Maschio":

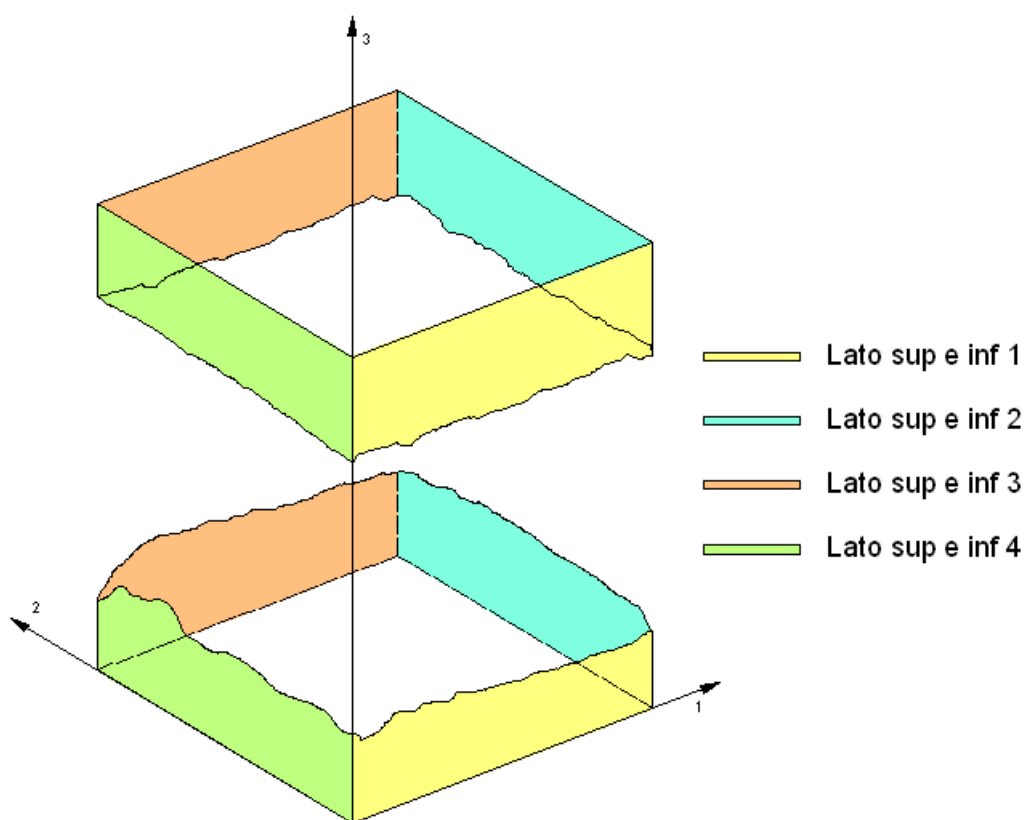
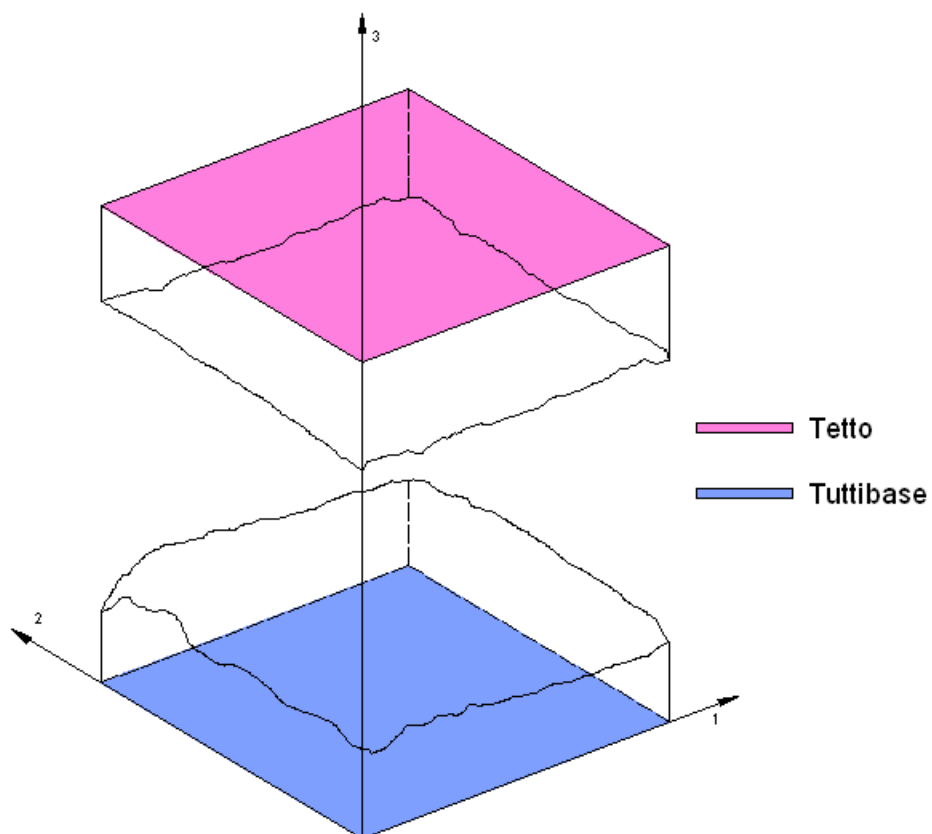
- "*latosup 1*" e "*latosup 3*" comprendono tutti i punti appartenenti al piano verticale x-z (1-3) ma rispettivamente su lati opposti del semiprovinio;
- "*latosup 2*" e "*latosup 4*" comprendono tutti i punti appartenenti al piano verticale y-z (2-3) anch'essi tra loro opposti e ortogonali ai precedenti.

Per semplificare la scrittura del foglio di input, la definizione dei carichi, dei vincoli e l'estrapolazione dei risultati finali si è pensato di creare un set di nodi che raggruppasse tutti i nodi del semiprovinio "Maschio" ad eccezione di un solo nodo, il 70001, in modo da equiparare i movimenti, i carichi e i vincoli del semiprovinio superiore a quelli del singolo nodo escluso dal set precedente.

Per quanto riguarda il semiprovinio superiore i vincoli e i carichi varieranno in base allo step di calcolo e al tipo di analisi (monotonica o ciclica) che si sta analizzando, per questo verranno chiariti nel paragrafo seguente per ogni singolo caso.

Infine, per una più agevole elaborazione dei risultati si sono creati due allineamenti ("*allineamento1*" parallelo all'asse y e "*allineamento2*" parallelo alla direzione x) tra loro ortogonali e presi a metà di ogni lato per tutta la profondità del semiprovinio "Maschio". Tutto questo è stato fatto in modo da poter determinare gli spostamenti verticali e lungo la direzione del taglio come media degli spostamenti di tutti i nodi appartenenti rispettivamente ai due allineamenti.

Per una migliore comprensione si rimanda alle seguenti Figure 7.8 e 7.9.



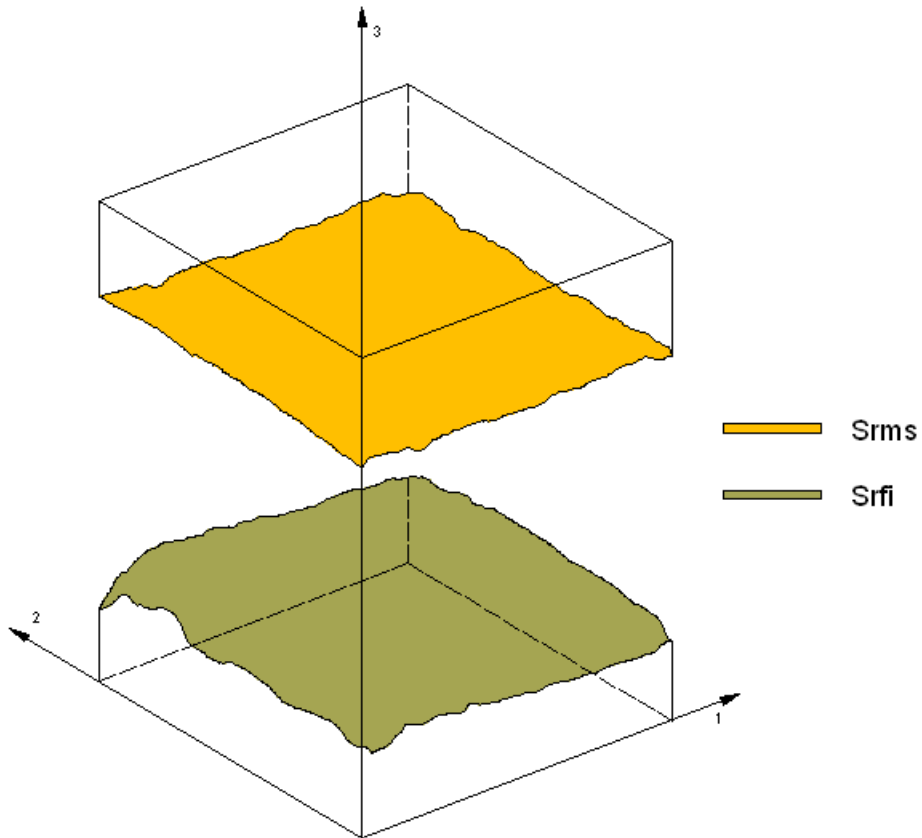


Figura 7.8: Lati di carico e superfici.

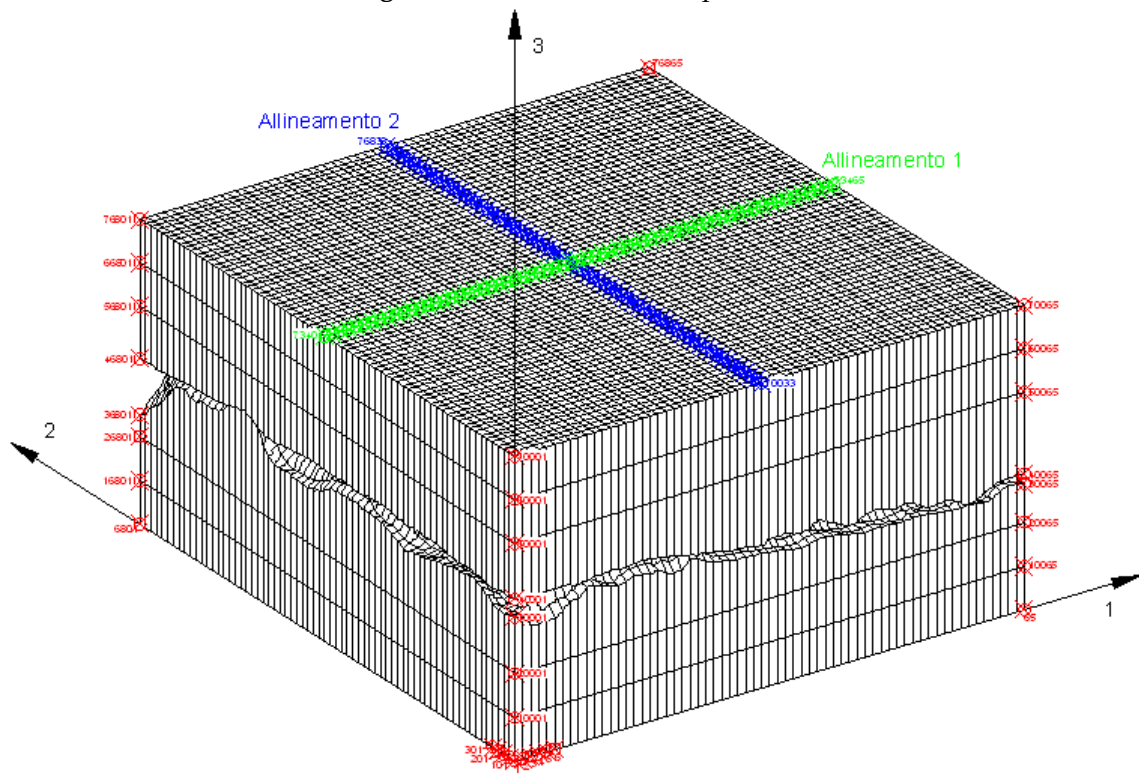


Figura 7.9: Allineamenti e raggruppamento dei nodi.

### 7.1.5 Step di carico

La simulazione prevede due tipi di analisi:

- prova di taglio in condizioni monotoniche
- prova di taglio in condizioni cicliche

Entrambe saranno caratterizzate da un'identica fase di compressione seguita da una diversa fase di spostamento di taglio.

#### 7.1.5.1 Prove monotoniche

La prova monotonica è stata realizzata con valori diversi di carico di confinamento (0.1-0.5-1-2-4-6-10 MPa), e presenta i seguenti step:

- **Step 1: Compressione**

Con questo primo step viene applicato un carico distribuito costante con andamento lineare (tramite il comando "dload") a tutti gli elementi appartenenti al set "tetto2" pari a 0.1, 0.5, 1, 2, 4, 6 e 10 MPa in un tempo fittizio (utilizzato da Abaqus) di durata dello step pari a 1.

Tale carico distribuito simula l'azione del sistema di confinamento applicato alla scatola di taglio, per questo motivo vengono definiti, tramite il comando "boundary", i vincoli applicati. Per simulare l'annegamento del semiprovinco inferiore all'interno della semiscatola fissa e impedire quindi l'espansione laterale del semiprovinco si sono imposti i seguenti vincoli:

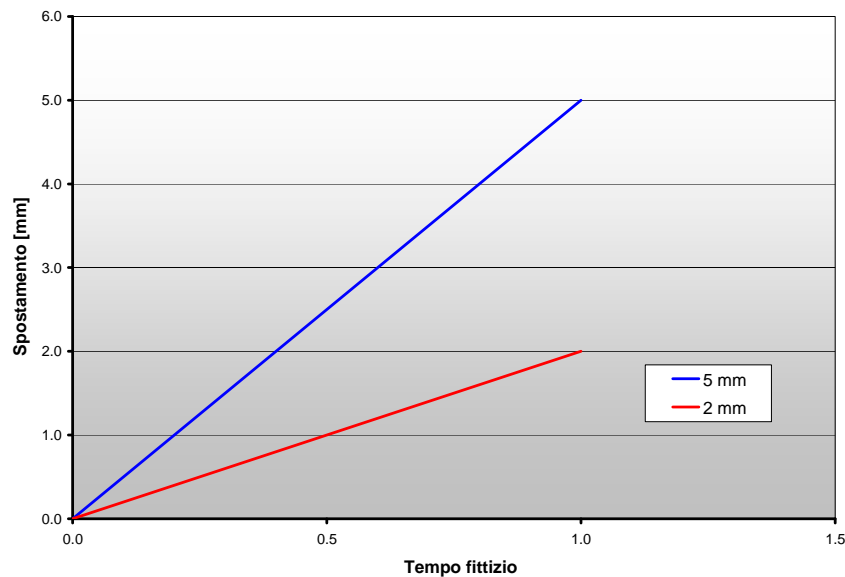
- ai lati "latoinf1", "latoinf2", "latoinf3" e "latoinf4" viene impedito lo spostamento lungo le direzioni 1 e 2 che inibisce l'espansione laterale;
- alla superficie di base del semiprovinco femmina "basetot" viene impedito lo spostamento lungo la direzione 3 nella quale avviene la compressione, quindi si impedisce la traslazione verticale;
- il nodo 73.433 (circa al centro della superficie superiore "tetto" nella quale si applica il carico di compressione) viene vincolato in direzione 1 e 2 in modo da non ostacolare né la compressione né l'espansione laterale del provino pur garantendo un vincolo per quanto riguarda l'applicazione del carico.

- **Step 2: Spostamento orizzontale di taglio**

Il secondo step prevede la simulazione di uno spostamento di taglio della semiscatola mobile di 2 o 5 mm (variabile in base alle analisi fatte).

Per fare questo si vincola il semiprovinco superiore ad un movimento di 2 o 5 mm lungo la direzione 2 mantenendo sulla faccia superiore, "tetto2", il carico di compressione costante dato nello step 1.

Tale spostamento è stato inizialmente attribuito mediante una curva tempo-spostamento lineare del tipo in Figura 7.10 definita precedentemente tramite il comando "amplitude":



**Figura 7.10:** Curva tempo-spostamento monotonica.

Successivamente, per poter confrontare le prove sperimentali con i dati del modello numerico vista l'attuale impossibilità di eseguire prove a dilatanza non impedita e contemporaneamente la difficoltà di simulare un comportamento a dilatanza impedita, a causa del mancato raggiungimento del comportamento plastico nel modello stesso, che ha impedito la simulazione delle rotture (possibili soltanto in questo modo), si è pensato di applicare un carico normale non costante, ma con un andamento pari a quello rilevato durante le prove sperimentali. La mancanza di rottura provoca lo scorrimento

verso l'alto della superficie superiore del giunto dando origine al fenomeno della dilatanza.

Questo scavalcamento delle asperità del giunto superiore su quelle della superficie inferiore si fa risentire, come vedremo, sulla curva Spostamento di taglio-Spostamento verticale.

Per simulare al meglio il comportamento del provino si applicano, sempre con il comando "boundary", i seguenti vincoli:

- ai lati "latoinf1", "latoinf2", "latoinf3" e "latoinf4" viene impedito lo spostamento lungo le direzioni 1 e 2 che inibisce l'espansione laterale;
- alla superficie di base del semiprovinio femmina "basetot" viene impedito lo spostamento lungo la direzione 3 nella quale avviene la compressione, quindi si impedisce la traslazione verticale (dilatanza impedita);
- per applicare lo spostamento al semiprovinio superiore si è creata, tramite il comando "equation", un'equazione per poter equiparare il comportamento del semiprovinio "Maschio" a quello del nodo 70.001 (posizionato su di un suo spigolo). A questo punto il nodo 70.001 è stato vincolato a compiere lo spostamento precedentemente definito in direzione 2.

Riassumendo si ha (Tabella 7.2):

STEP 1: COMPRESSIONE			
Tipo di carico	Applicazione carico	Vincoli	Tensioni
N	Curva t - $\sigma$ Monotono	"tuttibase": 3 = z  Lati semiprovinio "Femmina": 1,2 = x,y  Nodo 73.433: 1,2 = x,y	Costante: 0.1 MPa 0.5 MPa 1 MPa 2 MPa 4 MPa 6 MPa 10 MPa

STEP 2: SPOSTAMENTO DI TAGLIO			
Tipo di carico	Applicazione spostamento	Vincoli	Spostamento e Tensioni
T N	Curva t - s Monotonico	“tuttibase”: 3 = z  Lati semiprovinco “Femmina”: 1,2 = x,y	Nodo 70.001 nella direzione 2: 2 o 5 mm  Tensione normale variabile in base ai dati sperimentali

Tabella 7.2: Schema riassuntivo prove monotoniche.

### 7.1.5.2 Prove cicliche

La prove cicliche sono state realizzate sempre con valori diversi di carico di confinamento (0.1-0.5-1-2-4-6-10 MPa), e presentano i seguenti step:

- **Step 1: Compressione**

Identico allo step 1 delle prove monotoniche.

- **Step 2: Spostamento orizzontale di taglio**

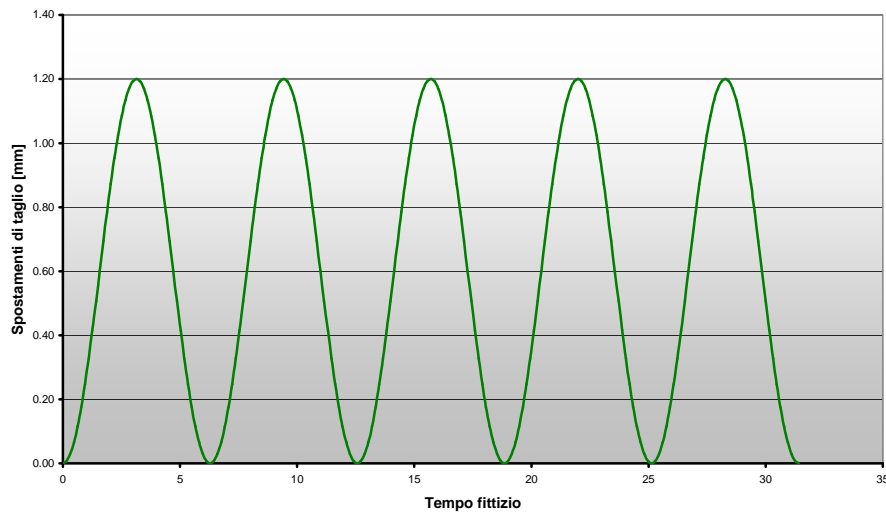
Il secondo step prevede la simulazione di uno spostamento ciclico di taglio, con numero di cicli variabile da 5 a 10, della semiscatola mobile seguendo un andamento sinusoidale, del tipo in Figura 7.11, determinato caso per caso (in funzione del valore di tensione di confinamento  $\sigma$ ) usando i valori di  $\square$  diversi in funzione del valore di picco e il loro relativo spostamento mediante la seguente formula:

$$s = \frac{s_0}{2} \cdot \text{sen}\left(\frac{3}{2}\pi + t\right) + \frac{s_0}{2}$$

in cui:

- $s_0$  è la massima ampiezza di spostamento pari al valore corrispondente alla tensione di taglio scelta;
- $t$  è il tempo fittizio utilizzato da Abaqus nelle sue elaborazioni.

Tale curva di spostamento viene definita tramite coppie di punti utilizzando il comando *"amplitude"*.



**Figura 7.11:** Esempio di curva tempo-spostamento ciclica.

Per simulare al meglio il comportamento del provino si applicano, sempre con il comando *"boundary"*, i seguenti vincoli:

- ai lati *"latoinf1"*, *"latoinf2"*, *"latoinf3"* e *"latoinf4"* viene impedito lo spostamento lungo le direzioni 1 e 2 che inibisce l'espansione laterale;
- alla superficie di base del semiprovinio femmina *"basetot"* viene impedito lo spostamento lungo la direzione 3 nella quale avviene la compressione, quindi si impedisce la traslazione verticale;
- per applicare lo spostamento al semiprovinio superiore si applica al nodo 70.001 lo spostamento ciclico in direzione 2 precedentemente definito.

Riassumendo si ha (Tabella 7.3):

<b>STEP 1: COMPRESSIONE</b>			
<b>Tipo di carico</b>	<b>Applicazione carico</b>	<b>Vincoli</b>	<b>Tensioni</b>
N	Curva $t - \sigma$ Monotono	"tuttibase": $3 = z$  Lati semiprovinco "Femmina": $1,2 = x,y$  Nodo 73.433: $1,2 = x,y$	Costante: 0.1 MPa 0.5 MPa 1 MPa 2 MPa 4 MPa 6 MPa 10 MPa

<b>STEP 2: SPOSTAMENTO DI TAGLIO</b>			
<b>Tipo di carico</b>	<b>Applicazione spostamento</b>	<b>Vincoli</b>	<b>Spostamento</b>
T	Curva $t - s$ Ciclico	"tuttibase": $3 = z$  Lati semiprovinco "Femmina": $1,2 = x,y$	Nodo 70.001 nella direzione 2 con andamento sinusoidale

**Tabella 7.3:** Tabella riassuntiva prove cicliche.

Per una migliore comprensione si riporta in *Allegato* alla presente tesi un esempio di file di input.

## ***7.2 Risultati numerici e confronti con i dati sperimentali***

Il modello numerico descritto nel corso del capitolo precedente è stato analizzato mediante il programma tridimensionale agli elementi finiti Abaqus. Con tale modello sono state simulate prove di taglio monotoniche e cicliche per analizzare il grado di danneggiamento della superficie rugosa e la risposta meccanica della discontinuità. Grazie a tale analisi sono stati ricavati i

principali parametri di tensione e di deformazione in corrispondenza dei singoli nodi costituenti il modello stesso.

In particolare sono stati ricavati i valori delle tensioni e degli spostamenti nelle tre direzioni caratterizzanti tutti i nodi appartenenti ai due allineamenti considerati sulla faccia superiore del campione e le tensioni normali che si originano in corrispondenza delle due superfici di contatto.

I risultati della modellazione numerica verranno qui di seguito confrontati con i risultati sperimentali ottenuti dalle prove di taglio precedentemente illustrate.

### 7.2.1 Taratura del modello

La taratura del modello ha avuto inizio dalla simulazione di una prova su di una discontinuità liscia considerando le seguenti caratteristiche fisiche e meccaniche:

- **Solido 1 e 2:**

Coesione [C] =	80 MPa
Angolo di attrito [ $\phi$ ] =	40°
Modulo elastico di Young [E] =	10000 MPa
Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ] =	0,35

- **Discontinuità:**

Coefficiente d'attrito [ $\mu = \text{tg} \phi_d$ ] =	0,3
Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] =	16,71°

L'analisi è stata condotta imponendo nel primo step un carico di compressione uniformemente distribuito costante pari a 2 MPa e nel secondo step, contemporaneamente a questo, uno spostamento lungo la direzione 2 uno spostamento pari a 2 mm (Figura 7.12).

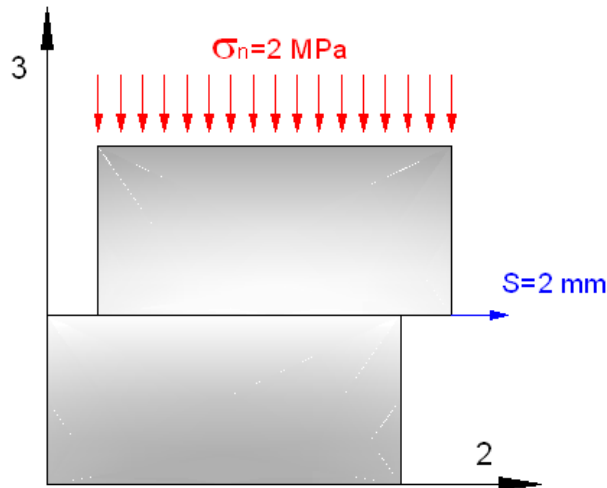


Figura 7.12: Schema di prova.

L'analisi fatta ha fornito i seguenti risultati riportati nel piano  $\tau$ - $\delta_s$  (Figura 7.17):

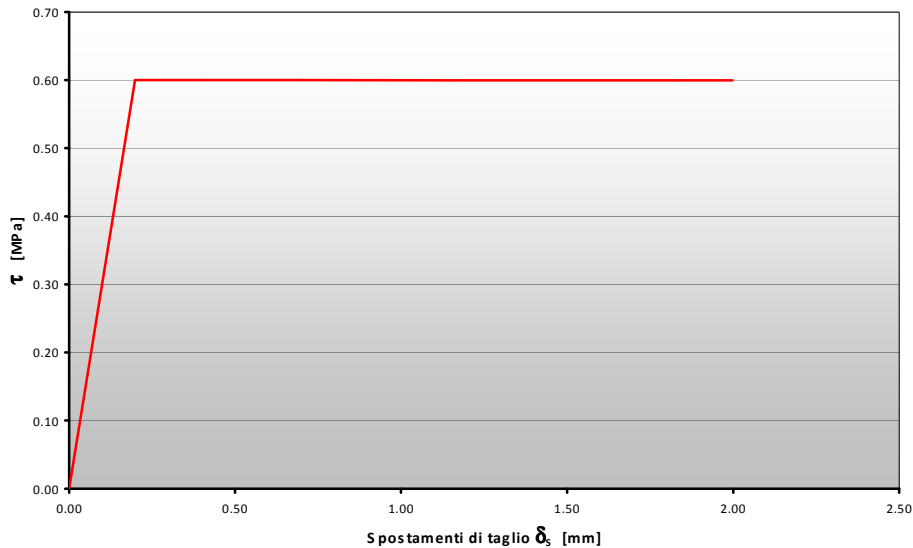


Figura 7.13: Comportamento discontinuità liscia nel piano  $\tau$ - $\delta_s$  (Tensione - Spostamento di taglio).

Dall'osservazione di questo grafico, si può facilmente vedere come l'andamento segua quasi perfettamente quanto riportato in letteratura sul comportamento di una discontinuità liscia sottoposta ad un carico  $\sigma$  costante. Infatti, ad un certo punto pur non aumentando lo sforzo di taglio aumentano gli spostamenti; questo vuol dire che la discontinuità non offre più resistenza e che è stata raggiunta la resistenza residua.

Riportando l'involuppo di rottura (Figura 7.14):

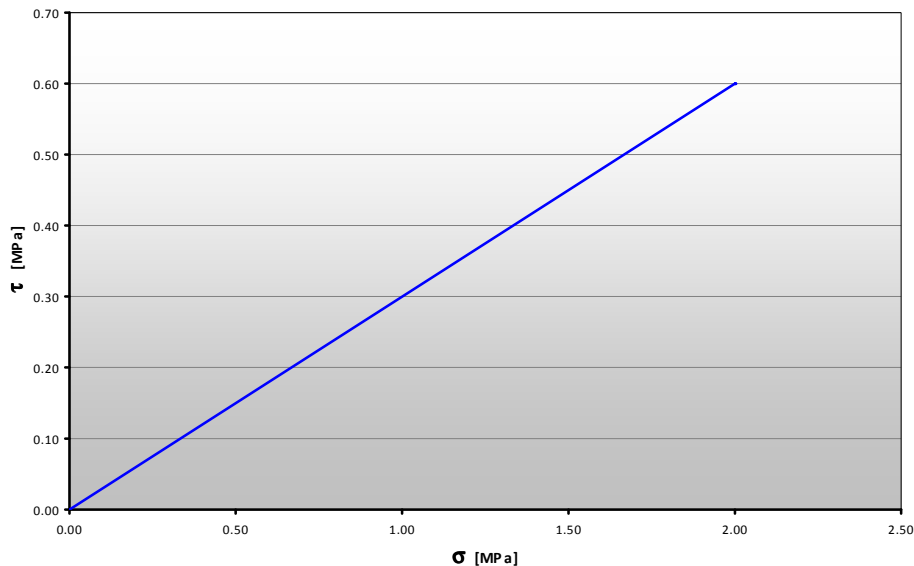


Figura 7.14: Involuppo di rottura  $\tau$ - $\sigma$ .

In cui vale che:

$$\tau = \sigma_n \cdot \operatorname{tg} \phi_d$$

dove:

$$\mu = \operatorname{tg} \phi_d = \frac{\tau}{\sigma_n} \cong 0,3 \quad \Rightarrow \quad \phi_d = \arctan \left( \frac{\tau}{\sigma_n} \right) \cong 16,7^\circ$$

Si nota che risultano esattamente quelle inserite nel modello, quindi si è visto che quanto simulato risulta coerente con il comportamento reale.

Per quanto riguarda le proprietà fisiche come la coesione  $C$ , il modulo elastico  $E$  e il coefficiente di Poisson  $\nu$  sono state prese pari a quelle di una modellazione fatta precedentemente per la simulazione di altre prove di taglio eseguite nell'ambito di altri studi.

## 7.2.2 Prove monotoniche su discontinuità rugosa: analisi numeriche e confronto sperimentale

Inizialmente si sono eseguite delle simulazioni a dilatanza consentita con l'applicazione di carichi normali distribuiti costanti.

Successivamente, per poter confrontare le prove sperimentali con i dati del modello numerico, vista la temporanea impossibilità di eseguire prove sperimentali a dilatanza consentita e contemporaneamente la difficoltà di simulare un comportamento a dilatanza impedita a causa del mancato

raggiungimento del comportamento plastico nel modello stesso (che impedisce la simulazione delle rotture -possibili soltanto in questo modo-), si è pensato di applicare un carico distribuito normale non costante, ma con un andamento pari a quello rilevato durante le prove sperimentali.

Quindi, per quanto riguarda le prove monotoniche, si sono simulate due tipologie di analisi:

- **Primo tipo:** prove monotoniche a tensione normale costante;
- **Secondo tipo:** prove monotoniche con tensione normale con andamento pari a quello delle prove sperimentali.

Di seguito si riportano i risultati ottenuti.

### 7.2.3 Prove a tensione normale costante

Questa prima serie di analisi sono state eseguite con le seguenti caratteristiche fisiche e meccaniche:

- **Solido 1 e 2:**

Coesione [C] =	80 MPa
Angolo di attrito [ $\phi$ ] =	40°
Modulo elastico di Young [E] =	10000 MPa
Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ] =	0,35

- **Discontinuità:**

Coefficiente d'attrito [ $\mu = \text{tg} \phi_d$ ] =	0,3
Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] =	16,71°

La simulazione ha previsto:

- **step 1:** per l'applicazione di carichi distribuiti costanti di diverso valore (0,5-2-4-6-10 MPa) al semiprovinno superiore libero di espandersi lateralmente e con quello inferiore bloccato in tutte le direzioni;
- **step 2:** di spostamento di taglio lungo la direzione 2 pari a 2 mm con il semiprovinno inferiore sempre bloccato in tutte le direzioni.

Di seguito si riportano i grafici che mostrano il comportamento alla fine del secondo step, al variare del carico  $\sigma$  applicato, delle tensioni normali e di taglio, del rapporto  $\tau/\sigma$  e dello spostamento verticale  $\delta_v$  in funzione dello spostamento di taglio  $\delta_s$  (Figure 7.15-7.16-7.17-7.18-7.19).

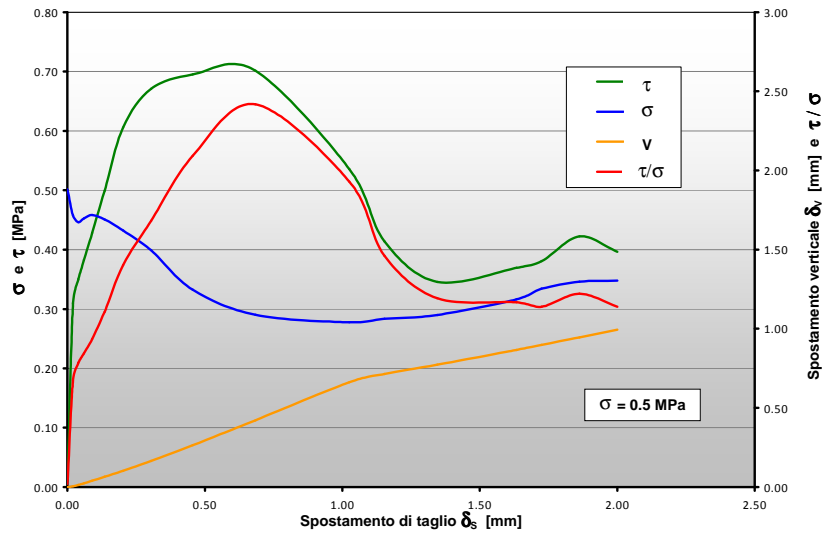


Figura 7.15:  $\sigma = 0,5 \text{ MPa}$ .

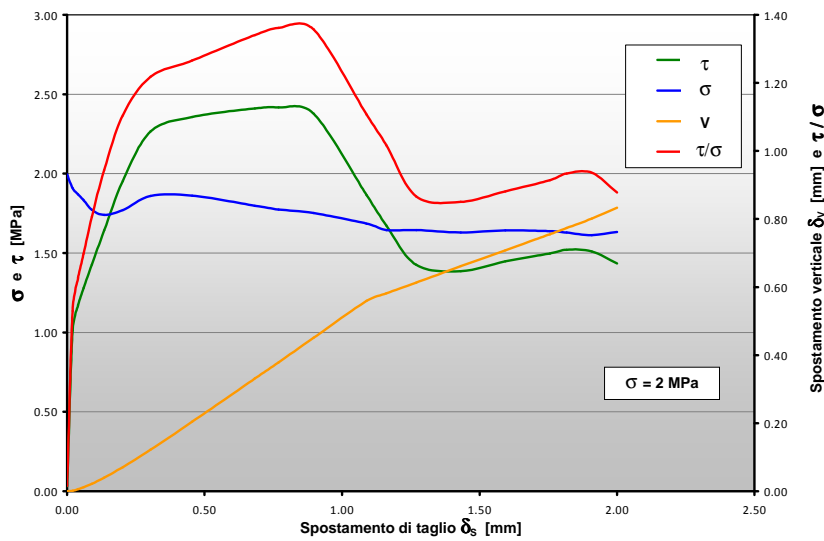


Figura 7.16:  $\sigma = 2 \text{ MPa}$ .

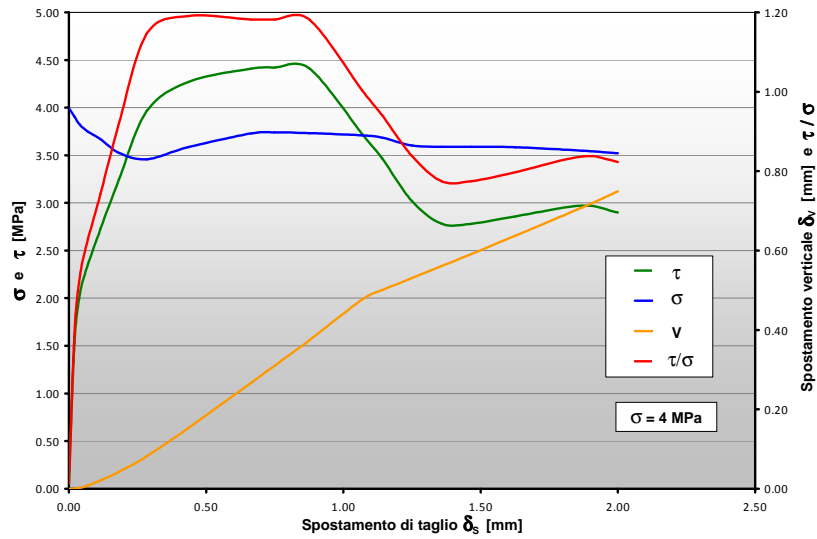


Figura 7.17:  $\sigma = 4$  MPa.

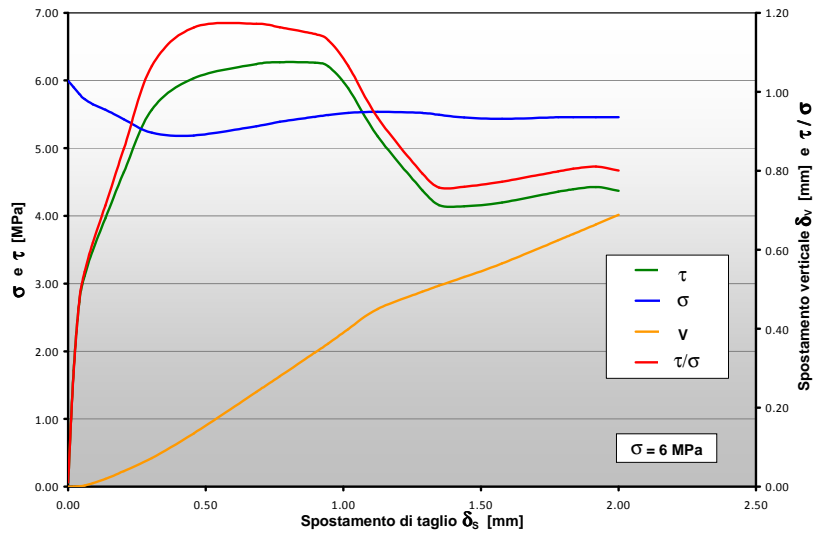


Figura 7.18:  $\sigma = 6$  MPa.

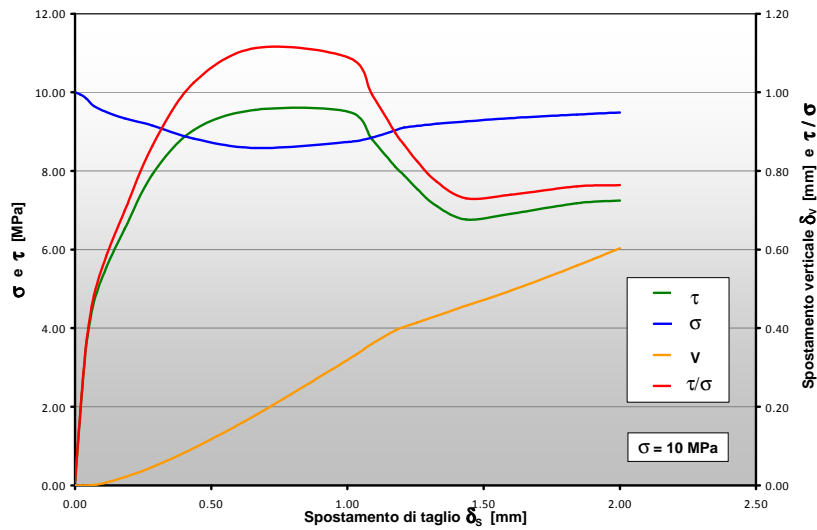


Figura 7.19:  $\sigma = 10$  MPa.

Di seguito si riportano i grafici nei quali è stato eseguito un confronto tra i risultati ottenuti a diversi valori di carico di confinamento  $\sigma$ .

La Figura 7.20 illustra che il comportamento ottenuto è risultato quello che ci si aspetta normalmente, infatti inizialmente, quando le asperità sono ancora integre, si nota un andamento circa lineare. Successivamente, quando le asperità cominciano a plasticizzare, la curva non ha più un comportamento lineare fino al raggiungimento del picco nel quale ha raggiunto la resistenza di taglio massima. A questo punto la tensione di taglio tende a diminuire anche se gli spostamenti continuano ad aumentare, questo comportamento rammollente si nota maggiormente per tensioni normali alte che sono in grado di portare a rottura le asperità.

Ovviamente per tensioni di confinamento maggiori la tensione di taglio  $\tau$  e la differenza tra il valore di picco e quello residuo risultano più grandi, in questa modellazione questo fenomeno è poco visibile in quanto la simulazione è stata bloccata ad uno spostamento di taglio di 2 mm, in seguito verranno illustrate analisi nelle quali si noterà di più questo fenomeno in quanto si sono considerati spostamenti maggiori (5 mm).

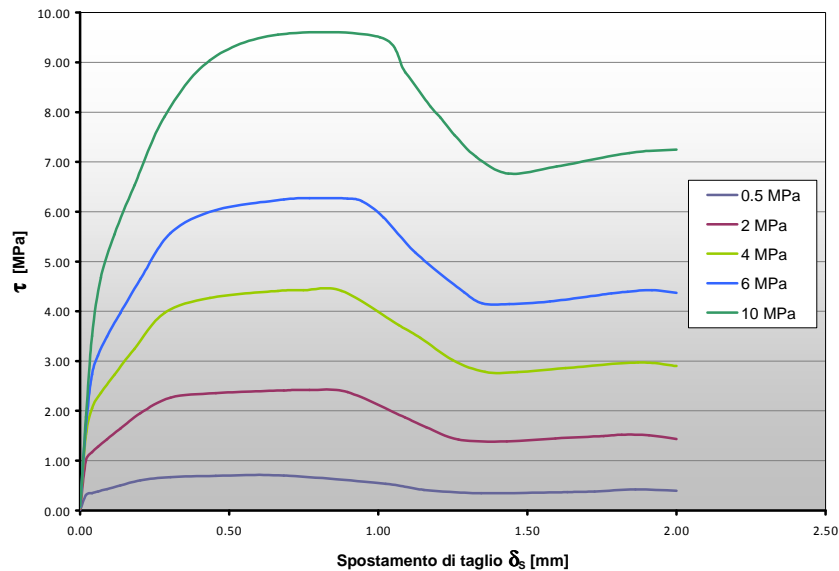


Figura 7.20: Comportamento  $\tau - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma$ .

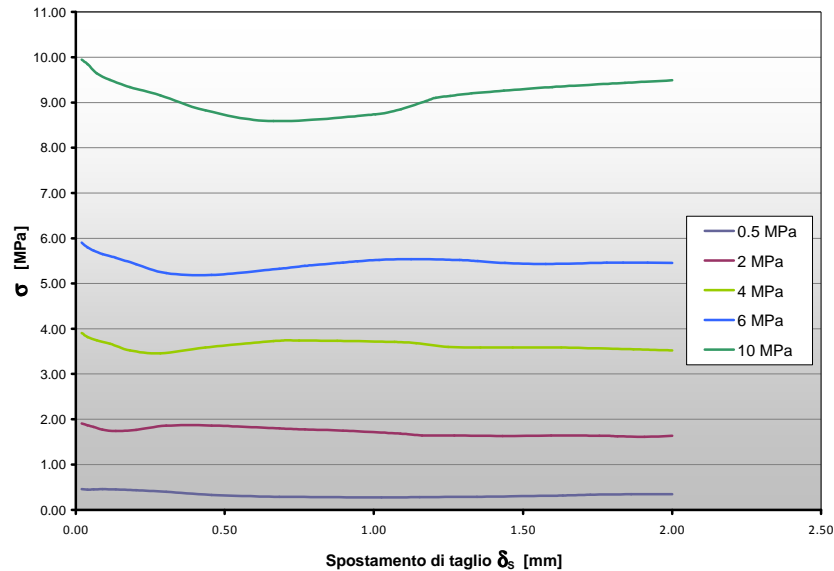


Figura 7.21: Comportamento  $\sigma - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma$  costanti di confinamento.

In Figura 7.21 è illustrato l'andamento della tensione normale applicata in tutta la durata della simulazione e si può notare che risulta pressoché costante con una leggera deflessione causata probabilmente dalla plasticizzazione delle asperità della discontinuità.

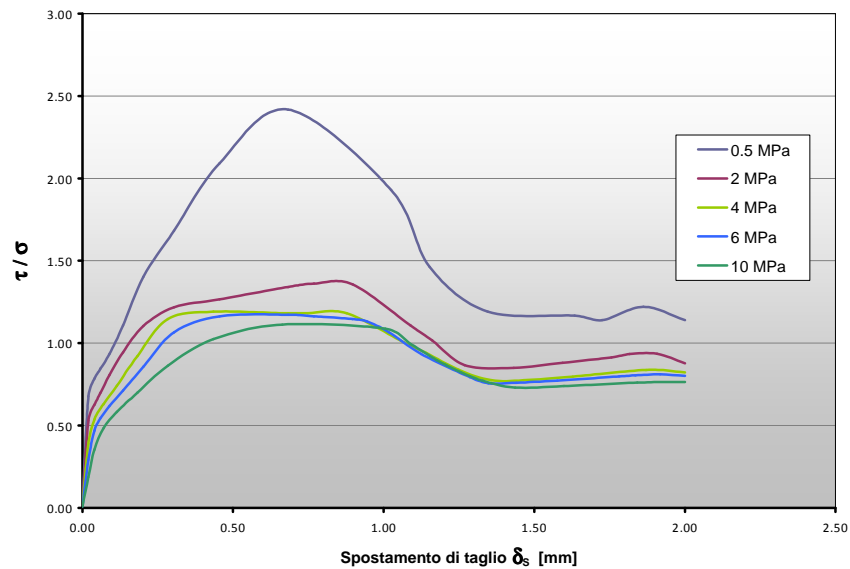


Figura 7.22: Comportamento  $\tau / \sigma - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma$ .

Nella Figura 7.22 viene riportato l'andamento del rapporto  $\tau/\sigma$  al variare dello spostamento di taglio  $\delta_s$  per i diversi valori di carico distribuito applicato nel quale, come è ovvio aspettarsi, il comportamento è circa lo stesso e i valori maggiori vengono raggiunti per tensioni normali minori.

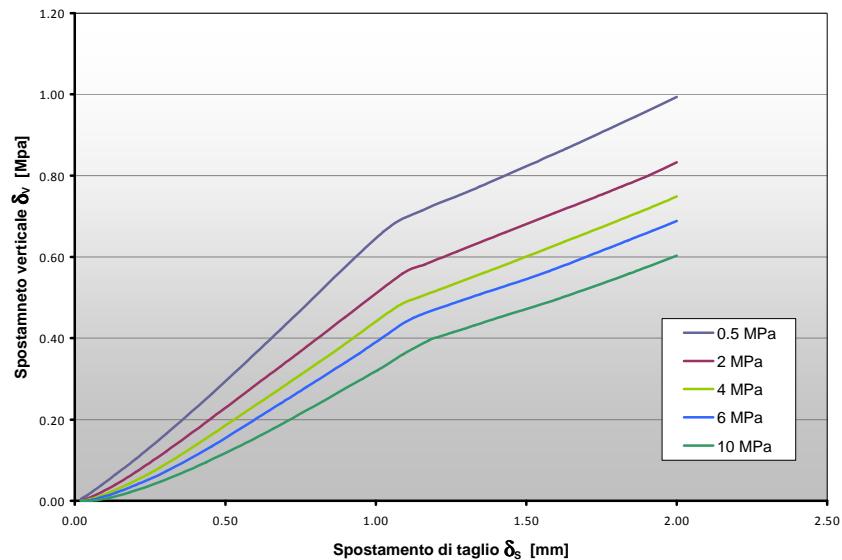


Figura 7.23: Comportamento  $\delta_v - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma$ .

Infine si riporta (Figura 7.23) il legame tra lo spostamento normale  $\delta_v$  e quello di taglio  $\delta_s$  nel quale si osserva un comportamento iniziale pressoché lineare e in seguito, visto che la simulazione è a dilatanza consentita, si nota uno spostamento verticale causato dallo scavalco delle asperità della superficie rugosa superiore rispetto a quelle di quella inferiore.

Altri confronti che sono stati realizzati riguardano la determinazione degli angoli d'attrito di picco e residuo determinati dall'andamento del legame costitutivo  $\tau - \sigma$  (Figura 7.24). Da cui si è valutato un angolo d'attrito di picco pari a circa  $49^\circ$  mentre quello residuo di circa  $39^\circ$ , che sono coerenti con i valori ai quali si attestano gli andamenti delle curve in Figura 7.25 nella quale si riportano l'andamento dei valori degli angoli d'attrito in funzione del carico  $\sigma$ .

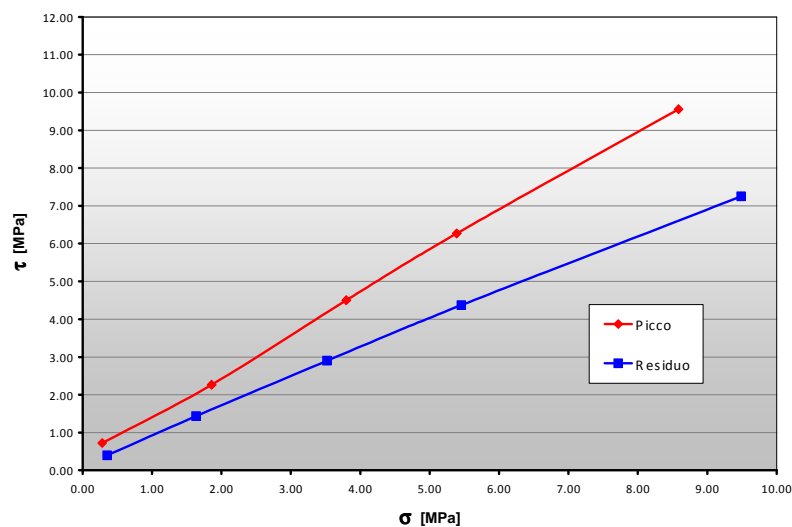


Figura 7.24: Angoli d'attrito di picco e residuo. Comportamento  $\tau - \sigma$ .

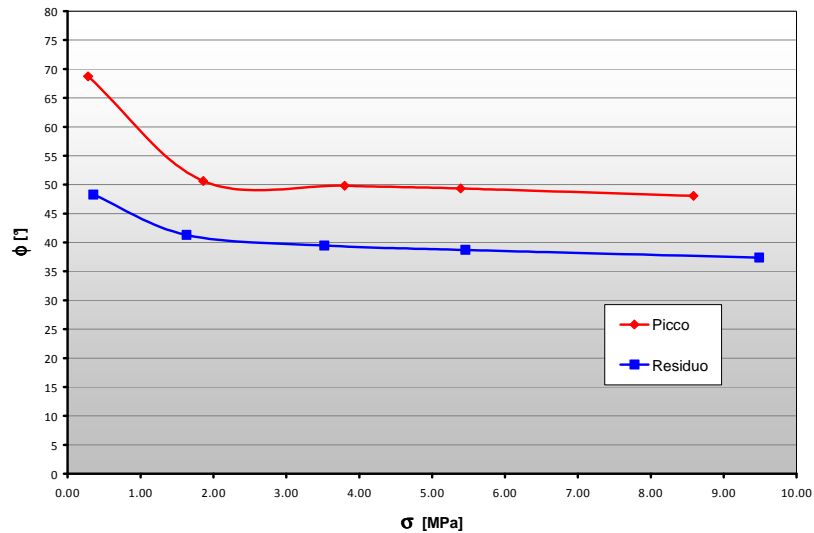


Figura 7.25: Angoli d'attrito di picco e residuo in funzione di  $\sigma$ .

### 7.2.4 Prove a tensione normale variabile

Come già detto, per poter confrontare le prove sperimentali con i dati del modello numerico, vista l'attuale impossibilità di eseguire prove sperimentali a dilatanza consentita e contemporaneamente la difficoltà di simulare un comportamento a dilatanza impedita, si è pensato di applicare un carico distribuito normale non costante, ma con un andamento pari a quello rilevato durante le prove sperimentali.

Si è eseguita, quindi, una seconda serie di analisi eseguite con caratteristiche fisiche e meccaniche diverse da quelle precedenti per rendere la modellazione ancora più simile alle caratteristiche reali dei campioni utilizzati nelle prove sperimentali.

Le proprietà dei materiali utilizzate sono:

- **Solido 1 e 2:**

Coesione [C] =	10 MPa
Angolo di attrito [ $\phi$ ] =	45°
Modulo elastico di Young [E] =	10000 MPa
Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ] =	0,35

- **Discontinuità:**

Coefficiente d'attrito [ $\mu = \text{tg } \phi_d$ ] =	0,6
Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] =	30,98°

La modalità di prova è sempre la stessa e anche in questo caso si sono previsti sue step di calcolo:

- **step 1:** per l'applicazione di carichi distribuiti costanti di diverso valore (0,1-0,5-1 MPa usati anche per le prove sperimentali) al semiprovinco superiore libero di espandersi lateralmente e con quello inferiore bloccato in tutte le direzioni;
- **step 2:** di spostamento di taglio lungo la direzione 2 pari a 5 mm con il semiprovinco inferiore sempre bloccato in tutte le direzioni ma con carico normale variabile in funzione dell'andamento delle prove sperimentali analizzate per poi eseguire un confronto.

L'andamento delle tensioni normali rilevato dalle prove sperimentali viene riportato nelle Figure 7.26 - 7.27 - 7.28:

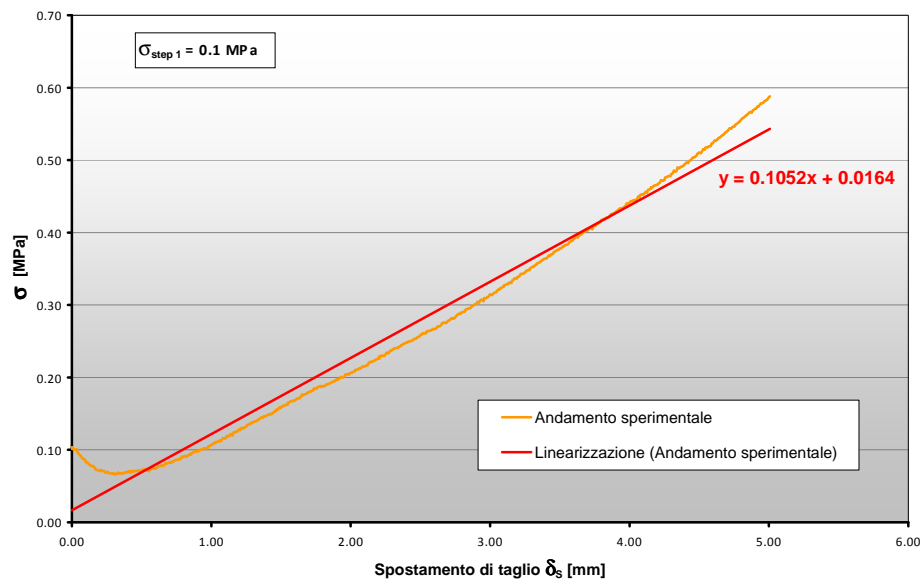


Figura 7.26: Andamento sperimentale e relativa linearizzazione per  $\sigma_{STEP 1} = 0.1 \text{ MPa}$ .

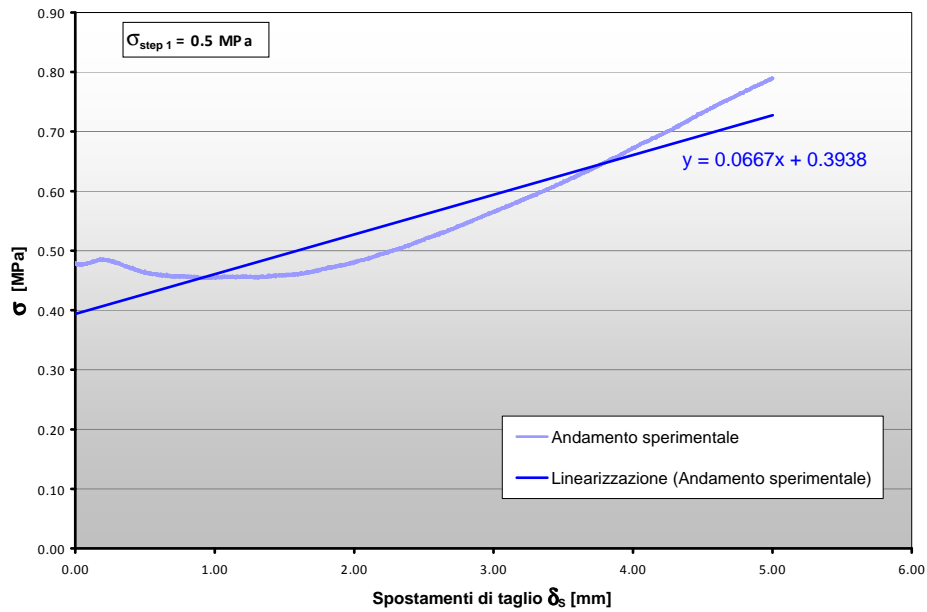


Figura 7.27: Andamento sperimentale e relativa linearizzazione per  $\sigma_{STEP 1} = 0.5 \text{ MPa}$ .

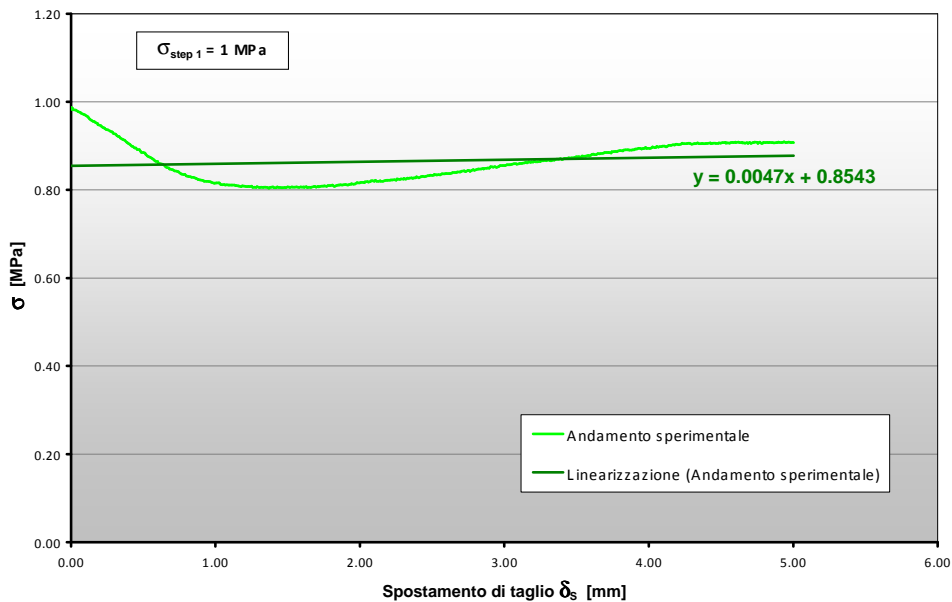


Figura 7.28: Andamento sperimentale e relativa linearizzazione per  $\sigma_{STEP 1} = 1 \text{ MPa}$ .

Di seguito si riportano i grafici che mostrano il comportamento alla fine del secondo step, al variare del carico  $\sigma$  applicato nel primo step, delle tensioni normali e di taglio, del rapporto  $\tau/\sigma$  e dello spostamento verticale  $\delta_V$  in funzione dello spostamento di taglio  $\delta_s$  (Figure 7.29-7.30-7.31).

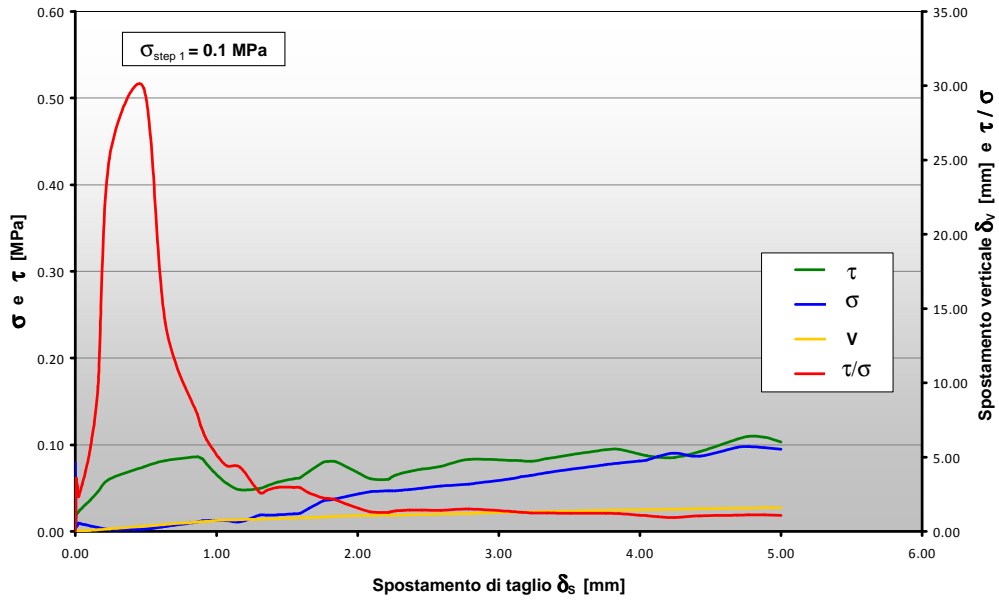


Figura 7.29:  $\sigma_{STEP 1} = 0.1$  MPa.

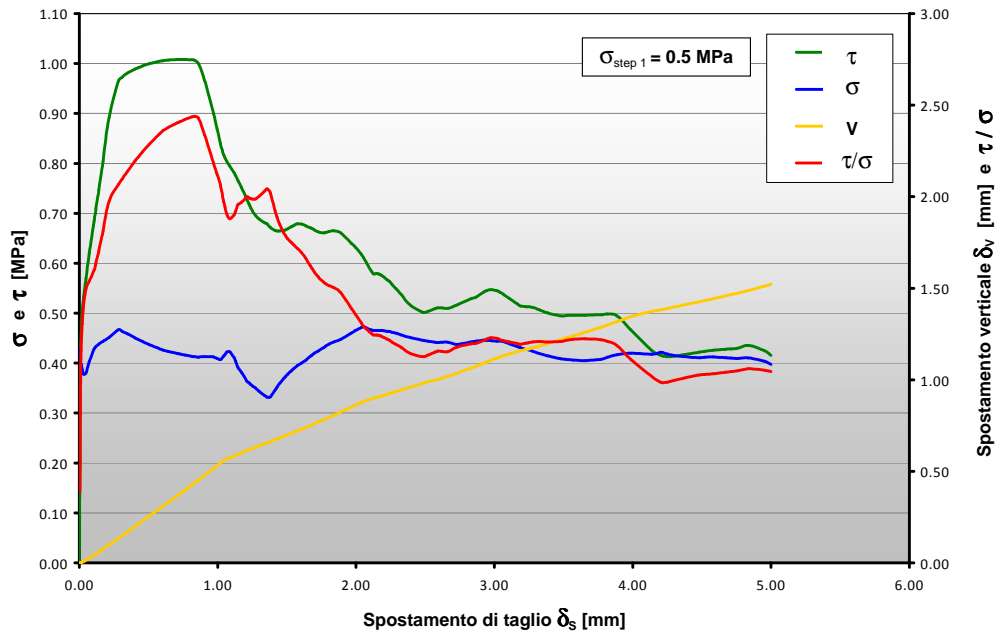


Figura 7.30:  $\sigma_{STEP 1} = 0.5$  MPa.

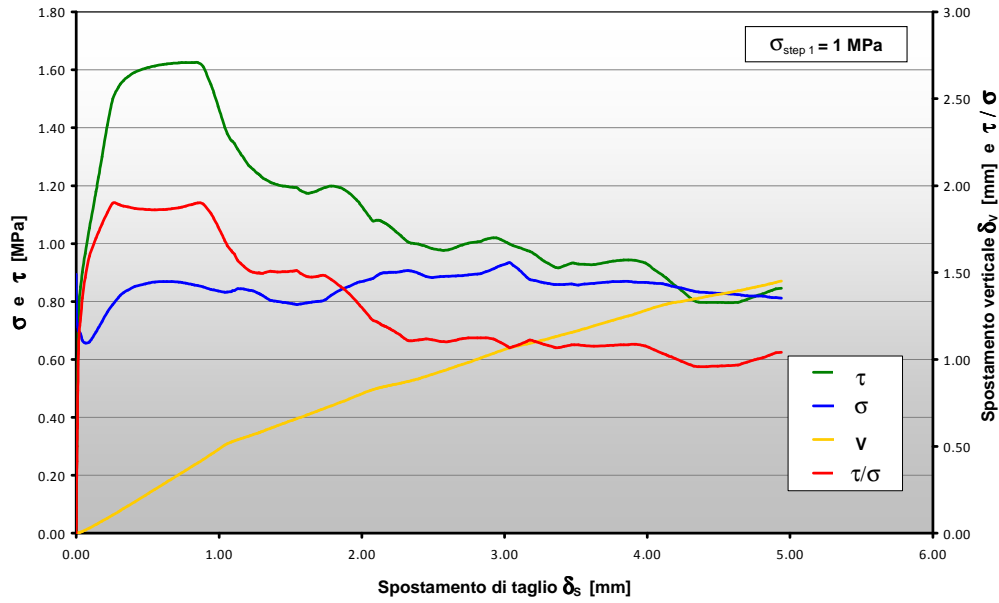


Figura 7.31:  $\sigma_{STEP 1} = 1$  MPa.

Come si può facilmente osservare i comportamenti hanno un andamento simile e in linea con quanto si può ipotizzare secondo studi condotti in precedenza. Di seguito si riportano i grafici nei quali è stato eseguito un confronto tra i risultati ottenuti a diversi valori di carico di confinamento  $\sigma_{STEP 1}$ :

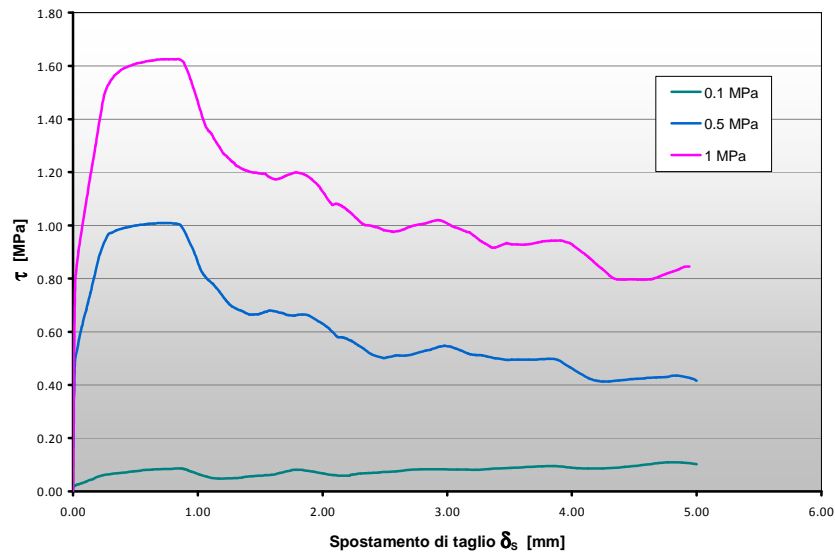


Figura 7.32: Comportamento  $\tau - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma_{STEP 1}$ .

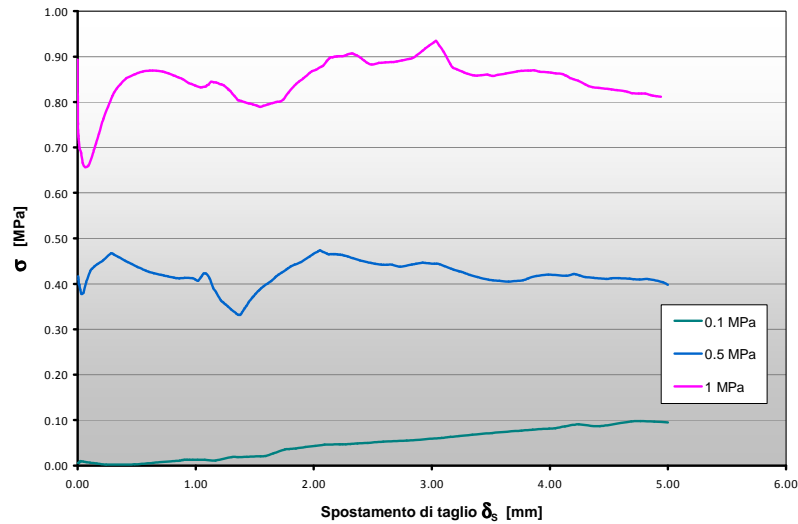


Figura 7.33: Comportamento  $\sigma - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma_{STEP 1}$ .

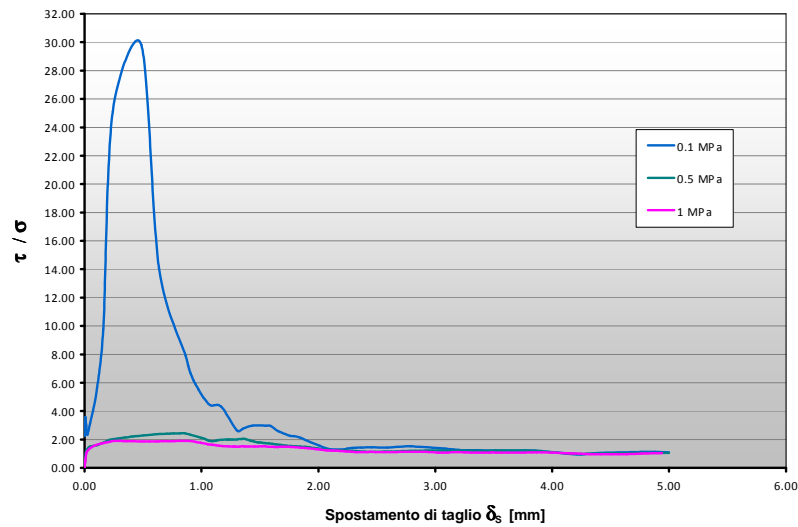


Figura 7.34 Comportamento  $\tau/\sigma - \delta_s$  per i diversi valori di  $\sigma_{STEP 1}$ .

Nella Figura 7.34 viene riportato l'andamento del rapporto  $\tau/\sigma$  al variare dello spostamento di taglio  $\delta_s$  per i diversi valori di carico distribuito applicato nel primo step di carico. Come è ovvio aspettarsi, il comportamento per  $\sigma_{STEP 1}=0.5$  MPa e  $\sigma_{STEP 1}=1$  MPa ha circa lo stesso andamento e i valori maggiori vengono raggiunti per tensioni normali minori. Per  $\sigma_{STEP 1} = 0.1$  MPa il rapporto  $\tau/\sigma$  raggiunge valori molto alti nei punti in corrispondenza dei quali si sono registrate tensioni normali piccolissime (Figura 7.33).

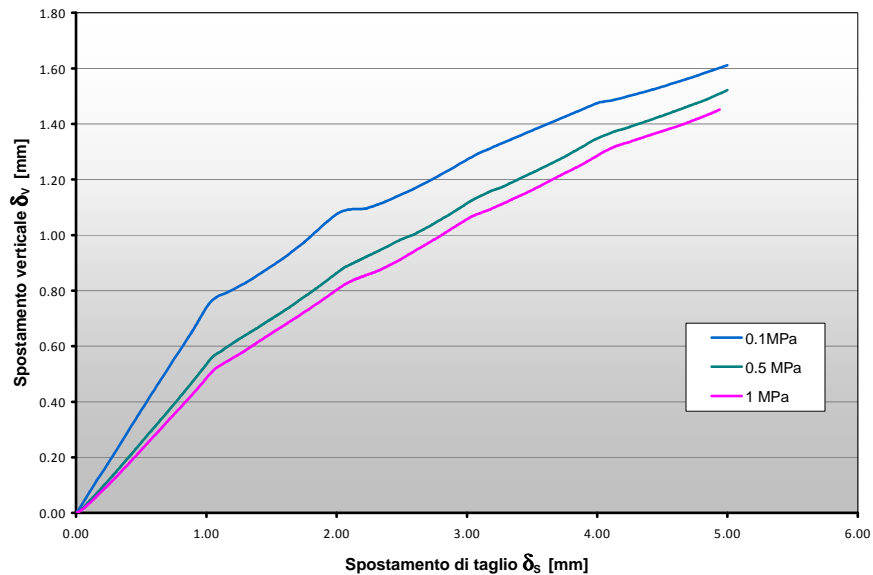


Figura 7.35: Comportamento  $\delta_V - \delta_S$  per i diversi valori di  $\sigma_{STEP 1}$ .

Infine si riporta (Figura 7.35) il legame tra lo spostamento normale  $\delta_V$  e quello di taglio  $\delta_S$  nel quale si osserva che pur avendo imposto una tensione normale pari a quella rilevata durante le prove sperimentali, la dilatanza è diminuita rispetto all'andamento visto per le simulazioni a carico di confinamento costante, ma non si è annullata. Infatti, si osserva un comportamento iniziale pressoché lineare e in seguito, visto che la simulazione è comunque a dilatanza consentita, si nota uno spostamento verticale, causato dallo scavalciamento delle asperità della superficie rugosa superiore rispetto a quelle di quella inferiore. Inoltre, si può osservare lo spostamento  $\delta_V$  risulta via via sempre minore all'aumentare dello spostamento di taglio e che per tensioni normali maggiori si registrano spostamenti in direzione normale minori.

Altri confronti che sono stati realizzati riguardano la determinazione dell'angolo d'attrito di picco determinato dall'andamento del legame costitutivo  $\tau - \sigma$ . Si è valutato un angolo d'attrito di picco pari a circa  $72^\circ$ , mentre quello residuo è di difficile valutazione in quanto il comportamento a tensione  $\sigma_{STEP 1} = 0.1 \text{ MPa}$ , come si è visto nei grafici precedenti, non ha raggiunto un andamento residuo per cui si riporta in Figura 7.36 solo l'andamento del  $\phi_{picco}$ .

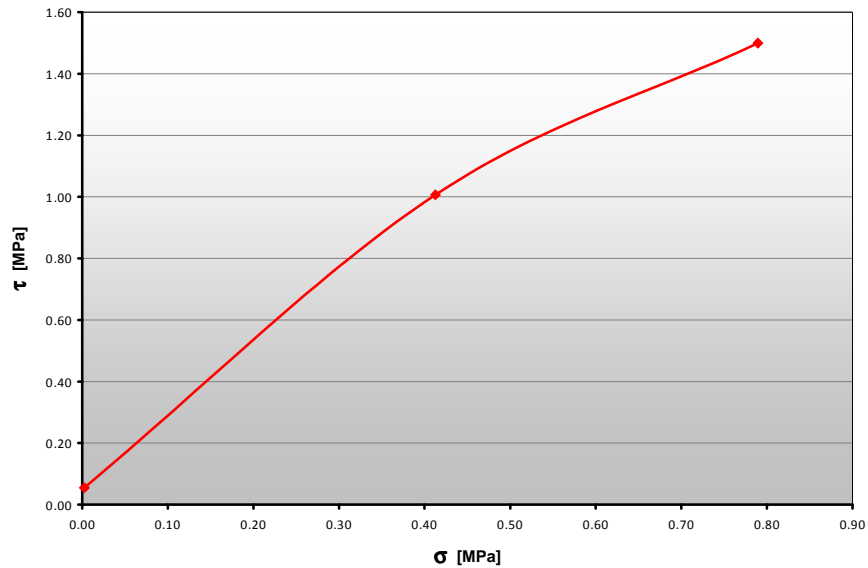


Figura 7.36: Angolo d'attrito di picco. Comportamento  $\tau - \sigma$ .

In Figura 7.37 si riporta l'andamento  $\phi_{picco} - \sigma$  che come ci si aspetta ha un andamento decrescente all'aumentare delle tensioni normali.

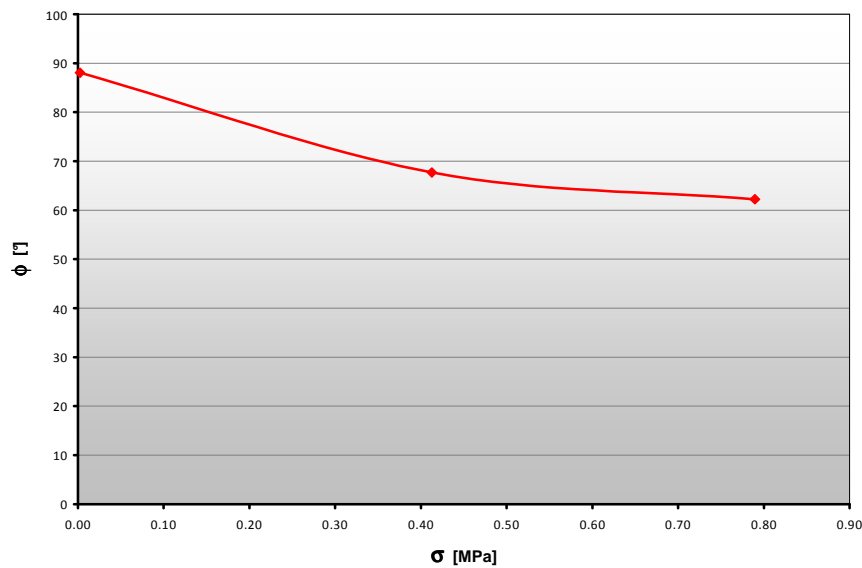


Figura 7.37: Angolo d'attrito di picco in funzione di  $\sigma$ .

Nell'ambito di questa simulazione si riportano di seguito le visualizzazioni, eseguite mediante il programma agli elementi finiti Abaqus, riguardanti l'andamento delle zone plasticizzate e delle tensioni normali agenti sulla superficie alla fine del secondo step:

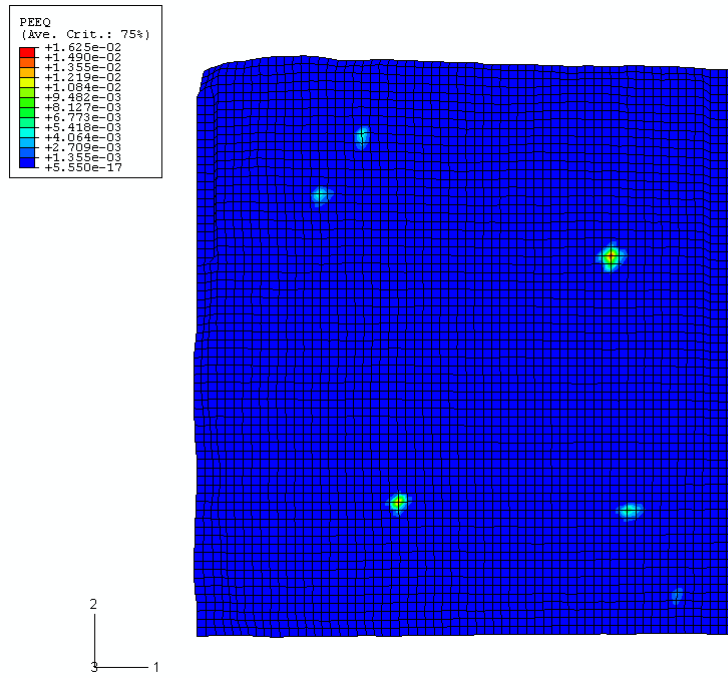


Figura 7.38: Zone di plasticizzazione per  $\sigma_{STEP 1}=0.1\text{MPa}$

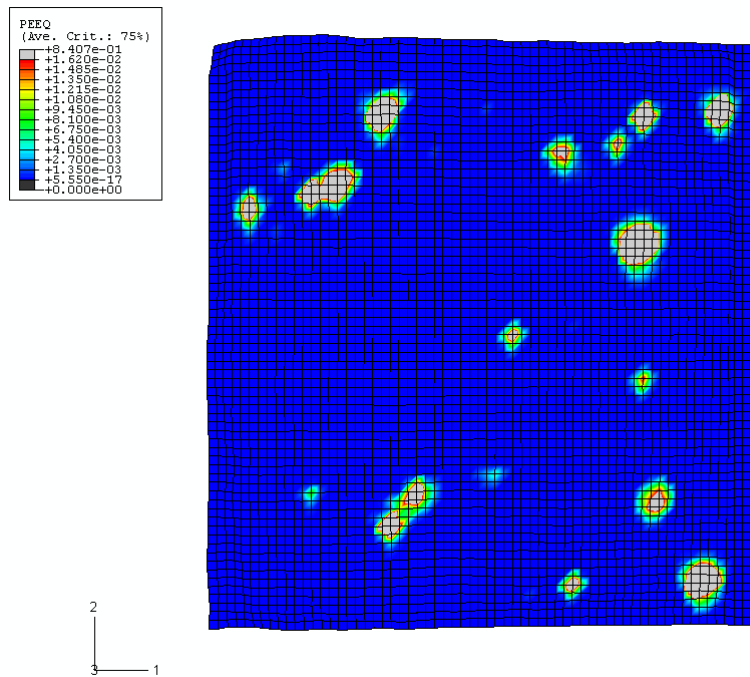


Figura 7.39: Zone di plasticizzazione per  $\sigma_{STEP 1}=0.5\text{MPa}$ .

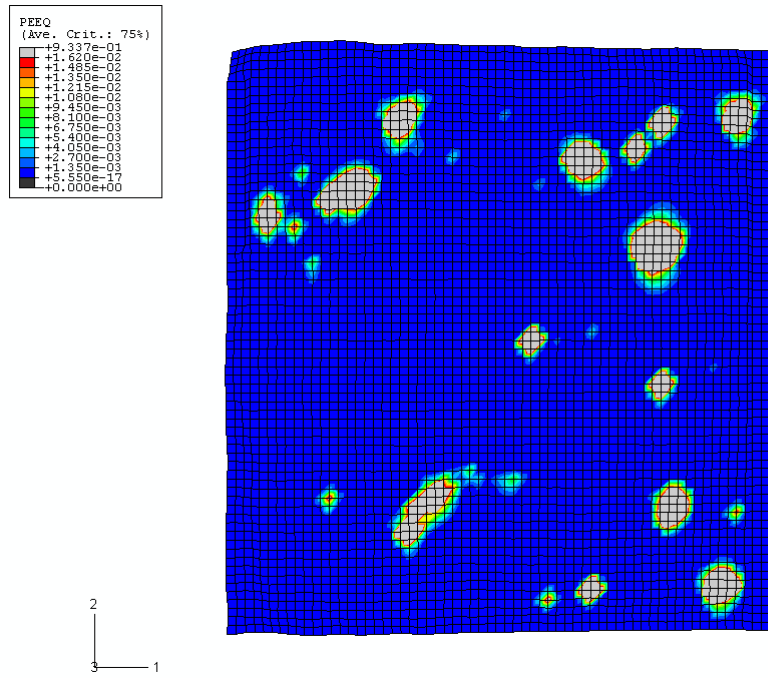


Figura 7.40: Zone di plasticizzazione per  $\sigma_{STEP 1} = 1$  MPa.

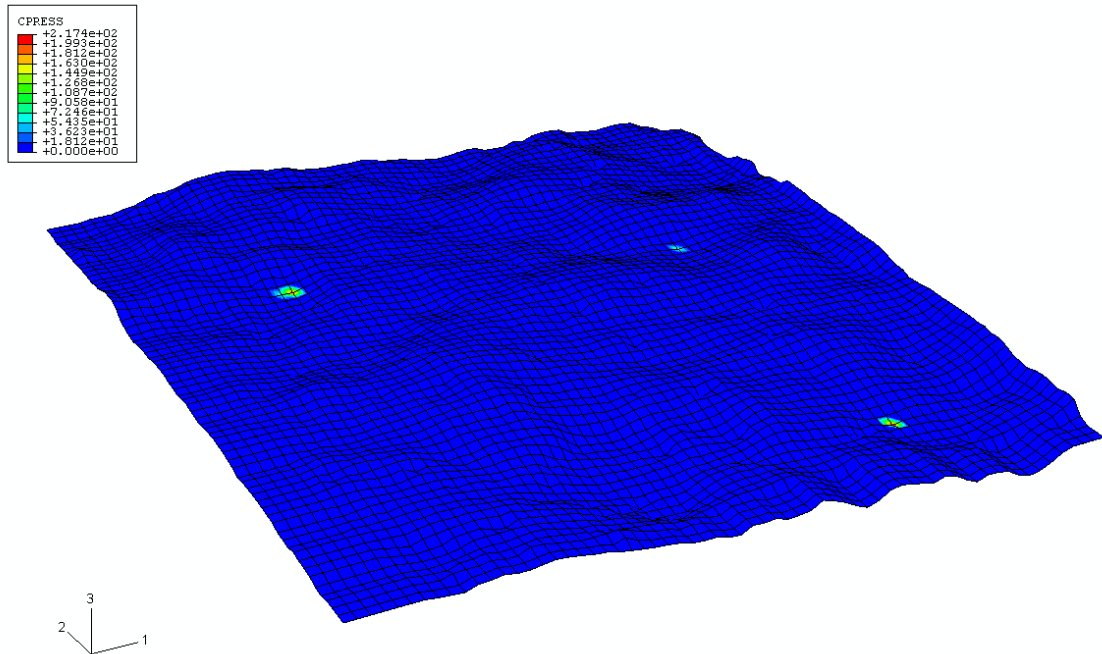


Figura 7.41: Tensioni normali sulla superficie rugosa del semiprovino maschio per  $\sigma_{STEP 1} = 0.1$  MPa.

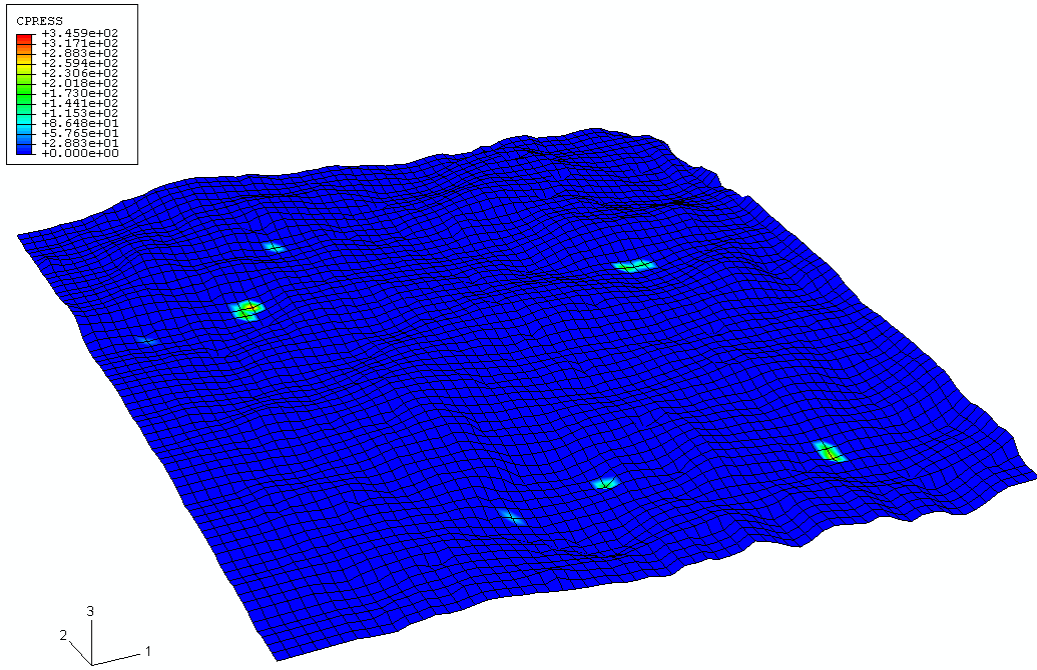


Figura 7.42: Tensioni normali sulla superficie rugosa del semiprovano maschio per  $\sigma_{STEP 1} = 0.5$  MPa.

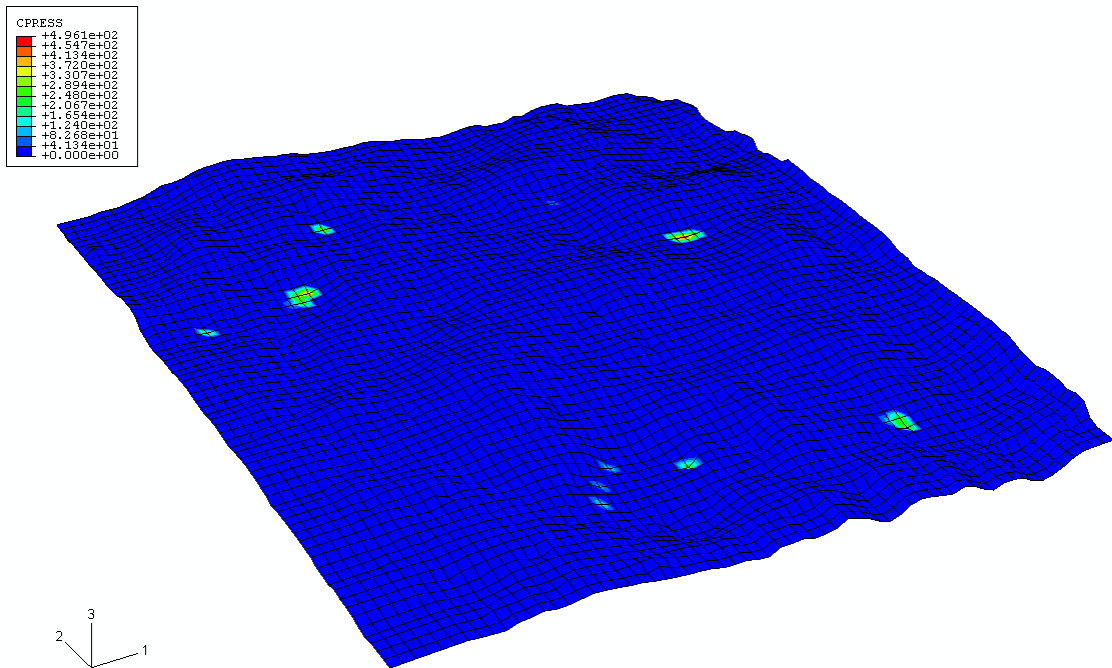
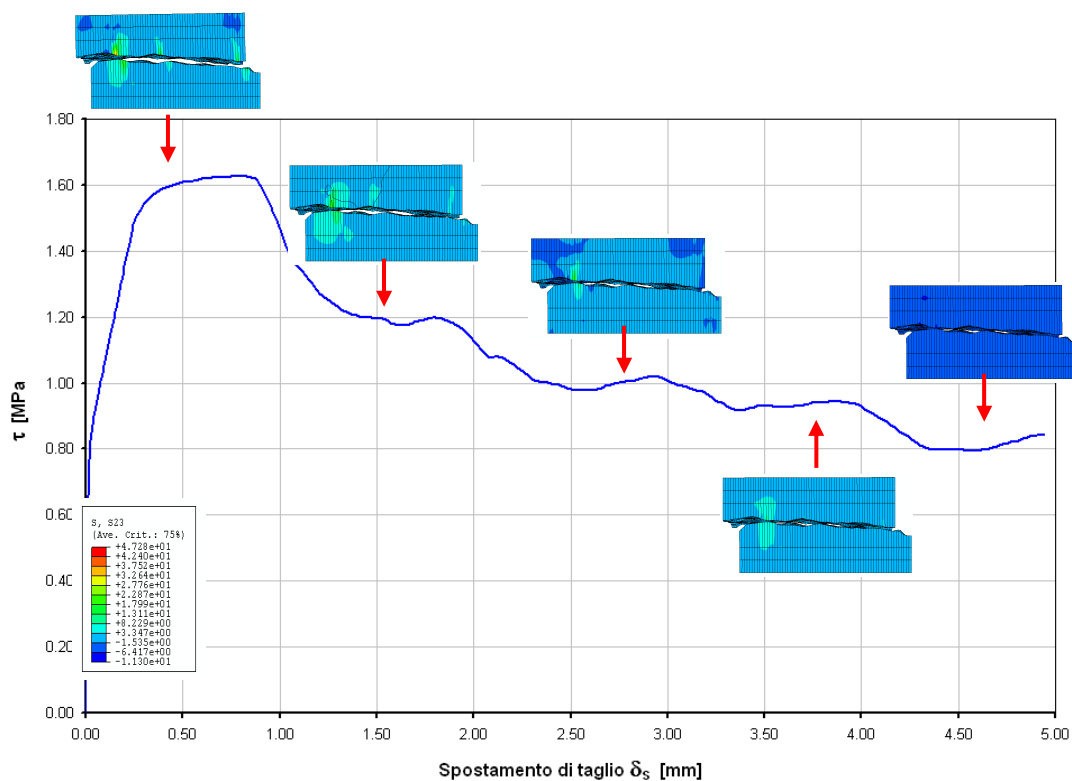


Figura 7.43: Tensioni normali sulla superficie rugosa del semiprovano maschio per  $\sigma_{STEP 1} = 1$  MPa.

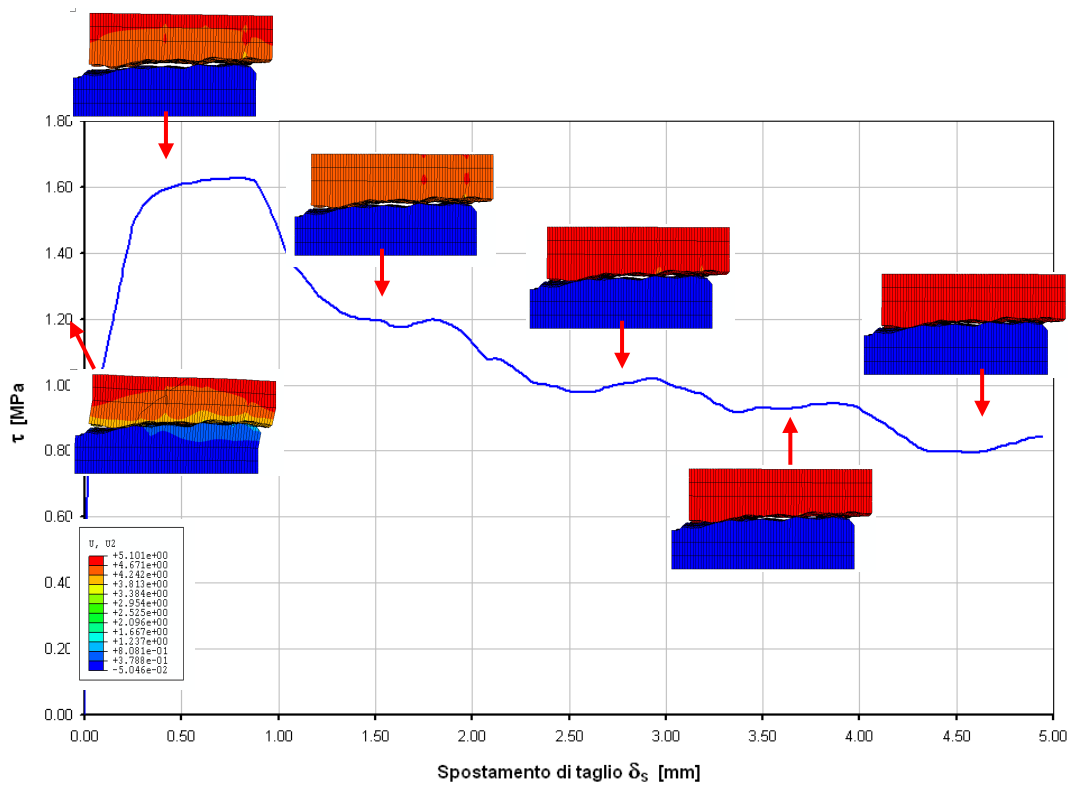
Come è visibile nelle Figure 7.38, 7.39 e 7.40 le zone plasticizzate, che per il programma indicano la rottura, sono molto limitate sia come numero che come severità di plasticizzazione anche all'aumentare delle tensioni normali di confinamento.

Così come sono limitate le zone e i valori delle tensioni normali agenti sulla superficie rugosa del semiprovino maschio sintomo di scarsità di contatti tra le due superfici (Figure 7.41, 7.42 e 7.43). Probabilmente tutto questo è dovuto al fatto che alcuni elementi, vista l'irregolarità della discontinuità, risultano essere di dimensioni tali da creare dei problemi per la determinazione delle convergenze nelle elaborazioni del programma. Infatti, le analisi svolte sono risultate difficoltose a causa della complessità geometrica delle superfici di interazione, derivanti principalmente dalle difficoltà del programma a trattare alcuni importanti aspetti dell'interazione tra le pareti a contatto.

Un altro aspetto che non è stato possibile approfondire, per le medesime cause, è stato quello relativo alla plasticità del materiale ed alla simulazione delle rotture delle asperità.



**Figura 7.44:** Andamento e confronto degli sforzi di taglio del modello ai diversi incrementi di spostamento per  $\sigma_{STEP 1} = 1 \text{ MPa}$



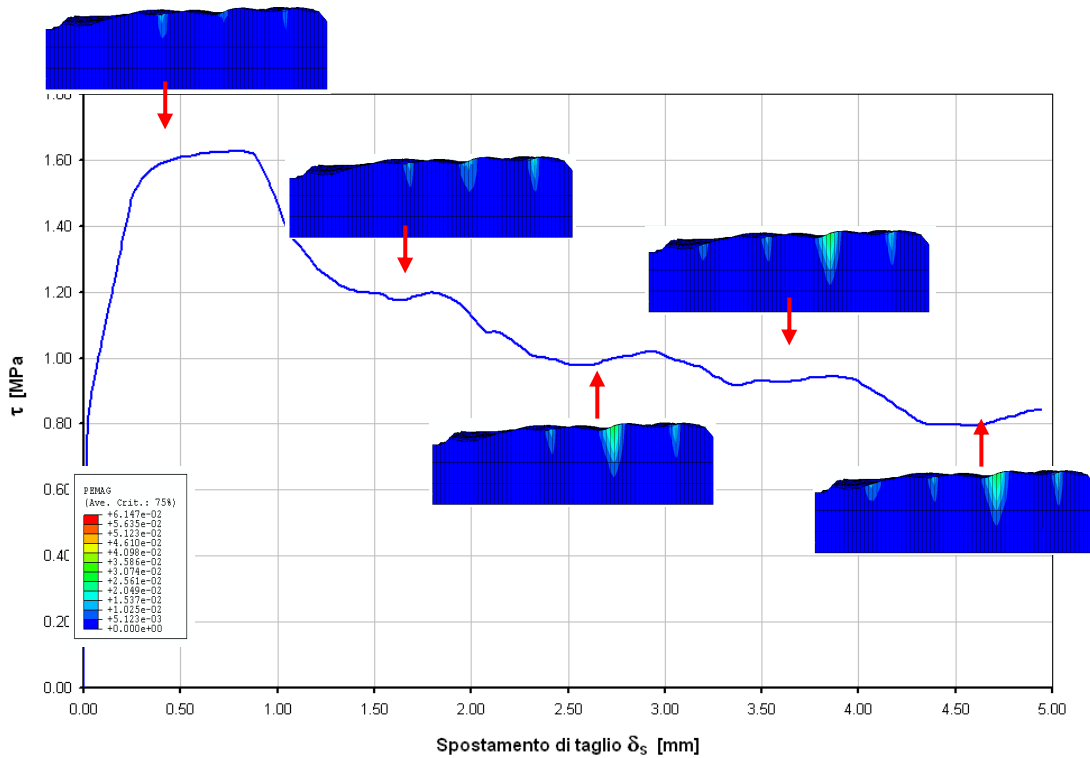
**Figura 7.45:** Andamento degli sforzi di taglio del modello e confronto con gli spostamenti di taglio ai diversi incrementi di spostamento per  $\sigma_{STEP1} = 1 \text{ MPa}$ .

Analizzando l'andamento  $\tau$ - $\delta_s$  si nota che nel momento in cui il blocco superiore inizia lo scavalcamento della prima asperità lo sforzo di taglio si mantiene approssimativamente lineare con lo spostamento, ma già a circa a metà dello scavalcamento, si creano delle tensioni che si mantengono pressoché costanti fino al completo superamento del dente.

In seguito si ha un'improvvisa caduta di tensione finché il blocco superiore non incontra una nuova asperità, meno acuta della precedente generando un secondo valore di picco più piccolo del secondo.

Nelle Figure 7.44 e 7.45 si può osservare l'evoluzione delle tensioni e spostamenti di taglio nel modello durante l'analisi.

Di seguito si riporta l'andamento delle tensioni in funzione dello spostamento di taglio evidenziando a vari incrementi le zone plasticizzate in una data sezione del campione (Figura 7.46). Anche in questo caso si mette in evidenza la scarsità delle zone di plasticizzazione sempre per i motivi sopra elencati.



**Figura 7.46:** Andamento degli sforzi di taglio del modello e confronto con le zone plasticizzate in una generica sezione ai diversi incrementi di spostamento per  $\sigma_{STEP 1} = 1 \text{ MPa}$ .

## 7.2.5 Confronto sperimentale - numerico

Come abbiamo già detto, per gli studi fino ad ora affrontati è impossibile fare un confronto verosimile tra le prove sperimentali e la modellazione numerica visto che una è a dilatanza impedita, mentre l'altra è a dilatanza libera.

Come punto d'incontro tra le due analisi, come visto nel paragrafo precedente, si sono condotte delle simulazioni numeriche nelle quali si è sottoposto il provino a delle tensioni normali variabili con andamento rilevato dalle prove sperimentali eseguite con la MTS-810 modificata.

Qui di seguito si riportano i grafici con le varie simulazioni; in particolare si è deciso di concentrarci sui risultati ottenuti con prove monotoniche e con una tensione di confinamento iniziale di 0,5 MPa perché è la tensione "ottimale" alla quale la macchina di prova ha dato risultati migliori e alla quale si sono concentrate maggiormente le varie prove sperimentali.

I confronti sono stati fatti con la prova monotonica su discontinuità rugosa a tensione di confinamento iniziale pari a 0.5 MPa illustrata nel capitolo 5 e dalla quale si è ricavato l'andamento delle tensioni normali.

Le simulazioni numeriche sono state fatte sempre con la medesima modalità di prova e anche in questo caso si sono previsti sue step di calcolo:

- **step 1:** per l'applicazione del carico distribuito costante di valore 0,5 MPa al semiprovino superiore libero di espandersi lateralmente e con quello inferiore bloccato in tutte le direzioni;
- **step 2:** di spostamento di taglio lungo la direzione 2 pari a 5 mm con il semiprovino inferiore sempre bloccato in tutte le direzioni ma con carico normale variabile in funzione dell'andamento delle prove sperimentali analizzate per poi eseguire un confronto.

In queste simulazioni si sono però cambiate le proprietà fisiche e meccaniche dei materiali per vedere quale delle varie combinazioni poteva approssimare meglio il comportamento reale e quindi eseguire un principio di taratura dei parametri, anche se questa fase deve essere supportata da altri studi che costituiranno la direzione futura da seguire per procedere in questa sperimentazione. La modellazione Mod 4\* ha le stesse caratteristiche della Mod 3 con l'unica differenza che nella simulazione non si è fatto eseguire lo step 1 di sola compressione. Si riporta nella seguente Tabella 7.4 i parametri considerati per le varie analisi:

CARATTERISTICHE DEL MATERIALE COSTITUENTE IL PROVINO				
	Coesione [C] [Mpa]	Angolo d'attrito [ $\phi$ ] [°]	Modulo elastico di Young [E] [Mpa]	Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ]
Mod 1	10	45	10	0.35
Mod 2	10	30	10	0.35
Mod 3	50	30	10	0.35
Mod 4*	50	30	10	0.35
CARATTERISTICHE DEL MATERIALE COSTITUENTE LA DISCONTINUITA'				
	Coefficiente d'attrito [ $\mu = \text{tg}\phi_d$ ]		Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] [°]	
Mod 1	0.6		16,71°	
Mod 2	0.3		31,98°	
Mod 3	0.3		31,98°	
Mod 4*	0.3		31,98°	

Tabella 7.4: Analisi e relativi parametri utilizzati.

Nelle Figure 7.47 e 7.48 si riportano i grafici  $\tau-\delta_s$  e  $\tau/\sigma-\delta_s$  riassuntivi delle varie modellazioni e della prova sperimentale:

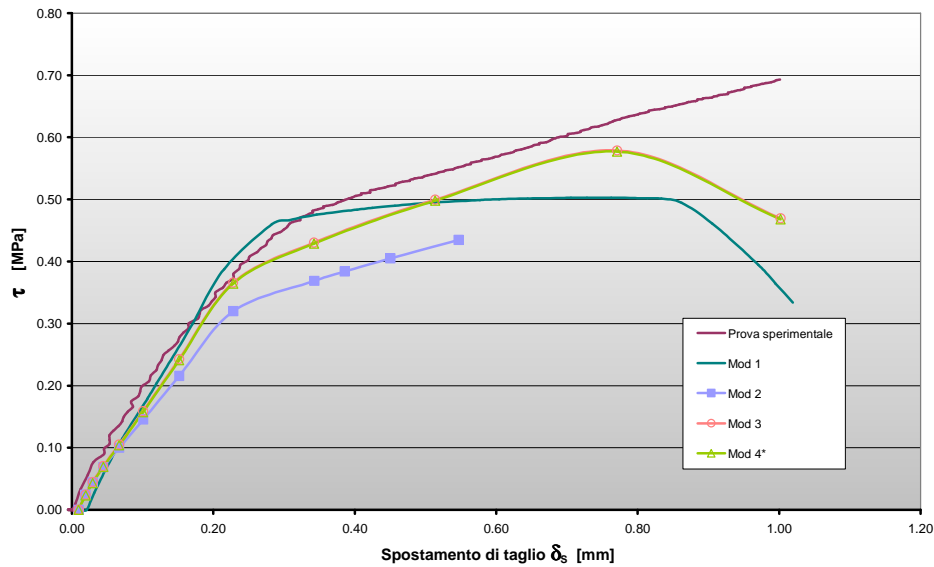


Figura 7.47: Confronto andamento  $\tau-\delta_s$ .

E' importante sottolineare il fatto che, come si vede in Figura 7.48, il comportamento iniziale sia delle prove sperimentali che di quelle numeriche sia pressoché identico mentre poi tende a distaccarsi con valori più o meno elevati nelle fasi successive a seconda delle caratteristiche e delle proprietà fisico-meccaniche attribuite al materiale.

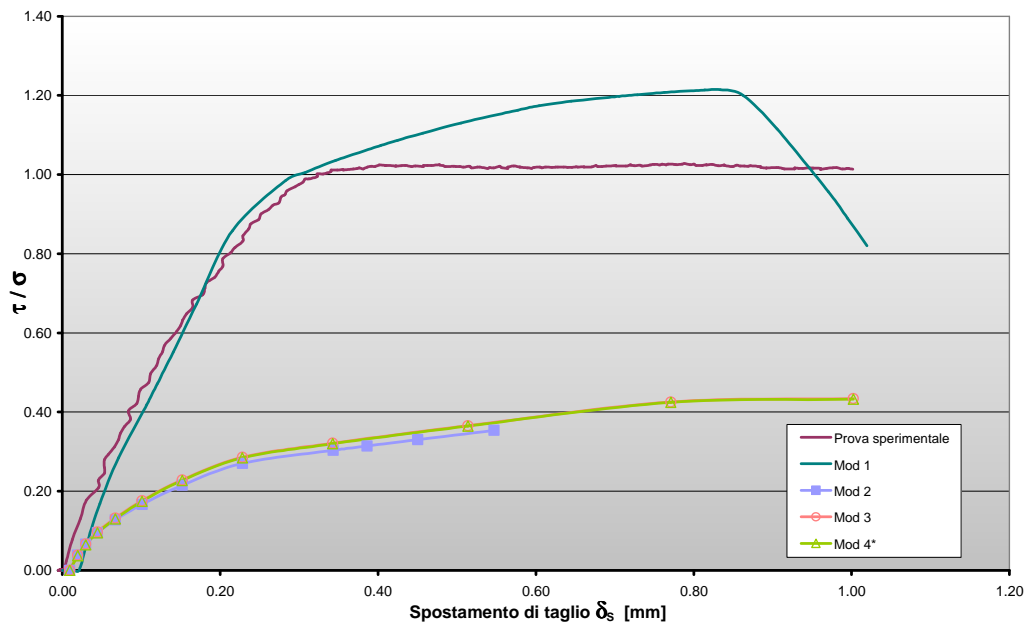


Figura 7.48: Confronto andamento  $\tau/\sigma-\delta_s$ .

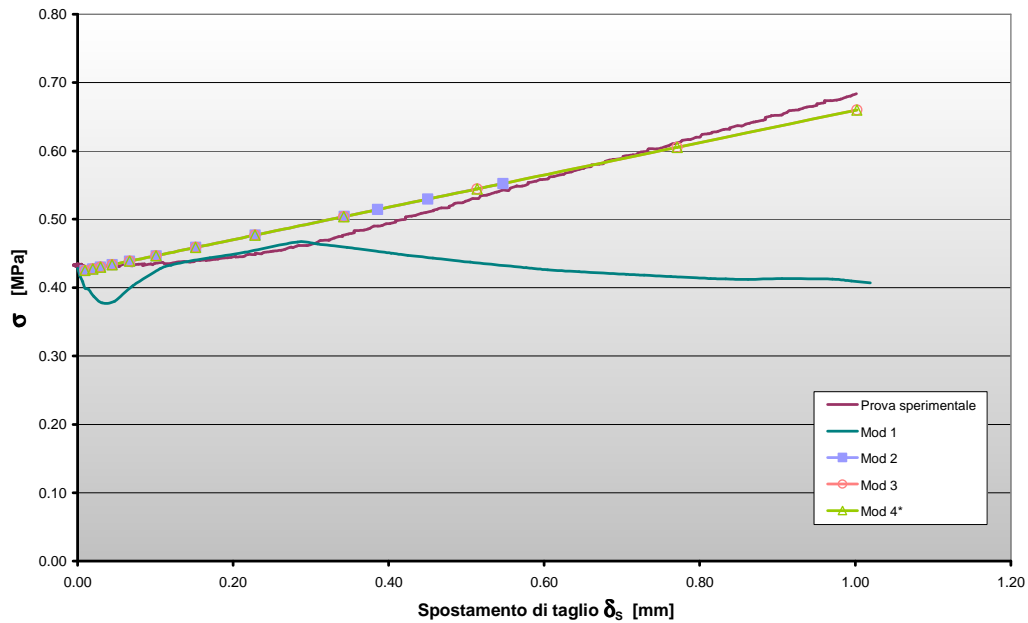


Figura 7.49: Confronto andamento  $\sigma$ - $\delta_s$ .

Per quanto riguarda il comportamento  $\sigma$ - $\delta_s$  si vede chiaramente che le modellazioni 3 e 4\* hanno un andamento pressoché simile a quello della prova sperimentale presa come confronto.

Ovviamente queste poche analisi non sono sufficienti per la taratura del modello, ma danno già alcune significative informazioni a riguardo delle proprietà dei materiali e si può notare, ad esempio, che nella simulazione il fatto di applicare o meno il primo step di carico di sola compressione, non modifica in modo significativo i risultati.

Studi futuri dovrebbero permettere di affrontare problemi ancora più complessi infatti, dall'utilizzo di passi di campionamento ancora più piccoli discende la possibilità di indagare il comportamento del materiale con una precisione sempre maggiore.

Inoltre, l'introduzione di una più ampia descrizione delle proprietà meccaniche dei materiali, dedotte da nuove prove sperimentali, è un altro aspetto che al momento deve essere approfondito e anche il tempo di svolgimento delle simulazioni trarrà beneficio da tale evoluzione.

### 7.3 Prove cicliche su discontinuità rugosa: analisi numeriche

Le analisi cicliche che sono state eseguite sono state fatte per poter elaborare e studiare la problematica della resistenza prima del distacco e del degrado delle due superfici a contatto quando sottoposte a carichi continuati con andamento ciclico come ad esempio potrebbe essere il sisma.

Lo scopo degli studi eseguiti è quello di osservare il comportamento delle discontinuità sottoposte a diverse tensioni di taglio inferiori rispetto al valore di picco valutato con le simulazioni monotoniche eseguite in precedenza.

Come valore di base si è considerato la tensione di taglio di picco si sono presi i risultati delle prove monotoniche a tensione normale costante pari a 2 MPa (di cui sopra si sono riportati i risultati).

Le caratteristiche fisiche e meccaniche dei materiali con i quali si sono eseguite le analisi sono le stesse delle prove monotoniche a tensione normale costante e sono qui sotto riportate:

- **Solido 1 e 2:**

Coesione [C] =	80 MPa
Angolo di attrito [ $\phi$ ] =	40°
Modulo elastico di Young [E] =	10000 MPa
Coefficiente di Poisson [ $\nu$ ] =	0,35

- **Discontinuità:**

Coefficiente d'attrito [ $\mu = \tan\phi_d$ ] =	0,3
Angolo di attrito discontinuità [ $\phi_d$ ] =	16,71°

La simulazione ha previsto due step:

- **step 1:** per l'applicazione di carichi distribuiti costanti di valore 2 MPa al semiprovinio superiore libero di espandersi lateralmente e con quello inferiore bloccato in tutte le direzioni;

– **step 2:** di spostamento ciclico (5 o 10 cicli) di taglio lungo la direzione 2 pari al valore di spostamento corrispondente al valore di tensione assunto per le varie analisi, con il semiprovinco inferiore sempre bloccato in tutte le direzioni. Per ogni valore si è imposto un andamento ciclico sinusoidale del tipo:

$$s = \frac{s_0}{2} \cdot \text{sen}\left(\frac{3}{2}\pi + t\right) + \frac{s_0}{2}$$

Visto nel capitolo precedente.

Si riporta qui di seguito (Figura 7.50 e Tabella 7.5) una breve tabella esplicativa e il grafico relativo nei quali sono indicati i valori delle tensioni di taglio con i relativi spostamenti utilizzati per le modellazioni numeriche cicliche (in rosso è riportato il valore di picco):

$\tau$ [MPa]	Spostamento di taglio $\delta_s$ [mm]
1,172	0,038
1,643	0,132
2,356	0,454
<b>2,417</b>	<b>0,770</b>

Tabella 7.5: Valori utilizzati per le analisi.

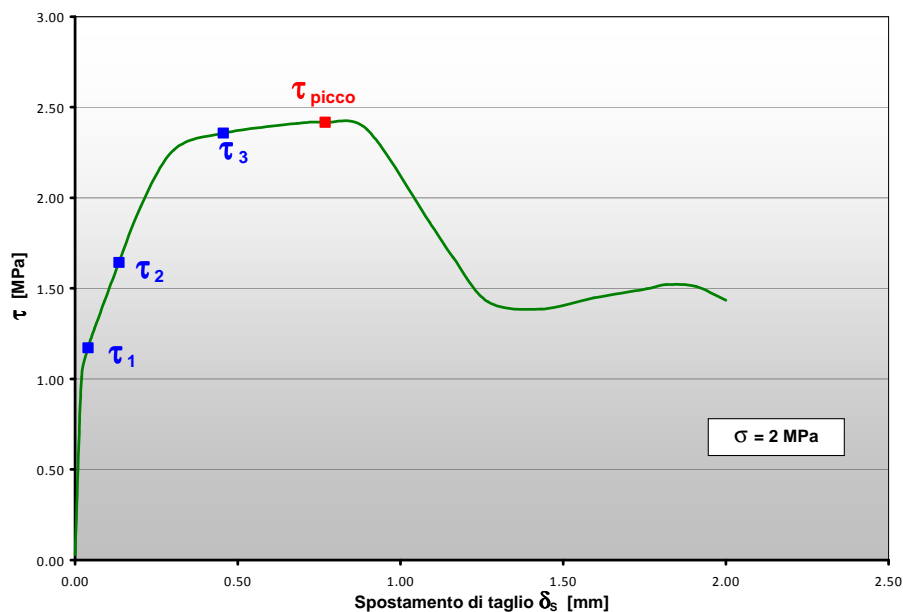


Figura 7.50: Tabella e relativo grafico dei valori utilizzati per le analisi cicliche.

Vediamo ora i risultati di ogni singola simulazione numerica.

▪ **Prima analisi:**

In questa prima analisi si è considerata una tensione di taglio pari a  $\tau_1 = 1,172\text{MPa}$  alla quale corrisponde uno spostamento  $s_1 = 0,038\text{MPa}$ .

L'andamento sinusoidale risultante per 5 cicli è riportato in Figura 7.51:

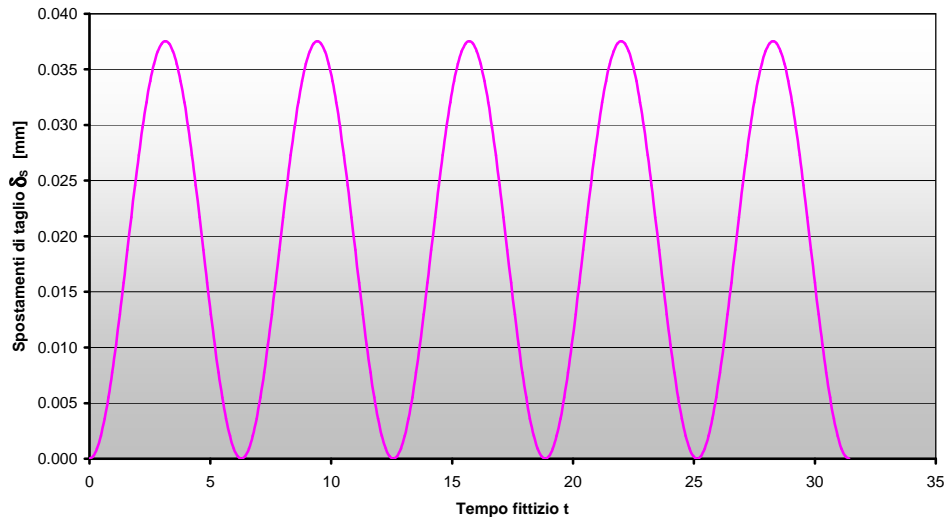


Figura 7.51: Comportamento ciclico prima analisi (5 cicli).

Come premessa occorre sottolineare il fatto che il valore di  $\tau_1$  assunto è molto piccolo e anche gli spostamenti conseguenti risultano molto piccoli, quindi non ci si può aspettare una grande plasticizzazione delle superfici a contatto. L'elaborazione dei dati risultanti da ogni ciclo ha condotto alla realizzazione dei seguenti grafici (Figure 7.52- 7.53- 7.54 - 7.55 - 7.56):

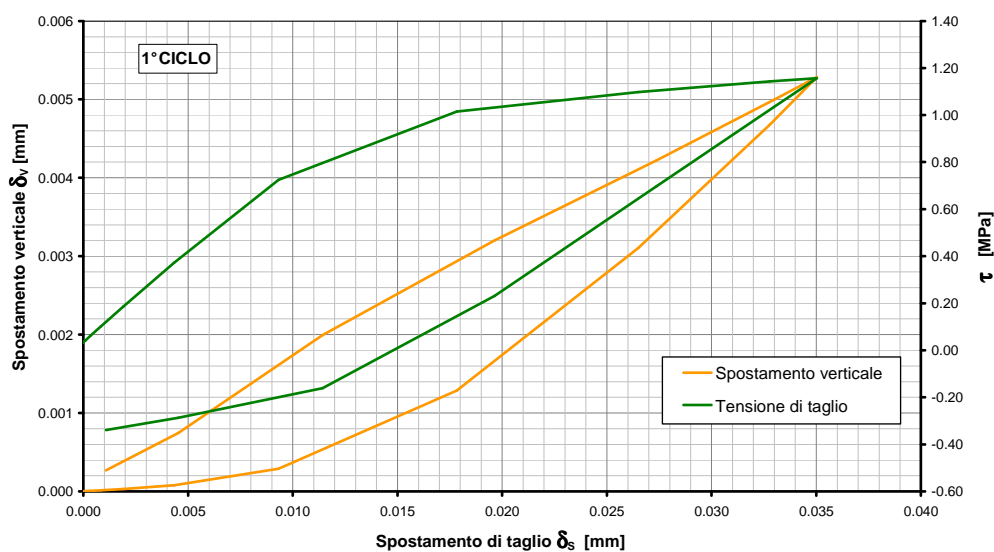


Figura 7.52: Andamento  $\tau - \delta_V - \delta_S$  primo ciclo.

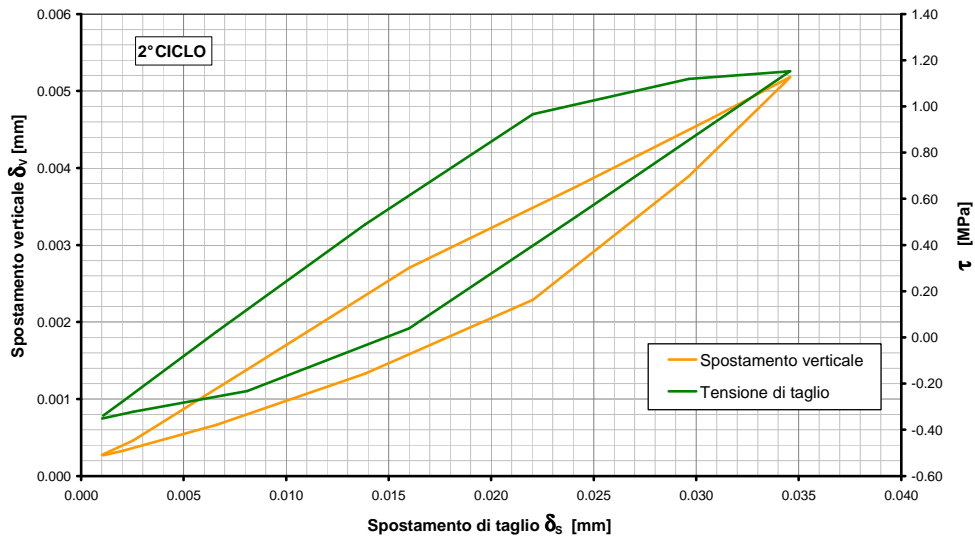


Figura 7.53: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  secondo ciclo.

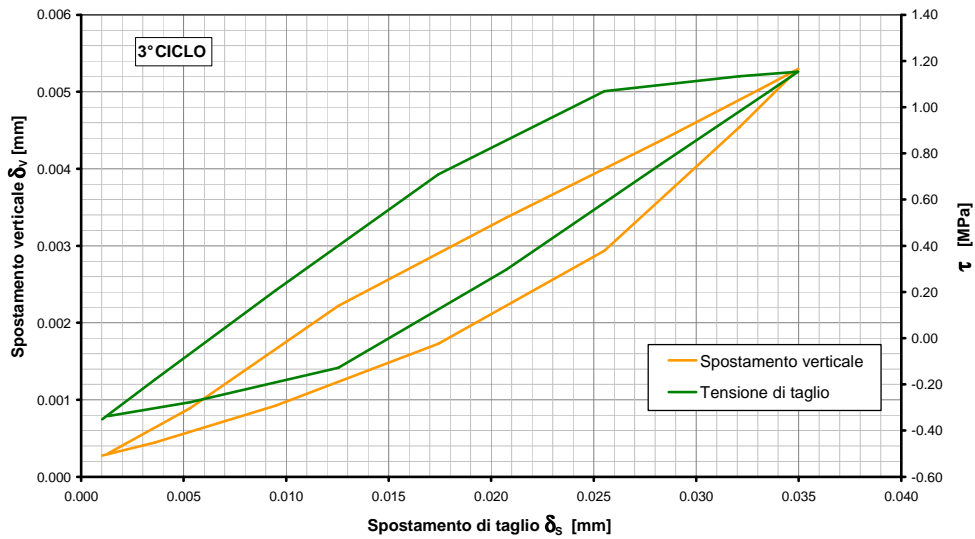


Figura 7.54: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  terzo ciclo.

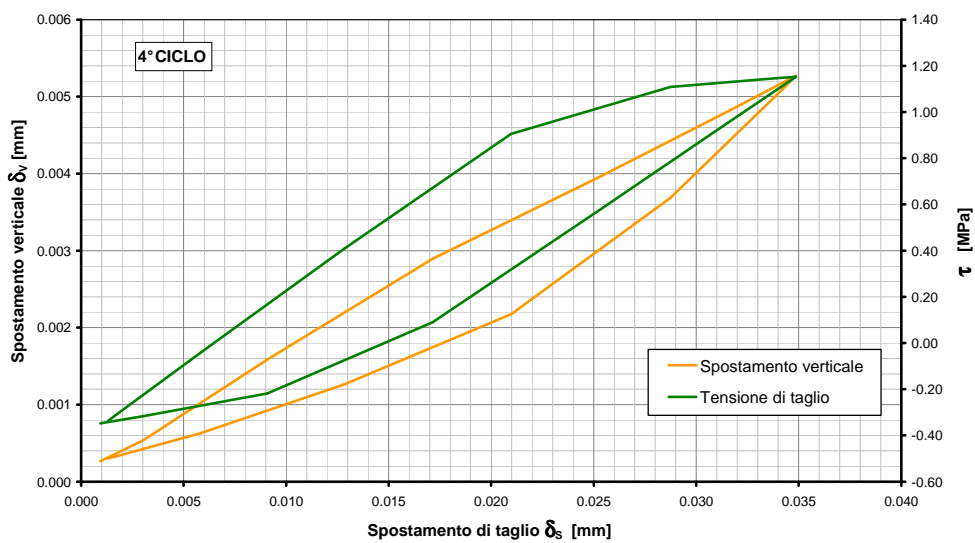


Figura 7.55: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  quarto ciclo.

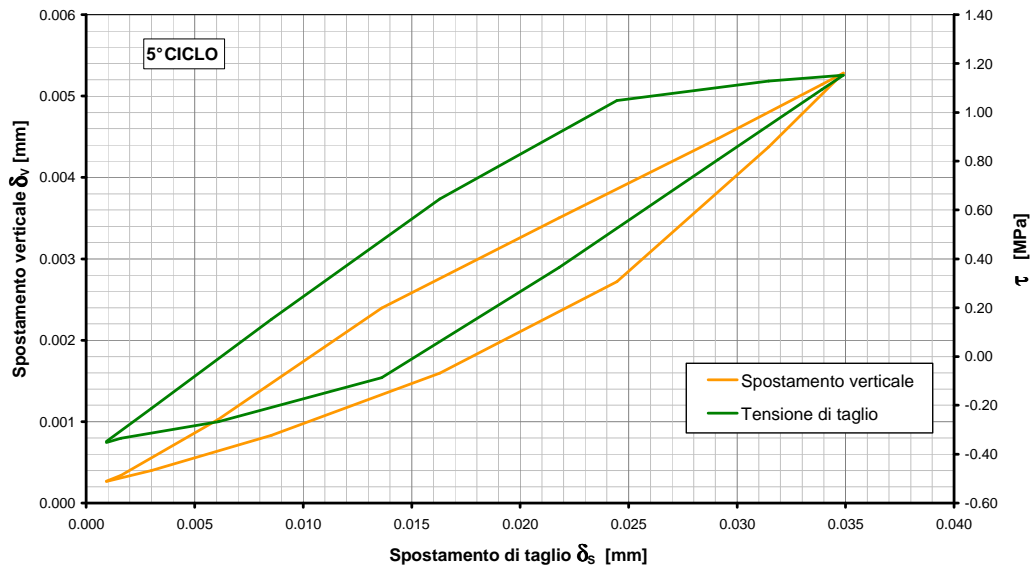


Figura 7.56: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  quinto ciclo.

Riassumendo tutti i risultati all'interno di un solo grafico, si ha:

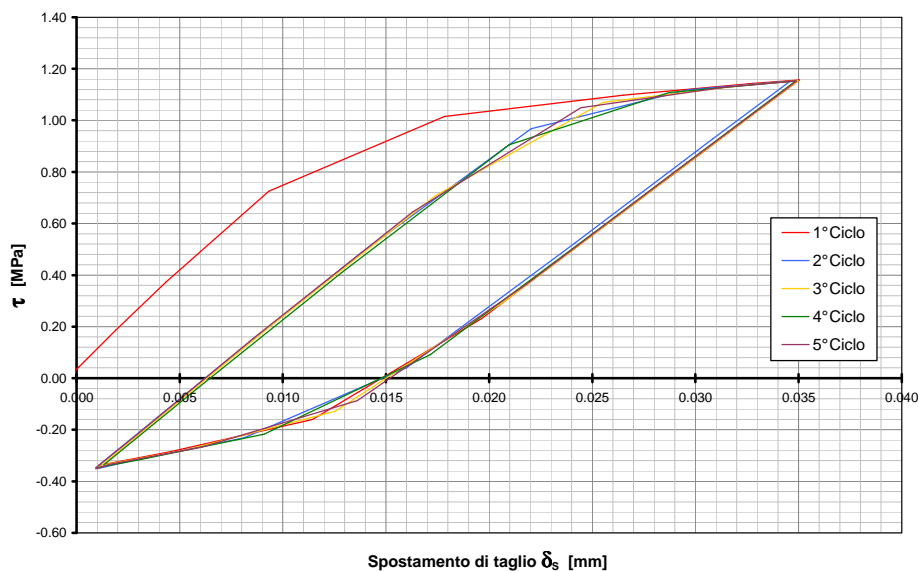


Figura 7.57: Andamento riassuntivo  $\tau - \delta_s$  dei 5 cicli.

Come si può osservare dalle Figure 7.57 - 7.58 anche nella modellazione numerica si configura il classico comportamento di isteresi, ma solo l'andamento del primo ciclo è l'unico che si discosta da quello dei cicli successivi.

In particolare, nel grafico in cui si riporta l'andamento  $\tau - \delta_s$  si può notare un comportamento plastico del materiale costituente le due superfici a contatto in quanto nella fase di ritorno del primo ciclo le tensioni di taglio si annullano per

spostamenti diversi da zero e si configura la nascita di sforzi di taglio negativi fino al raggiungimento del valore iniziale di spostamento; questo andamento si ripete per i restanti cicli. Lo stesso fenomeno è visibile nell'andamento degli spostamenti verticali rispetto a quelli di taglio.

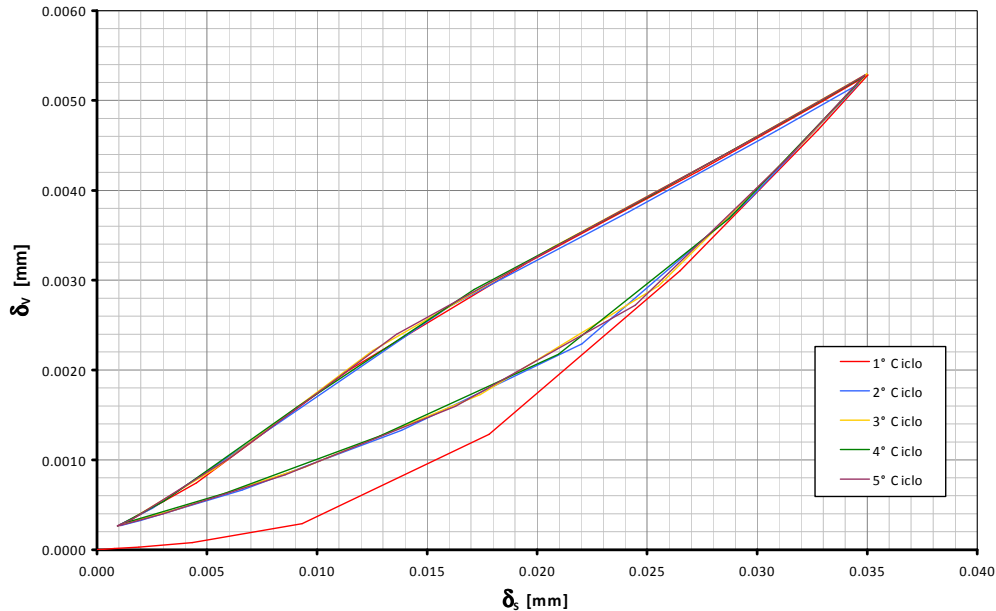


Figura 7.58: Andamento riassuntivo  $\delta_s - \delta_v$  dei 5 cicli.

La medesima analisi è stata eseguita a 10 cicli e il comportamento, come riportato in Figure 7.59 e 7.60, rimane sempre lo stesso; è per questo motivo che le successive analisi sono state eseguite limitando il numero di cicli a 5.

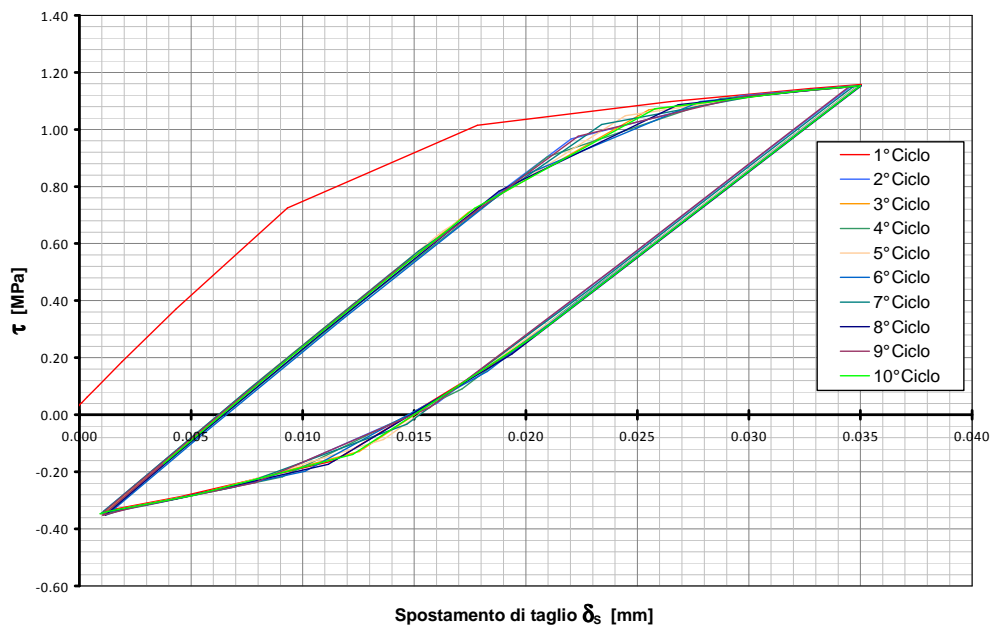


Figura 7.59: Andamento riassuntivo  $\tau - \delta_s$  dei 10 cicli.

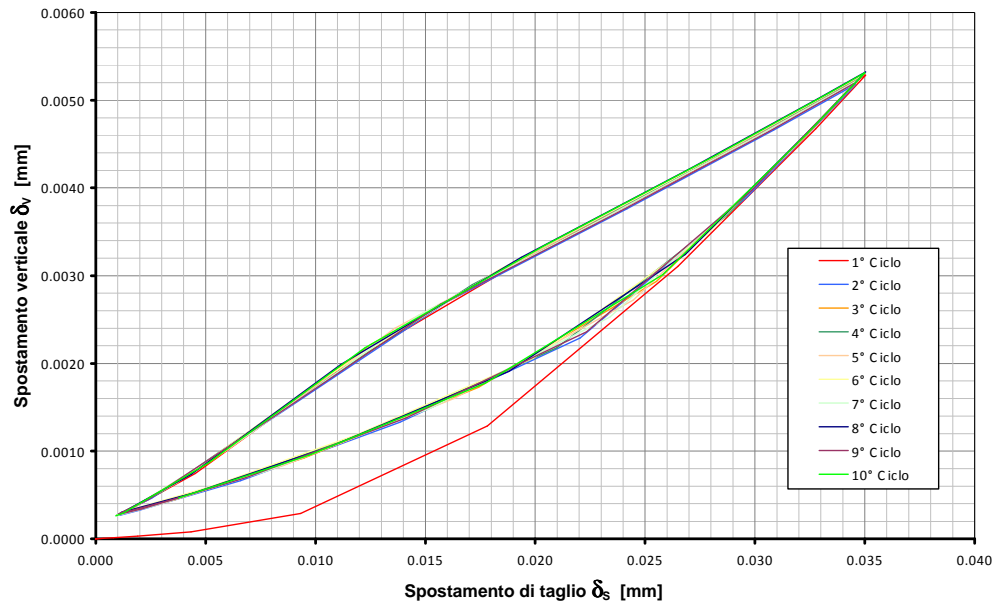


Figura 7.60: Andamento riassuntivo  $\delta_s - \delta_v$  dei 10 cicli.

▪ Seconda analisi:

In questa seconda analisi si è considerata una tensione di taglio pari a  $\tau_2 = 1,643MPa$  alla quale corrisponde uno spostamento  $s_2 = 0,132MPa$ .

L'andamento sinusoidale risultante per 5 cicli è riportato in Figura 7.61:

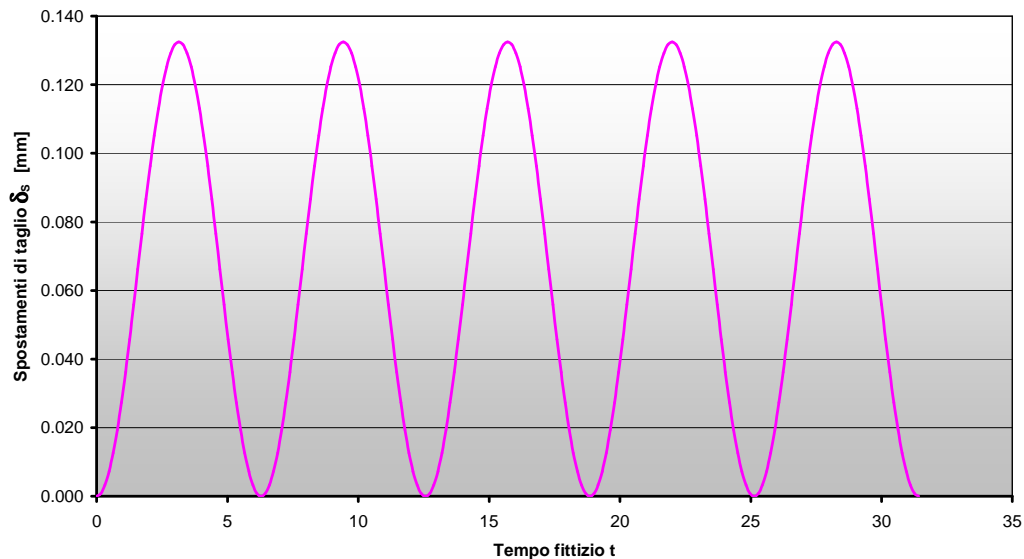


Figura 7.61: Comportamento ciclico seconda analisi (5 cicli).

L'elaborazione dei dati risultanti da ogni ciclo ha condotto alla realizzazione dei seguenti grafici (Figure 7.62- 7.63 - 7.64 - 7.65 - 7.66):

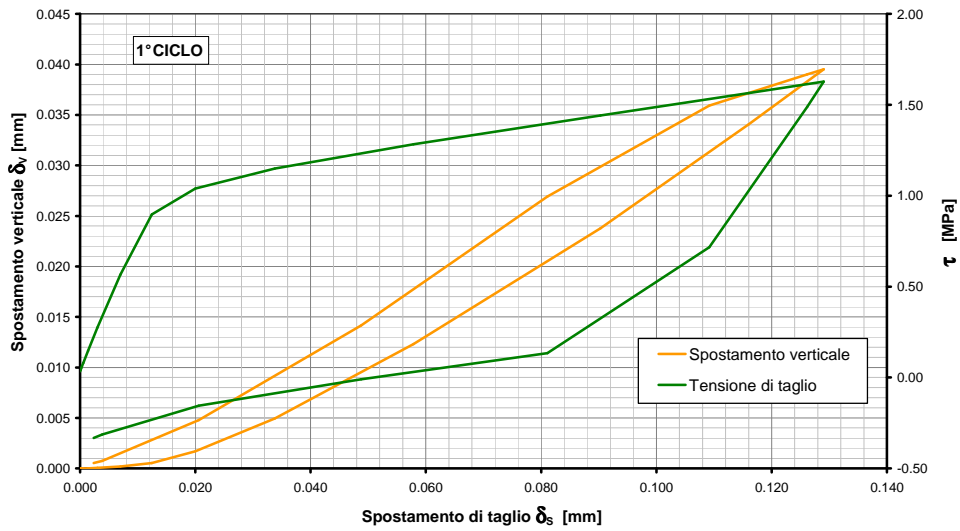


Figura 7.62: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  primo ciclo.

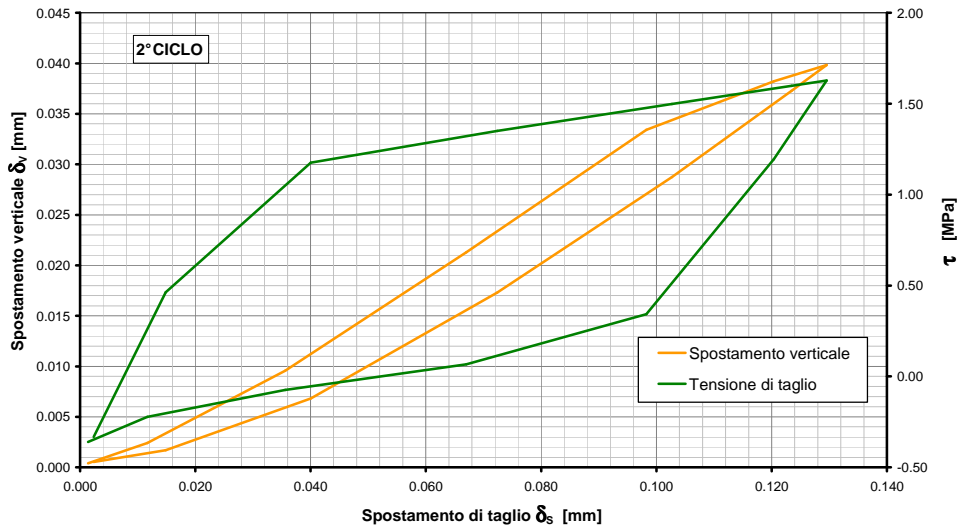


Figura 7.63: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  secondo ciclo.

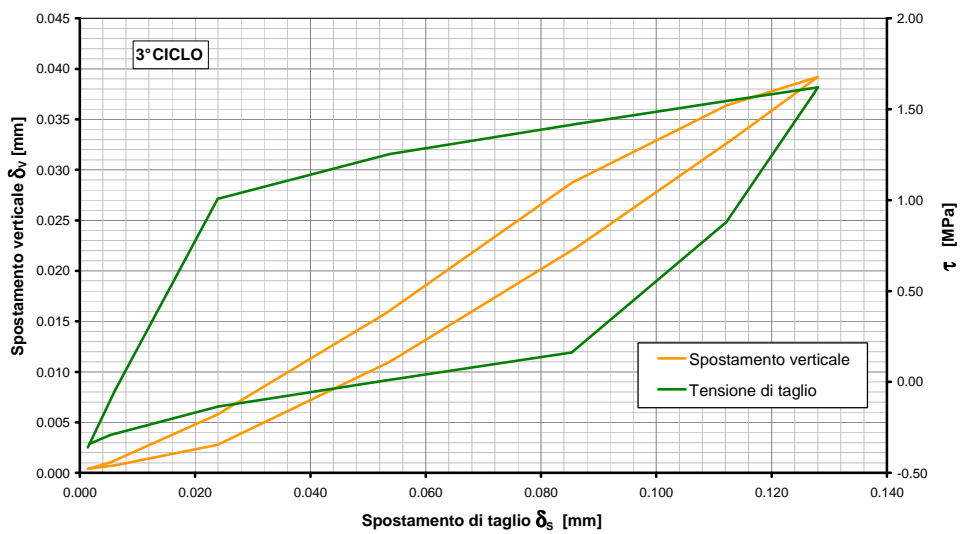
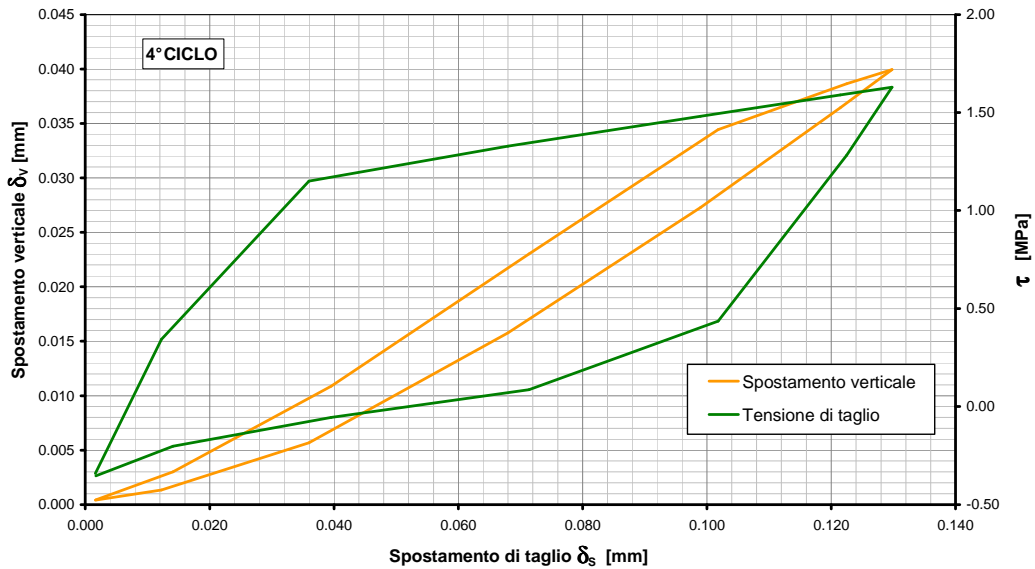
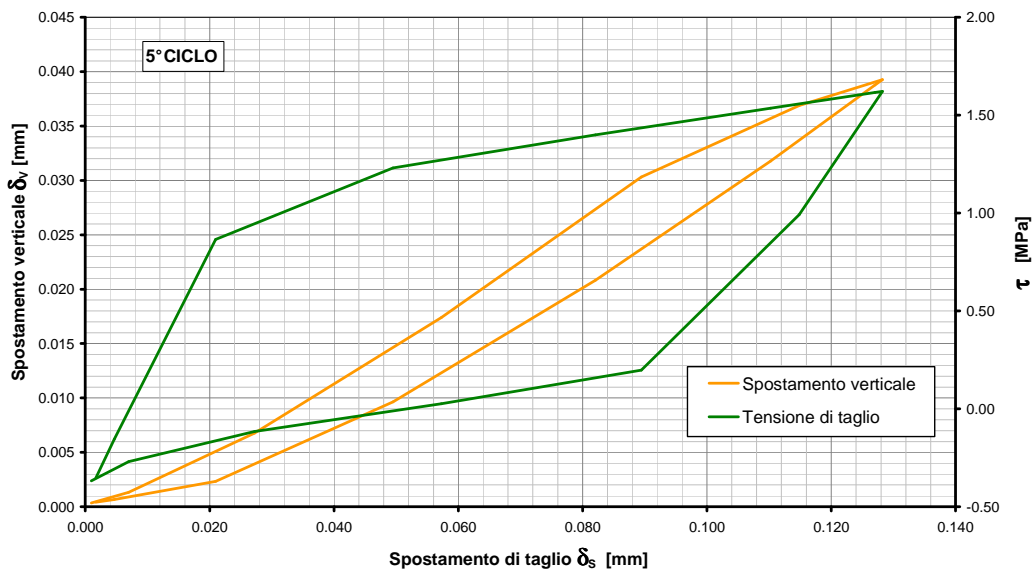


Figura 7.64: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  terzo ciclo.

Figura 7.65: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  quarto ciclo.Figura 7.66: Andamento  $\tau - \delta_v - \delta_s$  quinto ciclo.

Riassumendo tutti i risultati all'interno di un unico grafico, si osserva che anche in questa seconda analisi si ha il classico comportamento dei cicli di isteresi e come si può notare dalle Figure 7.67 e 7.68 solo l'andamento del primo ciclo è l'unico che si discosta da quello dei cicli successivi.

Quindi il comportamento in generale non cambia rispetto alla prima analisi, anche se si è considerato un valore di tensione di taglio, e il relativo spostamento, più elevato.

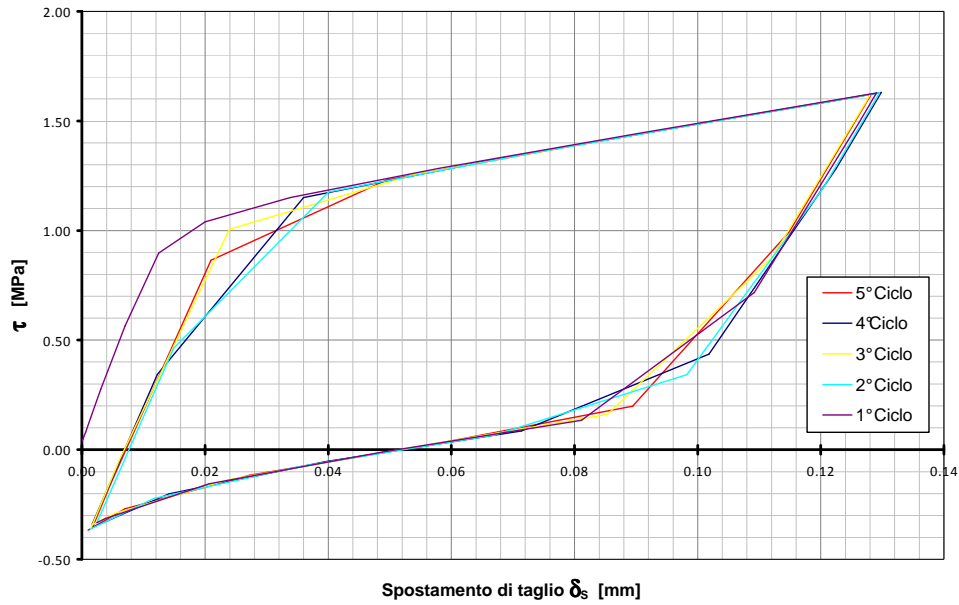


Figura 7.67: Andamento riassuntivo  $\tau - \delta_s$  dei 5 cicli.

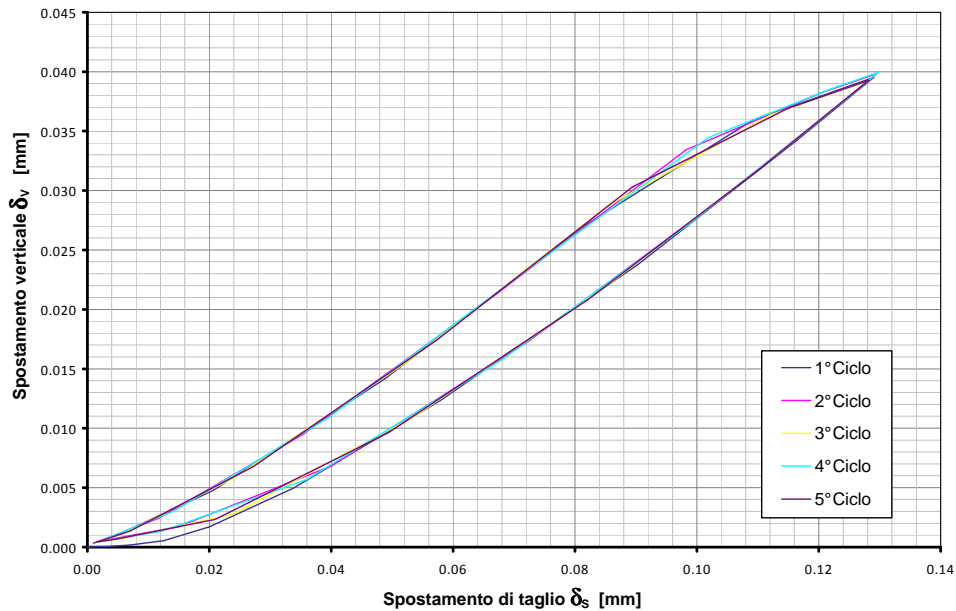
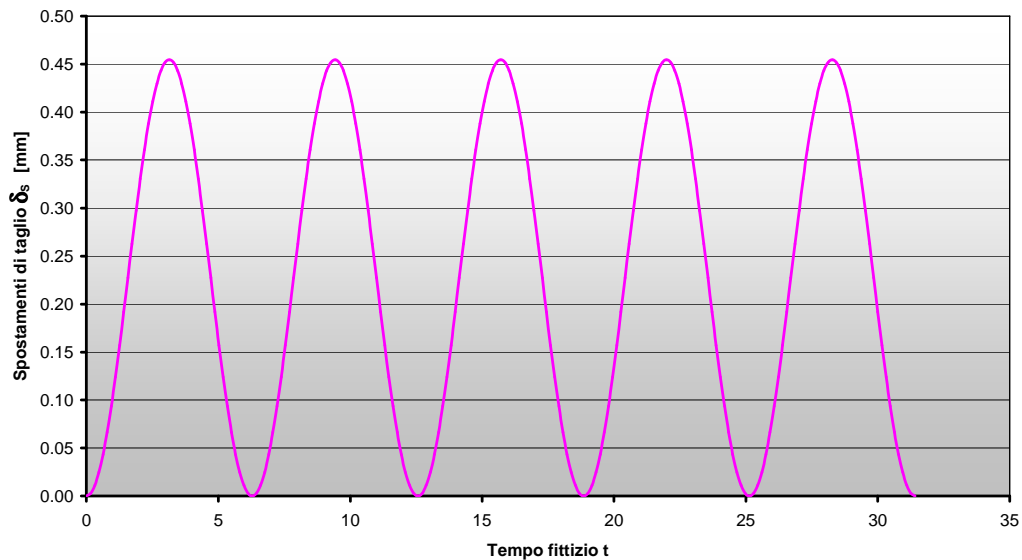


Figura 7.68: Andamento riassuntivo  $\delta_v - \delta_s$  dei 5 cicli.

▪ **Terza analisi:**

In questa terza analisi si è considerata una tensione di taglio pari a  $\tau_3 = 2,356 \text{ MPa}$  alla quale corrisponde uno spostamento  $s_3 = 0,454 \text{ MPa}$ .

L'andamento sinusoidale risultante per 5 cicli è riportato in Figura 7.69:



**Figura 7.69:** Comportamento ciclico terza analisi (5 cicli).

Per questa terza analisi si riportano solo i grafici riassuntivi degli andamenti di tutti e 5 i cicli (Figure 7.70 e 7.71).

In quest'ultima analisi si può facilmente osservare che il comportamento del ciclo d'isteresi è diverso rispetto alle due analisi precedenti, infatti, si nota un andamento diverso anche per i cicli dopo il primo e questo probabilmente è dovuto al fatto che la tensione considerata è ora molto vicina a quella di picco e quindi alla perdita totale di resistenza.

Un'ulteriore osservazione che si è portati a compiere riguarda la porzione del ciclo d'isteresi nella parte di piano a tensioni da taglio negative, dovute allo scorrimento del provino, che man mano gli sforzi di taglio aumentano verso il valore di picco tende a diminuire.

Il comportamento dello spostamento verticale rispetto a quello di taglio si mantiene circa uguale per tutti e 5 i cicli; questo ci porta a pensare che la rugosità delle due facce a contatto non si modifica più nei vari cicli, ma che con le caratteristiche e proprietà dei materiali che si sono considerate, ne occorrerebbero molti di più per ottenere una plasticizzazione più diffusa.

Anche per quanto riguarda le prove cicliche non possiamo fare un confronto diretto con le analisi sperimentali per lo stesso motivo per cui non è stato possibile farlo per quelle monotoniche e anche perché le prove di laboratorio di

questo tipo danno risultati discordanti in quanto fortemente influenzate da numerosi aspetti come il numero di cicli, la velocità di prova, etc...

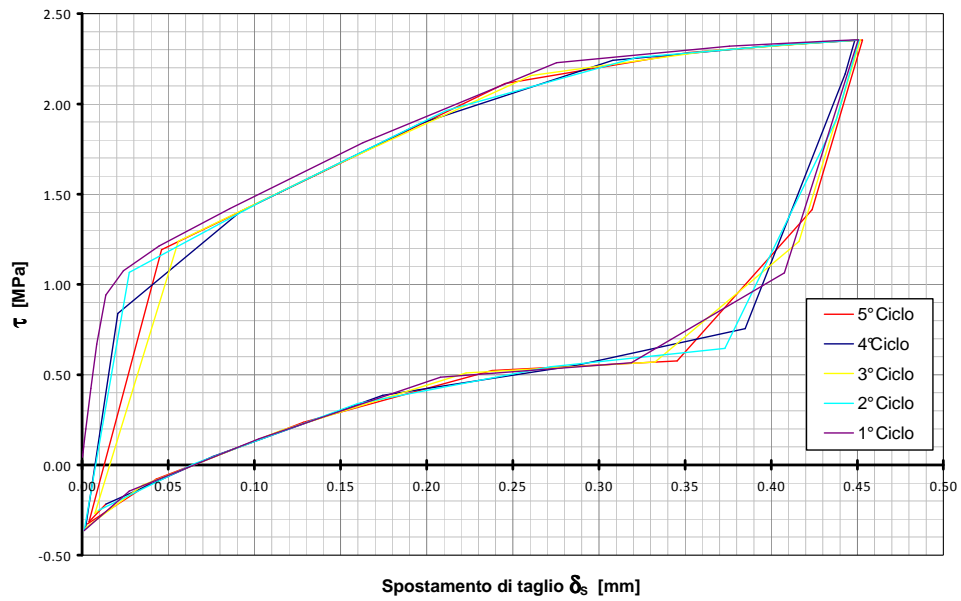


Figura 7.70: Andamento riassuntivo  $\tau - \delta_s$  dei 5 cicli.

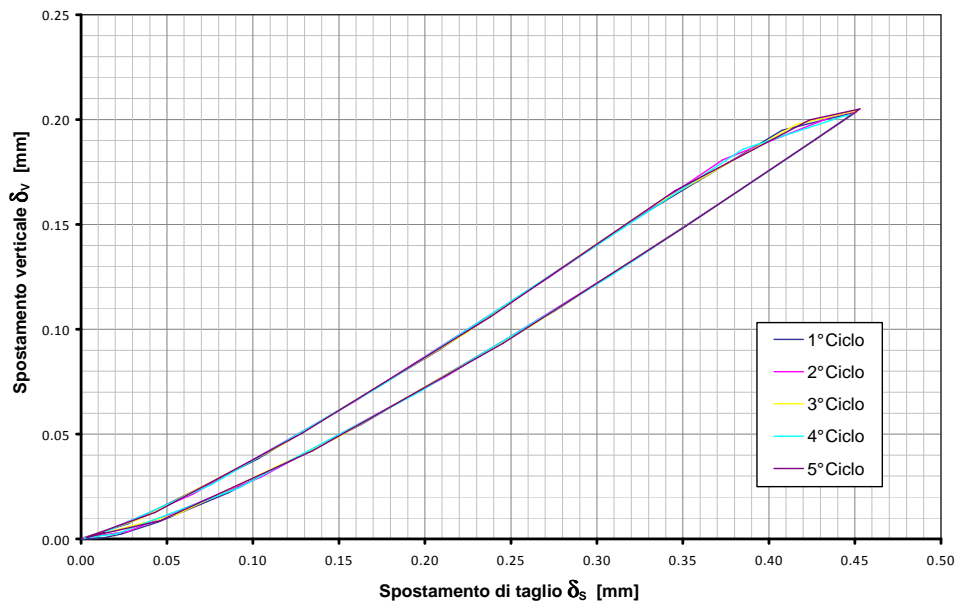


Figura 7.71: Andamento riassuntivo  $\delta_v - \delta_s$  dei 5 cicli.

# Conclusioni

La presenza di discontinuità influisce significativamente sulla resistenza, la deformabilità e la permeabilità degli ammassi rocciosi infatti risulta di fondamentale importanza la valutazione del comportamento meccanico, soprattutto in fase di danneggiamento indotto dall'evento sismico.

L'effetto del danneggiamento delle superfici, appare essere una causa rilevante della variazione della resistenza della discontinuità per carichi agenti inferiori alla resistenza di picco, ed è per tale motivo il presente studio si è concentrato sullo sviluppo di una metodologia sperimentale, che permetta di quantificare il danneggiamento delle superfici dovuto ad azione sismica, al fine di prevedere la conseguente riduzione di resistenza.

La rugosità dei giunti è sottoposta a continui cambiamenti durante lo scorrimento e per stabilire la relazione tra rugosità superficiale e resistenza al taglio, sono state svolte prove di laboratorio, con una particolare apparecchiatura di taglio messa a punto nel Dipartimento di Ingegneria Civile dell'Università degli Studi di Parma.

Nello specifico, si è progettato e realizzato un sistema meccanico integrativo per la macchina MTS-810, costituito da una particolare scatola di taglio, in cui

la forza di confinamento è data da un sistema laterale a “ganascia” che avvolge la scatola.

All’interno dell’apparato di taglio sono stati inseriti i provini, realizzati in malta cementizia, originati dal calco di una discontinuità reale. Utilizzando questa tecnica, si è potuto realizzare un buon numero di campioni identici, ovvero con medesimo grado di rugosità; in questo modo è stata garantita la ripetibilità della prova.

L’apparecchiatura realizzata ha permesso di eseguire delle prove di taglio a dilatanza nulla, impedendo pertanto gli spostamenti relativi delle due semiscatole nella direzione normale allo scorrimento.

Durante l’esecuzione delle prove, pertanto, non si è potuto controllare la componente di tensione normale al piano di discontinuità, che può solamente essere stabilita ed applicata all’inizio delle prove e misurata durante l’esecuzione della stessa. Lo scorrimento di taglio lungo discontinuità rugose porterebbe ad un naturale allontanamento dei lembi delle due superfici permettendo, in tal modo, il superamento e lo scavalco delle asperità locali presenti. Lo scorrimento lungo il piano di discontinuità applicato impedendo tale componente di spostamento, può avvenire, quindi, solo con un conseguente aumento della tensione normale agente lungo la discontinuità.

Da un punto di vista teorico, tale fenomeno non influenza, ovviamente, il comportamento meccanico di discontinuità lisce, mentre quello di discontinuità rugose vede un aumento della resistenza a taglio con lo scorrimento fortemente influenzato dall’aumento della tensione normale agente.

Con la scatola di taglio sono state eseguite prove di taglio su discontinuità rugose in controllo di spostamento, con carichi ciclici e monotonici, variando grandezze quali ampiezza di oscillazione, frequenza, confinamento iniziale, che hanno portato alle seguenti osservazioni:

- per prove cicliche

- rapido decadimento della  $\sigma$  nei primi cicli, che raggiunge un valore asintotico già per spostamenti totali pari a 900 mm (50% dei cicli)
  - andamento asimmetrico delle  $\tau$  per escursioni del pistone verso l'alto e verso il basso (ammissibile a causa della non isotropicità della discontinuità )
  - valore asintotico di  $\tau$ , anch'esso raggiunto in corrispondenza del 50% dei cicli
  - valore asintotico di  $\tau/s$
  - l'angolo di attrito residuo medio calcolato risulta pari a  $45^\circ$  e supera l'angolo di attrito residuo stimato in seguito a prove cicliche su discontinuità liscia artificiale nello stesso materiale ( $\Phi_r = 42^\circ$ ).
  - l'angolo di attrito residuo aumenta all'aumentare della velocità di spostamento media del pistone
- per prove monotoniche:
- il picco del rapporto  $\tau/s$  si raggiunge immediatamente dopo il valore di ampiezza di oscillazione della precedente prova ciclica
  - per le prove eseguite alla stessa velocità delle rispettive prove cicliche, il valore dell'angolo di attrito di picco ottenuto coincide con l'angolo residuo relativo all'ultimo ciclo della prova ciclica
  - L'angolo di attrito residuo medio calcolato risulta pari a  $34^\circ$  e supera l'angolo di attrito residuo calcolato per prove monotoniche su discontinuità liscia artificiale nello stesso materiale ( $\Phi_r = 33^\circ$ ). Il valore medio dell'angolo di attrito di picco è  $\Phi_p = 50^\circ$ .

Il lavoro di modellazione numerica, svolto in un secondo momento, ha voluto riprodurre, tramite il metodo agli elementi finiti, le prove di taglio eseguite in laboratorio, prima su giunti lisci e poi su giunti con geometrie più complesse.

La morfologia usata nelle simulazioni è stata rilevata direttamente dai provini della sperimentazione, tramite un rilievo fotogrammetrico che ha permesso la restituzione del DTM.

L'utilizzo del metodo agli elementi finiti per la modellazione di geometrie estremamente complesse come le superfici dei giunti in roccia rappresenta applicazioni inconsuete di un metodo solitamente riservato, per quel che riguarda i problemi geotecnici e di meccanica delle rocce, a strutture continue con geometrie ben più regolari: in tali ambiti non è infatti richiesta la descrizione particolareggiata delle superfici che costituiscono le discontinuità, rappresentate invece da pareti lisce a contatto.

Pur disponendo di macchine dalle notevoli prestazioni computazionali, le analisi svolte sono risultate difficoltose a causa della complessità geometrica delle superfici di interazione, derivanti principalmente dalle difficoltà del programma a trattare alcuni importanti aspetti dell'interazione tra le pareti a contatto.

Un altro aspetto che non è stato possibile approfondire, per le medesime cause, è stato quello relativo alla plasticità del materiale ed alla simulazione delle rotture delle asperità. Per tutti questi motivi e vista l'attuale impossibilità di eseguire prove sperimentali a dilatanza libera, si è pensato di applicare al modello un carico normale di confinamento non costante, ma con un andamento pari a quello rilevato durante le prove sperimentali.

Alla luce di questo, si è osservato che pur avendo imposto una tensione normale pari a quella rilevata durante le prove sperimentali a dilatanza impedita, la dilatanza è diminuita rispetto all'andamento visto per le simulazioni a carico di confinamento costante, ma non si è annullata.

Nonostante le difficoltà incontrate, l'applicazione del metodo agli elementi finiti per problemi di questo tipo ha fornito la possibilità di osservare nel dettaglio:

- l'evoluzione dello stato tensionale e deformativo in ogni punto delle superfici;
- la conseguente valutazione dell'intensità degli sforzi nei vari punti, con particolare interesse per le zone di contatto e di concentrazione degli sforzi stessi, se non altro con la determinazione di un ordine di grandezza per lo sforzo, confrontabile con il valore di rottura;

- l'analisi dei cambiamenti morfologici subiti dalle superfici al crescere dello spostamento di taglio: si è notata la creazione di zone di contatto più o meno estese e l'aumento di apertura in altre parti dei campioni;

Studi futuri dovrebbero permettere di affrontare problemi ancora più complessi infatti, dall'utilizzo di passi di campionamento ancora più piccoli discende la possibilità di indagare il comportamento del materiale con una precisione sempre maggiore. Inoltre, l'introduzione di una più ampia descrizione delle proprietà meccaniche dei materiali, dedotte da nuove prove sperimentali, è un altro aspetto che al momento deve essere approfondito e anche il tempo di svolgimento delle simulazioni trarrà beneficio da tale evoluzione.

Sulla base di quanto rilevato, si è potuto infine elaborare e definire una legge di decadimento della tensione di confinamento e una conseguente valutazione del degrado definendo un indice *ID* (*indice di degrado*) specifico per le modalità di prova (a dilatanza impedita) modificando adeguatamente la formula di Homand per la valutazione del degrado nel caso di prove cicliche.

Infine adeguando le metodologie di valutazione del numero di cicli equivalenti per prove di fatica, è stato analizzato un sismogramma di riferimento per tarare una tecnica di conteggio cicli che permettesse di calcolare i cicli equivalenti per le prove, in relazione all'azione sismica; è quindi possibile valutare il degrado dovuto alla stessa, tenendo presente, però, che l'indice di degrado elaborato è funzione della particolare ampiezza di prova e fornisce informazioni sul raggiungimento del valore residuo del rapporto  $\tau/s$ .

Per gli sviluppi della ricerca sarebbe opportuno proseguire con le prove variando significativamente la frequenza di oscillazione ed eventualmente realizzando repliche di discontinuità identiche sotto l'aspetto geometrico ma con caratteristiche meccaniche del materiale intatto diverse in modo da poter tarare al meglio la legge di decadimento della  $\sigma$  e il conseguente andamento dell'indice di degrado *ID*.

## BIBLIOGRAFIA

- **Archambault G, Gentier S, Riss J, Flamand R, Sirieix C (1996)** - *“Joint shear behaviour revised on the basis of morphology 3D modelling and shear displacement.”* In: Aubertin M. Hassani F. Vitri H, editors. Proceedings of the 2nd North American Rock Mechanics Symposium. Rotterdam: Balkema, pp. 1223-1230.
- **Archambault G, Gentier S, Riss J, Flamand R. (1995)** - *“A reevaluation of irregular joint shear behavior on the basis of 3D modelling of their morphology (Part II: joint shear behavior mechanical modelling).”* In: Rossmann HP, editor. Proceedings of Mechanics of Jointed and Faulted Rock (MJFR-2), Rotterdam: Balkema, pp 163-168.
- **Bakhtar, K.; Barton, N. (1981)** - *“Large scale static and dynamic friction experiments”*, Proceedings of the 25<sup>th</sup> US symposium on Rock Mechanics, Evanstone, p. 457-466, 1981.
- **Barbero M. (1992)** - Dottorato di ricerca in Ingegneria Geotecnica, *Comportamento meccanico a taglio di discontinuità in roccia soggette ad azioni di tipo dinamico*, Politecnico di Torino 1992.
- **Barton N. (1973)** - *“Review of a new shear strength criterion for rock joints”*. Engineering Geology; Vol.7 pp 287-332.
- **Barton N.R., Lien R. & Lunde J. (1974)** - *“Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support”*. Rock Mechanics Mining, Vol. 6, p. 189-239.
- **Barton N. & Choubey V. (1977)** - *“The shear strength of rock joints in theory and practice”*. Rock Mechanics Mining, Vol. 10, p. 1-54.
- **Barton N. & Bandis S (1982)** - *“Effect of block size on the shear behaviour of jointed rock joints”* (Keynote lecture) Issues in Rock Mechanics, 23rd U.S. Symp. on Rock Mechanics, Berkeley, California. Society of Mining Engineers of AIME.

- **Barton N., Bandis S. & Bakhtar K. (1985)** - *"Strength, deformation and conductivity of rock joints"* In Int. Journal of Rock Mechanics Mining Sciences & Geomech. Abstr, Vol. 22 pp. 121-140.
- **Barton, N. (1988)** - *"Some aspects of rock joint behaviour under dynamic conditions"*, Secondo ciclo di conferenze di Meccanica e Ingegneria delle Rocce, Torino 1988.
- **Belem T, Homand-Etienne F, Souley M (1997)** - *"Fractal analysis of shear joint roughness"*. Int J Rock Mech Min Sci 1997 34: (3-4), Paper No.130.
- **Benjelloun Z. H. (1989)** - *"Contribution à l'étude expérimentale et numérique du comportement mécanique et Hydraulique des Joints rocheux."* Thèse de doctorat, BRGM et Université Joseph Fourier de Grenoble.
- **Crawford, A. M.; Curran, J. H. (1981)** - *"The influence of shear velocity on frictional resistance of rock"*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts, vol. 18, p. 505-515, 1981.
- **Crawford, A. M.; Curran, J. H. (1981)** - *"Rate-dependent behavior of rock joints-Black quartz sylvanite"*, Proceedings of the international symposium on Weak Rock, Tokyo, 1981.
- **Cundall P, Marti J, Beresford J, Last P, Asagian M. (1978)** - *"Computer modeling of jointed rock masses"*. Report for the U. S. Army Corp. of Engineer Waterways Experimental Station (by Dames and Moore).
- **Curran, J. H.; Carvalho, J. L. (1983)** - *"Influence of shear velocity on the frictional resistance of rock discontinuities"*, Publication of Department of Civil Engineering-University of Toronto, Toronto, n. 83-11, 1983.
- **Dieterich, J. H. (1972)** - *"Time-dependent friction in rocks"*, Journal of Geophysical Research, vol.77, p. 3690-3697 1972.
- **Dieterich, J. H. (1978)** - *"Time-dependent friction and the mechanics of stick-slip"*, Pageoph, vol. 116, 1978.
- **Dieterich, J. H. (1979)** - *"Modeling of rock friction, 1, Experimental results and constitutive equations"*, Journal of Geophysical Research, n. 84, 1979.

- **Duncan J. M. & Goodman R. E. (1968)** - "*Finite element analysis of slopes in jointed rock*". Report U. S. Army Corps of Engineers, Vicksburg, Contract, DACW 39-67-0091, Geotechnical Engineering, Univ. California, Berkeley.
- **Fardin N, Stephansson O, Jing L (2001)** - "*The scale dependence of rock joint surface roughness*". Int J Rock Mech Min Sci 38:659-669.
- **Fardin N (2007)** - "*Influence of structural non-stationarity of surface roughness on morphological characterization and mechanical deformation of rock joints*". Rock Mech Rock Engng DOI 10.1007/s00603-007-0144-9.
- **FEMA. HAZUS-MT Technical Manuals** - Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C., 2003.
- **Ferrero A.M., Iabichino G., Pancotti G. & Giani G.P. (1999)** - "*Interpretazione con modelli matematici di misure di rugosità di discontinuità naturali in roccia*".
- **Gentier S., Riss J., Archambault G., Flamand R., Hopkins D. (1999)** - "*Influence of fracture geometry on shear behaviour*" In Int. Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, Vol. 37 pp. 161-174.
- **Grasselli G. & Egger P. (2003)** - "*Constitutive law for the shear strength of rock joints based on three-dimensional surface parameters*". In International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, Vol. 40 pp. 25-40.
- **Hancock J. e Bommer J.J. (2004)** - "*The effective number of cycles of earthquake ground motion*", Wiley InterScience, 2004.
- **Hencher, (1980)** - "*Multiple modes of shear failure in rock*". Proc. 1st Congress of the ISRM, Lisbon, pp.509-513.
- **Hencher, S. R. (1981)** - "*Friction parameters for the design of rock slopes to withstand earthquake loading*", Design of Geophysical Research, vol. 86 p. 6017-6028 1981.
- **Hoek E. & Bray J.W. (1981)** - "*Rock Slope Engineering*" Institution of Mining and Metallurgy - London pp. 127-149.
- **Hutson e Dowding., (1990)** - "*Friction of rocks and stability of rock slopes*". Geotechnique, Vol. 21, pp.97-134.

- **Ladanyi B, Archambault G. (1970)** - "*Simulation of shear behaviour of a jointed rock mass*". In: Somerton WH, editor. Rock mechanics: theory and practice. Proc 11th Symp on Rock Mechanics, American Institute of Mining and Metallurgy, New York. pp. 105-125.
- **Lajtai, E. Z.; Gadi, A.M. (1989)** - "*Friction on a granite to granite interface*", Rock Mechanics and Rock engineering, n. 22, p. 25-49, 1989.
- **Lee HS, Park YJ, Cho TF, You KH (2001)** - "*Influence of asperity degradation on the mechanical behavior of rough rock joints under cyclic shear loading*". Int J Rock Mech Min Sci 38:967-980.
- **Lee SD, Lee CI, Park Y (1997)** - "*Characterization of joint profiles and their roughness parameters*". Int J Rock Mech Min Sci 34:(3-4), Paper No. 174.
- **Kosloff, D.D.; Liu, H. P. (1980)** - "*Reformulation and discussion of mechanical behavior of the velocity-dependent friction law proposed by Dieterich*", Geophysical Research Letters, Vol. 7, n. 11, p. 913-916, 1980.
- **Krsmanovic D. (1967)** - "*Initial and residual shear strength of hard rocks*". Geotechnique, Vol. 17, pp 145-160.
- **Miner MA.** - "*Cumulative damage in fatigue*", Transaction of the ASME. Journal of Applied Mechanics 1945.
- **Nikiting, A.A.; Sapegin, D. D.; Uvarov, L. A. (1974)** - "*Shear resistance of rock along joint planes under static and impulse loads*", Proceedings of the 3<sup>rd</sup> congress ISRM, vol.11A, p. 302-305, 1974.
- **Patton FD. (1966)** - "*Multiple modes of shear failure in rock*". Proc 1st Cong Int Soc Rock Mech Lisbon; Vol. 1 pp 509-513.
- **Plesha ME (1987)** - "*Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation*". Int J Numer Anal Meth Geomech 11:345-362.
- **Rota F. (2009)** - "*Studio sperimentale sul comportamento di discontinuità rugose soggette a carichi ciclici*". Tesi di Laurea, Università degli Studi di Parma.
- **Rabinowicz, E. (1965)** - "*Friction and wear of materials*", John Wiley, New York, 1965.

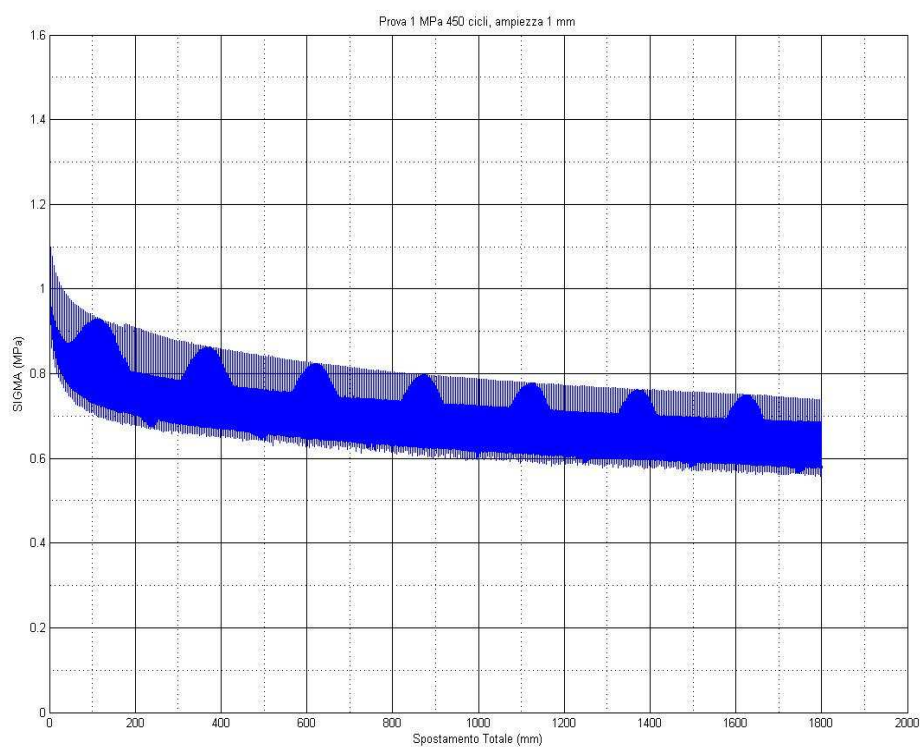
- **Riss J, Gentier S, Archambault G, Flamand R. (1997)** - "*Sheared rock joints: dependence of damage zones on morphological anisotropy*". Int J Rock Mech Min Sci 34:537.
- **Ruina, A. L. (1983)** - "*Slip instability and state variable friction laws*", Journal of Geophysical Research, p. 10,359-10,370, 1983.
- **Saeb S (1990)** - "*A variance on the Ladanyi and Archambault's shear strength criterion*" Rock Joint, édité par Barton & Stephansson, pp701-705. Balkema.
- **Solberg, P.; Byerlee, J. (1984)** - "*Experimental strain rate dependent frictional stress and fault creep*", Journal of Geophysical Research, 1984.
- **Stephansson O., Jing L. (1995)** - "*Testing and modeling of rock joint*" Proc. Of the MJFR-2 Conf., Vienne, Autriche, édité par Rossmannith, Balkema.

# APPENDICE 1

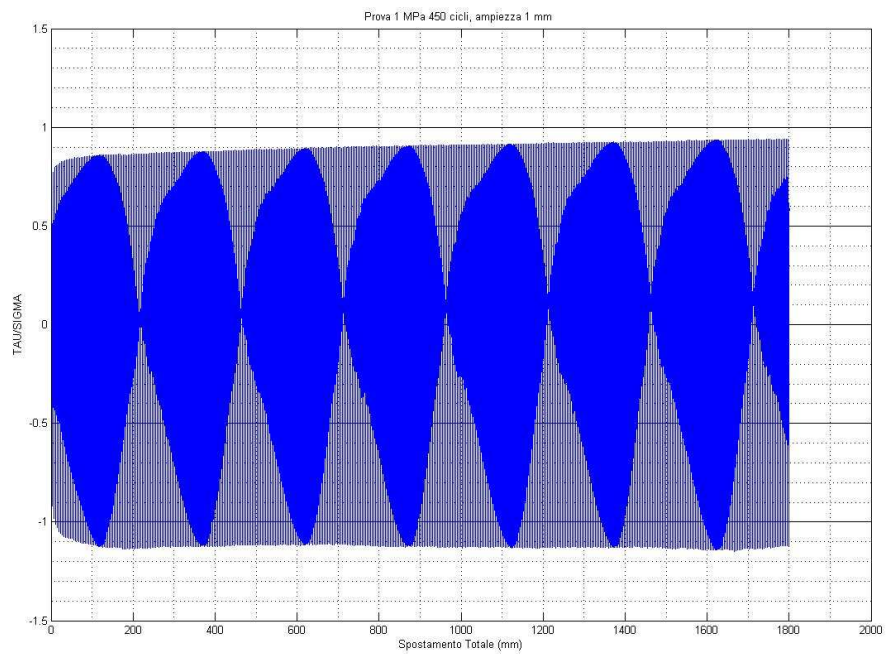
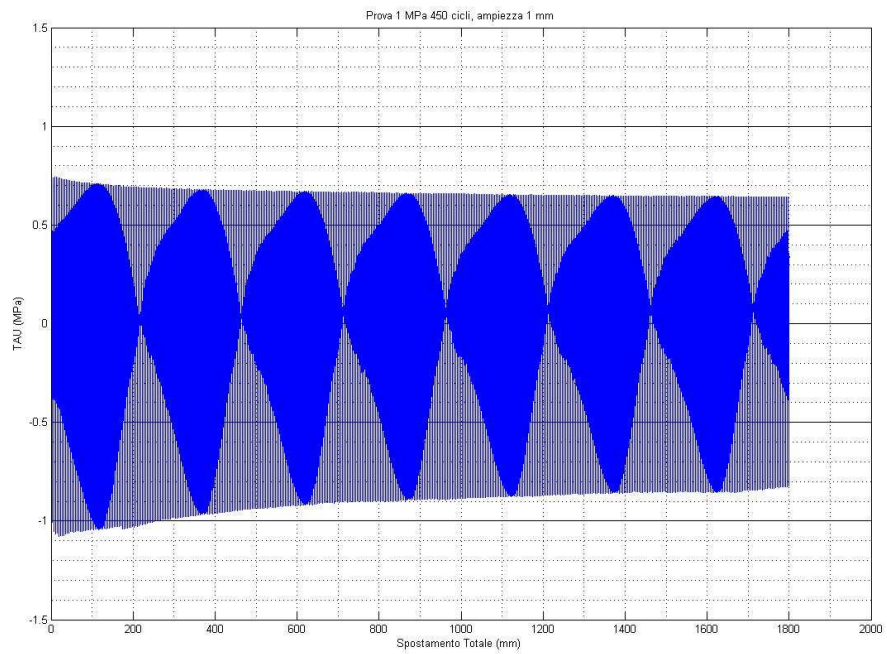
## ELABORAZIONI PROVE CICLICHE

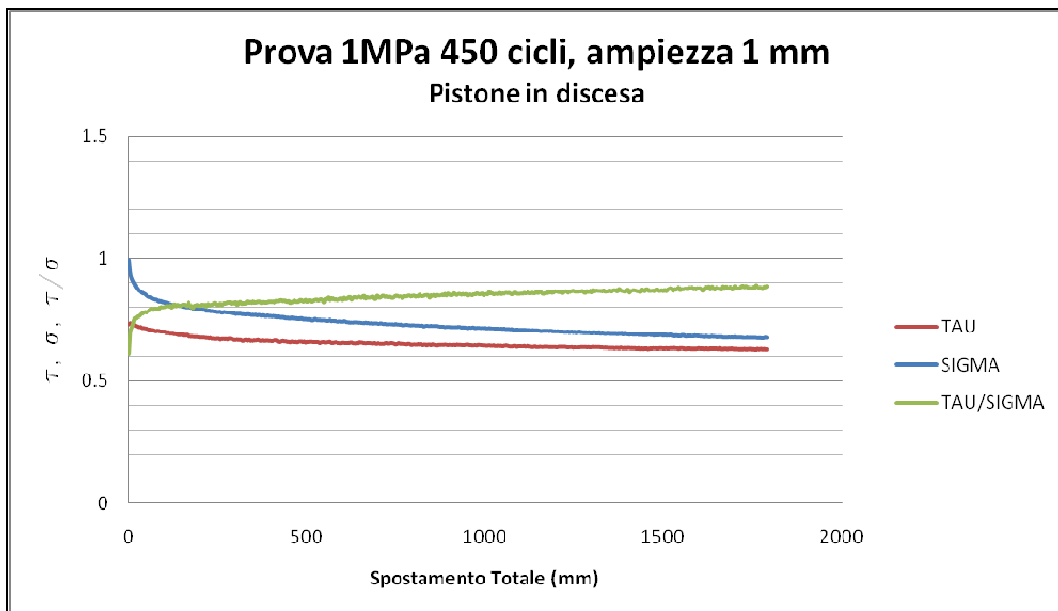
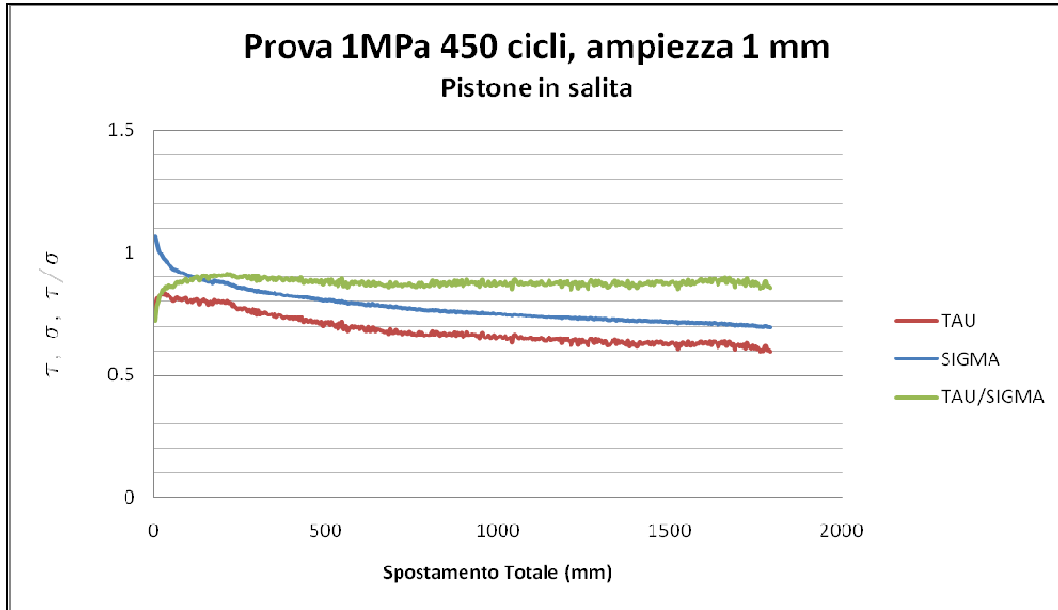
### PROVA C1

Prova	ampiezza a (mm)	frequenz a (Hz)	Period o T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C1	1	0.013	77	0.05	450	1



Appendice 1

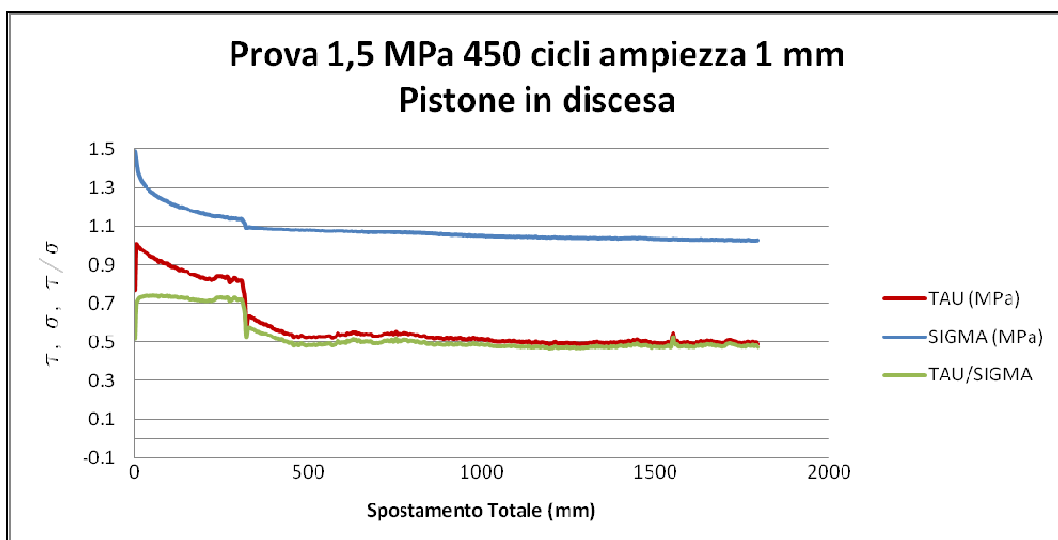
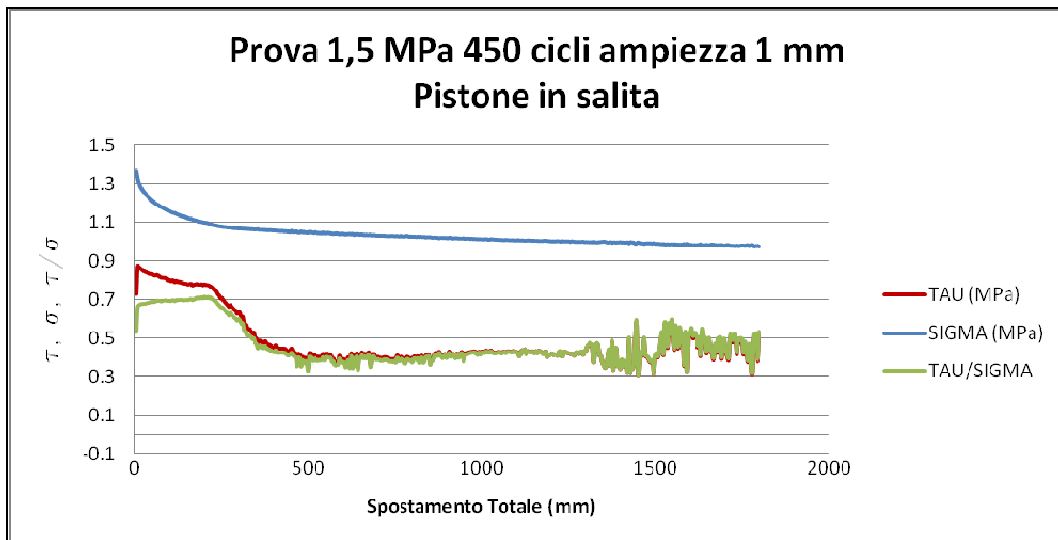




## PROVA C2

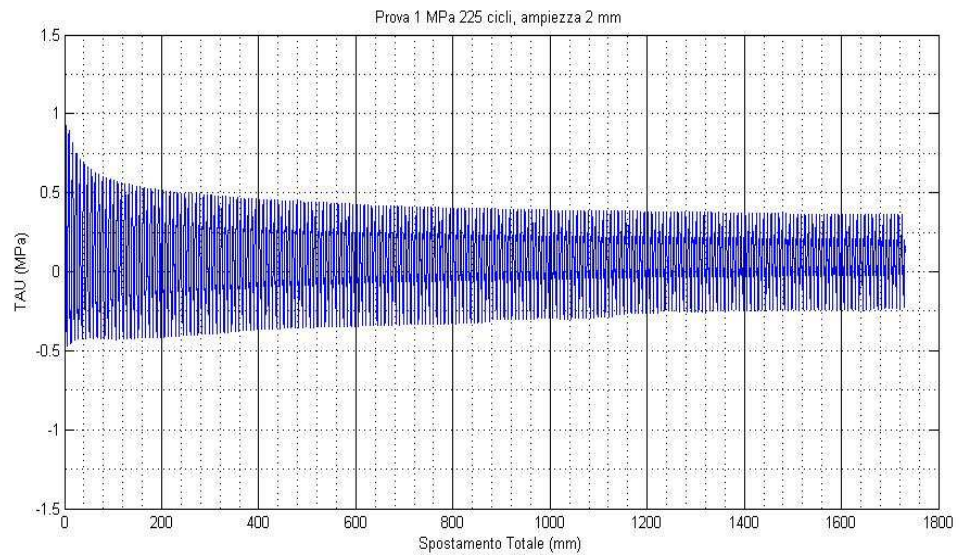
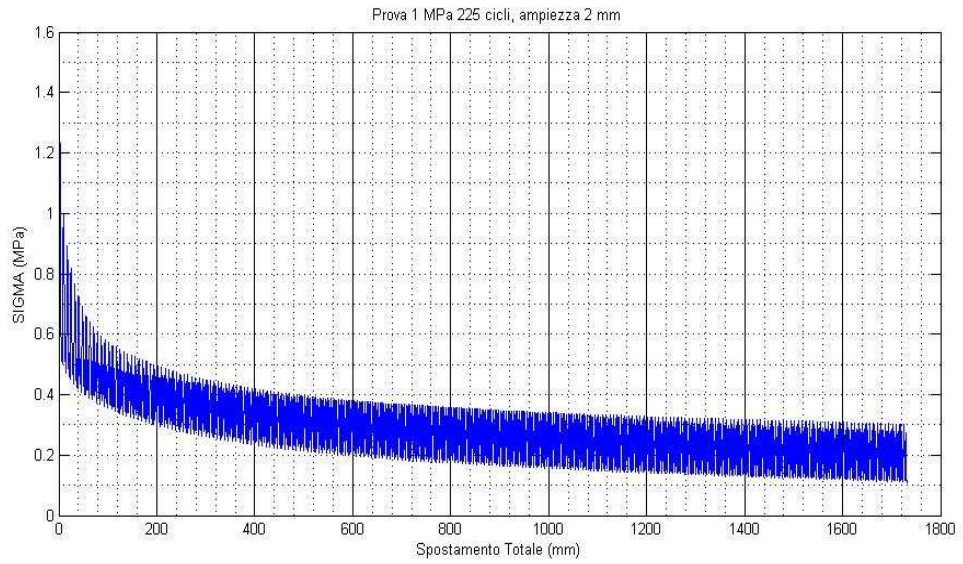
Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C2	1	0.013	77	0.05	450	1.5

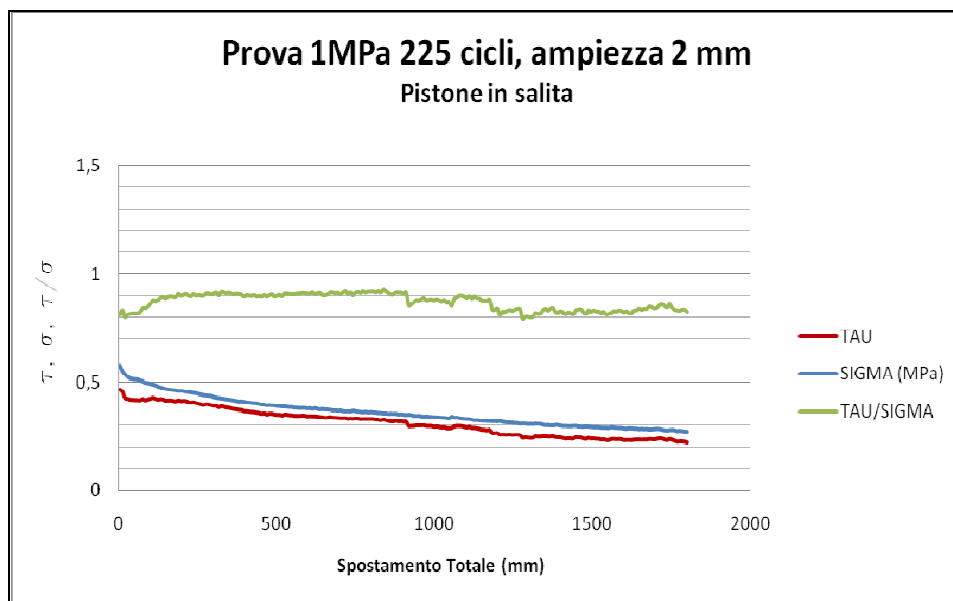
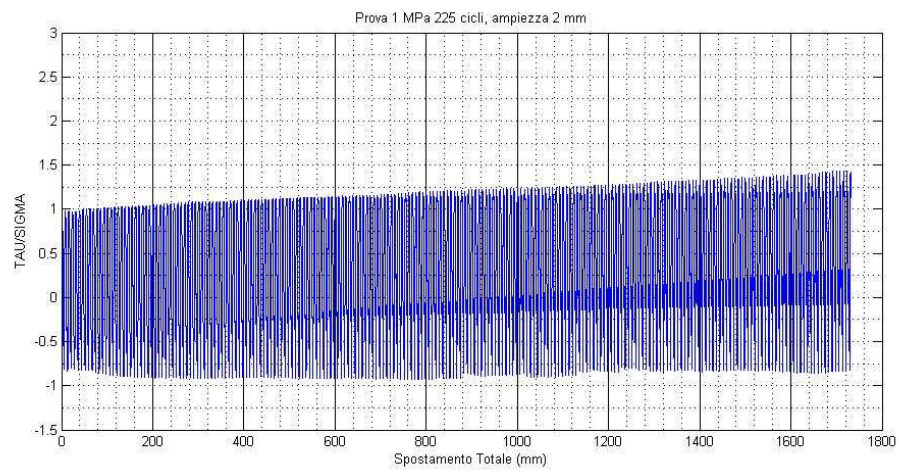
Come si può notare la prova è risultata inattendibile a causa di una rotazione relativa della semiscatola fissa, causata da una scarsa tenuta del sistema di immobilizzazione della stessa. Si riportano i dati di picco estrapolati utilizzando software excel.

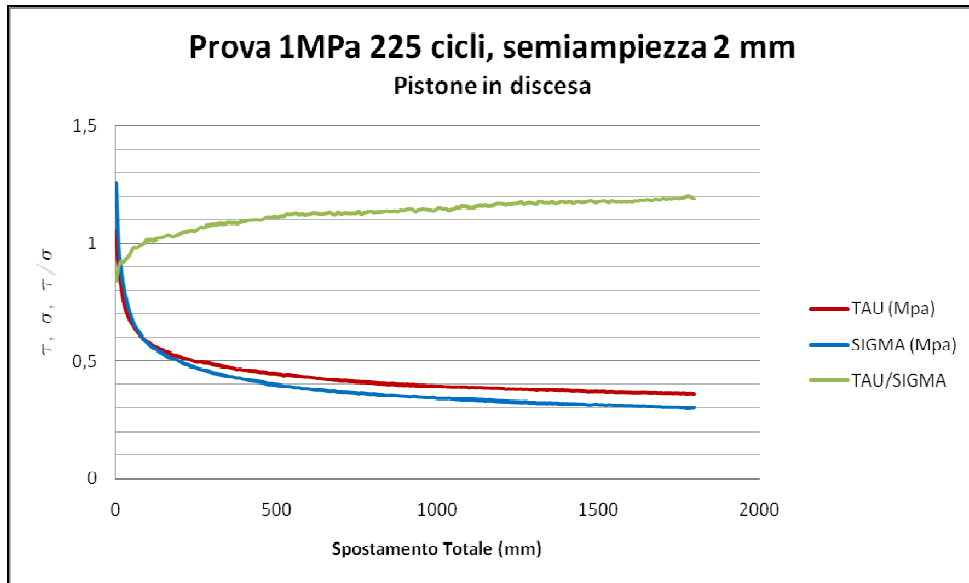


**PROVA C3**

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C3	2	0.013	77	0.1	225	1

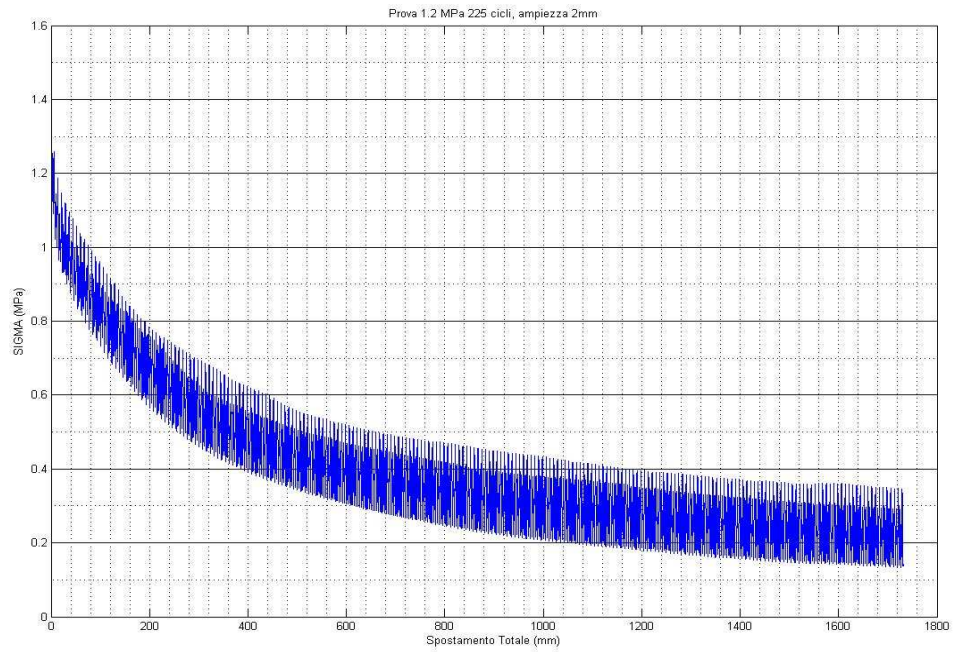




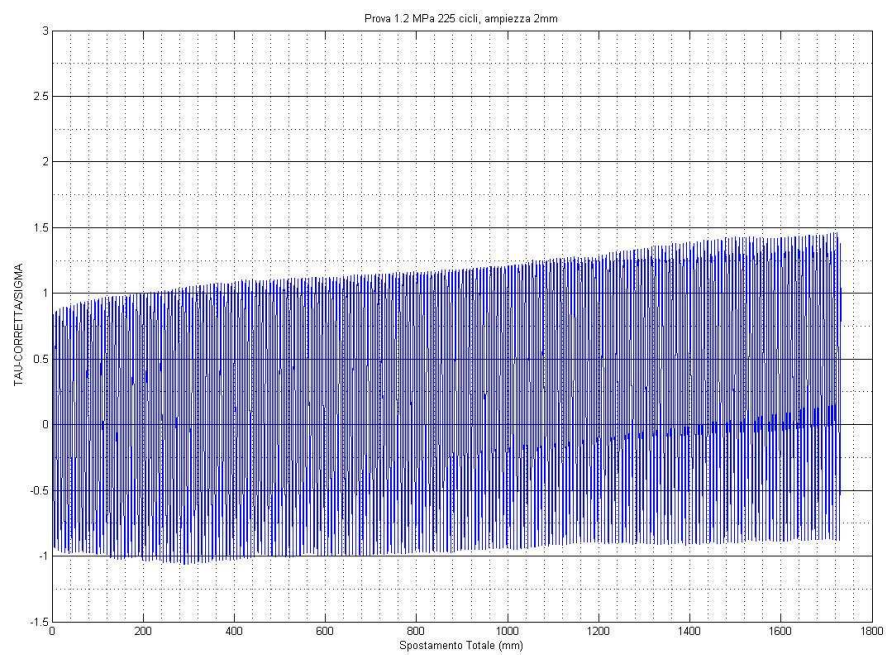
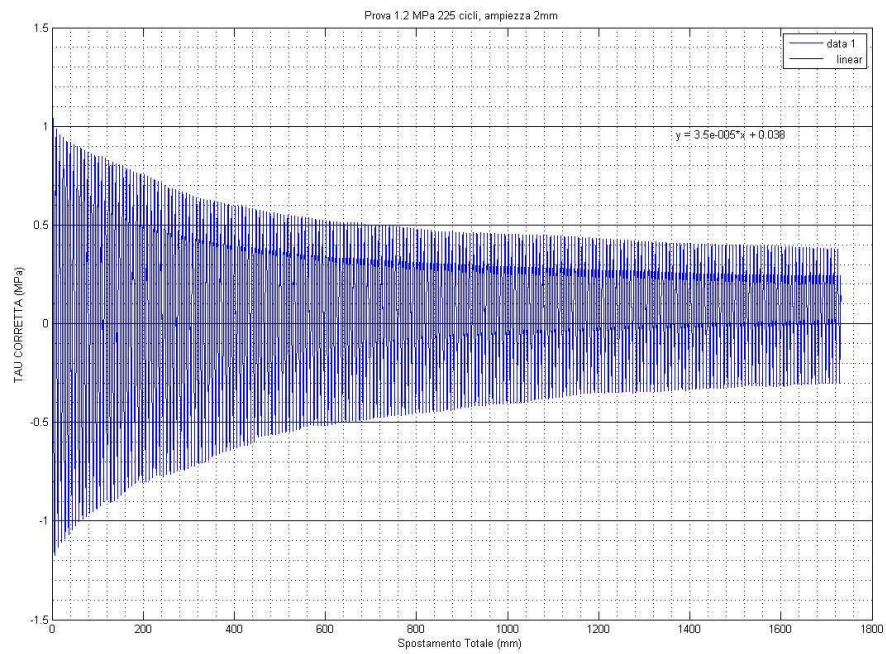


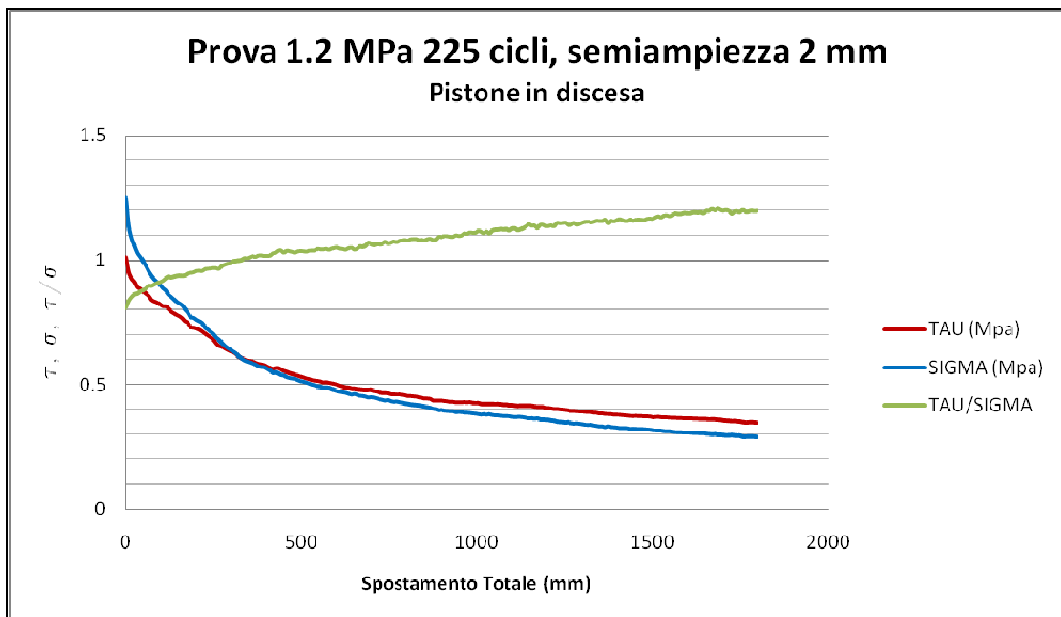
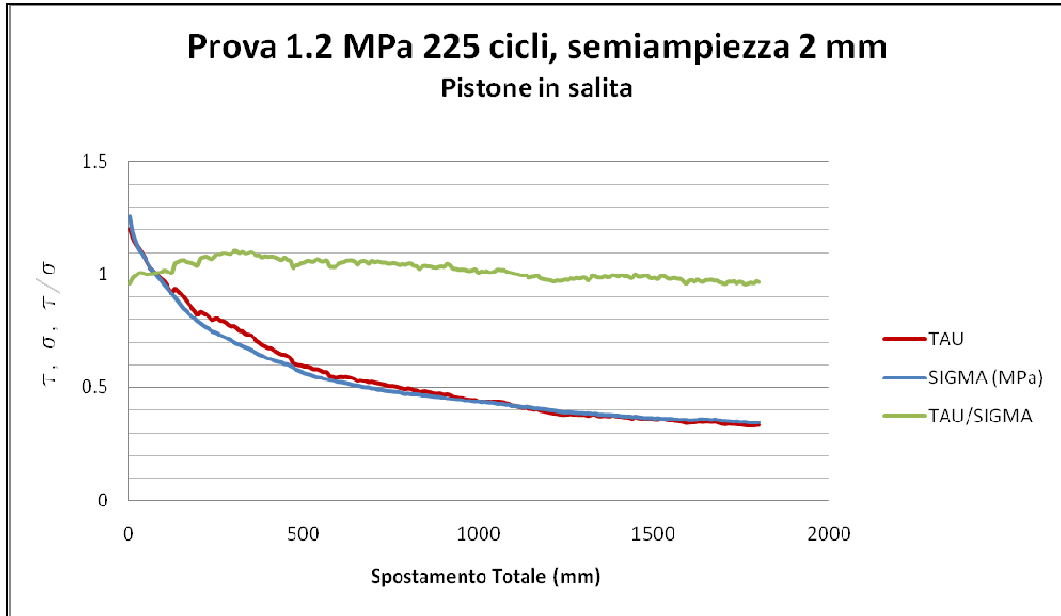
**PROVA C4**

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C4	2	0.013	77	0.1	225	1.2



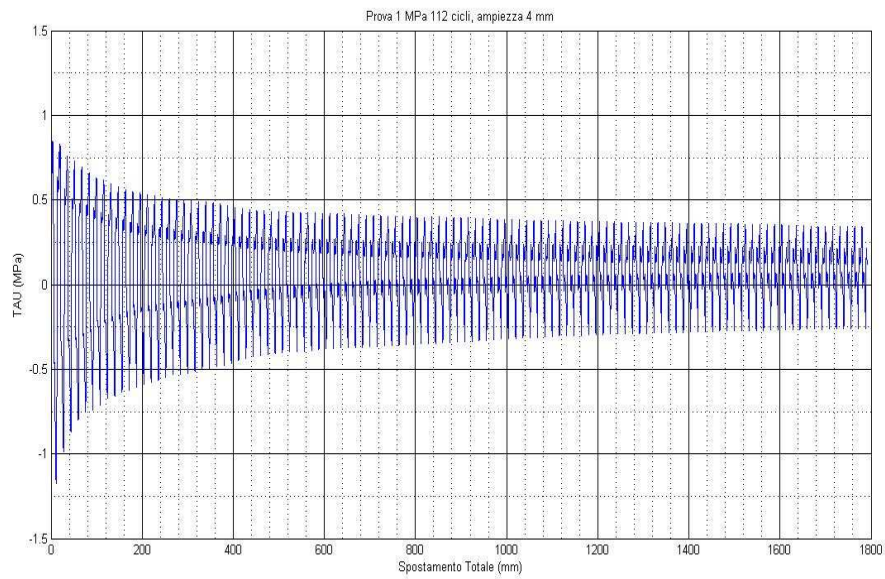
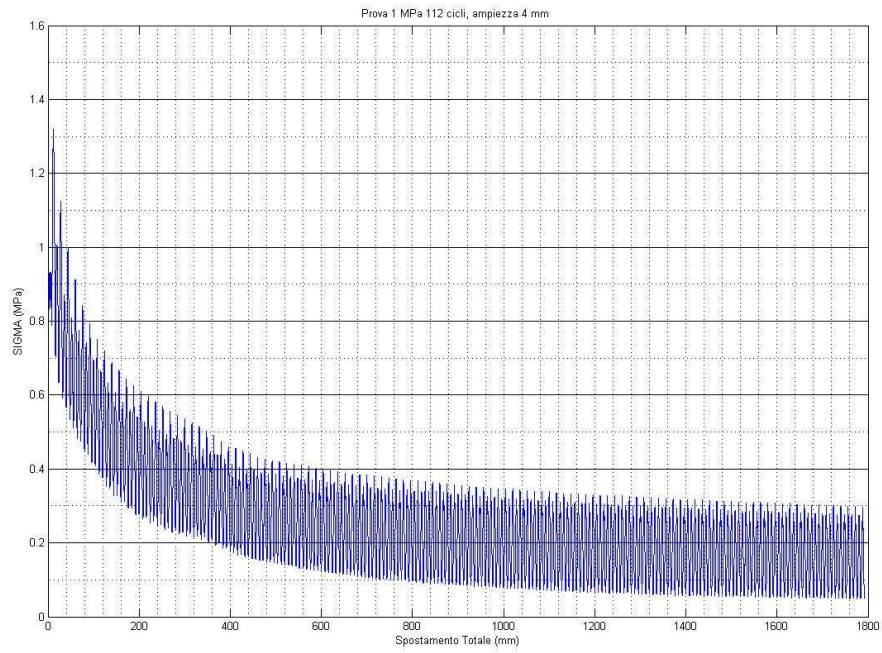
Appendice 1

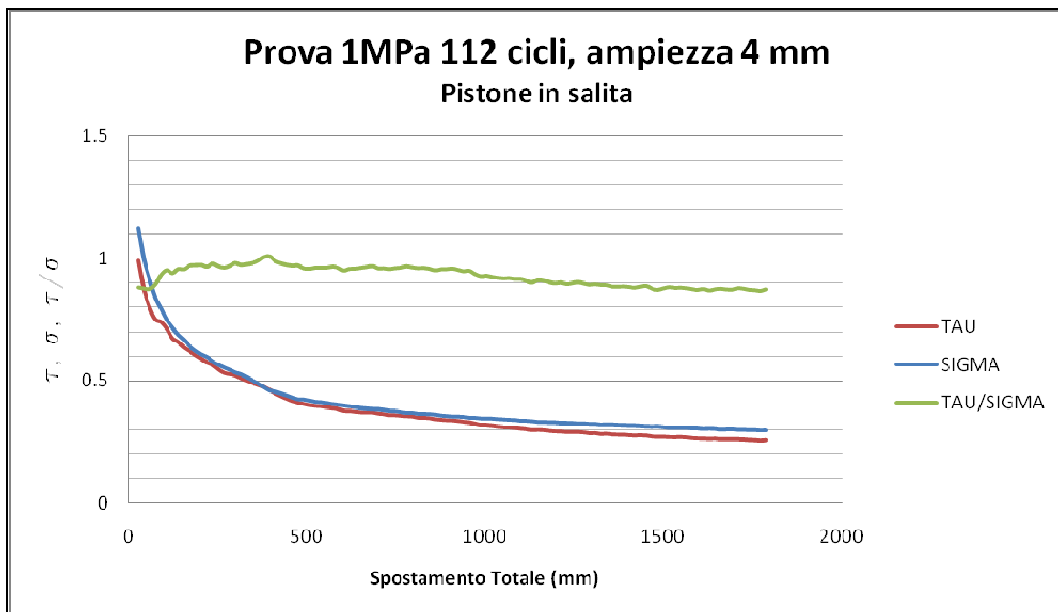
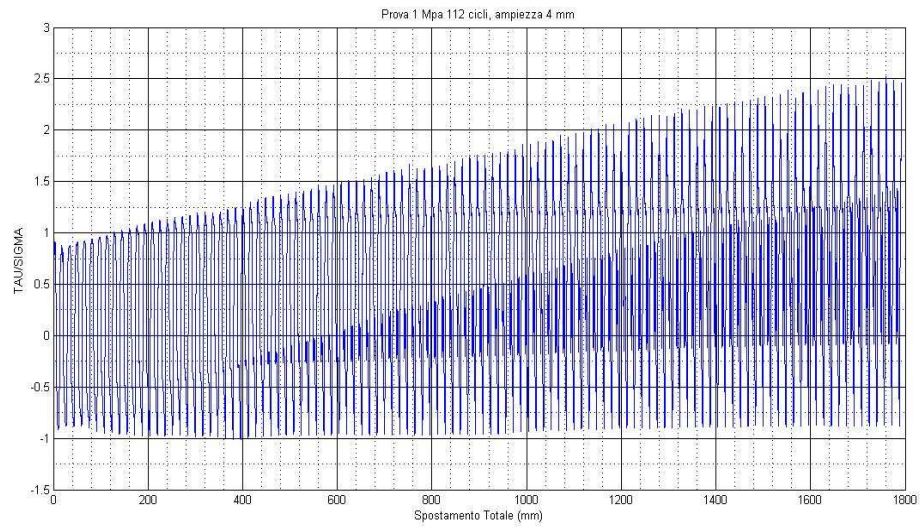


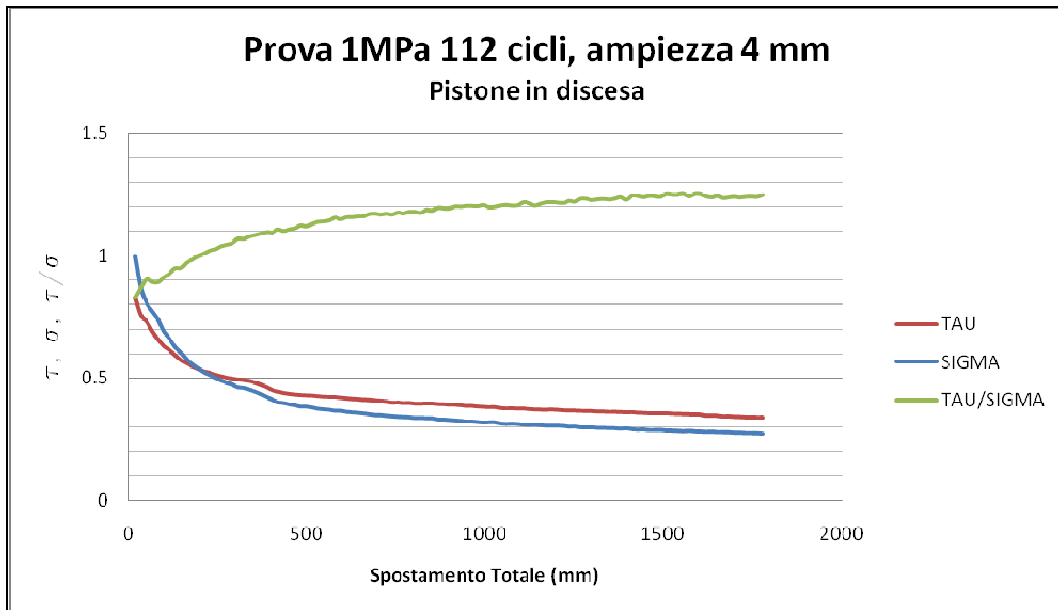


**PROVA C5**

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C5	4	0.013	77	0.2	112	1



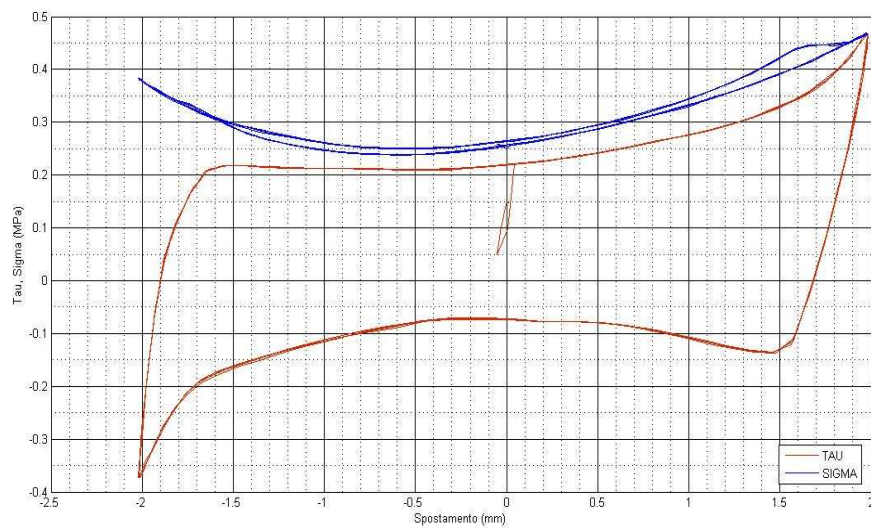
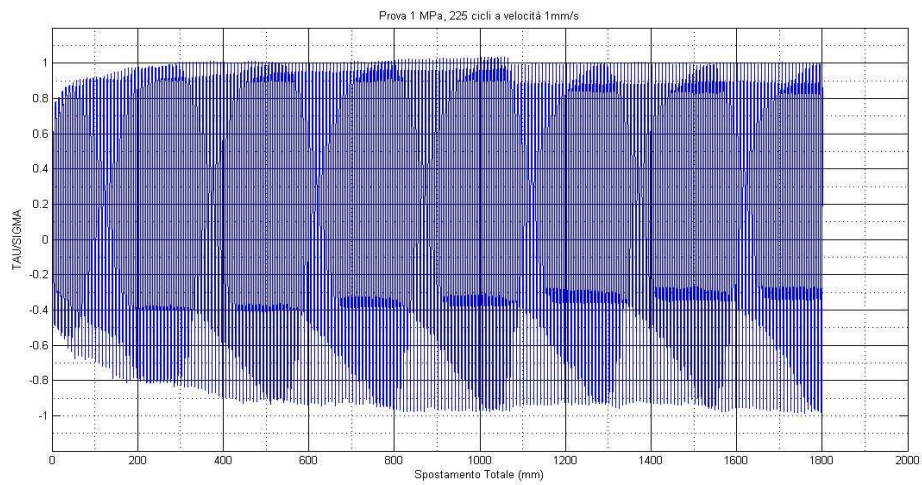


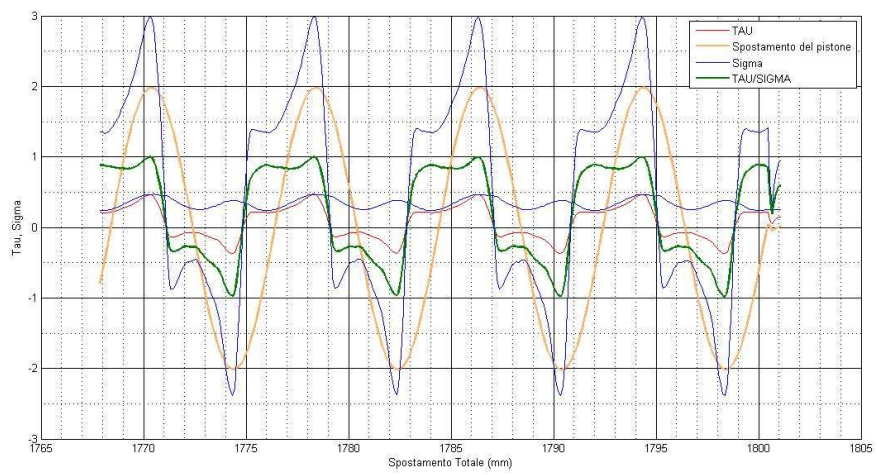


## PROVA C6

Per le prove C6 e C7 è stata effettuata unicamente l'elaborazione con software MATLAB per una migliore visualizzazione dei dati.

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C6	2	0.13	8	1	225	1

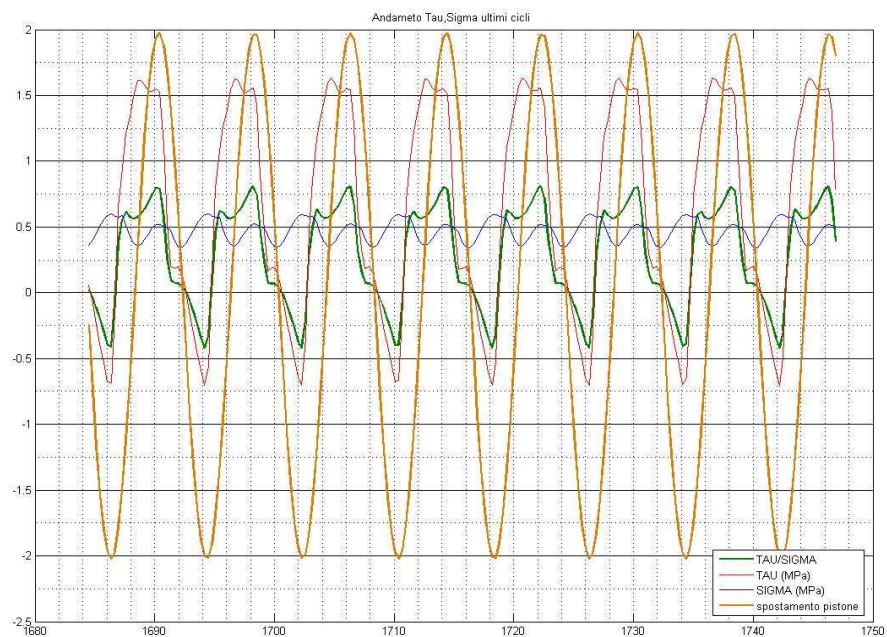
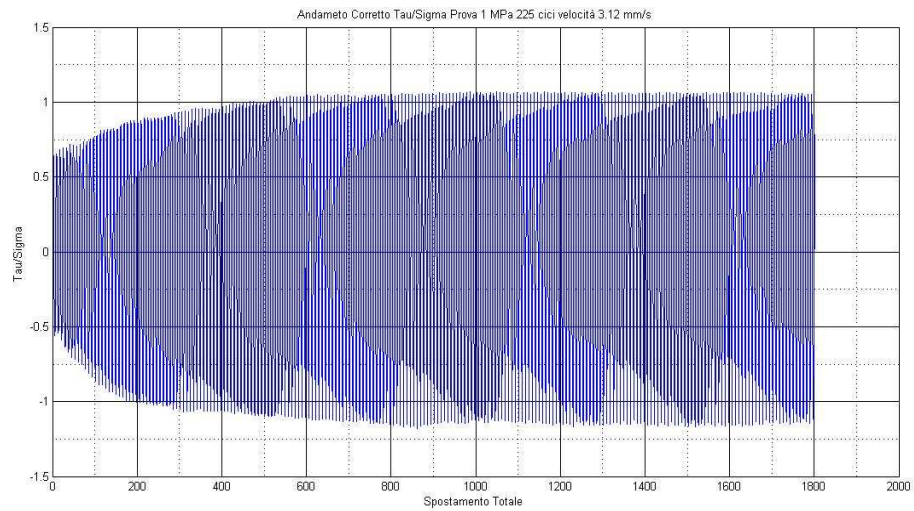




## PROVA C7

Per le prove C6 e C7 è stata effettuata unicamente l'elaborazione con software MATLAB per una migliore visualizzazione dei dati.

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C7	2	0.39	3	3	225	1

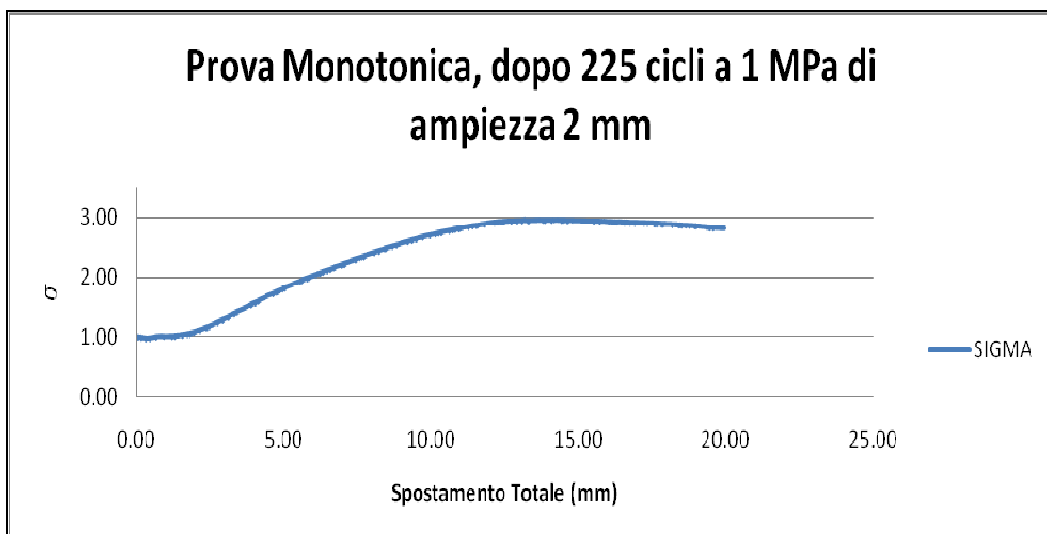
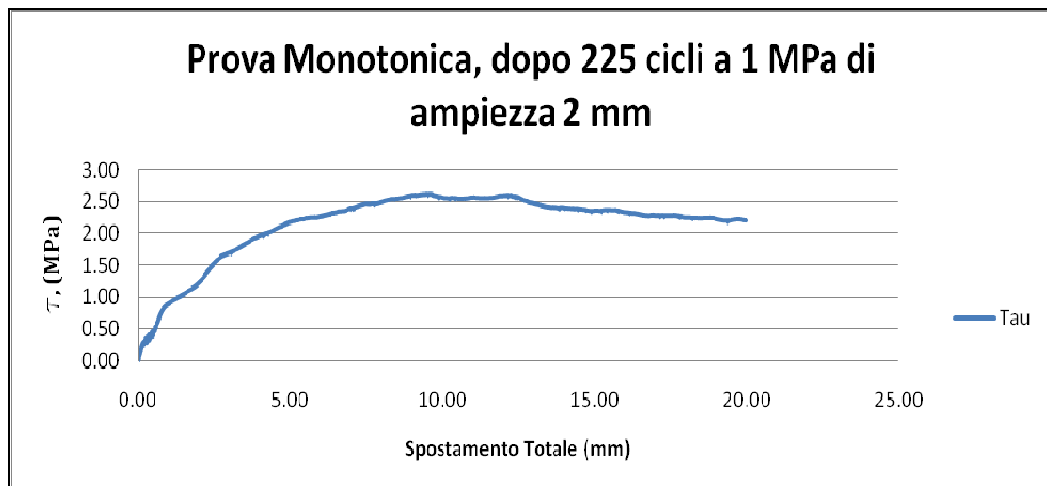


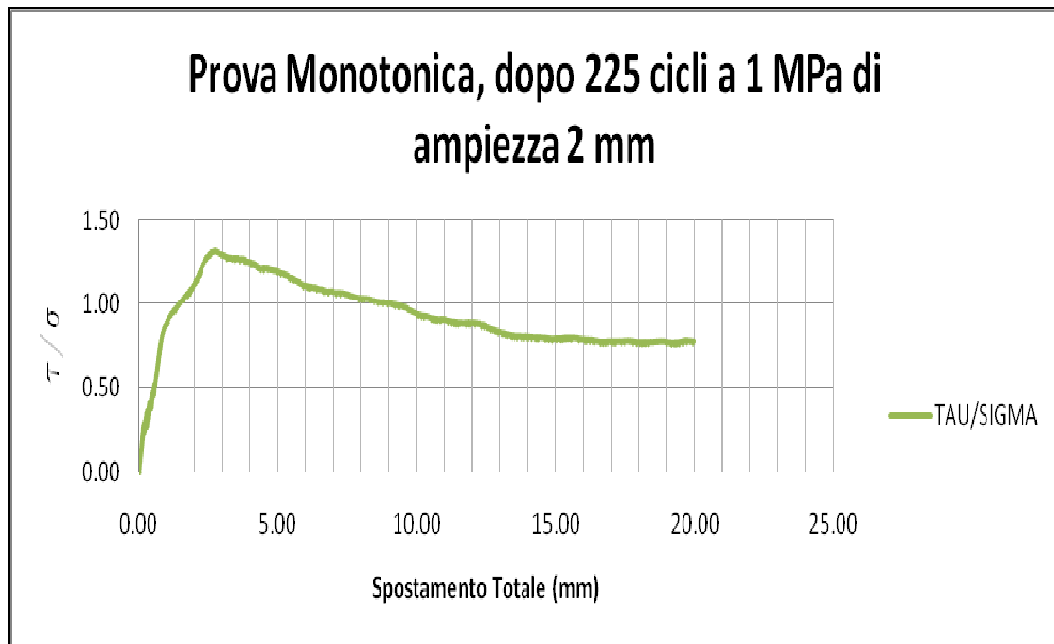
# APPENDICE 2

## ELABORAZIONI PROVE MONOTONICHE

### PROVA M3

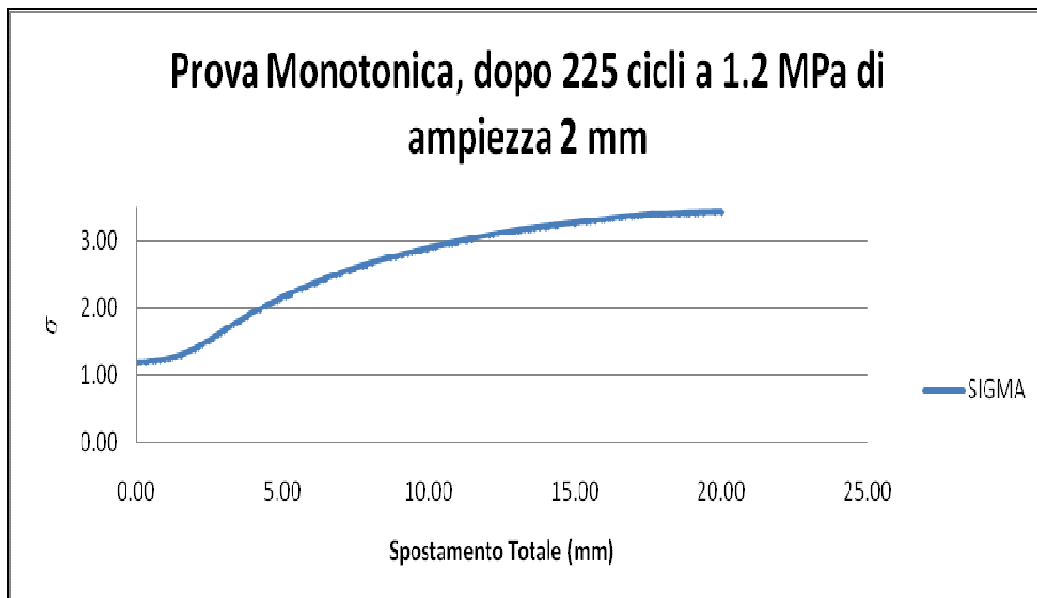
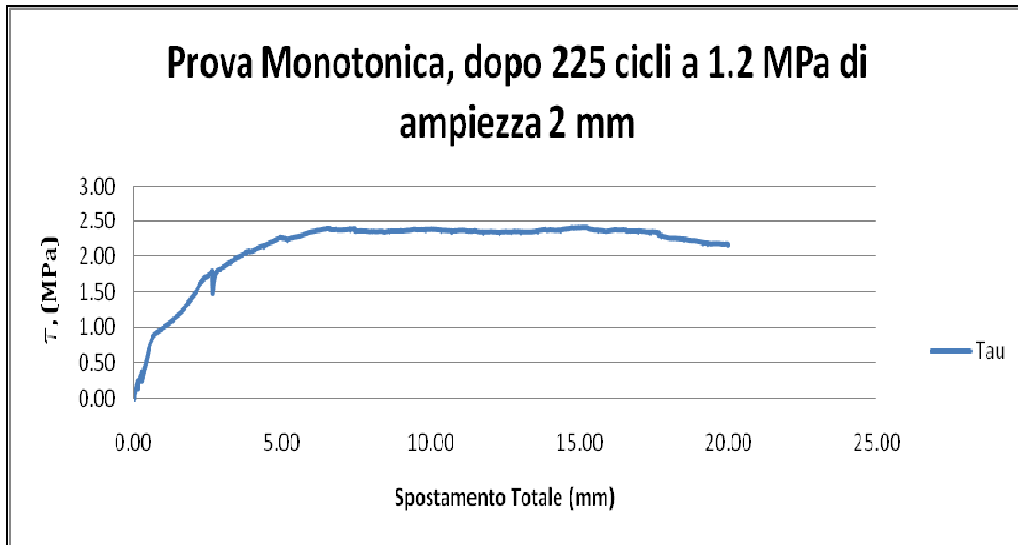
Prova	eseguita dopo:	frequenza (Hz)	velocità (mm/s)	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
M3	C3	0.013	0.01	1

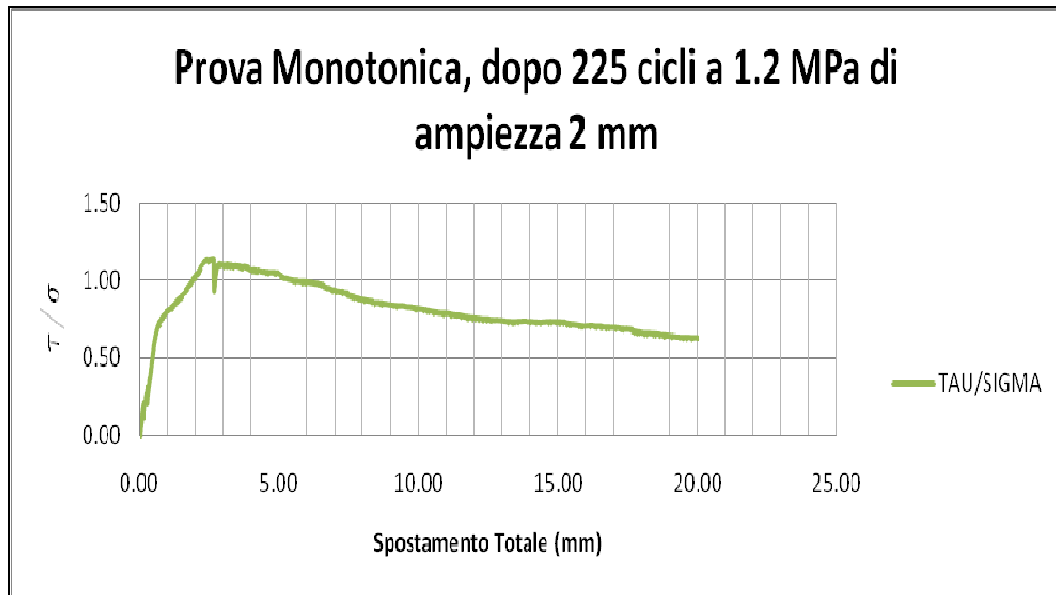




**PROVA M4**

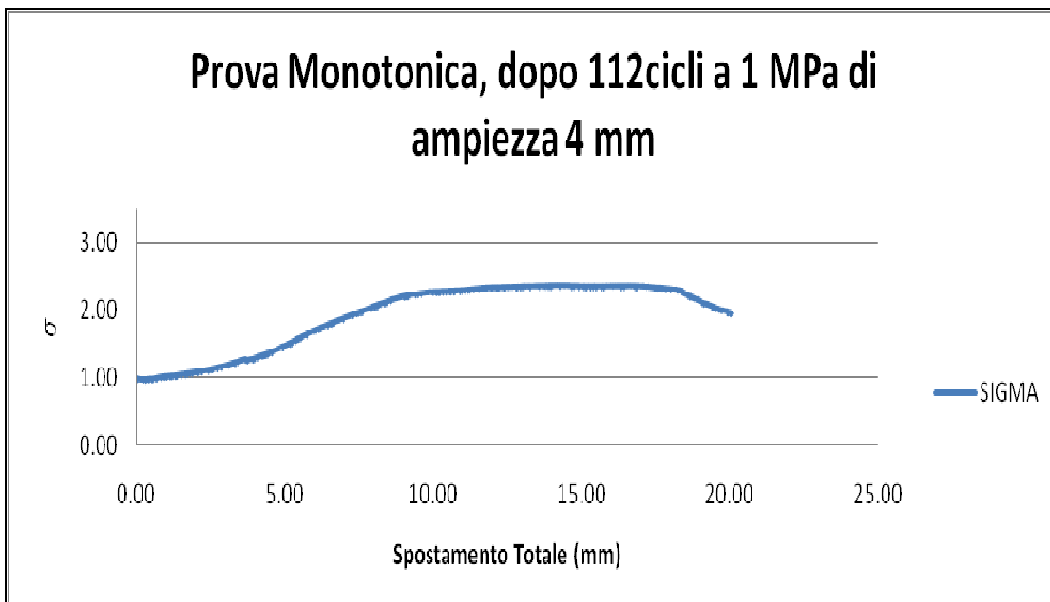
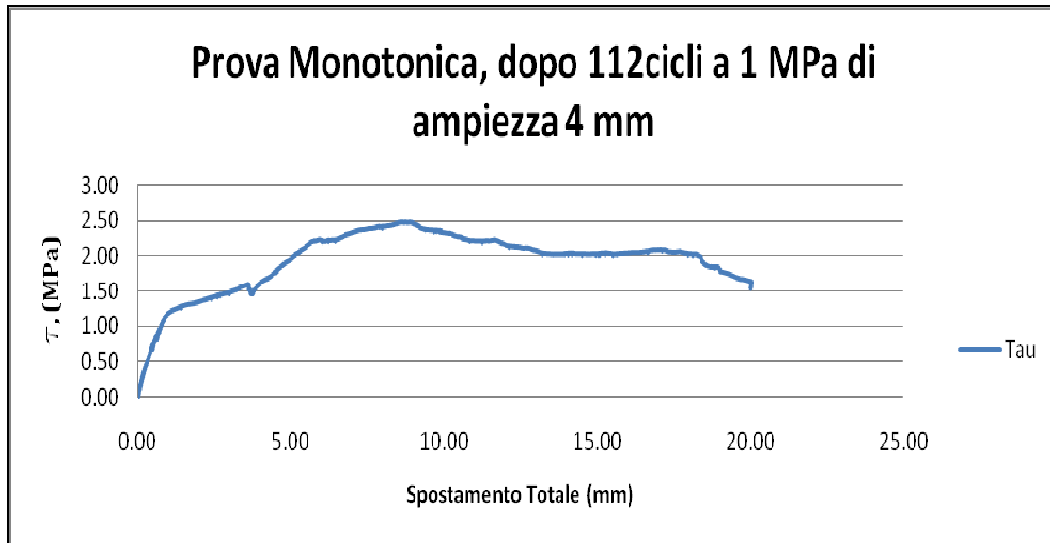
Prova	eseguita dopo:	frequenza (Hz)	velocità (mm/s)	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
M4	C4	0.013	0.01	1.2

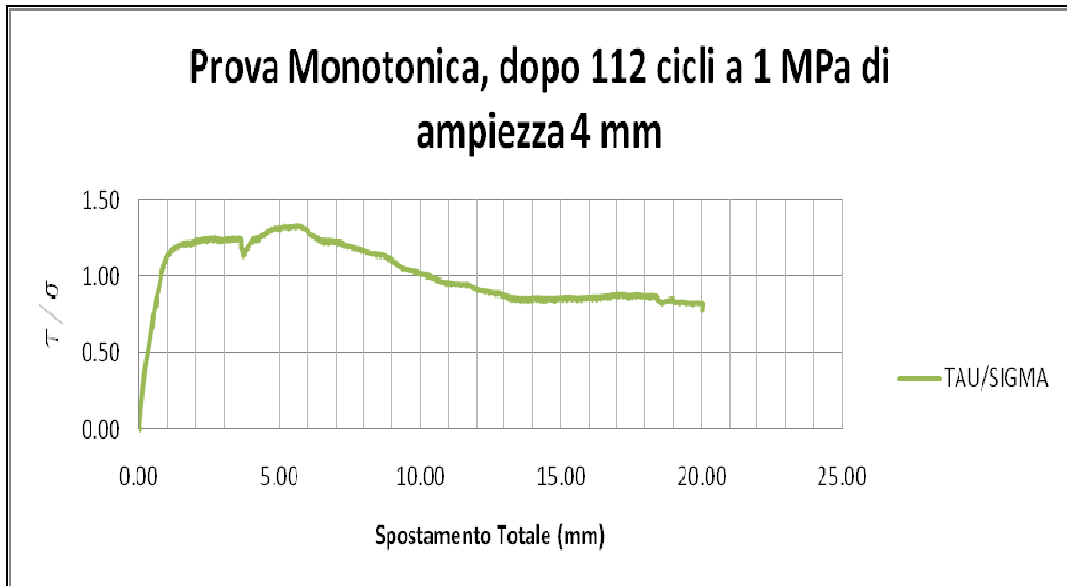




**PROVA M5**

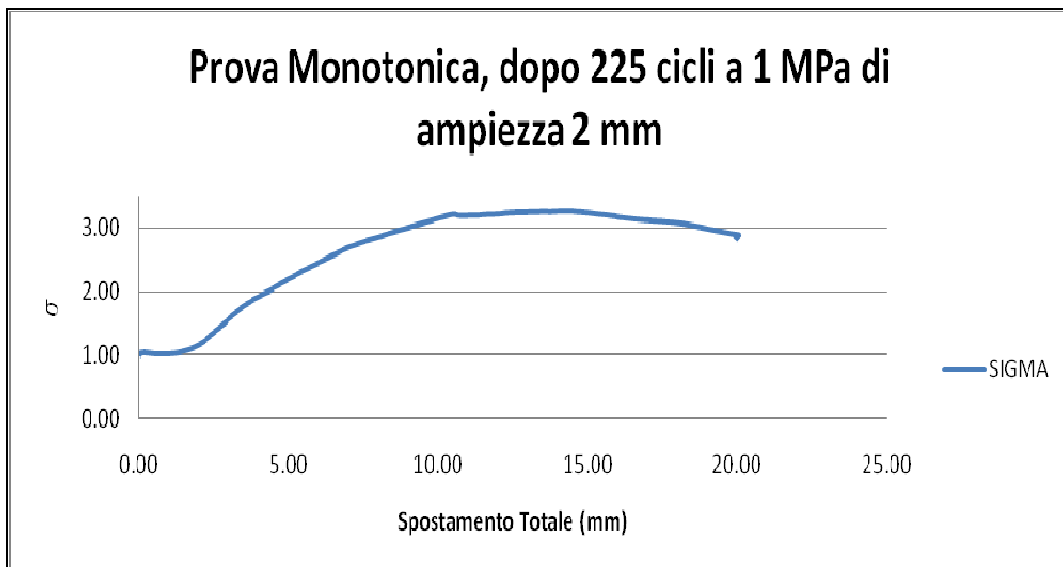
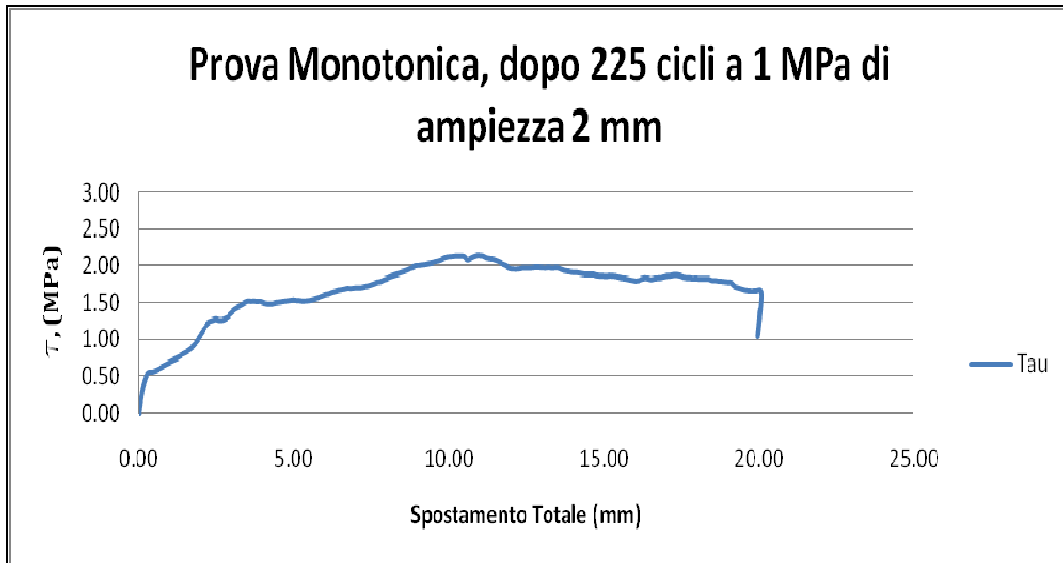
Prova	eseguita dopo:	frequenza (Hz)	velocità (mm/s)	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
M5	C5	0.013	0.01	1

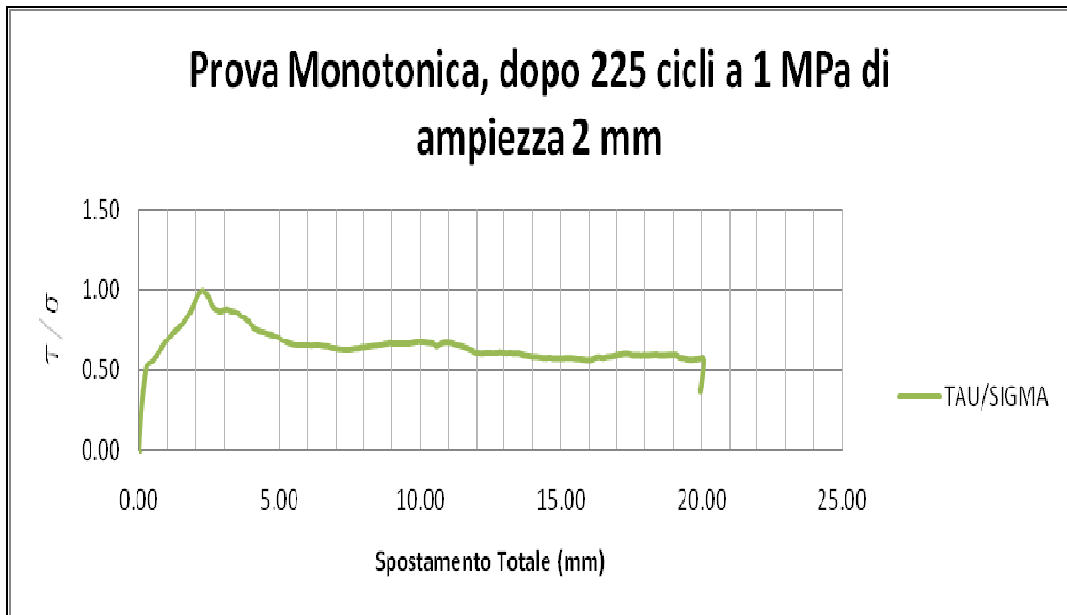




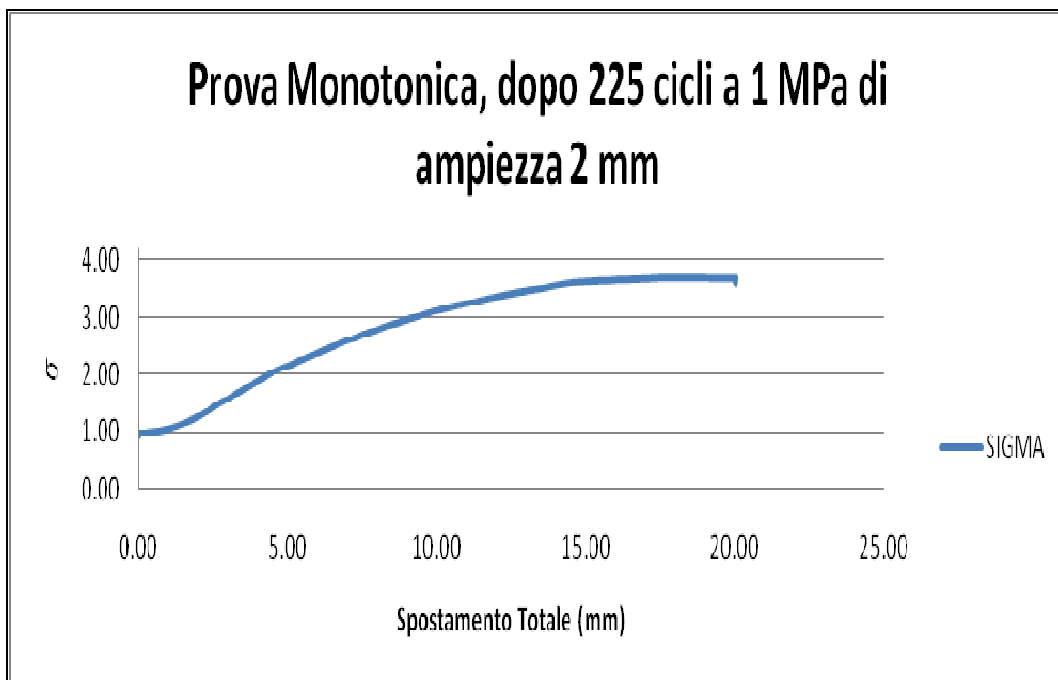
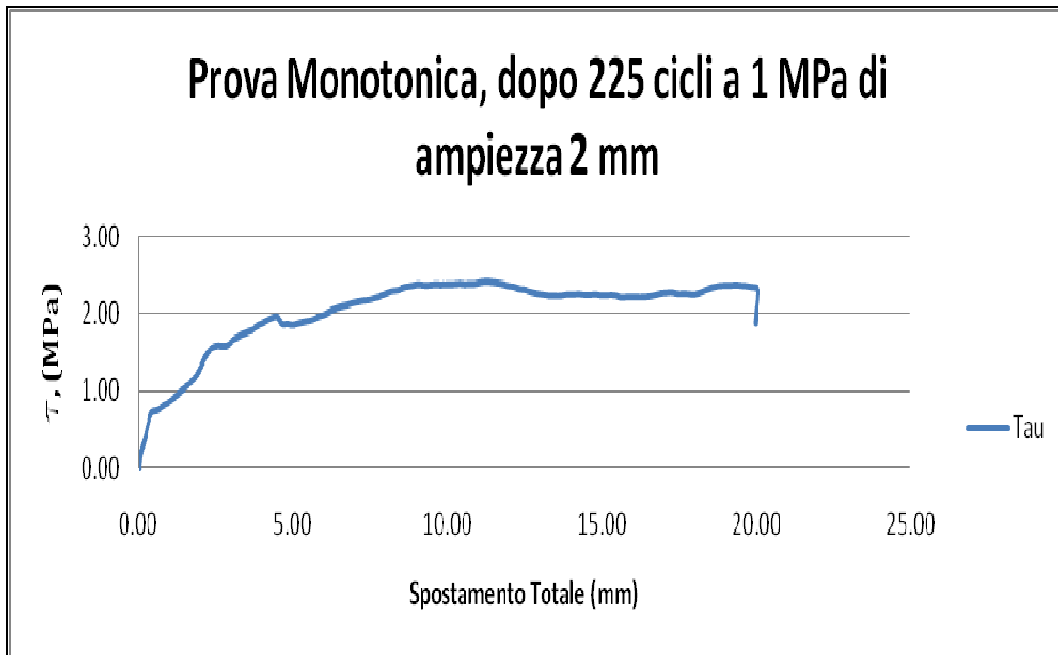
**PROVA M6**

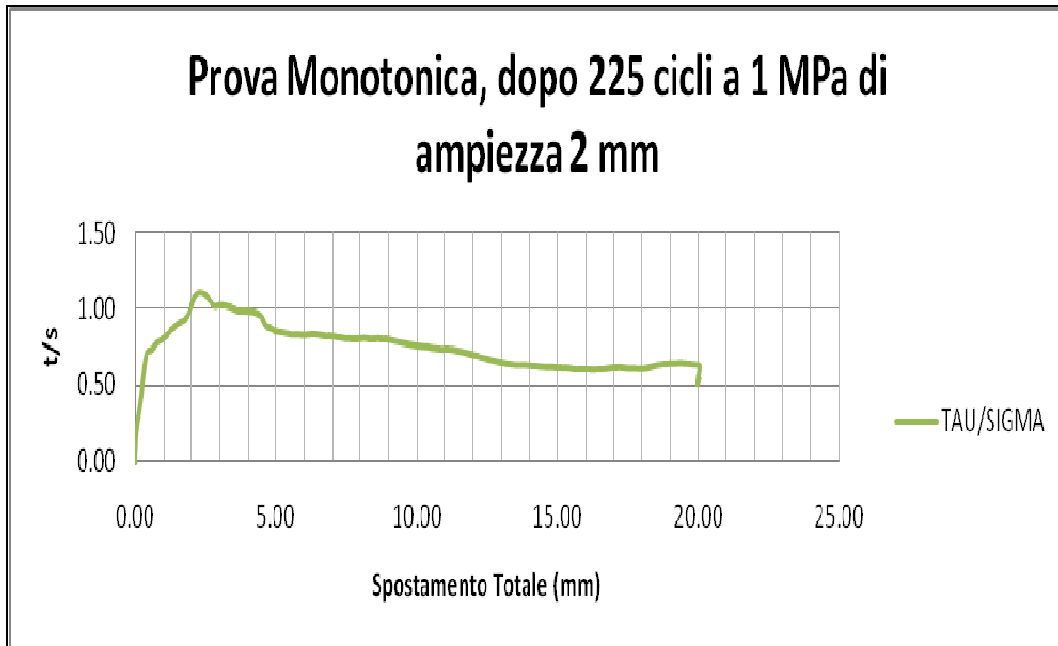
Prova	eseguita dopo:	frequenza (Hz)	velocità (mm/s)	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
M6	C6	0.013	1	1





**PROVA M7**





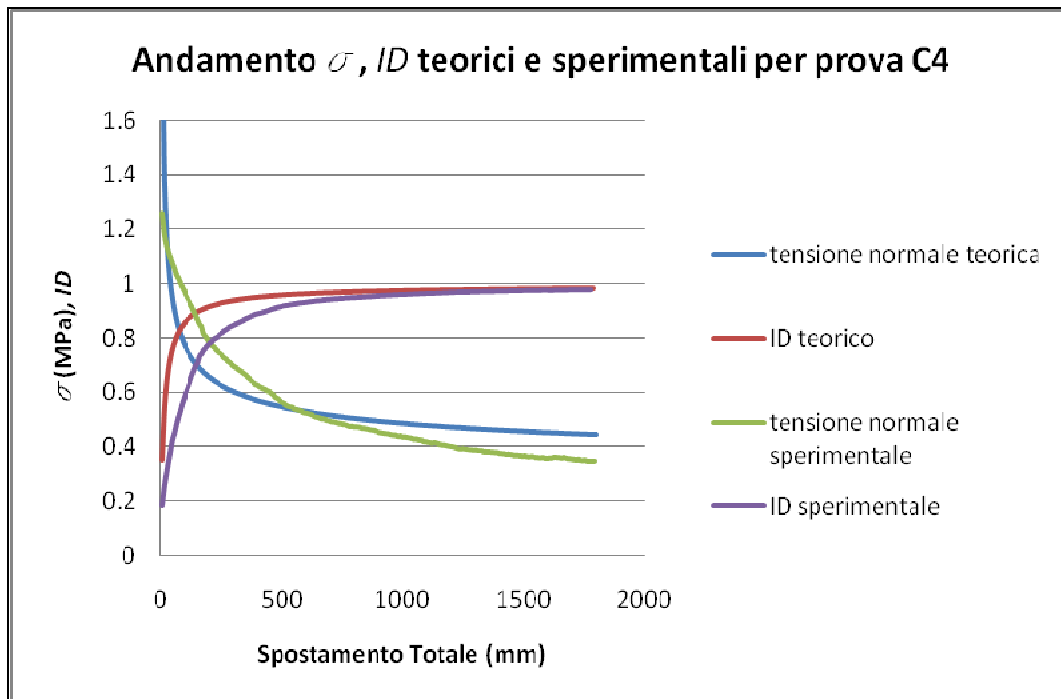
# APPENDICE 3

## CURVE DI DEGRADO

Sono presentati i dati sperimentali e i dati teorici dell'ID definito nel capitolo 6 per le prove C(4÷7).

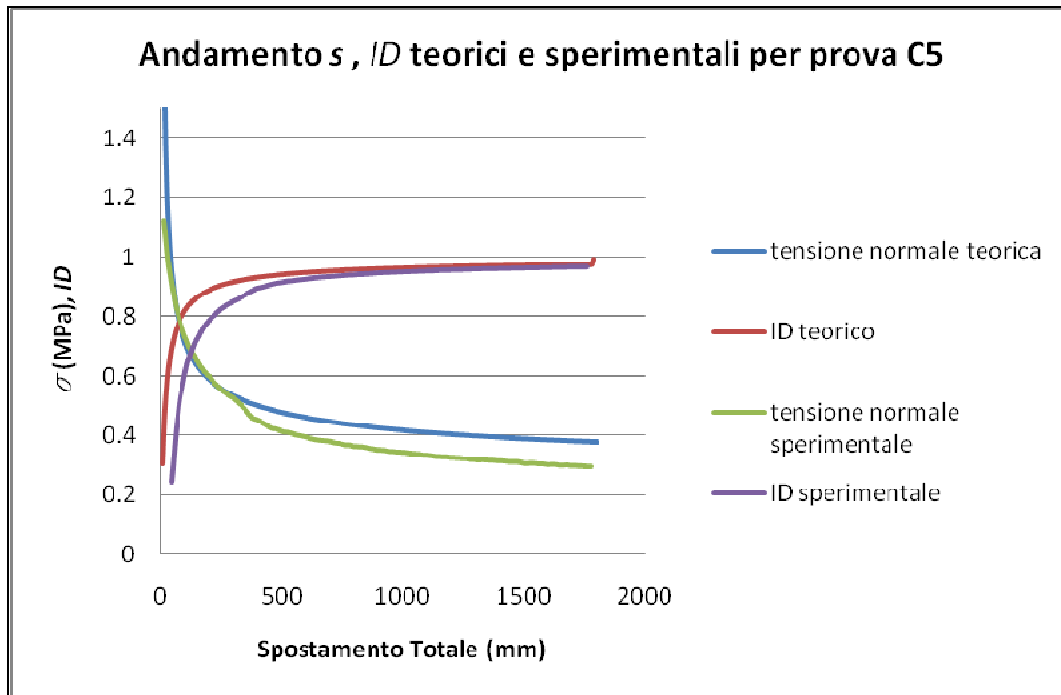
### PROVA C4

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C4	2	0.013	77	0.1	225	1.2



## PROVA C5

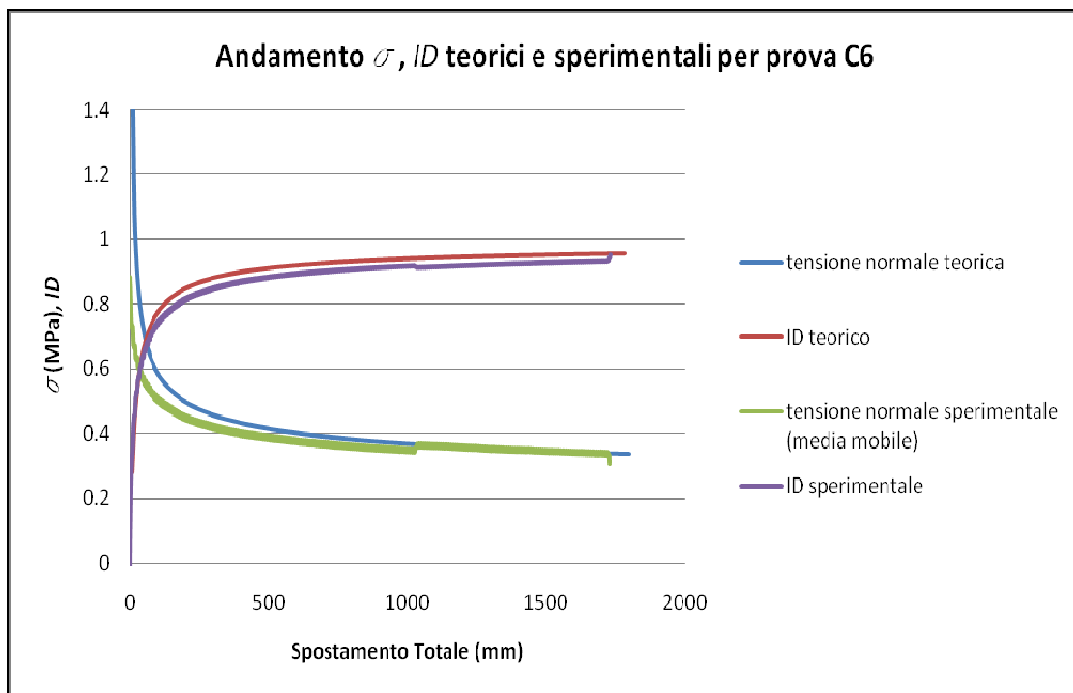
Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C5	4	0.013	77	0.2	112	1



## PROVA C6

Per le prove C6 e C7 è stata effettuata unicamente l'elaborazione con software MATLAB per una migliore visualizzazione dei dati.

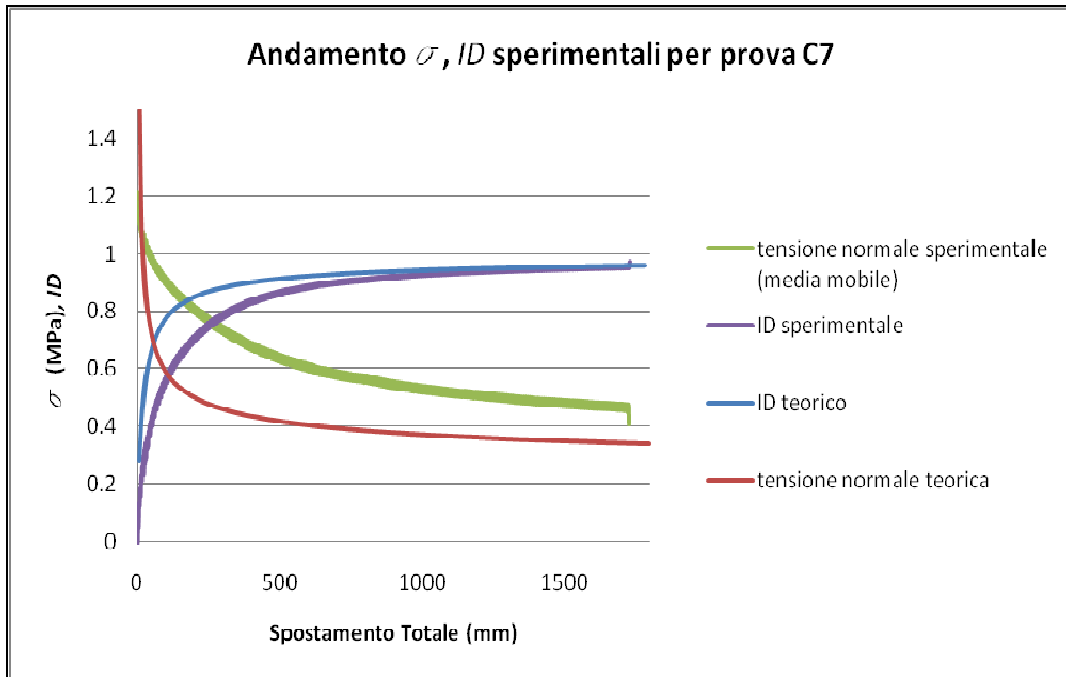
Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C6	2	0.13	8	1	225	1



## PROVA C7

Per le prove C6 e C7 è stata effettuata unicamente l'elaborazione con software MATLAB per una migliore visualizzazione dei dati.

Prova	ampiezza a (mm)	frequenza (Hz)	Periodo T (s)	velocità media ciclo (mm/s)	numero di cicli N	confinamento iniziale $\sigma_n$ (Mpa)
C7	2	0.39	3	3	225	1



# ALLEGATI

Di seguito vengono riportati i file di input per la modellazione numerica 3D, nel caso monotonic e ciclico.

\*Heading

essai superficie con DISCONTINUITA' RUGOSA N=1 MPa

\*RESTART,WRITE,OVERLAY

\*\*

\*\*\*\*\*

\*\*\*\*\*

\*\*

NODI FRATTURA

\*\*\*\*\*

\*\*\*\*\*

\*\*

\*\*Superficie rugosa femmina (inferiore)

\*\*

\*NODE, NSET=tuttisrf

30001,0,0,16.638929

30002,1,0,16.270304

:

36863,62,68,14.7

36864,63,68,14.7

36865,64,68,14.7

\*\*

\*\*Superficie rugosa maschio (superiore)

\*\*

\*NODE, NSET=tuttism

40001,0,0,18.41499

40002,1,0,18.41499

:

46863,62,68,16.492175

46864,63,68,15.860936

46865,64,68,15.768403

\*\*

\*\*Superficie di base inferiore

```
**
*NODE, NSET=tuttibase
1,0,0,0
2,1,0,0
:
6863,62,68,0
6864,63,68,0
6865,64,68,0
**
*****
*****
** GENERAZIONE NODI TETTO E TETTO1,2 E BASE1,2
*****
*****
*NCOPY, OLD SET=tuttibase, NEW SET=base2, CHANGE
NUMBER=10000, SHIFT
0,0,5
0,0,0,0,0,0,0
*NCOPY, OLD SET=tuttibase, NEW SET=base1, CHANGE
NUMBER=20000, SHIFT
0,0,10
0,0,0,0,0,0,0
*NCOPY, OLD SET=tuttibase, NEW SET=tetto1, CHANGE
NUMBER=50000, SHIFT
0,0,25
0,0,0,0,0,0,0
*NCOPY, OLD SET=tuttibase, NEW SET=tetto2, CHANGE
NUMBER=60000, SHIFT
0,0,30
0,0,0,0,0,0,0
*NCOPY, OLD SET=tuttibase, NEW SET=tetto, CHANGE
NUMBER=70000, SHIFT
0,0,35
0,0,0,0,0,0,0
```

```
*****
*****
**      GENERAZIONE ELEMENTI TETTO1,2 E BASE1,2
*****
*****
*ELEMENT, TYPE =C3D8, ELSET=base2
1,1,2,102,101,10001,10002,10102,10101
*ELGEN, ELSET=base1
1,64,1,1,68,100,100
**
*ELEMENT, TYPE =C3D8, ELSET=base1
10001,10001,10002,10102,10101,20001,20002,20102,20101
*ELGEN, ELSET=base2
10001,64,1,1,68,100,100
**
*ELEMENT, TYPE =C3D8, ELSET=tetto1
50001,50001,50002,50102,50101,60001,60002,60102,60101
*ELGEN, ELSET=tetto1
50001,64,1,1,68,100,100
**
*ELEMENT, TYPE =C3D8, ELSET=tetto2
60001,60001,60002,60102,60101,70001,70002,70102,70101
*ELGEN, ELSET=tetto2
60001,64,1,1,68,100,100
*****
*****
**      ELEMENTI SUPERFICIE RUGOSA FEMMINA
( INFERIORE )
*****
*****
*ELEMENT, TYPE =C3D8, ELSET=srfi
20001,20001,20002,20102,20101,30001,30002,30102,30101
*ELGEN, ELSET=srfi
20001,64,1,1,68,100,100
**
```

```
*****
*****
**      ELEMENTI SUPERFICIE RUGOSA MASCHIO
(SUPERIORE)
*****
*****
*ELEMENT, TYPE =C3D8, ELSET=srms
40001,40001,40002,40102,40101,50001,50002,50102,50101
*ELGEN, ELSET=srms
40001,64,1,1,68,100,100
**
*****      RAGGRUPPA ELEMENTI E NODI
*****
*ELSET, ELSET=tettotot
srms,tetto1,tetto2
*ELSET, ELSET=basetot
srfi,base1,base2
*NSET, NSET=nodimaschio
tetto1,tetto2,tetto
*NSET, NSET=nodifemmina
base1,base2,tuttibase
*****      NODI LATERALI X VINCOLI
*****
*NSET,GENERATE, NSET=latoinf1
1,65,1
10001,10065,1
20001,20065,1
*NSET,GENERATE, NSET=latoinf2
65,6865,100
10065,16865,100
20065,26865,100
*NSET,GENERATE, NSET=latoinf3
6801,6865,1
16801,16865,1
26801,26865,1
```

\*NSET,GENERATE, NSET=latoinf4  
1,6801,100  
10001,16801,100  
20001,26801,100  
\*NSET,GENERATE, NSET=latosup1  
50001,50065,1  
60001,60065,1  
70001,70065,1  
\*NSET,GENERATE, NSET=latosup2  
50065,56865,100  
60065,66865,100  
70065,76865,100  
\*NSET,GENERATE, NSET=latosup3  
56801,56865,1  
66801,66865,1  
76801,76865,1  
\*NSET,GENERATE, NSET=latosup4  
50001,56801,100  
60001,66801,100  
70001,76801,100  
\*NSET,NSET=nodimaschiomeno70001  
latosup2  
latosup3  
\*NSET,GENERATE,NSET=nodimaschiomeno70001  
50001,50065,1  
60001,60065,1  
70002,70065,1  
50001,56801,100  
60001,66801,100  
70101,76801,100  
\*NSET,GENERATE,NSET=allineamento1  
73401,73465,1  
\*NSET,GENERATE,NSET=allineamento2  
70033,76833,100  
\*NSET,NSET=nodo70001

70001

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*\* DEFINIZIONE DEI MATERIALI

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*SOLID SECTION, ELSET=basetot, MATERIAL=solido1

\*MATERIAL, NAME=solido1

\*ELASTIC

10000.,0.35

\*MOHR COULOMB

45,0.,

\*MOHR COULOMB HARDENING

10., 0.

\*SOLID SECTION, ELSET=tettotot, MATERIAL=solido2

\*MATERIAL, NAME=solido2

\*ELASTIC

10000.,0.35

\*MOHR COULOMB

45,0.,

\*MOHR COULOMB HARDENING

10., 0.

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*\* SUPERFICI DI CONTATTO

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*SURFACE, TYPE=ELEMENT, NAME=srms

srms,S1

\*SURFACE, TYPE=ELEMENT, NAME=srfi

srfi,S2

\*CONTACT PAIR, INTERACTION=contatto, EXTENSION ZONE=0.2,

ADJUST=0.0001

srms,srfi

\*SURFACE INTERACTION, NAME=contatto

\*SURFACE BEHAVIOR, PRESSURE-OVERCLOSURE=HARD  
\*FRICTION

0.6

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*\*\*\*\* equazione per dire di considerare lo spostamento di tutto il maschio pari allo spostamento di un nodo (70001): direzione spostamento, nodo, direzione spostamento, coeff. equazione, maschio, direzione spostamento, coeff. equazione reciproco

\*EQUATION

2

nodimaschiomeno70001,2,1.0,nodo70001,2,-1.0

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*\* STEP 1 CARICO VERTICALE

\*\*\*\*\*  
\*\*\*\*\*

\*STEP,AMPLITUDE=RAMP,INC=500, NAME=COMPRESS

\*STATIC

\*\*\*\*\* tempo x ogni incremento, tempo totale dello step, inc min, inc max

0.01,1,,0.5

\*CONTACT CONTROLS, SLIDE DISTANCE=2.5, MASTER=srfi, SLAVE=srms

\*CONTROLS, PARAMETERS=FIELD, FIELD=DISPLACEMENT

0.1,,,,,

\*\*\*\*\* dice dove applicare una pressione sulla superficie 2 di 1 MPa

\*DLOAD

tetto2, P2,1

\*BOUNDARY

73433,1,2

latoinf1,1,2

latoinf2,1,2

```
latoinf3,1,2
latoinf4,1,2
tuttibase,3
*NODE PRINT, NSET=allineamento1
U1, U2, U3
*NODE PRINT, NSET=allineamento2
U1, U2, U3
*CONTACT PRINT, MASTER=srfi, SLAVE=srms
CSTRESS, CDISP
*CONTACT PRINT, MASTER=srfi, SLAVE=srms
CAREA
*END STEP
**
```

```
*****
```

```
*****
```

```
** CURVE DI CARICO (tempo-sforzo)
```

```
*****
```

```
*****
```

```
***** x step 2 - sforzo normale variabile
```

```
*AMPLITUDE,NAME=normale,DEFINITION=TABULAR,TIME=STEP
TIME,SMOOTH=0.05,VALUE=ABSOLUTE
```

```
0,0.8543,1,0.8590
```

```
*****
```

```
*****
```

```
** CURVE DI SPOSTAMENTO (tempo-spost)
```

```
*****
```

```
*****
```

```
***** x step 2 - spost tangenziali dei 2 blocchi
```

```
*AMPLITUDE,NAME=spost05,DEFINITION=TABULAR,TIME=STEP
TIME,SMOOTH=0.05,VALUE=ABSOLUTE
```

```
0,0,1,5
```

```
*****
```

```
*****
```

```
**          STEP 2 CARICO ORIZZONTALE 0-5
*****
*****
*STEP,AMPLITUDE=RAMP,INC=500, NAME=TAG 0-5
*STATIC
***** tempo x ogni incremento, tempo totale dello step, inc
min, inc max
0.01,1,,0.5
*CONTACT CONTROLS, SLIDE DISTANCE=2.5, MASTER=srfi,
SLAVE=srms
*DLOAD,AMPLITUDE=normale
tetto2, P2
*BOUNDARY,OP=NEW,AMPLITUDE=spost05
nodo70001,2
*BOUNDARY,OP=NEW
latoinf1,1,2
latoinf2,1,2
latoinf3,1,2
latoinf4,1,2
tuttibase,3
*NODE PRINT, FREQUENCY=1, NSET=allineamento1
U1, U2, U3
*NODE PRINT, FREQUENCY=1, NSET=allineamento2
U1, U2, U3
*NODE PRINT, FREQUENCY=1, NSET=nodo70001
RF
*CONTACT PRINT, MASTER=srfi, SLAVE=srms
CSTRESS, CDISP
```

**Allegato A:** Scheda tecnica della malta "Sika Grout-212" utilizzata la realizzazione dei provini.

Costruzioni	<b>Scheda Tecnica</b> Edizione 15.03.07	
	SikaGrout®-212	
	<b>SikaGrout®-212</b>	
	malta cementizia per riempimenti antiritiro	
	<b>Indicazioni generali</b>	
	<b>Descrizione</b>	SikaGrout-212 è un prodotto monocomponente premiscelato a base cementizia che, con la sola aggiunta di acqua, consente di ottenere una malta espansiva, scorrevole ed omogenea, dotata di elevate caratteristiche meccaniche, raggiunte a brevi stagionature. La consistenza della malta (plastica, fluida o superfluida) può essere variata modificando la quantità d'acqua d'impasto.
	<b>Campi di impiego</b>	Per tutti gli impieghi per cui è richiesta una malta espansiva di elevate caratteristiche ed estremamente lavorabile. In particolare SikaGrout-212 è indicato per: <ul style="list-style-type: none"> <li>■ riempimento mediante semplice colatura o iniezione di cavità, lesioni e porosità, in muratura, roccia, ecc.;</li> <li>■ ancoraggio di zanche, tirafondi, bulloni e strutture metalliche per bloccaggio di basamenti, macchinari, fondazioni di pilastri, ecc.;</li> <li>■ sottomurazioni;</li> <li>■ riempimento di giunti e collegamenti rigidi tra elementi di calcestruzzo.</li> </ul>
	<b>Vantaggi</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>■ Perfettamente colabile e di facile impiego.</li> <li>■ Assenza di ritiro.</li> <li>■ Elevate resistenze sia alle brevi che alle lunghe stagionature.</li> <li>■ Compatibile con Sikament per ottenere, in particolari condizioni operative, le classi di fluidità, senza superare i valori massimi di acqua indicati.</li> <li>■ Addizionabile con ulteriore inerte in caso di grandi volumi.</li> </ul>
	<b>Caratteristiche</b>	
	<b>Descrizione</b>	malta cementizia monocomponente per riempimenti antiritiro
<b>Colore</b>	grigio cemento	
<b>Confezione</b>	sacchi predosati da kg 25	
<b>Conservazione</b>	negli imballi originali ben chiusi, con tutti gli accorgimenti normalmente adottati per i prodotti cementizi: almeno 12 mesi	
<b>Dati tecnici</b>		
<b>Acqua d'impasto</b>	da 2,5 a 3,5 litri per kg 25 di prodotto	
<b>Peso specifico * (Norma UNI 8995)</b>	peso specifico della miscela impastata 2,150 + 2,350 kg/l	
<b>Consumo *</b>	circa kg 2.000 di prodotto per m <sup>3</sup> di impasto	
<b>Dimensione dell'inerte</b>	diametro massimo mm 2	
		

**Tempo di inizio presa (Norma UNI 7123)\*** circa 4 ore dal confezionamento. È comunque consigliabile mettere in opera entro 15 minuti dall'impasto, per un migliore sfruttamento dell'azione espansiva

**Caratteristiche meccaniche**

**Espansione secondo UNI 8996** > 1

**Resistenza a compressione** Provini Tipo UNI 6009 D.M. 3.6.68  
 a 24 ore > 30 MPa  
 a 7 giorni > 45 MPa  
 a 28 giorni > 50 MPa

**Resistenza a flessione\*** Provini Tipo UNI 6009 D.M. 3.6.68  
 a 28 giorni > 8 MPa

**Sfilamento\*** tondino di acciaio liscio con trazione diretta a 28 giorni di stagionatura. Superiore al valore di sfilamento del calcestruzzo

**Temperatura di applicazione** temperatura minima dell'ambiente, sottofondo e prodotto durante l'applicazione e il primo indurimento +8°C.  
 Temperatura massima di applicazione +35°C

Tutte le caratteristiche sopra indicate con \* sono relative ad un impasto eseguito con litri 3,5 di acqua per sacco da kg 25 (consistenza malta fluida) maturazione a +20°C, U.R. 65%.

**Condizioni di applicazione**

**Modalità di impiego**

*Preparazione del sottofondo*  
 Preparare il sottofondo rimuovendo parti in distacco, polvere, macchie di olio o grasso, ecc. così da ottenere un supporto sano, pulito e compatto. Bagnare accuratamente il sottofondo a rifiuto con acqua. Gli elementi di ancoraggio metallici devono essere privi di ruggine, vernice, grasso, ecc.  
*Preparazione del prodotto*  
 Versare gradualmente SikaGrout-212 nell'acqua d'impasto in ragione di 2,5 - 3,5 litri per ogni confezione da kg 25 di SikaGrout, in funzione del grado di consistenza desiderata (vedi Tab. 1): miscelare accuratamente per almeno 3 minuti, fino alla completa omogeneizzazione della malta. La miscelazione va effettuata con trapano o con miscelatore per malte preferibilmente ad asse verticale. Impiegare, per ogni impasto, una intera confezione di SikaGrout-212; evitare miscelazioni parziali, che potrebbero comportare una non perfetta distribuzione della granulometria del prodotto in polvere.

**Avvertenze**

Quando il getto supera i 20 l di volume lo sviluppo del calore di idratazione deve essere ridotto caricando SikaGrout-212 con ghiaietto asciutto, ben lavato e di granulometria controllata e ben assortita con diametro da 3 a 8 mm, fino al rapporto massimo di 1:1 in peso.  
 Naturalmente questa aggiunta causa variazioni nelle caratteristiche della malta: si consiglia quindi, in tali casi, di eseguire adeguate prove preliminari per determinare le caratteristiche fisiche-meccaniche della miscela. Consultare l'Ufficio Tecnico.  
 Lo stesso accorgimento dovrà essere previsto anche per getti di piccole dimensioni qualora contrastati solo da leggere casserature.  
 SikaGrout-212 non deve essere usato su getti casserati aventi particolari sagomature (consultare il nostro Servizio Tecnico). SikaGrout-212 non deve essere usato (anche se caricato) per livellare piani orizzontali a superficie libera (non contrastata). La miscelazione deve essere sempre effettuata con mezzi meccanici: la miscelazione a mano non consente di ottenere la lavorabilità ottimale. Non aggiungere acqua alla malta successivamente al suo impasto. Il prodotto è espansivo e quindi necessita di idoneo contrasto che interessi almeno l'80-90% della superficie del getto. Mantenere umida la superficie della malta messa in opera per un periodo di almeno 24 ore dopo la sua applicazione. Nel caso di iniezioni occorre predisporre un idoneo sfogo per l'aria. L'azione espansiva, esercitata da appropriati componenti non ferrosi, inizia dalle prime fasi di idratazione e si esaurisce prima del termine della fase di presa.

**Norme di sicurezza**

**Precauzioni**

Per informazioni e consigli sulle norme di sicurezza e per l'utilizzo e conservazione di prodotti chimici, l'utilizzatore deve far riferimento alla più recente Scheda di Sicurezza, contenente i dati fisici, tossicologici ed altri dati relativi in tema di sicurezza.

**Ecologia**

Non disperdere nell'ambiente il prodotto e i contenitori vuoti. Consultare la più recente Scheda di Sicurezza per ulteriori informazioni.

**Note legali**

I consigli tecnici relativi all'impiego, che noi forniamo verbalmente o per iscritto come assistenza al cliente o all'applicatore in base alle nostre esperienze, corrispondenti allo stato attuale delle conoscenze scientifiche e pratiche, non sono impegnativi e non dimostrano alcuna relazione legale contrattuale né obbligo accessorio col contratto di compravendita. Essi non dispensano l'acquirente dalla propria responsabilità di provare personalmente i nostri prodotti per quanto concerne la loro idoneità relativamente all'uso previsto. Per il resto sono valide le nostre condizioni commerciali. Il contenuto della presente scheda si ritiene vincolante per quanto sopra ai fini della veridicità del contenuto, solo se corredata di apposito timbro e di controfirma apposti presso la ns. sede e da personale delegato a quanto sopra. Diffonibilità dall'originale predetto per contenuto e/o utilizzo non implicherà alcuna responsabilità da parte della società Sika. Il cliente è inoltre tenuto a verificare che la presente scheda E GLI EVENTUALI VALORI RIPORTATI siano validi per la partita di prodotto di suo interesse e non siano superati in quanto sostituiti da edizioni successive E/O NUOVE FORMULAZIONI DEL PRODOTTO. Nel dubbio, contattare preventivamente il nostro Ufficio Tecnico.



Sika Italia S.p.A  
Via L. Einaudi 6 - 20068 Peschiera Borromeo (MI)  
Tel. +39 02 54778.111 - Fax +39 02 54778.119  
www.sika.it - info@sika.it



**Allegato B:** Scheda tecnica della malta "Kerabuild Ancoraggi" utilizzata per il fissaggio dei provini nelle semiscatole.

## KERABUILD® ANCORAGGI

### CAMPI D'APPLICAZIONE

#### Inghisaggio di:

- tiranti in tondino di acciaio ad aderenza migliorata in murature portanti
- perni collaboranti per armatura di solette e volte con caldana collaborante
- armature sussidiarie collaboranti all'interno di murature lesionate

#### Ancoraggio contrastato di:

- piastre di fondazione in carpenteria metallica
- sezioni di riempimento di sottomurazioni
- riempimenti di cavità e fessure su calcestruzzo e roccia

#### Destinazione d'uso

Interni ed esterni su strutture in calcestruzzo, cemento armato, roccia e all'interno di murature portanti.

#### Non utilizzare

Su supporti in gesso o malte pronte a base gesso, su supporti sporchi, con incrostazioni di disarmanti, vecchie pitture o rasature, su supporti inconsistenti, per livellamenti o riporti a spessore non contrastati e privi di armature collaboranti.

### PREPARAZIONE DEI SUPPORTI

Nella realizzazione di ancoraggi collaboranti, oltre all'inserimento delle armature richieste, il fondo deve essere perfettamente stagionato, esente da ritiri igrometrici, consistente, privo cioè di parti friabili o facilmente asportabili, pulito, scabro, possibilmente sabbiato o martellinato a sasso vivo.

Quando l'ancoraggio viene praticato in fori, insufflare aria a pressione nei medesimi per asportare tutta la polvere di perforazione. Realizzare diametri di perforazione sempre superiori di almeno 20 mm rispetto al diametro dell'armatura da inserire. L'inserimento di reti o tondini d'armatura va effettuato in modo tale da garantire uno spessore di copriferro minimo di 10 mm.

Accertarsi che siano sempre presenti ed eventualmente predisporre aperture o fori di sfiatione opposti al punto di colatura o iniezione di KERABUILD® ANCORAGGI per impedire la formazione interna di sacche d'aria.

Per iniezioni in crepe e fessure verticali eseguire preventivamente una sigillatura superficiale delle lesioni con malta tecnica a basso modulo elastico KERABUILD® RAPIDO inserendo tubi di iniezione in asse alla lesione. Iniettare sempre dal basso verso l'alto per favorire la fuoriuscita dell'aria e garantire la continuità della saldatura strutturale.

Bagnare sempre a rifiuto i fondi e i fori di ancoraggio.

### VOCE DI CAPITOLATO

Preparare i supporti da inghisare o su cui andrà eseguito l'ancoraggio con l'asportazione delle parti incoerenti e della polvere ed irruvidire il fondo a sasso vivo. Inserire la nuova armatura collaborante, bagnare i supporti, eseguire il riempimento dei fori o il getto con una malta reoplastica strutturale iperfluida espansiva con caratteristiche di resistenza ai solfati classe AARS tipo KERABUILD® ANCORAGGI della Compagnia Kerakoll.

**MODALITÀ D'USO****Preparazione**

KERABUILD® ANCORAGGI si prepara impastando 25 kg di polvere con circa 3,8 litri d'acqua pulita. L'impasto si ottiene versando l'acqua nel recipiente pulito ed aggiungendo la polvere in modo graduale. La miscelazione può avvenire in betoniera, in secchio (a mano o con agitatore meccanico a basso numero di giri) o con impastatrice in continuo fino ad ottenere una malta omogenea e priva di grumi. È anche possibile impiegare un'intonacatrice per miscelare e pompare contemporaneamente il prodotto impiegando uno statore-rotore idoneo alla granulometria dell'impasto.

Nel caso si effettuino riporti o riempimenti ad elevato spessore il prodotto può essere miscelato in cantiere con ghiaietto lavato avente un intervallo granulometrico compreso da un minimo di 4 mm ad un massimo di 16 mm in ragione del 30% max in volume.

Tenere il materiale immagazzinato in luoghi protetti dal caldo estivo o dal freddo invernale.

Impiegare acqua corrente non soggetta all'influenza delle temperature esterne.

**Applicazione**

KERABUILD® ANCORAGGI si applica per colatura o per pompaggio in unica soluzione, in presenza di armatura collaborante e in sezioni contrastate di larghezza minima di 10 mm. Per spessori superiori a 80 mm miscelare il prodotto con ghiaietto 4-16 mm in ragione del 30% max in volume. Deve essere garantito il riempimento di tutte le cavità, l'avvolgimento dei ferri d'armatura e la compattezza del riporto di malta eseguendo la posa in continuo. KERABUILD® ANCORAGGI si applica dopo aver asportato accuratamente la polvere con soffiatura ad aria compressa ed aver bagnato a rifiuto il supporto. Il getto non deve essere vibrato in quanto la malta possiede una reologia iperfluida ottimale per distribuirsi all'interno degli ancoraggi, autolivellarsi e compattarsi con una viscosità appositamente studiata per impedire la segregazione. Le riprese di getto strutturali su superfici in calcestruzzo particolarmente lisce, compatte e inassorbenti si ottengono con la preventiva stesura a pennello di sistema tecnologico epossidico fluido KERABUILD® EPORIPRESA idoneo per riprese di getto ad alta resistenza con tempi di sovrapplicazione superiori a 30 minuti.

I riempimenti che presentano estese superfici piane a vista vanno eseguiti in assenza di ventilazione o ricoprendo il rappezzo con teli antievaporanti.

Curare la stagionatura del prodotto inumidendolo nelle prime 24 ore dopo il getto.

**Pulizia**

La pulizia degli attrezzi da residui di KERABUILD® ANCORAGGI si effettua con acqua prima dell'indurimento del prodotto.

**ALTRE INDICAZIONI**

Nei riporti orizzontali KERABUILD® ANCORAGGI deve essere applicato in spessori pari o superiori ad  $\frac{1}{4}$  della dimensione massima del riporto.

È sempre richiesto l'inserimento di una idonea armatura ancorata al sottofondo con fissaggi meccanici. Posizionare l'armatura con i relativi ancoraggi richiesti dal progetto rispettando uno strato copriferro minimo di 10 mm, quindi realizzare l'ancoraggio in malta strutturale.

Per eseguire ancoraggi in sezioni sommerse (pali) iniettare dal fondo dell'ancoraggio facendo risalire KERABUILD® ANCORAGGI in continuo verso la superficie. Procedere con l'iniezione fino ad ottenere una quota di getto superiore a quella definita pari ad almeno il diametro del getto stesso. Ad indurimento avvenuto capitzare la parte eccedente.

**DATI CARATTERISTICI**

Aspetto	Premiscelato	
Massa volumica apparente	≈ 1,41 kg/dm <sup>3</sup>	UEAtc
Natura mineralogica inerte	Silicatica - carbonatica cristallina	
Intervallo granulometrico	≈ 0 - 2,5 mm	UNI 10111
Pericolosità	No	CEE 88/379
CARE	Metodo M1 - Azione E507	
Conservazione	≈ 12 mesi nella confezione originale in luogo asciutto	
Confezione	Sacchi 25 kg	
Trasporto:		
- stradale	merce non pericolosa	ADR
- ferroviario	merce non pericolosa	RID
- aereo	merce non pericolosa	ICAO/IATA
- marittimo	merce non pericolosa	IMDG/IMO

**DATI TECNICI secondo Norma di Qualità Kerakoll**

Acqua d'impasto	≈ 3,8 l / 1 sacco 25 kg	
Spandimento impasto	≈ 200 %	UNI 7044
Peso specifico impasto	≈ 2,29 kg/dm <sup>3</sup>	UNI 7121
pH impasto	≥ 12	
Durata dell'impasto (pot life)	≥ 30 min.	
Temperature limite di applicazione	da + 5°C a + 35 °C	
Espansione in fase plastica	≥ 0,5%	UNI 8996
Spessore minimo	≥ 1 cm	
Spessore max realizzabile	≤ 8 cm	
Resa	≈ 2 kg/dm <sup>3</sup> (≈ 20 kg/m <sup>2</sup> per cm di spessore)	

A +23 °C di temperatura, 50% di umidità relativa ed assenza di ventilazione.

**PRESTAZIONI FINALI**

Modulo elastico statico a 28 gg	≈ 32500 MPa	UNI 6556
Adesione su calcestruzzo a 28 gg	≥ 2,0 MPa	UNI-EN 1542
Resistenza a compressione a 24 h	R <sub>ca</sub> 33 MPa	UNI-EN 196/1
Resistenza a compressione a 3 gg	R <sub>ca</sub> 43 MPa	UNI-EN 196/1
Resistenza a compressione a 28 gg	R <sub>ca</sub> 60 MPa	UNI-EN 196/1
Resistenza al taglio a 28 gg	≥ 10 MPa	UNI 6132
Resistenza alla carbonatazione K	≤ 0,6 mm anno <sup>-0.5</sup>	Boll.cem 8/88- ICTS/TFB
Resistenza ai solfati (espansione)	≤ 0,04%	
Resistenza a gelo-disgelo con sali disgelanti:		
- perdita in peso a 25 cicli	≤ 1 mg/mm <sup>2</sup>	RILEM CDC 2/77
- profondità scagliettatura a 25 cicli	≤ 2 mm	RILEM CDC 2/77

Rilevazione dati a +23 °C di temperatura, 50% U.R. e assenza di ventilazione. Possono variare in funzione delle specifiche condizioni di cantiere.

**AVVERTENZE**

- **Prodotto per uso professionale**
- operare a temperature comprese tra +5 °C e +35 °C
- verificare che il supporto non sia gelato
- proteggere le superfici dal sole battente e dal vento
- non aggiungere leganti o additivi diversi all'impasto
- non aggiungere acqua al prodotto già in fase di indurimento
- non applicare su superfici sporche o incoerenti
- curare la stagionatura inumidendo il prodotto indurito nelle prime 24 ore
- in caso di necessità richiedere la scheda di sicurezza
- per quanto non previsto consultare il **Kerakoll Worldwide Global Service 0536.811.516**

**Allegato C:** Scheda tecnica disarmante "Mulamo", utilizzato nelle fasi di getto dei provini e del loro fissaggio nelle semiscatole.

## DISARMANTI

# MULAMO®

## MULAMO Disarmante

### Caratteristiche

MULAMO è un'emulsione di oli speciali in acqua che va spalmata sui casseri per facilitare il disarmo.

Il prodotto non ha alcuna influenza nociva sul processo di indurimento del calcestruzzo e sull'aspetto superficiale dello stesso a disarmo avvenuto.

Trova vantaggioso impiego in tutti i lavori in cui vengono utilizzate casseforme di qualsiasi materiale, come legno piallato o ruvido, legno compensato, lamiera in ferro, ecc.

### Istruzioni per l'impiego

In un recipiente pulito si aggiungono a 1 kg di MULAMO circa 2 litri di acqua, agitando fino ad ottenere un'emulsione uniforme.

Questa proporzione vale per le casseforme in acciaio, mentre per quelle in legno, la proporzione può essere di 1 : 3, trattandosi di materiale molto assorbente.

L'emulsione così ottenuta va applicata con pennellina sulle casseforme, aspettando con il getto

il tempo necessario per l'essiccamento della stessa. Il MULAMO può essere impiegato anche allo stato originale; in questo caso le casseforme trattate un'unica volta, servono per 2 o più getti.

### AVVERTENZA

Le superfici trattate con MULAMO devono essere protette dalla pioggia.

Il MULAMO può essere applicato sia su legno asciutto che bagnato.

### Stoccaggio

Il MULAMO va protetto dal gelo e conservato in recipienti ermeticamente chiusi.

### Consumo

Con 1 kg di MULAMO, se successivamente diluito, si possono spalmare, a seconda del tipo di cassero impiegato, dai 20 ai 40 m<sup>2</sup> di superficie.

### Confezioni

Canestri da 5 kg, 10 kg e 23 kg.  
Fusti da 50 kg, 110 kg e 200 kg.

