

POLITECNICO DI TORINO



Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

TESI DI LAUREA MAGISTRALE

***CARATTERIZZAZIONE DINAMICA DEI TERRENI
DI ALCUNI COMUNI DELLE MARCHE
PER LA MICROZONAZIONE SISMICA***

RELATORI:

Prof. Ing. Sebastiano Foti

CANDIDATO:

Viviana Chetry

CORRELATORI:

Ing. Oronzo Pallara

Ing. Andrea Ciancimino

Marzo 2018

Alla mia Famiglia

Ai miei veri Amici

Indice

1.	INTRODUZIONE	10
1.1	Risposta Sismica Locale.....	12
1.2	Proprietà dinamiche dei terreni.....	14
1.2.1	Fattori che influenzano le proprietà dinamiche	18
1.3	Modellazione Lineare e Lineare - Equivalente.....	30
1.4	Microzonazione Sismica di Livello III	35
1.4.1	Modellazione della Risposta Sismica Locale in condizioni 1D.....	42
1.4.2	Gestione delle incertezze nella Risposta Sismica Locale	44
2.	CLASSIFICAZIONE DEI CAMPIONI	46
2.1	Analisi granulometrica	47
2.2	Limiti di Atterberg.....	54
3.	APPARECCHIATURA DI COLONNA RISONANTE E TAGLIO TORSIONALE CICLICO.....	59
3.1	Descrizione dell'apparecchiatura.....	61
3.2	Misura del grado di saturazione.....	68
3.3	Misura delle proprietà geometriche del campione.....	68
4.	INTERPRETAZIONE DELLE PROVE DI COLONNA RISONANTE E TAGLIO TORSIONALE CICLICO.....	71
4.1	Valutazione delle proprietà dinamiche tramite la prova di colonna risonante	71
4.2	Valutazione delle proprietà dinamiche tramite la prova di taglio torsionale ciclico	90
4.2.1	Determinazione del modulo di taglio e dello smorzamento.....	90
4.2.2	Esecuzione della prova ed elaborazione dei dati	93
5.	RAPPORTO DI SMORZAMENTO A PICCOLE DEFORMAZIONI	102
5.1	Sovrastima del rapporto di smorzamento in sito.....	103
5.2	Confronto tra i metodi di valutazione in laboratorio.....	110
5.3	Valutazione dello smorzamento prodotto dall'apparecchiatura.....	125
5.3.1	Stima dello smorzamento generato da una sorgente Voltage – Mode	129
5.3.2	Valutazione dello smorzamento dovuto ad ulteriori fattori tramite calibrazione dell'apparato	134
6.	CONFRONTO CON LE EQUAZIONI EMPIRICHE	141
6.1	Equazioni empiriche	143
6.1.1	Iwasaki et al. (1978) / Kokusho (1980).....	143
6.1.2	Seed et al. (1986).....	144
6.1.3	Vucetic e Dobry (1991)	155
6.2	Modello parametrizzato di Darendeli (2001)	180

6.2.1	Influenza di frequenza di carico, numero di cicli, pressione di confinamento e tipo di terreno sulle proprietà dinamiche	186
6.2.2	Valutazione dell'incertezza del modello.....	189
6.2.3	Confronto delle curve sperimentali con il modello proposto da Darendeli (2001).....	191
6.3	Commento finale.....	200
6.4	Conclusioni.....	219
Bibliografia		222
Appendice A – Curve granulometriche di laboratorio dei terreni esaminati.		225
Appendice B – Curve di variazione delle proprietà dinamiche di laboratorio dei terreni esaminati.		236

SOMMARIO

Il presente lavoro di tesi si inserisce nell'ambito del progetto di Microzonazione Sismica di Livello III, relativo ai territori colpiti dagli eventi sismici di agosto 2016. In particolare, lo studio è stato volto all'elaborazione e all'analisi, tramite prove dinamiche e cicliche di laboratorio, delle curve di variazione del modulo di taglio G e del rapporto di smorzamento D dei terreni appartenenti a determinati comuni della regione Marche, rappresentativi in parte della divisione Marche 3.

L'obiettivo principale è stato quello di determinare degli andamenti empirici a cui poter fare riferimento per l'analisi della risposta sismica locale in terreni aventi simili caratteristiche (principalmente indice di plasticità e tensione di confinamento).

Tali risultati sono stati ottenuti tramite l'esecuzione di prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico, le quali permettono di ricavare l'andamento delle proprietà dinamiche di un terreno al variare del livello deformativo raggiunto.

Di particolare rilevanza è stata l'interpretazione della variazione di smorzamento a piccole deformazioni a seconda del metodo utilizzato per la relativa determinazione. In particolare, per quanto concerne la colonna risonante, la valutazione è stata effettuata in condizione di oscillazioni forzate, tramite il metodo del 'Fattore di Amplificazione' basato sulle curve di risonanza, e di oscillazioni libere, tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico'. Per quanto riguarda la prova di taglio torsionale ciclico, il rapporto di smorzamento è stato valutato direttamente, per ogni ampiezza della forma d'onda applicata, tramite l'individuazione dell'area racchiusa all'interno di ciascun ciclo d'isteresi, nel piano tensioni – deformazioni.

In relazione al confronto tra i suddetti metodi di valutazione, è stata discussa l'influenza di sorgenti di smorzamento derivanti dall'apparecchiatura e che tendono, pertanto, a sovrastimare lo smorzamento intrinseco del campione. Tra queste si colloca l'interazione solenoidi – magneti e la dispersione di energia alla base della colonna risonante.

Le principali curve di variazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento presenti in letteratura vengono accostate agli andamenti ottenuti sperimentalmente, al fine di valutare il modello che garantisce il miglior fitting dei dati. Tali confronti sono stati estesi anche alle divisioni

Marche 1 e Marche 2, con lo scopo di identificare eventuali analogie di comportamento sulla base di simili caratteristiche fisiche e/o condizioni al contorno.

Infine, in funzione dei risultati ricavati dall'elaborazione delle prove dinamiche di laboratorio, vengono stimati due range di curve valide, rispettivamente, per terreni a bassa e media plasticità.

Sulla base di queste risulta possibile, pertanto, stimare l'andamento atteso delle proprietà dinamiche di terreni che presentino le suddette caratteristiche e sui quali non siano state eseguite direttamente le specifiche analisi, al fine di valutare la risposta sismica locale.

ABSTRACT

My master thesis deals with the third level seismic microzonation, concerning the territories hit by the August 2016 earthquakes. Specifically, through dynamic and cyclic laboratory tests, the study processed and analyzed the dynamic shear modulus and damping ratios of soils belonging to some municipalities of the Marche region, partly representative of the Marche 3 area.

The main objective was to determine reference empirical trends for the analysis of the local seismic response of soils with similar characteristics (mainly plasticity index and confinement pressure).

These results were obtained by resonant column and cyclic torsional shear tests, which are used to calculate the soil dynamic properties trends as a function of the strain level reached.

The interpretation of small strains damping variation was of particular relevance, according to the method used for the relative determination. Concerning the resonant column, the evaluation was carried out under conditions of forced vibrations, through the 'Amplification Factor' method based on resonance curves, while under conditions of free vibrations, it was used the 'Logarithmic Decrement' method. Regarding the cyclic torsional shear test, the damping ratio was evaluated directly, by identifying the area enclosed within each hysteresis cycle in the stress - strain plane, for each amplitude of the applied waveform.

Comparing these evaluation methods, the influence of damping sources deriving from the apparatus, which tend to overestimate the intrinsic damping of the sample examined, has been discussed. The interaction solenoids - magnets and the dispersion of energy at the base of the resonant column (radiation damping) has been placed among the above mentioned sources of additional damping. The curves of the shear modulus and the damping ratio from literature have been compared with the experimentally obtained trends, in order to evaluate the model that guarantees the best fitting of the data. These comparisons are also extended to the Marche 1 and Marche 2 areas, aiming to identify any similar behaviors, according to similar physical characteristics and/or boundary conditions.

Finally, two ranges of curves have been estimated respectively for low and medium plasticity soils, on the basis of results obtained from the processing of the dynamic laboratory tests.

Therefore, it is possible to evaluate the expected dynamic properties trends of soils with these characteristics and consequently to determine the local seismic response, when specific laboratory tests are not available.

1. Introduzione

In ingegneria civile, l'energia rilasciata durante un evento sismico è rappresentata dalle onde di tensione che si propagano dall'ipocentro sino in superficie al sito di interesse.

In termini di modellazione geotecnica del terreno, quest'ultimo viene solitamente rappresentato da una serie di strati orizzontali, ciascuno con determinate caratteristiche meccaniche tra cui la rigidità che, generalmente, risulta crescente con la profondità. Tale incremento è dovuto alla maggiore antichità dei depositi più profondi e all'effetto di confinamento garantito dagli strati sovrastanti. La presenza di discontinuità, quali interfacce tra mezzi aventi differenti caratteristiche meccaniche, influenza la propagazione delle onde sismiche. Infatti, per effetto delle diverse proprietà meccaniche, le deformazioni indotte dalla perturbazione nei due mezzi devono essere differenti, rispettando però le condizioni di compatibilità meccanica (congruenza delle deformazioni e continuità dello stato tensionale). Come conseguenza, quando un'onda incontra l'interfaccia tra due materiali aventi proprietà meccaniche differenti, parte dell'energia viene riflessa all'interno del mezzo in cui viaggiava l'onda incidente. Inoltre, parte dell'energia viene trasmessa attraverso l'interfaccia sotto forma di onda rifratta o trasmessa ().

I fenomeni di rifrazione da materiale più rigido a meno rigido portano il raggio sismico ad avvicinarsi alla perpendicolare alle interfacce, in accordo con la legge di rifrazione di Snell legata alle differenti velocità di propagazione nei mezzi. Questo, nel caso dei terremoti, porta ad avere raggi sismici prossimi alla verticale rispetto alla superficie terrestre per via della rigidità crescente con la profondità. Tale aspetto, spesso citato come verticalizzazione dei raggi sismici, è particolarmente importante per lo studio dei fenomeni di amplificazione locale (Lanzo e Silvestri, 1999).

Spesso l'analisi sismica è volta alla valutazione della risposta dinamica di una struttura posta in un determinato sito. Gli edifici sono sempre stati progettati con un determinato fattore di sicurezza nei confronti dei carichi statici (peso proprio, carichi permanenti portati e carichi variabili agenti durante la vita utile) come risultato di un'accelerazione verticale pari ad 1 g. Pertanto, la componente verticale del moto del suolo generalmente non presenta un impatto rilevante sul progetto della sicurezza sismica di una struttura, rispetto alla componente orizzontale per la quale vengono adottate minori precauzioni nel progetto statico.

Data la propagazione prossima alla verticale delle onde sismiche e un'elevata sensibilità delle strutture al moto orizzontale, il movimento del suolo nella maggior parte dei problemi sismici è semplicemente modellato come uno scuotimento orizzontale dovuto alla propagazione verticale delle onde di taglio. In un tale modello il deposito di terreno agisce come un filtro che amplifica l'energia a determinate frequenze mentre l'attenua ad altre. Pertanto, la valutazione dell'accelerazione al suolo sarà funzione dell'evento sismico e della particolare configurazione del suolo nel sito in esame.

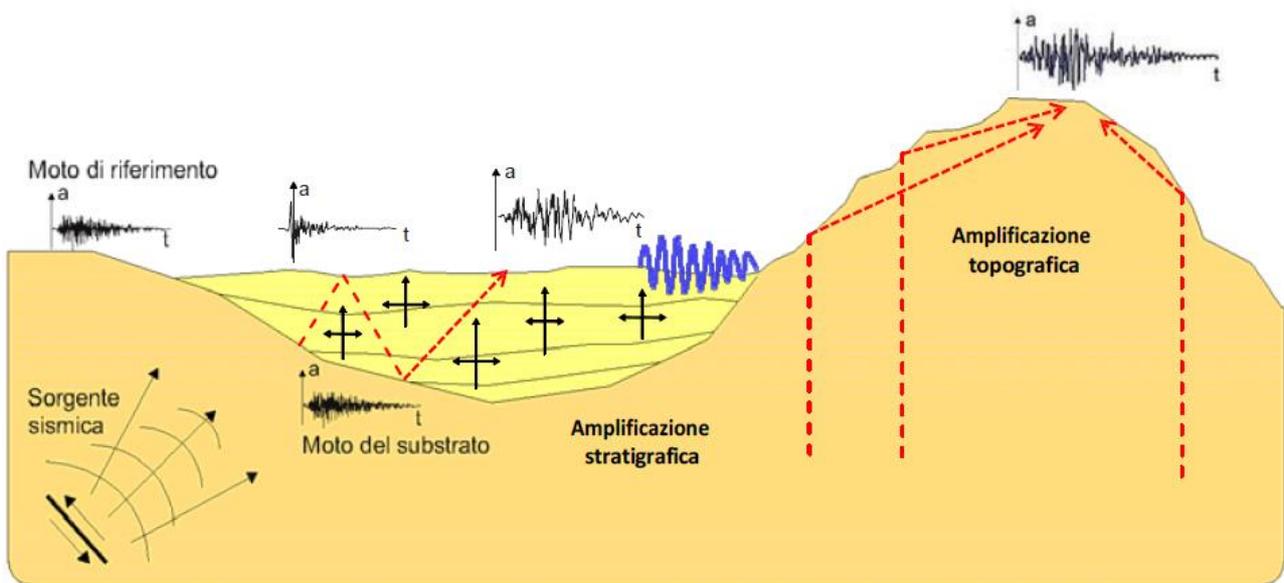


Figura 1.1. Schema degli effetti sul moto sismico della sorgente del terremoto, del cammino di propagazione e delle condizioni geologiche e morfologiche superficiali (Lai et al. 2006).

Nella valutazione dell'amplificazione sismica locale bisogna considerare che i parametri descrittivi del moto vengono modificati nel passaggio dal substrato roccioso ai terreni di copertura, sulla base delle caratteristiche dinamiche di questi ultimi. Si fa pertanto riferimento a due accelerogrammi, uno registrato in corrispondenza del substrato roccioso che si considera non aver subito alcuna amplificazione e coincide con l'input sismico e l'altro in affioramento, incognito.

L'effetto filtrante del deposito di terreno è possibile osservarlo in termini di spettro di Fourier relativo alle due tipologie di accelerogrammi sopra citati. Generalmente le frequenze che vengono amplificate maggiormente risultano essere quelle più basse.

1.1 Risposta Sismica Locale

La risposta sismica locale rappresenta l'insieme delle modifiche che il moto sismico subisce in funzione delle caratteristiche geometriche e meccaniche degli strati di sottosuolo attraversati. Tali variazioni possono essere associate a cambiamenti di impedenza nel terreno, il che genera un incremento di ampiezza degli spostamenti indotti: amplificazione stratigrafica. L'amplificazione terrestre. In corrispondenza di particolari geometrie del deposito di terreno (bordi delle valli alluvionali), intervengono variazioni del moto sismico sia di natura meccanica che geometrica.

L'amplificazione stratigrafica viene studiata tramite lo sviluppo di modelli monodimensionali che tengono esclusivamente conto della variabilità verticale delle caratteristiche meccaniche del deposito. Viceversa, nei rimanenti casi risulta necessario far riferimento a modelli bi o tridimensionali al fine di valutare adeguatamente l'influenza degli aspetti topografici e geometrici. Come annunciato nel precedente paragrafo, la valutazione della risposta sismica del suolo e delle relative strutture, risulta influenzata essenzialmente dalle oscillazioni orizzontali ed inoltre, definito l'effetto di verticalizzazione dei raggi sismici in prossimità della superficie, i modelli sismici a cui si fa riferimento considerano la propagazione delle onde di taglio polarizzate orizzontalmente SH e con direzione di avanzamento ortogonale alla superficie.

La quantificazione della risposta sismica locale nel dominio del tempo può essere valutata tramite il rapporto tra il valore massimo di accelerazione al sito in esame e il valore massimo dell'input sismico considerato. Tale rapporto viene definito come fattore di amplificazione tuttavia, non tenendo conto delle caratteristiche intrinseche dei segnali. In base al valore di tale fattore potrà essere individuata un'amplificazione (>1) o una deamplificazione del segnale (<1).

La quantificazione della risposta sismica locale nel dominio della frequenza si basa sulla definizione della funzione di trasferimento o risposta in frequenza che, per un sistema lineare, viene definita come rapporto tra il segnale in uscita dal sistema di terreno e il segnale in ingresso nel dominio della frequenza (Santamarina e Fratta, 1999). Pertanto, tale funzione definendo la variazione dell'input sismico generata dal terreno, può essere relazionata con le caratteristiche geometriche e meccaniche del deposito stesso.

La funzione di trasferimento è una funzione a valori complessi essendo il rapporto da due spettri di Fourier. Il rapporto tra i corrispondenti moduli dei due segnali rappresenta la funzione di amplificazione, modulo della funzione di trasferimento. Quest'ultima, da un punto di vista

pratico, contiene informazioni molto più rilevanti in quanto definisce quali frequenze siano maggiormente amplificate dal passaggio attraverso i vari strati di terreno. Come definito nel paragrafo precedente, solitamente il terreno riduce le componenti a bassa frequenza e amplifica quelle ad alta frequenza, costituendo così un filtro passa – basso.

La funzione di trasferimento può essere valutata in due modi:

- facendo riferimento all'affioramento roccioso (Rock outcropping motion) reale od ipotetico che ingegneristicamente risulta essere di maggiore rilevanza poiché l'input sismico tipicamente viene valutato su tali affioramenti;
- considerando il moto alla base del deposito di terreno in esame (Bedrock motion), che costituisce il reale segnale sismico.

L'utilizzo della trasformata di Fourier implica la validità del principio di sovrapposizione degli effetti, ovvero la linearità del sistema. Tuttavia, come sarà discusso nel successivo paragrafo, il deposito di terreno presenta ad elevati livelli deformativi una marcata non linearità delle sue caratteristiche e pertanto, in caso fosse necessario, bisognerebbe definire una linearizzazione nella risposta meccanica al fine di valutare la risposta del terreno.

1.2 Proprietà dinamiche dei terreni

La caratterizzazione geotecnica di un terreno è alla base dello studio della risposta sismica locale e della valutazione del rischio associato a fenomeni di instabilità generati da un sisma.

La costruzione di un modello geotecnico di riferimento al fine di valutare la risposta sismica richiede la modellazione del comportamento meccanico del terreno. La risposta meccanica dei terreni ai carichi ciclici risulta alquanto complessa in quanto caratterizzata da un andamento non lineare, accumulo di deformazioni permanenti, dissipazione di energia e decadimento progressivo dei parametri meccanici per effetto del numero di cicli di carico applicati. Inoltre, in condizione di presenza di fluido interstiziale ma di drenaggio impedito o parziale, il che corrisponde alla generalità dei casi data la velocità di applicazione di un carico sismico, alle problematiche precedentemente citate si aggiunge l'accumulo di sovrappressioni interstiziali. Al fine di valutare l'influenza di tali fenomeni bisognerebbe ricorrere a modelli costitutivi complessi che, d'altra parte, difficilmente sarebbero in grado di riprodurre in maniera simultanea le varie specificità del comportamento di un terreno. Pertanto, solitamente si fa riferimento a leggi costitutive semplificate che, nonostante non siano rigorose, riescono a riprodurre adeguatamente la risposta sismica del suolo.

L'approccio visco – elastico lineare rappresenta un valido compromesso tra semplificazione delle analisi e accuratezza dei risultati. Quest'ultimo fa riferimento alle soluzioni visco – elastiche lineari relative alla propagazione delle onde sismiche, le quali possono essere implementate in un codice numerico, adeguando iterativamente i parametri costitutivi in funzione del livello deformativo indotto dal moto sismico del terreno (Schnabel, 1972).

In tale contesto, le necessità di caratterizzazione si concretizzano in:

- Geometria della stratificazione e localizzazione del tetto del substrato roccioso
- Modulo di resistenza a taglio G e del rapporto di smorzamento D a piccole deformazioni
- Curve di decadimento del modulo di resistenza a taglio e del rapporto di smorzamento al variare del livello deformativo.

Il presente lavoro di tesi è volto alla determinazione degli ultimi due punti sopra esposti tramite l'esecuzione delle opportune prove dinamiche di laboratorio.

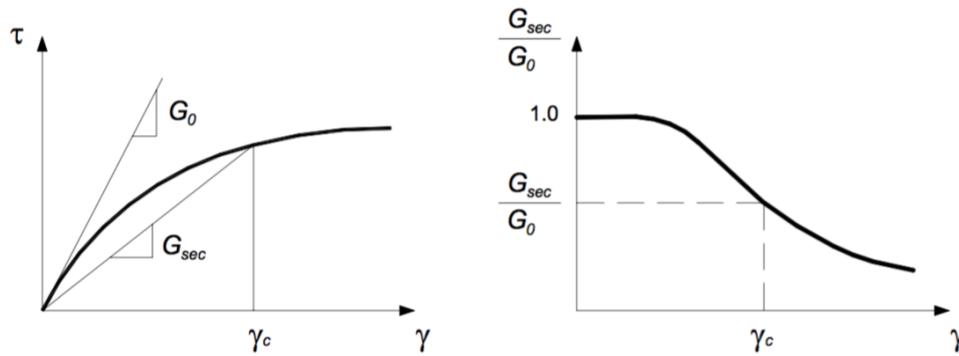


Figura 1.2. Definizione del modulo tangente iniziale, secante e della curva di decadimento del modulo di taglio (S. Foti, 2016).

Il comportamento sforzi deformazioni nettamente non lineare dei terreni può essere descritto introducendo moduli elastici equivalenti secanti o tangenti variabili in funzione della deformazione. La variazione del modulo secante o tangente in funzione del livello deformativo viene indicata come curva di degradazione o decadimento del modulo. Solitamente la curva di decadimento del modulo secante di taglio viene normalizzata rispetto al valore del modulo tangente a piccole deformazioni G_0 , che rappresenta il massimo valore del modulo di taglio.

Aspetto fondamentale del comportamento dei terreni sottoposti a carichi ciclici è la dissipazione di energia intrinseca che si verifica nei vari cicli di carico e scarico. Il parametro che rappresenta tale dissipazione è costituito dal rapporto di smorzamento D , il quale si definisce come rapporto tra l'energia dissipata nel singolo ciclo di carico ΔW e l'energia di deformazione elastica accumulata W .

$$D = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\Delta W}{W}$$

All'avanzamento della deformazione massima del ciclo di carico è possibile notare sperimentalmente un allargamento dei cicli di isteresi. Pertanto, anche il rapporto di smorzamento varia al variare del livello deformativo raggiunto.

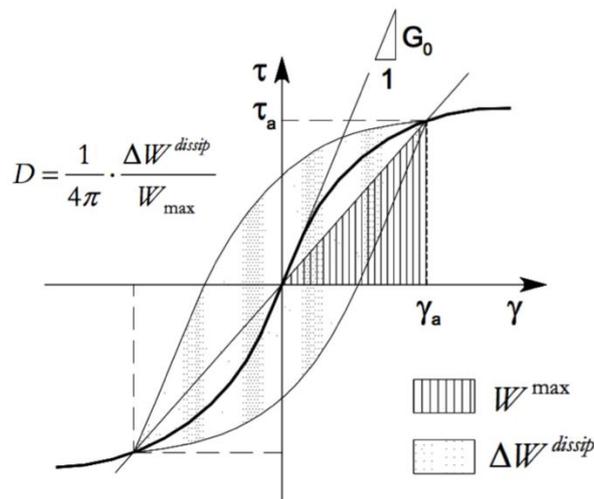


Figura 1.3. Definizione del rapporto di smorzamento (S. Foti, 2016).

È possibile osservare sperimentalmente come le curve di decadimento dipendano dai parametri di stato e dalle proprietà fisiche del terreno, oltre che dal carico ciclico. In particolare, l'influenza maggiore risulta data dalle variazioni dell'indice di plasticità e dalla pressione efficace di confinamento. La frequenza di caricamento, il numero di cicli e il grado di sovraconsolidazione risultano essere meno influenti sull'andamento di tali curve.

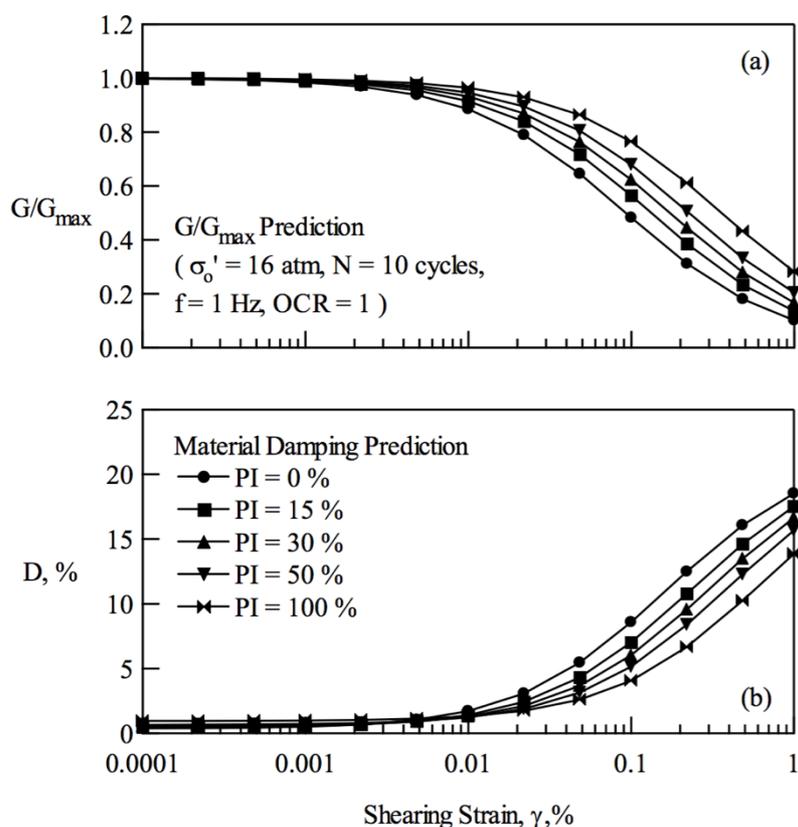


Figura 1.4. Andamento delle curve di decadimento (a) del modulo di taglio e (b) del rapporto di smorzamento al variare dell'indice di plasticità (Darendeli, 2001).

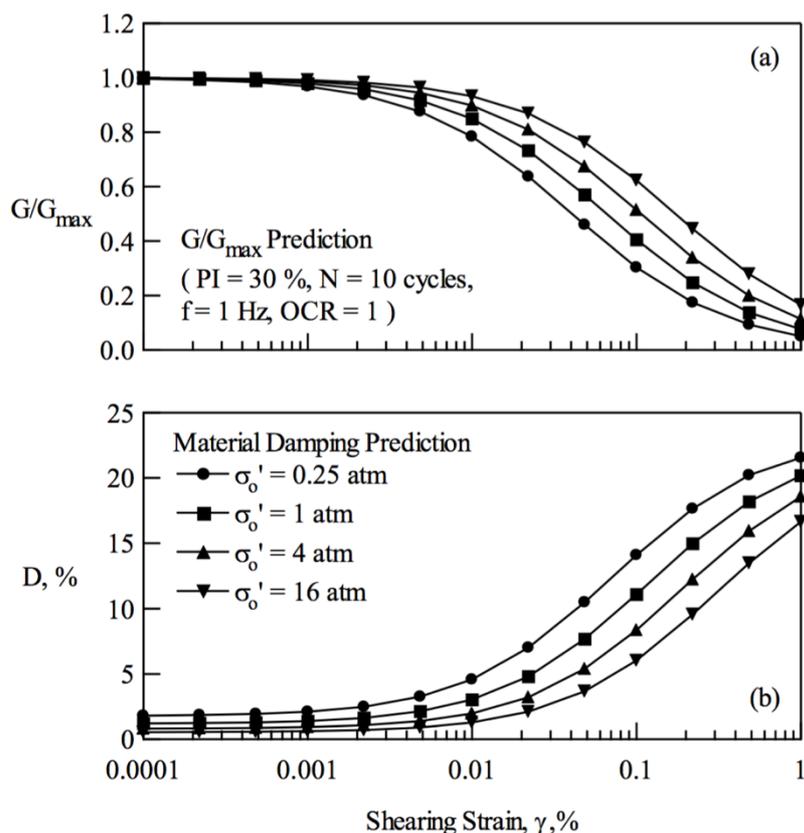


Figura 1.5. Andamento delle curve di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento al variare della pressione di confinamento (Darendeli, 2001).

Nell'andamento delle curve di decadimento si individuano due soglie deformative di riferimento: la soglia lineare ciclica e la soglia volumetrica ciclica (Vucetic, 1994). Al di sotto della soglia lineare, la risposta del terreno è caratterizzata da una legge costitutiva di tipo viscoelastico lineare e la rigidezza e la capacità dissipativa non risultano essere influenzate dall'incremento del livello deformativo. Tale soglia di linearità aumenta all'aumentare sia della plasticità (Figura 1.4) che delle tensioni di confinamento del terreno (Figura 1.5).

Oltre questa soglia, si ha un aumento della capacità dissipativa e si sviluppa la degradazione della rigidezza: il comportamento del terreno può essere modellizzato come un comportamento viscoelastico lineare equivalente. Superata la soglia volumetrica, si verifica un incremento delle sovrappressioni interstiziali che tendono a svilupparsi in terreni sottoposti a carichi ciclici, a causa dell'acqua presente al loro interno. Come conseguenza, la rigidezza del terreno diminuisce rapidamente ad ogni ciclo di carico e il comportamento risulta fortemente instabile e dissipativo. La conseguenza estrema di tale fenomeno si ha quando le sovrappressioni interstiziali portano all'annullamento delle tensioni efficaci e, pertanto, al fenomeno di liquefazione.

1.2.1 Fattori che influenzano le proprietà dinamiche

Le caratteristiche dinamiche di un terreno sono influenzate in maniera più o meno rilevante da determinati parametri, i quali possono essere suddivisi in due gruppi principali:

- Parametri relativi alle condizioni di carico
- Parametri relativi al tipo di materiale

Per quanto concerne i parametri che definiscono le condizioni di carico questi si esplicano ad esempio nel livello deformativo, entità della pressione di confinamento e sua durata (effetto a lungo termine), numero di cicli e frequenza di caricamento, grado di sovraconsolidazione.

I risultati che verranno di seguito mostrati costituiscono una base letteraria e sono relativi alla ricerca sperimentale di M. B. Darendeli (2001).

a) Influenza della pressione di confinamento

Viene riportato di seguito l'andamento del modulo di taglio G , del rapporto di smorzamento D e dell'indice dei vuoti e all'aumentare della tensione efficace di confinamento in un range da 0.1 a 10 atm, sino allo sviluppo della consolidazione del campione considerato.

È possibile notare come i tre grafici mostrino un andamento bilineare dovuto all'iniziale stato di sovraconsolidazione del terreno analizzato e alla successiva normalconsolidazione con sviluppo di una maggiore sensibilità alla variazione dei tre parametri considerati.

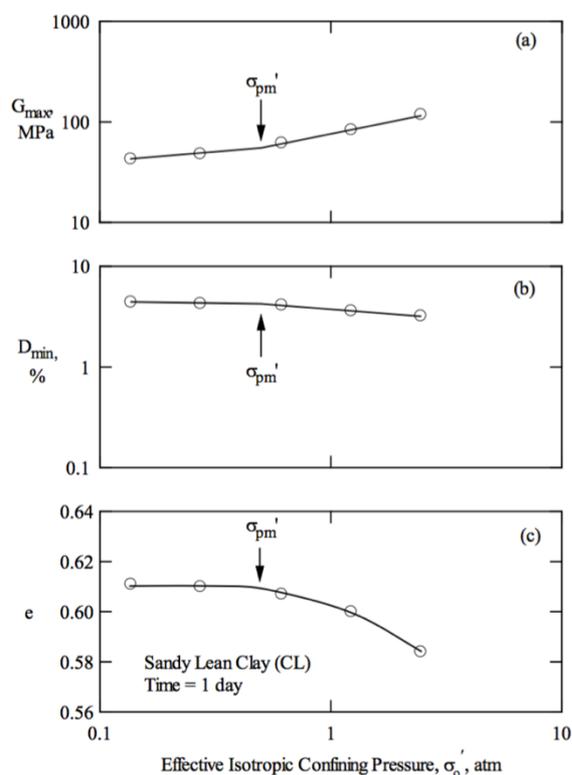


Figura 1.6. Andamento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento a basse deformazione e dell'indice dei vuoti al variare della tensione efficace di confinamento (Darendeli, 2001).

Come conseguenza a quanto appena illustrato, Darendeli sviluppò l'andamento della curva di decadimento del modulo di taglio (sia in forma dimensionale che normalizzata) e della curva del rapporto di smorzamento in funzione del livello deformativo per due valori di pressione di confinamento maggiori della tensione di pre consolidazione del campione. I risultati sono di seguito mostrati.

È possibile notare come all'aumentare della pressione di confinamento si verifica un incremento della soglia di linearità sia del modulo di taglio che del rapporto di smorzamento. Pertanto, a parità di livello deformativo, all'aumentare della tensione efficace di confinamento si ha un maggiore modulo di taglio e un minore rapporto di smorzamento.

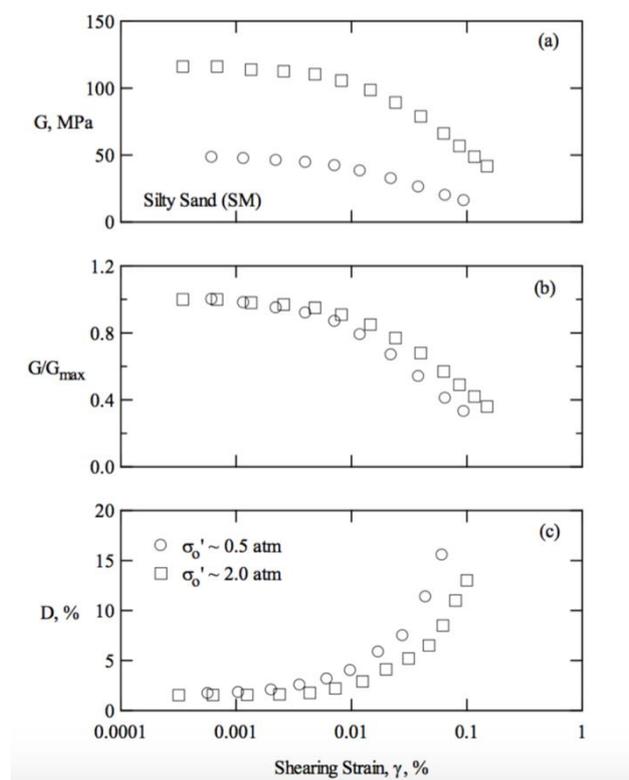


Figura 1.7. Andamento del modulo di taglio G , del modulo di taglio normalizzato rispetto al valore massimo e del rapporto di smorzamento in funzione del livello deformativo per due diversi valori della tensione di confinamento. Risultati ottenuti da prove di colonna risonante (Darendeli, 2001).

b) Influenza della durata di applicazione della pressione di confinamento

Le seguenti Figure mostrano l'andamento del modulo di taglio, del rapporto di smorzamento e dell'indice dei vuoti in funzione di differenti valori di pressione di confinamento isotropo e della relativa durata di applicazione. Come è possibile notare, il valore del modulo di taglio a piccole deformazioni aumenta all'aumentare di entrambi i parametri considerati. Al contrario, il rapporto di smorzamento a piccole deformazioni e l'indice dei vuoti risultano ridursi all'aumentare sia della pressione di confinamento che della sua durata di applicazione.

È importante notare come l'entità di incremento del modulo G e di decremento del rapporto di smorzamento D e dell'indice dei vuoti e sia tanto minore quanto più il campione risulti sovraconsolidato rispetto alla tensione di confinamento applicata.

Nel momento in cui il campione diviene normalconsolidato, per un certo valore di tensione, ovvero quando la pressione di confinamento diviene la massima a cui è stato soggetto nella sua storia tensionale, continua la variazione delle proprietà dinamiche a

piccole deformazioni a tensione costante: tale influenza è denominata è denominata effetto di creep.

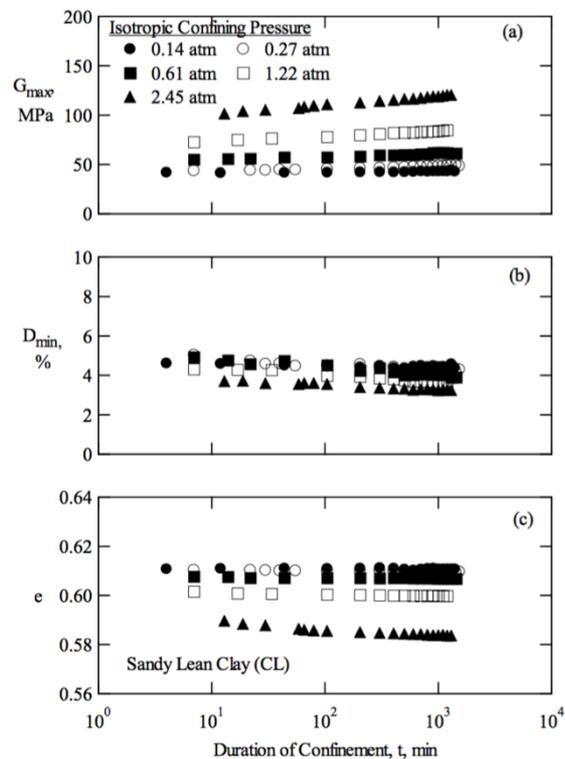


Figura 1.8. Andamento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento a basse deformazioni e dell'indice dei vuoti al variare della tensione di confinamento e della sua durata di applicazione (Darendeli, 2001).

c) Influenza del grado di sovraconsolidazione

La sovraconsolidazione presenta un'influenza più rilevante sulle proprietà dinamiche dei terreni con un determinato livello di plasticità.

La valutazione sperimentale è stata eseguita effettuando prima una consolidazione del campione a 0.34 atm, successivamente testato con pressioni di confinamento variabili tra 0.09 e 1.36 atm, per poi essere scaricato nuovamente a 0.34 atm.

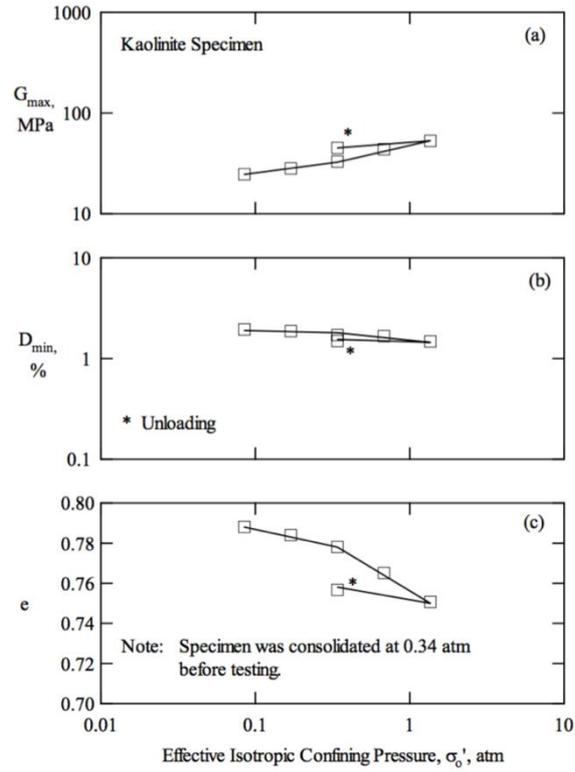


Figura 1.9. Effetto del grado di sovraconsolidazione sulla variazione del modulo di taglio, del rapporto di smorzamento e dell'indice dei vuoti in funzione della pressione efficace di confinamento (Darendeli, 2001).

Gli andamenti ottenuti da prove di colonna risonante eseguite sul campione con OCR pari ad 1 e sul campione con OCR pari a 4 vengono di seguito riportati.

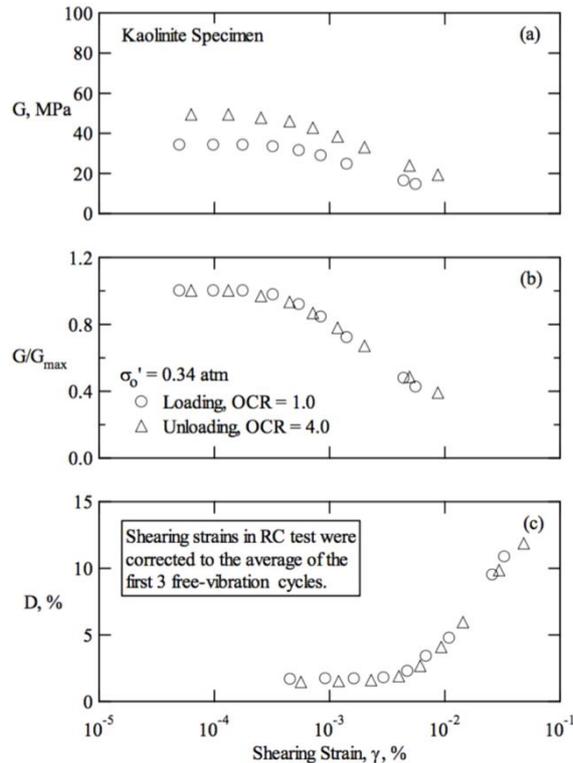


Figura 1.10. Effetto del grado di sovraconsolidazione sulla variazione del modulo di taglio, del modulo di taglio normalizzato e del rapporto di smorzamento in funzione della pressione efficace di confinamento (Darendeli, 2001).

Come è possibile notare il grado di sovraconsolidazione non risulta presentare un'influenza rilevante nella variazione delle proprietà dinamiche. Difatti i grafici inerenti il modulo di taglio normalizzato e il rapporto di smorzamento mostrano, rispettivamente, un leggero incremento e una leggera riduzione nel caso relativo al grado di sovraconsolidazione maggiore.

d) Influenza del numero di cicli di carico

L'effetto del numero di cicli è stato valutato tramite l'uso dell'apparecchiatura combinata di colonna risonante e taglio torsionale ciclico.

Sono stati effettuati i confronti tra gli andamenti del modulo di taglio (dimensionale e normalizzato) e del rapporto di smorzamento in relazione al primo e decimo ciclo della prova di taglio torsionale ciclico e i risultati della prova di colonna risonante (N~1000 cicli).

Dai risultati mostrati di seguito, il valore del modulo di taglio a piccole deformazioni misurato con la prova di colonna risonante risulta maggiore del corrispondente valutato

con la prova di taglio torsionale. Tuttavia, quest'effetto risulta principalmente legato alla differente frequenza di carico. Superata la soglia elastica si ha una simile riduzione del modulo di taglio nelle tre configurazioni di cicli di carico considerati (Stokoe et al., 1999), con una totale coincidenza relativa ai due valori di numero di cicli della prova di taglio torsionale. È possibile notare una variazione del modulo di taglio normalizzato in funzione del numero di cicli esclusivamente al di sopra della soglia deformativa volumetrica. Tale influenza risulta essere poco rilevante.

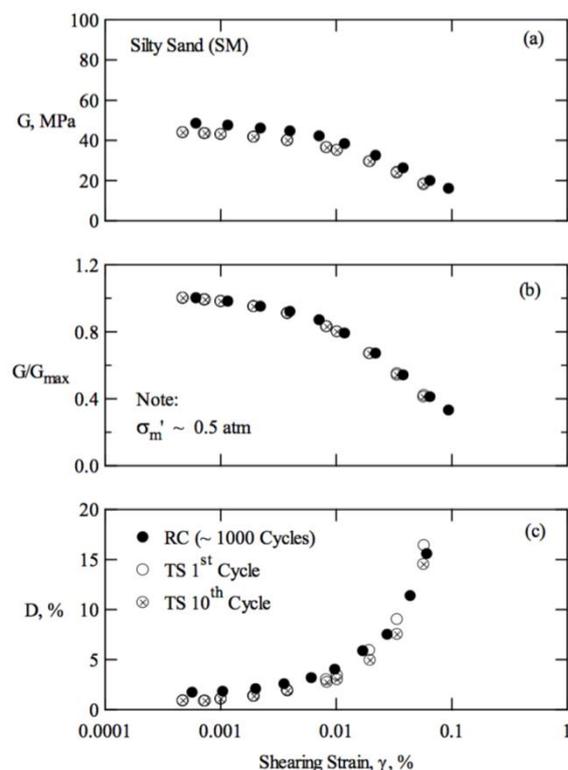


Figura 1.11. Effetto del numero di cicli sull'andamento del modulo di taglio, modulo di taglio normalizzato e rapporto di smorzamento in funzione del livello deformativo.

Analogamente al modulo di taglio, anche il rapporto di smorzamento a piccole deformazioni mostra delle differenze tra la determinazione con il taglio torsionale ciclico e la determinazione con la colonna risonante, evidenziando dei valori lievemente maggiori nel secondo caso. Inoltre, superata la soglia deformativa volumetrica è possibile notare una riduzione del rapporto di smorzamento all'aumentare del numero di cicli e del livello deformativo. Tuttavia, tale decremento risulta significativo solo entro i primi cicli. In generale, il numero di cicli di carico presenta una maggiore influenza sul rapporto di smorzamento piuttosto che sul modulo di taglio (Stokoe et al., 1994; Stokoe et al., 1999).

e) Influenza della frequenza di caricamento

Tale influenza risulta trascurabile relativamente alla variazione del modulo di taglio a piccole deformazioni, per una data pressione di confinamento. In particolare, la variazione consiste in un incremento di G di circa il 10% per ogni ordine di grandezza di incremento della frequenza di carico. Di contro, il rapporto di smorzamento a piccole deformazioni risulta maggiormente sensibile a tale variazione. Difatti, per frequenze maggiori di 10 Hz si verifica un incremento del 100% successivamente ad un ciclo logaritmico di carico. Pertanto, tale effetto si identifica in una maggiore influenza della frequenza di carico per alti valori della stessa, ovvero durante le prove di colonna risonante.

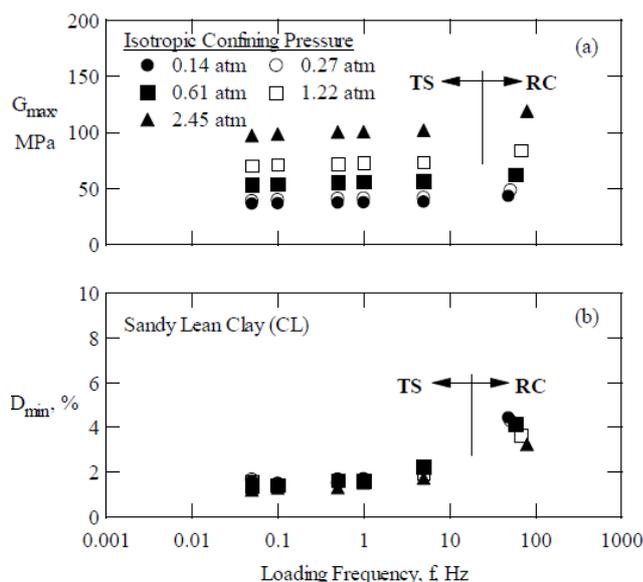


Figura 1.12. Influenza della frequenza di carico sul modulo di taglio e rapporto di smorzamento a basse deformazioni, derivata da prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico (Darendeli, 2001).

Inoltre, gli studi sperimentali che furono effettuati, valutarono l'andamento del modulo di taglio, del modulo di taglio normalizzato e del rapporto di smorzamento in funzione del livello deformativo, per una fissata pressione di confinamento e considerando i tre valori di frequenze di carico corrispondenti ad 1, 10 e 100 cicli.

I risultati mostrano che il modulo di taglio, in entrambe le sue espressioni, risulta sostanzialmente non influenzato dalla variazione di frequenza. Di contro, il rapporto di smorzamento a piccole deformazioni subisce uno slittamento rilevante verso valori

maggiori in funzione di un incremento della frequenza di caricamento. Pertanto, Darendeli, nello sviluppo del modello che rappresentasse il comportamento dinamico dei terreni, ha dovuto considerare tale influenza in modo rilevante, soprattutto per le alte frequenze di carico. Tale concetto verrà confermato dai risultati sperimentali ottenuti nel presente lavoro di tesi e che verranno esposti nei seguenti capitoli.

f) Influenza del tipo di terreno

La principale caratteristica che distingue le tipologie di terreno risulta essere l'indice di plasticità. Tale fattore influenza diversamente le proprietà dinamiche a basse deformazioni e il relativo andamento in funzione del livello deformativo.

Le prove sperimentali eseguite da Darendeli mostrano come il rapporto di smorzamento a piccole deformazioni risulti tanto maggiore quanto maggiore è l'indice di plasticità ed inoltre tale incremento risulta più marcato all'aumentare della frequenza di carico. Tale riscontro risulta essere coerente con gli andamenti riportati in letteratura relativi all'incremento dello smorzamento a piccole deformazioni all'aumentare della plasticità (Stokoe et al., 1994; e Stokoe et al., 1999). Di contro, il modulo di taglio non risulta sostanzialmente influenzato dal tipo di terreno, mostrando un lieve incremento mantenutosi costante in relazione alla variazione di frequenza.

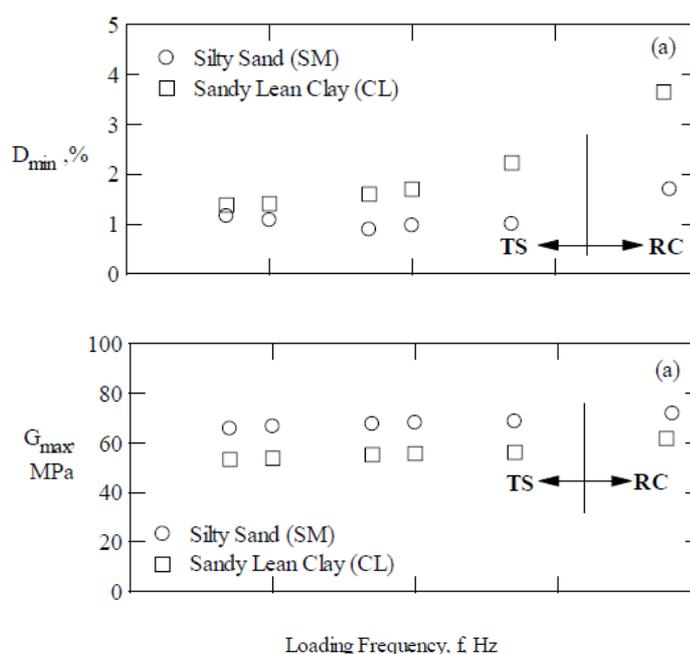


Figura 1.13. Andamento del rapporto di smorzamento e del modulo di taglio a piccole deformazioni al variare dell'indice di plasticità (campioni di argilla (CL) e sabbia (SM)) in funzione della frequenza di carico (Darendeli, 2001).

Per quanto concerne l'andamento del modulo di taglio normalizzato e del rapporto di smorzamento all'aumentare del livello deformativo, vengono di seguito mostrati i risultati ottenuti. Si evince che l'andamento del modulo di taglio normalizzato subisce uno slittamento verso valori di deformazione maggiori all'aumentare dell'indice di plasticità, con conseguente incremento generale della sua entità. L'andamento del rapporto di smorzamento mostra, invece, un'inversione rispetto a quanto osservato a piccole deformazioni in dipendenza dall'indice di plasticità. Difatti, è possibile notare come la soglia deformativa di linearità sia spostata tanto più verso destra quanto maggiore è la plasticità considerata. Ciò si traduce in una riduzione del rapporto di smorzamento all'aumentare dell'indice di plasticità, per livelli deformativi maggiori dello 0.001 %. In particolare, la differenza di smorzamento ad alti livelli deformativi in funzione del tipo di terreno risulta più marcata all'aumentare della frequenza di carico (prova di Colonna Risonante).

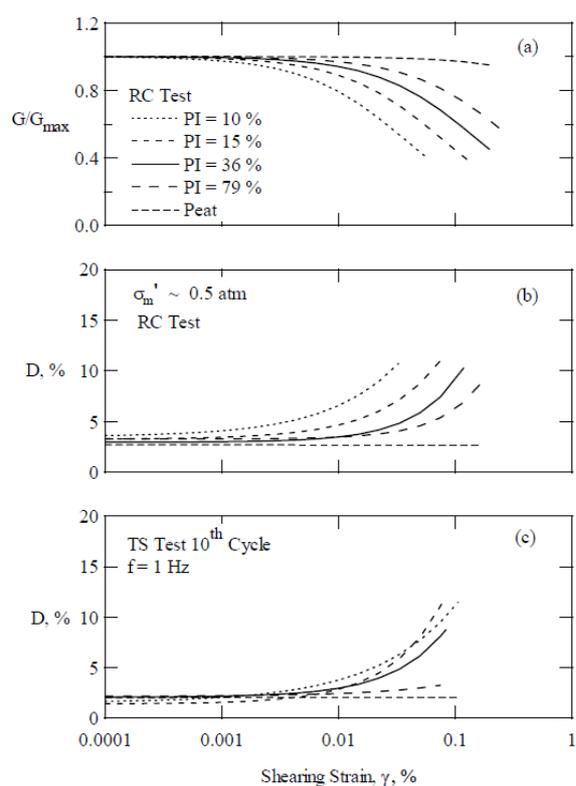


Figura 1.14. Andamento del modulo di taglio normalizzato in funzione dell'indice di plasticità e del rapporto di smorzamento al variare della frequenza di carico e dell'indice di plasticità (Darendeli, 2001).

g) Influenza del campionamento e riconsolidamento

La curva empirica di decadimento del modulo G normalizzata si ottiene stimando il modulo di taglio a piccole deformazioni G_0 .

Per quanto concerne tale determinazione, evidenze sperimentali mostrano come, anche per i terreni a grana fine, il modulo a piccole deformazioni risulti essere influenzato dalle problematiche relative al campionamento ed al riconsolidamento. Ad esempio, i dati riportati da Stokoe e Santamarina (2000) mostrano differenze molto elevate tra la valutazione del modulo elastico in sito ed in laboratorio. Per quanto riguarda i terreni relativamente rigidi, i processi di campionamento generano un determinato grado di disturbo ed una variazione della struttura, il che induce una sottostima nella misura di laboratorio; nel caso invece di terreni più deformabili, i processi di riconsolidazione del campione alla tensione di confinamento del sito generano, al contrario, una sovrastima del modulo di taglio misurato in laboratorio.

Sulla base di tali evidenze sperimentali, al fine di effettuare una caratterizzazione ottimale, bisognerebbe determinare in sito del modulo di rigidezza a piccole deformazioni (G_0) mediante l'utilizzo di prove geofisiche inerenti la propagazione delle onde sismiche, il cui vantaggio consiste nella perturbazione del materiale nel suo stato naturale. La relazione che permette di calcolarlo è la classica formula della teoria della propagazione delle onde in un mezzo elastico lineare:

$$G_0 = \rho \cdot V_s^2$$

Essendo V_s la velocità di propagazione delle onde di taglio, ottenuto da prove sismiche in-situ e ρ la massa volumica.

A tale determinazione viene associata la curva di decadimento del modulo, determinata in laboratorio e normalizzata rispetto al valore di G_0 . L'assunzione che viene effettuata è che l'andamento di decadimento del modulo non sia influenzato in modo rilevante dal campionamento e dalla rappresentatività del campione.

Per quanto concerne il fattore di smorzamento, le difficoltà di separazione tra attenuazione geometrica ed intrinseca nell'interpretazione dei dati sperimentali da prove in sito rendono oneroso lo sviluppo di un approccio analogo; pertanto, i valori del

rapporto di smorzamento, anche nell'intervallo delle piccolissime deformazioni, vengono stimati tramite prove in laboratorio. Tuttavia, un' alternativa è rappresentata dalle prove basate sulla propagazione delle onde superficiali, che possono essere interpretate per ottenere simultaneamente il modulo di taglio ed il rapporto di smorzamento a basse deformazioni.

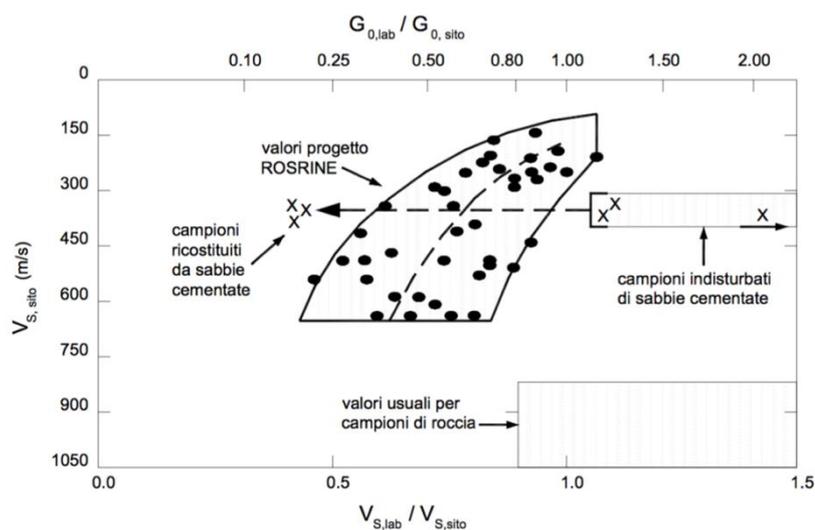


Figura 1.15. Relazione sperimentale tra determinazioni in sito ed in laboratorio di G_0 (modificata da Stokoe e Santamarina, 2000).

Nel presente lavoro di tesi non si è fatto riferimento al modulo di taglio a piccole deformazioni determinato in-situ, bensì il massimo valore del modulo di taglio considerato è stato ottenuto dalle relative prove dinamiche di laboratorio.

1.3 Modellazione Lineare e Lineare - Equivalente

Le leggi costitutive sforzi – deformazioni assunte al fine di predire la risposta sismica locale diventano sempre più complesse al crescere dei livelli deformativi.

Nell'analisi sismica legata a piccole vibrazioni, il comportamento del terreno è assunto visco elastico lineare, in accordo con quanto esplicitato al paragrafo 1.3. Ogni strato del deposito considerato è caratterizzato da un determinato modulo di resistenza a taglio e da un valore del rapporto di smorzamento. Siccome il deposito viene modellizzato con un sistema stratificato orizzontalmente, lo scopo dell'analisi di risposta sismica è quello di definire un modello di propagazione monodimensionale con una soluzione in forma chiusa (Kramer, 1996). Nell'ambito dell'analisi lineare è possibile prendere in considerazione l'eventuale deformabilità del substrato considerandolo come un mezzo elastico lineare e pertanto, ottenere una dissipazione per radiazione energetica oltre che intrinseca del materiale attraversato. In presenza di tale modifica, la funzione di trasferimento varia a seconda che si consideri come input sismico quello registrato al Bedrock o all'Outcrop. Difatti, in riferimento al Bedrock le funzioni di trasferimento non subiscono variazioni poiché la dissipazione rimane legata esclusivamente allo strato deformabile, al contrario, le funzioni di trasferimento riferite all'Outcrop risulteranno influenzate anche dalla deformabilità del substrato.

Un'ulteriore configurazione possibile prevede anche lo strato superficiale come elastico lineare, trascurando in tal modo la dissipazione intrinseca del materiale. L'amplificazione generata dall'interferenza costruttiva delle componenti riflesse non tende ad infinito nell'intorno delle frequenze naturali del sistema poiché parte dell'energia viene trasmessa dallo strato superiore in quello inferiore, deformabile, producendo uno smorzamento per radiazione nel corpo sottostante o geometrico.

Una volta definita la funzione di trasferimento, la risposta in superficie viene ottenuta tramite la convoluzione di quest'ultima con l'input sismico. Tale operazione, nel dominio della frequenza, si traduce in una semplice moltiplicazione, dopo aver ottenuto la decomposizione del segnale nelle sue componenti armoniche tramite la trasformata di Fourier.

La linearità, come espresso nel paragrafo 1.2, consente di andare ad utilizzare l'analisi di Fourier al fine di valutare le variazioni del moto sismico prodotte dalla risposta locale. Pertanto, al fine di

poter risolvere le equazioni dinamiche del sistema in campo non lineare, può essere eseguita un'analisi lineare equivalente, oppure un'integrazione incrementale delle equazioni del moto.

Il primo metodo si basa sull'esecuzione di una serie di analisi lineari, con aggiornamento iterativo dei parametri di rigidità e smorzamento, fino al raggiungimento di un determinato criterio di convergenza. In altre parole, ad ogni iterazione viene linearizzato il legame sforzi deformazioni tramite la valutazione di un modulo di resistenza a taglio e di un rapporto di smorzamento equivalente al livello deformativo generato dal passaggio dell'onda sismica.

Lo schema della procedura iterativa su cui è basato il modello lineare equivalente è il seguente e viene applicato a ciascuno strato in cui è stato discretizzato il profilo:

- definizione delle curve $G=G(\gamma)$ e $D=D(\gamma)$, con G il modulo di resistenza a taglio del suolo e D il rapporto di smorzamento;
- inizializzazione dei valori del modulo di taglio e del fattore di smorzamento ai livelli di piccole deformazioni (G_0 e D_0);
- valutazione della risposta dinamica del suolo e determinazione del livello deformativo in ogni strato (γ_j), essendo la deformazione a taglio γ espressa come $\frac{du}{dz}$, con u lo spostamento misurato;
- aggiornamento dei valori $G_j=G(\gamma_j)$ e $D_j=D(\gamma_j)$;
- iterazione dei passi 3 e 4 fino a convergenza tra il livello deformativo calcolato e quello ipotizzato ($\gamma_{j+1} \sim \gamma_j$).

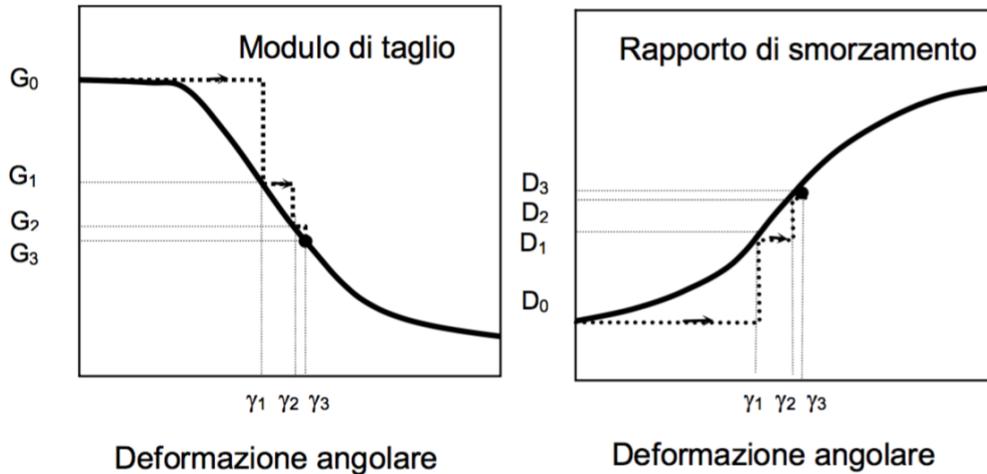


Figura 1.16. Schema del procedimento iterativo per il modello lineare equivalente [Lai e Paolucci, 2008].

In relazione al punto tre e alla determinazione del livello deformativo come derivazione dell'andamento temporale dello spostamento calcolato, si ha che per ciascuno strato viene calcolata la deformazione in funzione del tempo. Pertanto, il valore di livello deformativo che si considera non sarà pari al massimo, bensì ad un valore ridotto ($\gamma_{efficace/ciclico}$) pari al livello deformativo massimo moltiplicato per un coefficiente di riduzione R, usualmente pari a $2/3$. Tale valore deriva dalla formulazione di R che dipende dalla magnitudo dell'input sismico (M):

$$R = \frac{M - 1}{10}$$

Con un valore di M generalmente pari a 7.5.

Una volta individuata la $\gamma_{efficace}$ si ricavano i parametri di modulo di rigidezza a taglio e rapporto di smorzamento che rimangono costanti durante l'analisi. Tale deformazione, inoltre, viene letta a metà dello strato che si sta considerando e, pertanto, lo spessore di tale strato deve risultare inferiore alla lunghezza d'onda minima λ_{min} relativa all'andamento temporale ciclico delle deformazioni, con ampiezza pari a $\gamma_{efficace}$. Tale lunghezza d'onda è definita come:

$$\lambda_{min} = V_s / f_{max}$$

essendo la frequenza massima solitamente posta pari a 10 Hz.

L'analisi lineare equivalente, condotta in termini di tensioni totali e considerando il deposito di terreno come monofase, fornisce risultati soddisfacenti per livelli deformativi inferiori alla soglia volumetrica e quindi generalmente inferiori all'1% (Lo Presti et al., 2006). Pertanto, permette la valutazione dell'amplificazione della risposta sismica locale dei terreni stabili. D'altra parte, non è consentita la valutazione delle pressioni interstiziali e di conseguenza delle tensioni efficaci, in quanto l'analisi, come specificato precedentemente, è condotta in termini di tensioni totali. Allo stesso modo, non è quindi possibile valutare le deformazioni permanenti generate dal sisma. Queste analisi forniscono i valori di accelerazione massima, deformazione e tensione di taglio, nonché le storie temporali di accelerazione, deformazione e sforzo di taglio, gli spettri di risposta e di Fourier in determinati punti del dominio specificati come dati di input dell'analisi.

La seconda strategia consiste nell'integrazione passo passo nel tempo delle equazioni del moto, aggiornando continuamente i parametri di rigidità e smorzamento, tenendo conto dell'effettivo legame sforzi deformazioni.

Ciò viene effettuato qualora il comportamento non lineare dei terreni risulti essere decisamente rilevante (eventi sismici di elevata intensità, terreni sciolti di modesta rigidità, suoli suscettibili alla liquefazione o dove l'aumento delle pressioni interstiziali per effetto della scossa sismica possa risultare particolarmente significativo). L'analisi della risposta sismica locale verrà condotta con modelli costitutivi non lineari, in termini di tensioni efficaci e tenendo conto dell'accoppiamento idro-meccanico tra le fasi del terreno. Il terreno viene, pertanto, assimilato ad un mezzo multifase elasto - viscoplastico il cui comportamento è valutato in modo incrementale. Al fine di ottenere dei risultati adeguati, le leggi costitutive adottate devono essere tali da riprodurre in maniera sufficientemente conservativa il comportamento non lineare e i cicli di isteresi del terreno, sin dai bassi livelli deformativi. Nonostante l'adozione di tali modelli avanzati di analisi si basi su un maggior numero di dati di input, tramite questi sarà possibile ricavare una dettagliata valutazione del comportamento dinamico del deposito di terreno. Come accennato precedentemente, la possibilità di effettuare una stima delle sovrappressioni interstiziali indotte dal sisma, consentirà il controllo continuo del grado di mobilitazione della resistenza a taglio, delle tensioni efficaci e, pertanto, le relative verifiche di stabilità nei confronti della liquefazione.

È stato osservato che, solitamente, le analisi lineari equivalenti tendono a sovrastimare

l'amplificazione, rispetto ai risultati ottenuti da corrispondenti analisi non lineari (Lai et al., 2007). Tra le limitazioni del modello lineare equivalente è possibile notare che i valori di G e D vengono considerati costanti durante l'intera simulazione anche se in realtà si modificano. Inoltre, tale modello porta ad una sovrastima del rapporto di smorzamento, ovvero arriva a convergenza per livelli deformativi minori.

Tra le principali cause di amplificazione vengono individuate il contrasto di impedenza meccanica tra i vari strati considerati e il fenomeno della risonanza, determinata dalla vicinanza tra le frequenze del moto al substrato e quelle naturali di vibrazione del deposito.

A tale concetto relativo alla relazione tra amplificazione del moto e fenomeno di risonanza è possibile correlare la minore amplificazione di un input sismico più intenso e, viceversa, la maggiore amplificazione di un input sismico più debole. La causa di tale fenomeno risiede nell'andamento delle curve di decadimento del modulo di resistenza a taglio G e del rapporto di smorzamento D al variare della deformazione raggiunta.

Un sisma intenso induce il raggiungimento di un livello deformativo molto elevato a cui corrisponderanno, coerentemente con l'andamento delle curve, bassi valori del modulo di resistenza e alti valori del rapporto di smorzamento. Pertanto, la frequenza di risonanza si riduce e lo smorzamento agisce in modo incisivo riducendo il picco del moto sismico.

Al contrario, un input sismico più debole è caratterizzato da livelli deformativi indotti più bassi e, di conseguenza, da un modulo di resistenza a taglio maggiore e uno smorzamento minore. Come risultato la frequenza di risonanza si sposta verso valori maggiori e la capacità smorzante del deposito è più bassa rispetto al caso precedente, pertanto, il moto sismico viene amplificato maggiormente.

1.4 Microzonazione Sismica di Livello III

Il presente lavoro di tesi si inserisce nell'ambito dell'attività di Microzonazione di Livello III dei territori colpiti dagli eventi sismici a far data dal 24 agosto 2016.

La microzonazione sismica concerne la valutazione della pericolosità sismica locale. Ciò viene effettuato tramite la delimitazione di zone del territorio a cui corrisponde una risposta sismica omogenea (Microzone Omogenee in Prospettiva Sismica – MOPS). L'obiettivo consiste nella valutazione delle variazioni che il moto sismico subisce quando raggiunge la superficie. Di conseguenza, sarà possibile utilizzare tali risultati per l'ottimizzazione della pianificazione d'emergenza, della progettazione e ricostruzione post sisma e del governo del territorio. In particolare, secondo l'ICMS (Indirizzi e Criteri per la Microzonazione Sismica, 2008), documento di riferimento nazionale relativo alla valutazione del rischio sismico di un territorio, viene prevista la distinzione delle microzone in tre categorie:

- *zone stabili*: non sono previste amplificazioni locali rilevanti.
- *zone stabili suscettibili di amplificazioni locali*: le amplificazioni previste dell'input sismico sono legate alla morfologia e alla litostratigrafia del sito in esame;
- *zone suscettibili di instabilità*: l'amplificazione sismica risulta generata da deformazioni permanenti del sito. Le principali cause di instabilità sono l'instabilità di versante, la presenza di faglie attive e capaci, la possibilità di liquefazione e lo sviluppo di cedimenti differenziali.

Sulla base della conoscenza della risposta sismica locale di un territorio è possibile:

- definire aree stabili in cui progettare strutture di emergenza e strategiche;
- valutare le zone a rischio delle infrastrutture viarie e le strutture per le quali risulta necessaria una valutazione di sicurezza.

Gli studi di Microzonazione Sismica offrono, pertanto, lo sviluppo di conoscenze utili alla progettazione, le quali sono caratterizzate da un livello di incisività tanto maggiore quanto maggiore risulta essere il grado di approfondimento degli studi stessi.

Difatti, lo studio di microzonazione sismica si distingue in tre livelli di attuazione caratterizzati rispettivamente da un grado di dettaglio crescente. Tali livelli sono di seguito esplicitati.

Livello I: l'obiettivo è raccogliere i dati preesistenti e successivamente elaborarli ed interpretarli al fine di scomporre il territorio in esame in delle cosiddette 'microzone' a cui è possibile associare un comportamento sismico omogeneo. Tale livello risulta essere la base per il successivo sviluppo, raramente può essere considerato sufficiente. La *Carta delle microzone omogenee in prospettiva sismica* rappresenta il risultato del presente livello di analisi.

Livello II: sono sviluppati degli approfondimenti in maniera tale da fugare le incertezze derivate dal precedente livello conoscitivo. Di conseguenza, a ciascuna delle microzone omogenee individuate, viene associato un fattore di amplificazione FA, elemento quantitativo della risposta sismica, ottenuto tramite metodi semplificati (leggi empiriche e abachi). Si ottiene in tal modo la *Carta di microzonazione sismica*.

Livello III: definisce il maggiore grado di approfondimento e viene sviluppato nelle zone stabili suscettibili di amplificazioni locali e nelle zone suscettibili di instabilità. Nel primo caso risulta necessario tale livello di analisi qualora sia presente una situazione geotecnica e geologica complessa, eccessivamente estesa per la quale non risulti possibile l'utilizzo di abachi o ancora per la presenza, nel sito in esame, di strutture di particolare rilevanza. Analogamente, le zone suscettibili di instabilità saranno soggette ad uno studio di livello III in caso di elevata estensione dell'area in analisi e/o pericolosità del fenomeno. L'obiettivo consiste nella definizione quantitativa della risposta sismica: spettri di risposta relativi alle zone di amplificazione e determinazione di indice di liquefazione, cedimenti e spostamenti per le zone di instabilità. La *Carta di microzonazione sismica con approfondimenti su tematiche o aree particolari* rappresenta il risultato di Livello III.

Il presente progetto di Microzonazione Sismica fa riferimento a 6 raggruppamenti territoriali, mostrati in Figura 1.17, per i 138 Comuni dell'Area 1:

- Abruzzo, con 23 Comuni
- Lazio, con 15 Comuni

- Marche 1, con 25 Comuni
- Marche 2, con 29 Comuni
- Marche 3, con 31 Comuni
- Umbria, con 15 Comuni

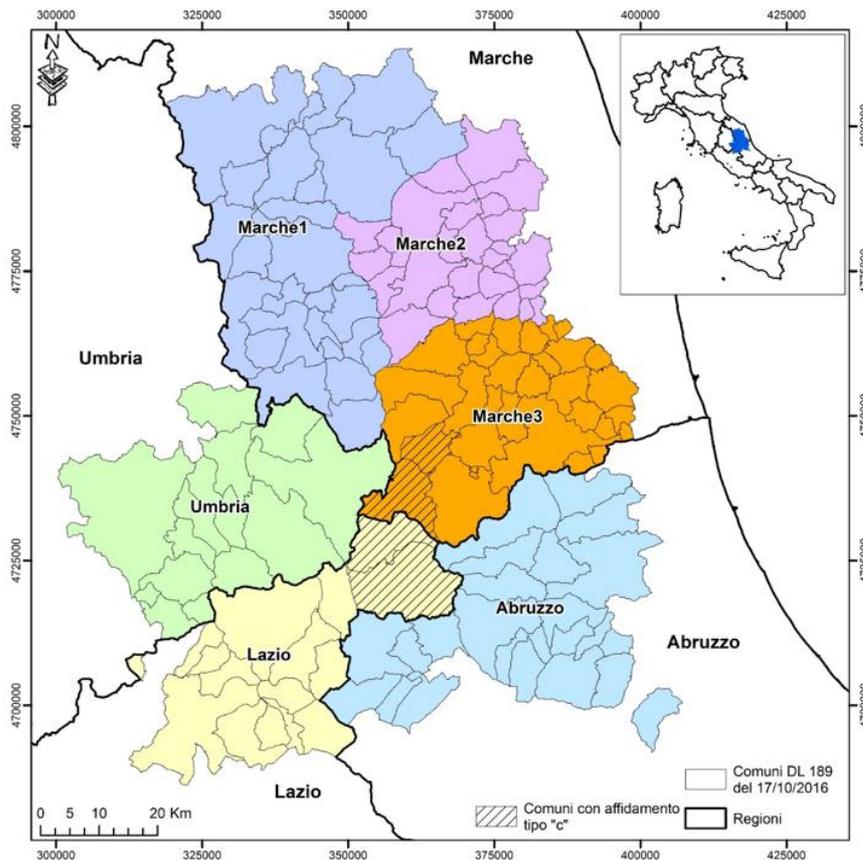


Figura 1.17. Delimitazione dei territori, appartenenti all'Area 1, oggetto dell'analisi di Microzonazione Sismica.

Le località interessate dal progetto di Microzonazione Sismica di Livello III vengono indicate in Figura 1.18.

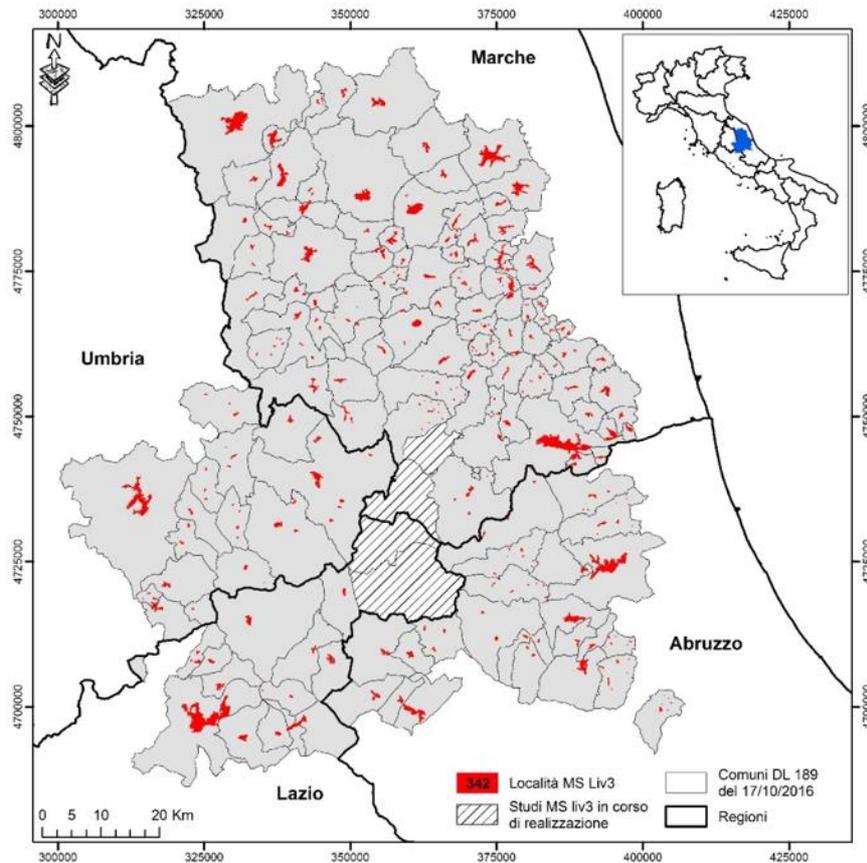


Figura 1.18. Individuazione delle località caratterizzate dal progetto di Microzonazione Sismica di Livello III.

In particolare, il presente lavoro di tesi è inerente alla caratterizzazione dinamica di parte della divisione Marche 3, in relazione alla Microzonazione Sismica di Livello III.

L'analisi dinamica dei comuni appartenenti alla divisione Marche 3 è stata eseguita dai laboratori appartenenti alle seguenti Università:

- Politecnico di Torino
- Università degli studi di Messina
- Università degli studi di Enna

La divisione Marche 1 è stata, invece, oggetto delle analisi svolte da:

- Università degli studi di Firenze
- Università degli studi di Roma – *La Sapienza*
- Università degli studi di Messina

Infine, la rimanente divisione Marche 2, è stata interamente elaborata dall'Università degli studi di Napoli – *Federico II*.

Lo sviluppo della Carta di Microzonazione Sismica di Livello III prevede la delimitazione delle Zone di Attenzione (ZA) per le instabilità:

- Zone di attenzione per le Frane (Z_{AFR})
- Zone di attenzione per la Liquefazione (Z_{ALQ})
- Zone di attenzione per le Faglie Attive e Capaci (Z_{AFAC}).

Le zone di Attenzione per le frane (Z_{AFR}) sono zone nelle quali i dati a disposizione inducono allo sviluppo di condizioni che predispongono all'instabilità, tuttavia non risultano sufficienti, in quantità e tipologia, al fine di valutare se effettivamente l'instabilità possa generarsi in presenza di uno scuotimento sismico. Vengono, pertanto, effettuati dei rilievi in corrispondenza di coperture, ammassi rocciosi fratturati e corpi di frana che siano potenzialmente o effettivamente instabili. Segue poi una fase di omogeneizzazione del dato rilevato per ciascuno dei contesti rilevati, al fine di poter effettuare successivamente studi di livello III mirati alla delimitazione delle Zone di Suscettibilità (Z_{SFR}) e di Rispetto (Z_{RFR}) per fenomeni di frana.

Livello di MS	Carta	Zone di instabilità di versante	Elementi informativi	Analisi e metodi
1	MOPS	Zone di Attenzione (Z_{AFR})	Minimi Dati pregressi	-
2	MS	Zone di Attenzione (Z_{AFR})	-	<i>Non si effettuano studi sulle instabilità di versante</i>
3	MS	Zone di Suscettibilità (Z_{SFR})	Specifici	Semplificate (<i>sensu</i> AGI, 2005) Metodi pseudostatici per frane in terra Metodi semplificati per definire la suscettibilità e la <i>runout distance</i> per frane di crollo
3	MS	Zone di Rispetto (Z_{RFR})	Specifici	Dinamiche semplificate o avanzate (<i>sensu</i> AGI, 2005). Metodi degli spostamenti e calcolo <i>runout distance</i>

Figura 1.19. Livelli, carte e corrispondenti tipi di zone di instabilità di versante (Centro per la Microzonazione Sismica e le sue applicazioni, 2017).

Per quanto concerne la delimitazione delle zone di attenzione relative alla liquefazione (Z_{ALQ}), viene suggerito uno sviluppo più conservativo rimanendo coerente con i dati geotecnici e geologici disponibili. Le condizioni predisponenti lo sviluppo della liquefazione sono le seguenti:

- C1: presenza di terreni non coesivi saturi (limi sabbiosi, sabbie, sabbie limose, sabbie ghiaiose, sabbie argillose e ghiaie sabbiose) nei primi 20 m di profondità, documentate da specifiche indagini condotte per il livello III di MS o da relazioni tecniche.
- C2: falda acquifera ad una profondità media stagionale inferiore a 15 m dal p.c..

Dovrà inoltre essere effettuata una descrizione specifica al fine di condurre negli studi di livello III mirati alla constatazione dell'effettiva probabilità di verifica del fenomeno della liquefazione, giungendo in tal modo alla delimitazione delle zone di suscettibilità Z_{SLQ} e delle zone di rispetto Z_{RLQ} .

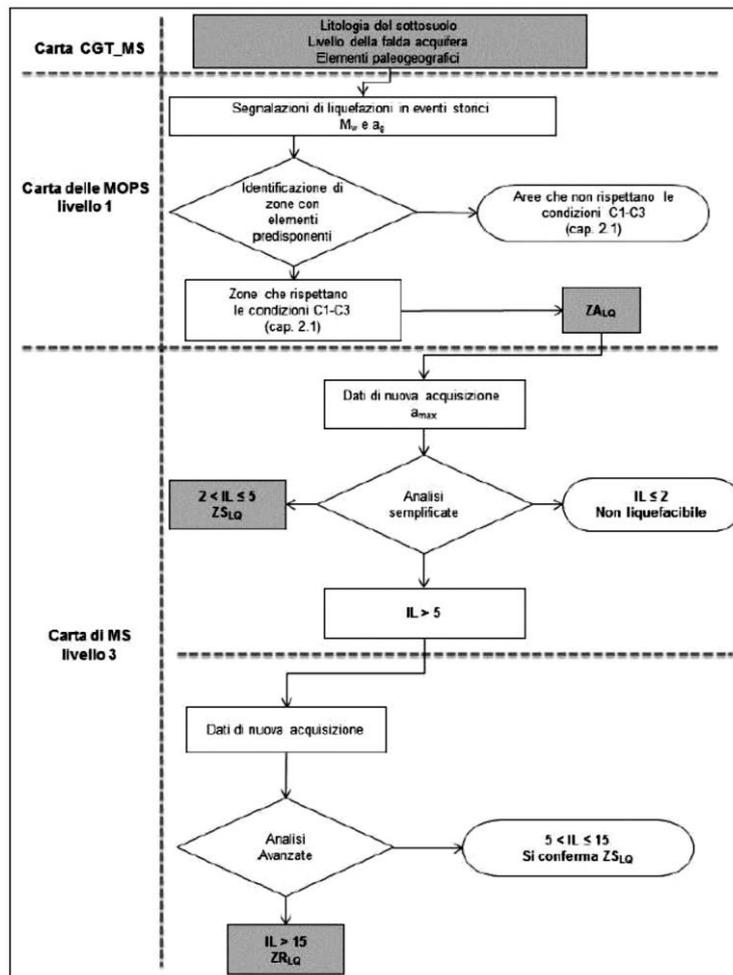


Figura 1.20. Diagramma di flusso che illustra il percorso metodologico (attraverso i livelli di MS) per la definizione delle zone di liquefazione (Centro per la Microzonazione Sismica e le sue applicazioni, 2017).

Infine, l'individuazione di una zona di attenzione per faglie attive e capaci (Z_{AFAC}) prevede la verifica di almeno due delle seguenti condizioni:

- l'area oggetto di studi di MS ricade in area epicentrale di terremoti storici con $M_w > 5.5$;
- presenza di faglie all'interno di formazioni tardo-pleistoceniche-oloceniche documentabile tramite la letteratura scientifica disponibile;
- evidenze di recente attività delle faglie individuate, individuate durante i rilievi geologico-tecnici per la formulazione delle carte di MS.

Successivamente nella definizione del livello III di MS una Z_{AFAC} potrà essere effettuata una distinzione in una tipologia di faglia certa (tipo _a) ed una tipologia incerta (tipo _b) in base all'accuratezza e all'affidabilità degli elementi geologici e geomorfologici ad essa relative. Da tale

distinzione, scaturirà poi la determinazione dell'applicazione di determinati metodi diagnostici di livello III, di tipo paleosismologico.

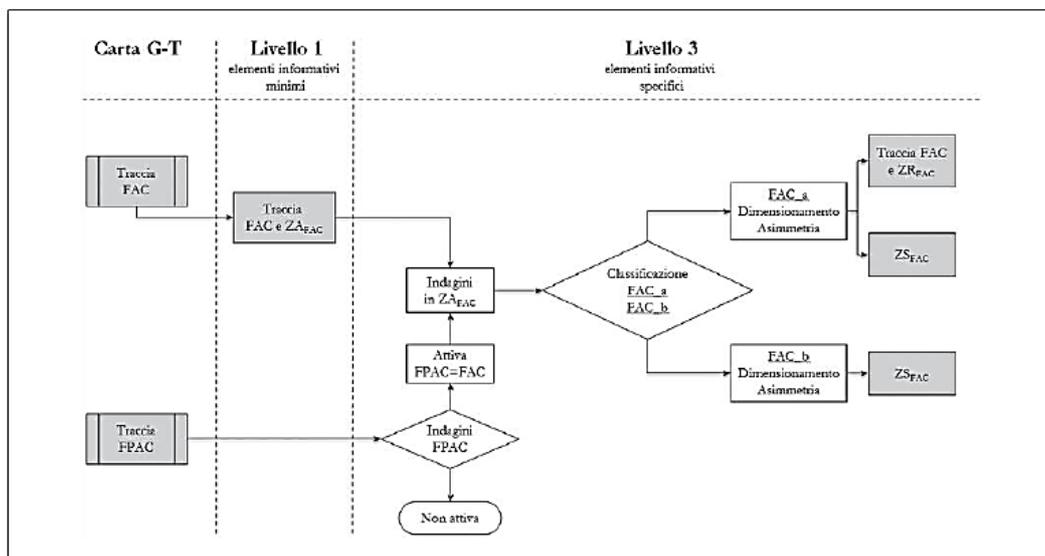


Figura 1.21. Procedure di dimensionamento delle zone di faglia nei differenti livelli di approfondimento degli studi di MS (Centro per la Microzonazione Sismica e le sue applicazioni, 2017).

1.4.1 Modellazione della Risposta Sismica Locale in condizioni 1D

Al momento di stabilire il livello di dettaglio dello studio di Microzonazione Sismica che si intende effettuare, è necessario valutare l'utilità che ne deriva, in maniera tale da generare un confronto con gli eventuali costi da affrontare.

L'incremento del grado di conoscenza generato dagli studi di Microzonazione Sismica, congiunto con l'analisi di esposizione e vulnerabilità del sito, porta allo sviluppo di interventi atti alla mitigazione del rischio sismico, che dipende ulteriormente dalla pericolosità.

Come specificato precedentemente, le analisi numeriche previste sono mirate alla valutazione della Risposta Sismica Locale (RSL) nelle microzone omogenee in prospettiva sismica (MOPS) sia stabili con amplificazione locale che instabili.

In particolare, i parametri determinati tramite analisi mono dimensionali sono i seguenti:

- Sette accelerogrammi rappresentativi della pericolosità sismica locale associata ad eventi con tempo di ritorno di 475 anni e relativi spettri di risposta elastici in pseudo-accelerazione con smorzamento pari al 5% dello smorzamento critico (S_a).
- Fattori di Amplificazione (FA) relativi a tre intervalli di periodi (0.1-0.5s, 0.4-0.8s e 0.7-1.1s), una terna per ciascun accelerogramma.

La modellazione verrà eseguita tramite uno dei codici di calcolo (Deepsoil, EERA, STRATA, Shake91, ProShake ecc.) che operano nel dominio delle frequenze e che utilizzano il metodo lineare equivalente al fine di valutare il comportamento non lineare dei terreni all'aumentare del livello deformativo. Il deposito di terreno, nelle analisi monodimensionali, viene modellizzato mediante una serie di strati orizzontali omogenei sovrapposti. I principali dati di input sono:

- a) Lo scuotimento sismico su un sito di riferimento rigido e superficie topografica orizzontale (Categoria di sottosuolo A e Categoria topografica T1 secondo la classificazione NTC08, corrispondente ad un ammasso roccioso o terreno rigido con superficie suborizzontale e valori della velocità media delle onde S nei primi 30 metri almeno pari a 800 m/s); questo scuotimento è noto come 'moto di riferimento' o 'moto di input' e viene assegnato al codice di calcolo come 'rock outcropping input motion'.
- b) Il profilo delle velocità di propagazione delle onde S (V_s) fino alla profondità corrispondente al basamento sismico ovvero al tetto di un ammasso roccioso o terreno rigido caratterizzato da valori di V_s almeno pari a 800 m/s. Si identifica come profondità di riferimento quella del tetto del primo strato che presenta valori di velocità delle onde S maggiori di 750-800m/s, con uno spessore ritenuto sufficientemente significativo in relazione all'estensione del modello.
- c) Le curve di decadimento del modulo di taglio normalizzato G/G_0 e del rapporto di smorzamento D , in funzione del livello deformativo, per ciascuno dei materiali presenti nel modello di sottosuolo.

Fondamentale nelle modellazioni monodimensionali è il livello di discretizzazione scelto, ovvero lo spessore massimo degli strati in cui si è suddiviso il sottosuolo. Tale valore viene approssimativamente definito tramite la seguente relazione:

$$\Delta h_{max} = V_s / (6 \div 8) f_{max}$$

Con f_{max} la massima frequenza significativo dell'input sismico.

Se uno strato presenta spessore maggiore, questo dovrà essere suddiviso in una serie di sottostrati con le stesse caratteristiche, al fine di ottimizzare l'analisi.

1.4.2 Gestione delle incertezze nella Risposta Sismica Locale

L'analisi di Risposta Sismica Locale presenta incertezze di diversa natura che possono dipendere dal modello geotecnico e dal codice di calcolo utilizzati e dallo scuotimento sismico.

Trascurando l'incertezza derivante dal modello di calcolo, quella relativa all'input sismico viene considerata scegliendo 7 accelerogrammi rappresentativi della pericolosità sismica di riferimento. Pertanto, verrà ad essere valutata la Risposta Sismica Locale relativa a 7 accelerogrammi di input, a cui corrisponderanno altrettante stime di accelerogrammi di superficie, 7 spettri di risposta elastici in pseudo-accelerazione e 7 diverse terne di fattori di amplificazione (FA). Sulla base di queste 7 valutazioni viene poi assegnata alla singola MOPS una sola terna di fattori di amplificazione (FA), ciascuno calcolato come valore medio dei 7 valori relativi ad ognuno dei tre intervalli di periodo indicati (0.1-0.5s, 0.4-0.8s e 0.7-1.1s).

L'incertezza relativa al modello geotecnico è correlata, in particolare, alle caratteristiche morfologiche, geotecniche e lito-stratigrafiche. Tra i principali fattori non compiutamente determinati vi sono la velocità di propagazione delle onde S in funzione della profondità h, le curve di decadimento del modulo di taglio normalizzato (G/G_0) e dello smorzamento (D) dei materiali presenti nel modello e la profondità del basamento sismico.

Tale difficoltà di determinazione si lega agli aspetti di seguito citati:

- il profilo $V_s(h)$ viene ottenuto tramite misure caratterizzate da limiti sperimentali (curva di dispersione, curva HVS, ecc.);
- il risultato relativo al profilo $V_s(h)$ non risulta univoco, ovvero, tramite l'adozione del metodo di inversione sarebbe possibile individuare molte configurazioni stratigrafiche del sottosuolo (compatibili con la geologia locale) a cui corrisponde lo stesso profilo.

- all'interno della MOPS possono svilupparsi diversi profili di $V_s(h)$ a causa di cambiamenti degli spessori degli strati di copertura e di variazioni intrinseche degli stessi.
- mancata rappresentatività dei materiali presenti in sito da parte dei campioni pervenuti ed esaminati tramite le prove di laboratorio.
- incertezza legata alle curve di decadimento e smorzamento in quanto dedotte da prove di laboratorio o in altri casi da modelli reologici approssimati.
- la profondità del basamento sismico potrebbe non essere stata individuata con indagini dirette, ma solo stimata con indagini indirette.

Tali fattori di incertezza conducono ad un determinato range di valori possibili per una certa grandezza, in particolare il profilo di velocità di propagazione delle onde S con la profondità, l'andamento delle curve di decadimento e di smorzamento e la profondità del basamento sismico. Tutti i valori all'interno di tali limiti potranno essere utilizzati al fine di valutare la Risposta Sismica Locale. Di conseguenza, vi sarà una diversa stima di RSL a seconda del profilo di $V_s(h)$, delle curve considerate e della profondità del basamento sismico considerati.

Si dovrà, pertanto, tener conto di tale variazione nella stima finale dello scuotimento atteso e della pericolosità sismica locale, viceversa potrebbero verificarsi delle valutazioni a sfavore di sicurezza.

Per ogni MOPS la determinazione della RSL viene suddivisa in due fasi:

- i. stima dell'influenza relativa alla variabilità del profilo delle velocità delle onde S, dell'andamento delle curve G/G_0 e D e della profondità del basamento sismico sulla risposta sismica locale, per ogni accelerogramma di riferimento. Vengono poi definiti i 7 spettri di risposta relativi ai 7 accelerogrammi di riferimento scelti.
- ii. determinazione dell'unica terna di valori del Fattore di Amplificazione tramite la procedura precedentemente indicata.

2. Classificazione dei campioni

Con il termine ‘classificazione’ si fa riferimento alla collocazione dei terreni in classi, basandosi sull’ipotesi che terreni appartenenti ad una stessa classe presentino un comportamento simile.

I parametri che vengono scelti al fine di classificare un terreno devono rispettare le seguenti condizioni:

- non devono essere influenzati dalle condizioni ambientali e/o di sollecitazione o, ancora, dallo stato del terreno, come accade per esempio per l’indice dei vuoti.
- devono poter essere determinati tramite semplici apparecchiature, utilizzabili anche in situ.

Pertanto, i parametri conformi a classificare un terreno, sono inerenti alla forma, dimensione e composizione mineralogica delle particelle.

La dimensione delle particelle, ad esempio, influenza la permeabilità, la quale presenta un campo di variazione molto ampio. Difatti, può assumere valori di 10 ordini di grandezza differenti: come conseguenza, l’influenza della permeabilità relativa sia alle proprietà idrauliche che alle caratteristiche meccaniche dei terreni, risulta essere particolarmente rilevante. Inoltre, la dimensione delle particelle condiziona la compressibilità e la resistenza a taglio dei terreni. In particolare, all’aumentare della dimensione granulometrica, si osserva una riduzione di compressibilità ed un incremento di resistenza a taglio.

Poichè i terreni naturali si presentano sotto forma di aggregati di particelle di varie dimensioni, è necessario definirne l’intervallo di variazione ed inoltre la distribuzione di frequenza delle stesse: ciò viene effettuato tramite una specifica procedura, nota come analisi granulometrica, descritta di seguito. In relazione all’analisi per aerometria, risulta necessario il calcolo del peso specifico dei grani, successivamente indicato come G_s . Inoltre, nel presente lavoro di tesi, tale parametro risulta utile alla determinazione dell’indice dei vuoti iniziale inerente all’elaborazione delle prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico.

Per quanto concerne i terreni a grana fine, evidenze fisiche mostrano come il loro comportamento dipenda, essenzialmente, dalla natura delle particelle più che dalla loro

dimensione. Pertanto, nel presente lavoro, sono state effettuate ulteriori determinazioni mirate alla valutazione dei cosiddetti *limiti di consistenza* o *limiti di Atterberg*.

2.1 Analisi granulometrica

L'analisi granulometrica consiste nell'individuare la distribuzione percentuale in peso dei grani, costituenti la terra in esame, secondo le loro dimensioni.

La prova viene eseguita mediante crivelli e setacci (vagliatura meccanica) per la frazione solida di dimensioni maggiori di 0.075 mm (ghiaie e sabbie), mentre per quella di dimensioni inferiori (limi ed argille) si ricorre all'analisi per sedimentazione (aerometria).

L'analisi per vagliatura meccanica consiste nel far passare il campione di terra, in una quantità dipendente dal diametro delle particelle più grosse, attraverso una pila di setacci, aventi diametro decrescente e posti su di uno scuotitore meccanico.

Ciascun trattenuto al singolo setaccio viene pesato ed il rispettivo peso (andando dal setaccio a maglia più grossa a quello a maglia più piccola) viene indicato con T_1, T_2, \dots, T_n .

La percentuale P_i di terra passante per il generico setaccio i si ottiene facilmente dall'espressione:

$$P_i(\%) = \frac{P_t - (T_1 + T_2 + \dots + T_i)}{P_t} \times 100$$

Si ottiene così la curva granulometrica dove in ascissa è riportato in scala logaritmica l'apertura della maglia del setaccio (rappresentante il diametro equivalente delle particelle) e in ordinata la percentuale del materiale passante a quel setaccio. La scala logaritmica risulta necessaria in quanto la dimensione delle particelle varia in un campo descritto da diversi ordini di grandezza.

Per l'analisi granulometrica della porzione più fine di terreno, passante al setaccio n° 200 ASTM, si procede con la tecnica di sedimentazione o aerometria. Tale analisi prevede l'applicazione della legge di Stokes, che mette in relazione la velocità di sedimentazione di una particella sferica al relativo diametro e densità, secondo la relazione:

$$v = \frac{\rho_s - \rho_w}{18 \eta} g D^2$$

Con v la velocità della particella, η la viscosità dinamica dell'acqua alla temperatura di prova, ρ_s la densità e D il diametro della particella.

Pertanto, siccome le particelle più piccole presentano una velocità di sedimentazione minore rispetto alle particelle con diametro maggiore, dalla valutazione della densità della sospensione, a determinati intervalli di tempo via via più distanziati, è possibile risalire alla percentuale di particelle corrispondenti ad un certo diametro equivalente. Dalla seguente relazione viene ricavato il rapporto tra la quantità di materiale con diametro minore di D e il peso di materiale totale usato per la sola fase di sedimentazione:

$$N = \frac{G_s}{G_s - 1} \cdot \frac{V}{W_s} \cdot \gamma_c \cdot (r - r_w) \cdot 100 \quad [\%]$$

Con G_s il peso specifico dei grani, determinato sul materiale passante al setaccio n° 200 ASTM, V il volume della sospensione, W_s il peso del materiale secco usato per la prova, γ_c il peso specifico dell'acqua alla temperatura di calibrazione dell'idrometro, r la lettura all'idrometro reale ed r_w la lettura in funzione della temperatura dell'idrometro, fatta in acqua distillata con deflocculante.

In funzione della distribuzione granulometrica ottenuta, è possibile definire un terreno *ben assortito* se presenta un ampio spettro di frazioni granulometriche con diametro differente, viceversa *poco assortito* se caratterizzato dalla mancanza di particelle con determinati diametri ed infine, *uniforme* se presenta per la maggior parte particelle con lo stesso diametro.

Il presente lavoro di tesi è stato incentrato sulla caratterizzazione e sulla conseguente analisi delle proprietà dinamiche, di comuni appartenenti alla divisione Marche 3 del progetto di Microzonazione Sismica.

In particolare, i comuni oggetto dell'analisi sono relativi alle province di Ascoli Piceno (AP) e Fermo (FM) nella regione delle Marche (Figura 2.1), eccetto per un campione appartenente alla provincia di Teramo (TE), situata nella regione Abruzzo.



Figura 2.1. Localizzazione delle province relative ai comuni oggetto della presente analisi.

Vengono di seguito elencati i campioni esaminati, specificando la profondità alla quale sono stati prelevati e la relativa tipologia.

Tabella 2.1. Elenco campioni oggetto delle analisi di laboratorio.

<i>Sondaggio</i>	<i>Campione</i>	<i>Cantiere</i>	<i>Profondità [m]</i>	<i>Tipologia campione</i>
S1	CI 1	Acquasanta Terme (AP)	3.00 - 3.60	Indisturbato
S1	C1	Castel di Lama (AP)	4.50 - 5.00	Indisturbato
S1	C2	Castel di Lama (AP)	19.50 - 20.00	Indisturbato
S2	C1	Castel di Lama (AP)	10.50 - 11.00	Indisturbato
S2	C2	Castel di Lama (AP)	33.00 - 33.50	Indisturbato
T1	C1	Castel di Lama (AP)	Affioramento	Disturbato
S1	CI 1	Castel Castagna (TE)	2.70 - 3.10	Indisturbato
S1	CI2	Castel Castagna (TE)	9.00 - 9.53	Indisturbato
S1	C3	Castel Castagna (TE)	15.00 - 15.55	Indisturbato
S1	C I	Castignano (AP)	10.00 - 10.50	Indisturbato
S1	C1	Castorano (AP)	2.80 - 3.10	Indisturbato
S1	C2	Castorano (AP)	20.00 - 20.25	Indisturbato
S1	C1	Colli del Tronto (AP)	5.50 - 6.00	Indisturbato
S1 bis	C1	Comunanza (AP)	1.50 - 1.90	Indisturbato
S1	C1	Cossignano (AP)	3.00 - 3.30	Indisturbato
S1	C2	Cossignano (AP)	11.50 - 11.75	Indisturbato
S1	C1	Folignano (AP)	9.00 - 9.50	Indisturbato
S2	C I	Folignano (AP)	11.50 - 12.00	Indisturbato
S2	C1	Folignano (AP)	5.00 - 5.10	Disturbato
S2	C2	Folignano (AP)	8.60 - 8.70	Disturbato
S2	C3	Folignano (AP)	21.50 - 21.60	Disturbato
S2	C4	Folignano (AP)	22.90 - 23.00	Disturbato
S1	C1	Force (AP)	1.50 - 1.90	Indisturbato
S1 - DH	C1	Montalto delle Marche (AP)	23.40 - 24.00	Disturbato
S1	C1	Monte Rinaldo (FM)	33.60 - 34.00	Indisturbato
S1 - DH	C1	Montedinove (AP)	2.60 - 2.90	Indisturbato
S DH	C2	Montefalcone Appennino (AP)	23.50 - 23.75	Indisturbato
S DH	C1	Montefalcone Appennino (AP)	2.00 - 2.25	Indisturbato
S DH	C1	Montefortino (FM)	3.00 - 3.40	Disturbato
S DH	C2	Montefortino (FM)	3.50 - 3.90	Disturbato
S DH2	C1	Montefortino (FM)	5.00 - 5.50	Indisturbato
S DH2	C2	Montefortino (FM)	7.50 - 7.90	Disturbato
S1	C1	Ortezzano (FM)	2.30 - 2.60	Disturbato
S1	C2	Ortezzano (FM)	4.80 - 5.00	Disturbato
S1	C3	Ortezzano (FM)	7.50 - 7.70	Disturbato
S1	C4	Ortezzano (FM)	10.80 - 11.00	Disturbato
S1	C5	Ortezzano (FM)	18.80 - 19.00	Disturbato
S1	C6	Ortezzano (FM)	28.50 - 28.70	Disturbato
S1	C7	Ortezzano (FM)	34.80 - 35.00	Disturbato
S1	C1	Roccafluvione (AP)	6.50 - 6.90	Indisturbato
-	-	Roccafluvione (AP)	Affioramento	Disturbato

In relazione alla tipologia di campione prelevato, è stato possibile eseguire esclusivamente prove di classificazione, oppure anche prove dinamiche e cicliche. In particolare, i campioni disturbati sono stati oggetto di analisi granulometrica e relativa determinazione dei limiti di Atterberg. D'altra parte, per quanto concerne i campioni indisturbati, in caso di più campioni provenienti da uno stesso comune, è stato considerato il più rappresentativo ai fini delle analisi, in genere il più profondo, e su questo sono state eseguite, in aggiunta alla classificazione, le prove di colonna risonante (RC) e taglio torsionale ciclico (TTC). L'obiettivo prevedeva l'esecuzione di almeno una prova di colonna risonante e taglio torsionale per ciascun comune. Tuttavia, ciò non è risultato sempre possibile per le seguenti ragioni:

- condizioni danneggiate della fustella che, di conseguenza, hanno causato il deterioramento del campione al suo interno durante la fase di estrusione in laboratorio;
- presenza di inclusioni di grosse dimensioni che non hanno consentito la preparazione del provino da sottoporre alle prove;
- mancanza di campioni indisturbati relativi ad un determinato comune (Ortezzano (FM) e Montalto delle Marche (AP)).

Vengono riportate di seguito, a titolo di esempio, le curve granulometriche ricavate dalle prove di classificazioni eseguite in relazione ai due sondaggi del comune di Folignano (AP). In particolare, per il sondaggio S1 sono state effettuate due diverse classificazioni per gli intervalli di profondità $9.00 \div 9.30$ m e $9.30 \div 9.50$ m, in quanto, come è possibile osservare in Figura 2.1, il campione risultava evidentemente non omogeneo lungo lo sviluppo della carota.



Figura 2.2. Campione 1 relativo al sondaggio S1 eseguito nel comune di Folignano (AP).

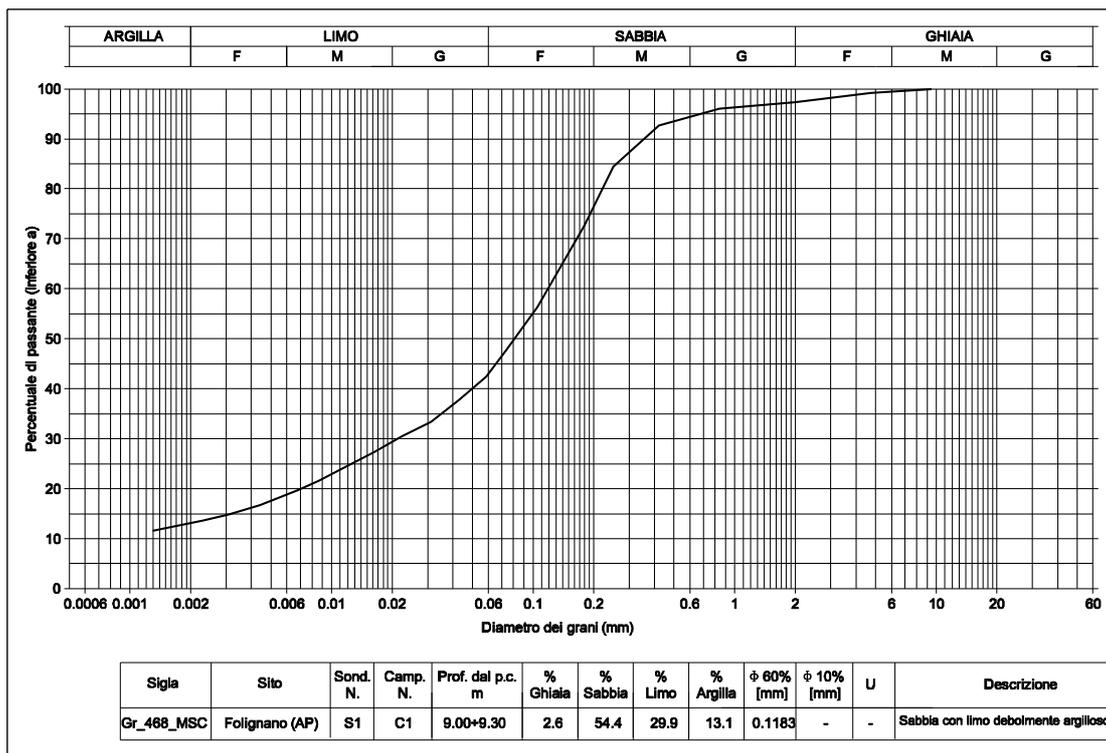


Figura 2.3. Curva granulometrica relativa al campione di Folignano (AP), sondaggio S1 alla profondità 9.00 / 9.30 m.

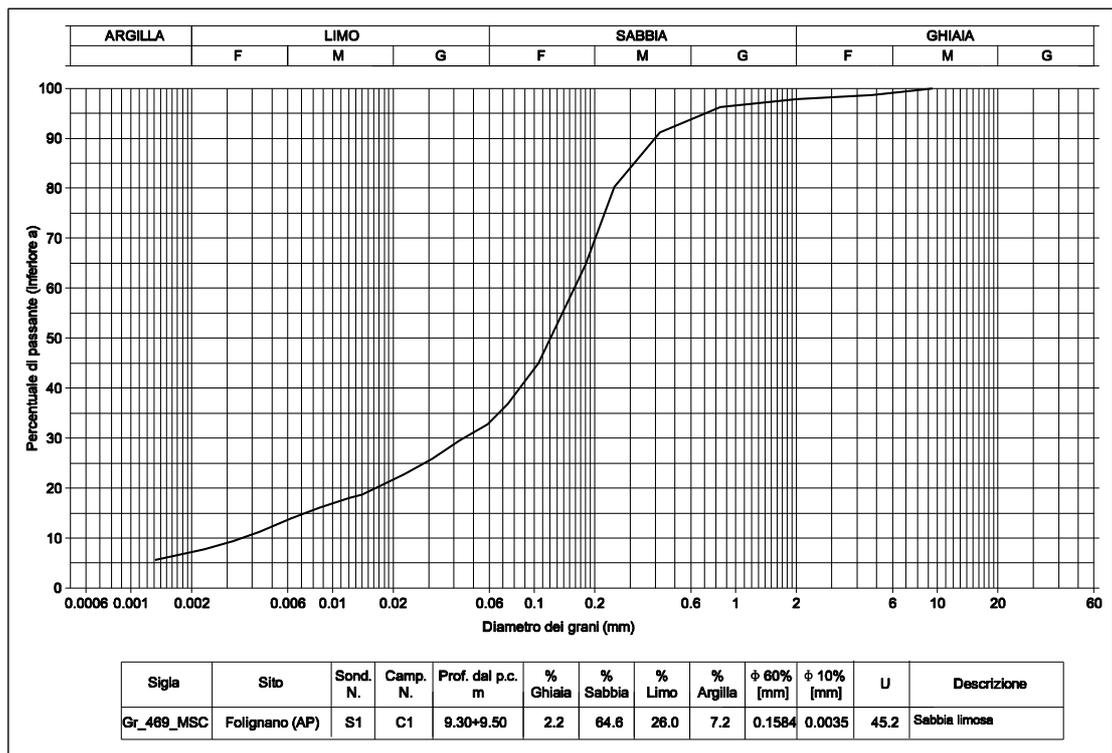


Figura 2.4. Curva granulometrica relativa al campione di Folignano (AP), sondaggio S1 alla profondità 9.30 / 9.50 m.

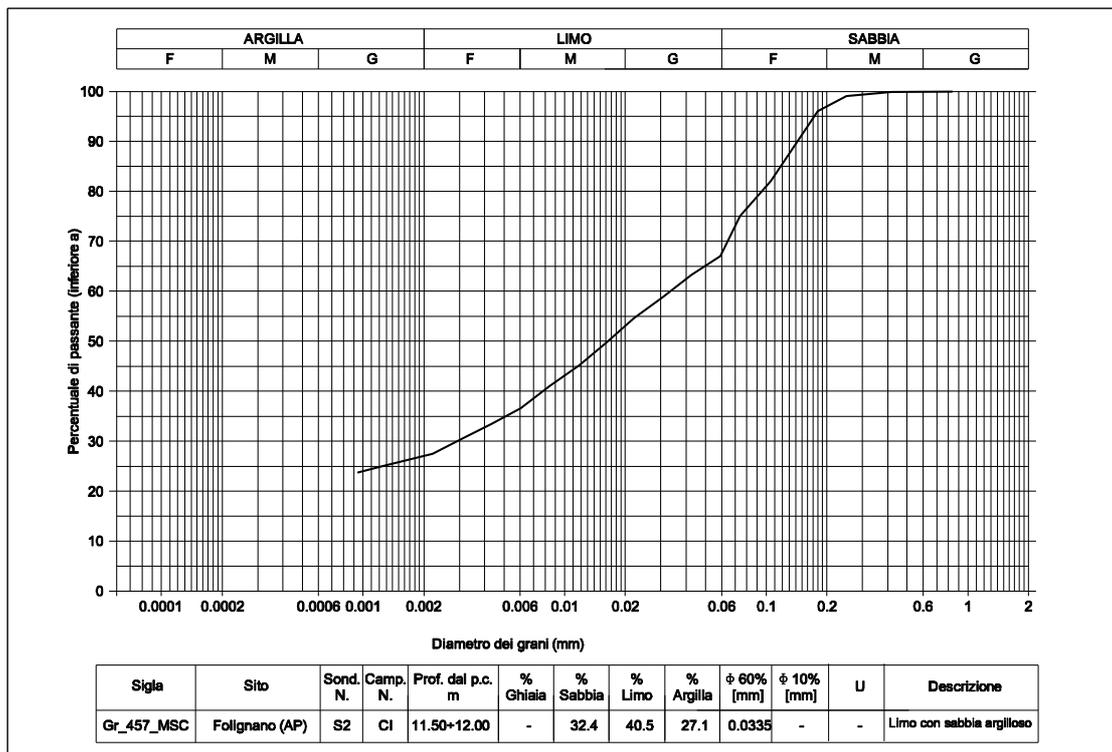


Figura 2.5. Curva granulometrica relativa al campione di Folignano (AP), sondaggio S2.

2.2 Limiti di Atterberg

Come specificato nel paragrafo 2.1, è stata effettuata la determinazione dei limiti di Atterberg al fine di definire una classificazione esaustiva dei terreni esaminati. Difatti, in particolare per i terreni a grana fine, se la composizione mineralogica influenza il comportamento delle particelle e la relativa interazione con l'acqua, viceversa il contenuto d'acqua rispecchia stati fisici ben definiti. I contenuti d'acqua corrispondente a tali stati fisici si definiscono *limiti di Atterberg* o *limiti di consistenza*. Nel dettaglio, rappresentano dei valori a cui corrisponde convenzionalmente il passaggio di una terra coesiva dallo stato liquido a quello plastico (w_L , Limite Liquido), dallo stato plastico a quello semisolido (w_p , Limite Plastico) e dallo stato semisolido a quello solido (w_s , Limite di ritiro).

Il termine plasticità indica, in tale contesto, l'attitudine del materiale a essere modellato e deformato in modo irreversibile senza rompersi o fessurarsi (Lancellotta, 2012).

Per quanto concerne la determinazione del limite liquido, le due più comuni metodologie di laboratorio utilizzate sono:

- il metodo di Casagrande
- il metodo del cono

Nel presente lavoro di tesi è stata considerata esclusivamente la prima tipologia, eseguita tramite l'utilizzo di un'apparecchiatura, nota appunto come *cucchiaio di Casagrande*.

In tale operazione viene impiegato un campione di terreno passante al setaccio n° 40 ASTM, mescolato poi con acqua rigorosamente distillata, in quanto la presenza di sali influenzerebbe i risultati. Ottenuto un composto omogeneo, una parte di questo viene messa nel cucchiaio e si realizza un solco nella zona centrale tramite un apposito utensile. Successivamente si attiva il macchinario e vengono contati i colpi necessari a far sì che il solco si richiuda per una lunghezza di circa 10 mm nella sua parte più profonda.



Figura 2.6. Sistemazione del terreno all'interno del cucchiaino di Casagrande e realizzazione del solco.

A questo punto si preleva una parte del materiale e se ne determina il contenuto d'acqua associato a quel determinato numero di colpi. Tale procedura viene ripetuta 4 o 5 volte, aggiungendo via via acqua distillata, il che porta all'incremento del numero di colpi misurato.

Viene quindi tracciato un diagramma con il contenuto d'acqua in ascissa e il numero di colpi in ordinata, su cui si inseriscono i punti ottenuti dalla prova. Tramite la retta interpolatrice di tali punti, viene ricavato il limite liquido come quel valore di contenuto d'acqua a cui corrisponde un numero di colpi pari a 25.

A titolo di esempio si riporta la determinazione relativa al campione di Castignano (AP).

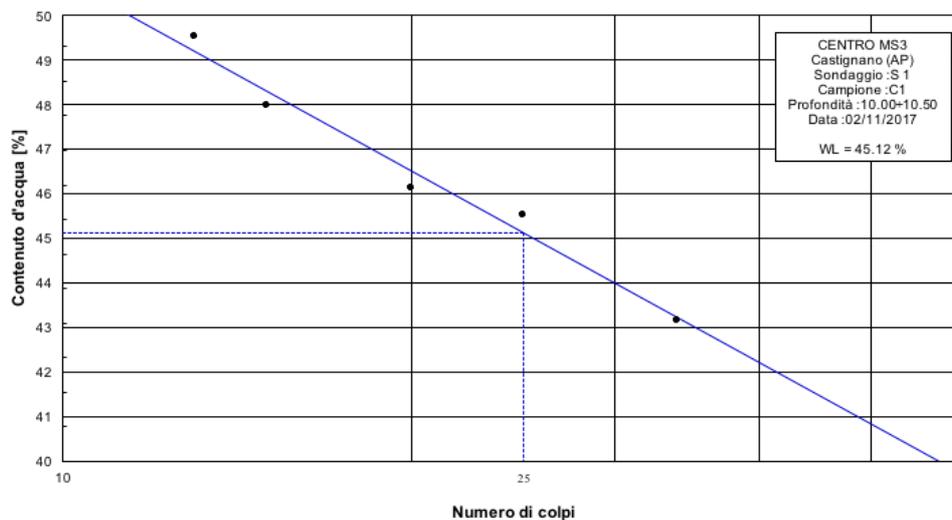


Figura 2.7. Determinazione del valore del limite liquido corrispondente al campione del comune di Castignano (AP).

Il limite plastico rappresenta, invece, il valore del contenuto d'acqua in corrispondenza del quale il campione inizia a fessurarsi e sbriciolarsi, ovvero inizia a perdere il suo comportamento plastico. Pertanto, tale valore viene misurato tramite una procedura particolarmente empirica che prevede la formazione manuale, al di sopra di una lastra di vetro, di bastoncini del diametro di 3.2 mm. Si determina il contenuto d'acqua quando i bastoncini di questa lunghezza iniziano a fessurarsi; solitamente si eseguono 3 misurazioni e se ne valuta la media, al fine di ridurre la soggettività della prova.

Si determina di conseguenza l'indice di plasticità, che definisce l'intervallo di contenuti d'acqua per i quali il materiale presenta un comportamento plastico:

$$PI = w_L - w_P$$

Tale valore dipende, pertanto, dalla percentuale di terreno argilloso presente: tanto maggiore sarà la percentuale di fine, tanto più il materiale presenterà un elevato valore dell'indice di plasticità. Questo coefficiente presenta un'influenza particolarmente rilevante in relazione all'andamento delle curve di decadimento del modulo di taglio G e del rapporto di smorzamento D , come si vedrà più in dettaglio nel seguito.

Lo stato corrente del terreno può essere, invece, descritto tramite l'indice di consistenza:

$$IC = \frac{w_L - w}{PI}$$

Tale valore, per i terreni a grana fine, può essere ritenuto indicativo per quanto riguarda le caratteristiche di resistenza a taglio, rigidezza e compressibilità. Difatti, ad un aumento dell'indice di consistenza corrisponde un irrigidimento del materiale e una conseguente riduzione della compressibilità.

2.3 Peso specifico dei grani

La densità specifica dei grani è definita dalla seguente relazione:

$$G_s = \frac{\rho_s}{\rho_w}$$

Dove $\rho_s = \frac{M_s}{V_s}$ è la densità dei grani e ρ_w è la densità dell'acqua.

Il termine ρ_s si definisce una quantità indipendente dallo stato di saturazione e addensamento di un terreno. Si misura in laboratorio con il volumenometro o il picnometro. Ha valori variabili con la mineralogia e indicativamente compresi tra 25 e 29 kN/m³.

Quindi, con il termine densità specifica di una terra si definisce il rapporto tra la massa di un volume noto di terra secca e quello di un uguale volume di acqua distillata e libera da gas, determinati entrambi alla medesima temperatura.

2.4 Caratteristiche fisiche dei campioni

Vengono di seguito elencati i valori delle proprietà fisiche determinate in relazione alla classificazione di ciascun campione.

Tabella 2.2. Individuazione delle proprietà caratterizzanti di ciascun campione esaminato.

Cantiere	Sondaggio/ Campione	Prof. [m]	w _n [%]	γ [kN/m ³]	γ^d [kN/m ³]	G _s	w _L [%]	w _P [%]	PI [%]	IC	CaCO ₃ [%]
Acquasanta Terme (AP)	S1 – C1	3.00÷3.55	19.95	20.19	16.74	2.736	37.2	20.2	17	1	1.5
Castel Castagna (TE)	S1 – C3	15.00÷15.55	31.6	20.31	17.22	2.758	44.1	21.9	22.1	0.6	36.3
Castel di Lama (AP)	S1 – C2	19.50÷20.00	21.9	21.08	17.34	2.736	64.5	28.5	36	1.2	32
Castel di Lama (AP)	S2 – C1	10.50÷11.10	23.3	19.91	15.99	2.721	46	22.5	23.5	1	25.3
Castignano (AP)	S1 – C1	10.00÷10.50	25.81	19.10	15.42	2.703	45.1	23.5	21.7	0.9	2.3
Castorano (AP)	S1 – C2	20.00÷20.25	15.2	-	-	2.748	40.2	20.4	19.7	1.3	29.4
Colli del Tronto (AP)	S1 – C1	5.50÷6.00	19.6	-	-	2.715	42.4	21.4	21.1	1.1	9.2

Cantiere	Sondaggio/ Campione	Prof. [m]	w _n [%]	γ [kN/m ³]	γ^d [kN/m ³]	G _s	w _L [%]	w _P [%]	PI [%]	IC	CaCO ₃ [%]
Comunanza (AP)	S1 bis – C1	1.50÷1.90	20	-	-	2.758	25.1	21.1	4	1.3	33
Cossignano (AP)	S1 – C2	11.50÷11.75	17.8	21.04	17.86	2.736	42.9	22.3	20.6	1.2	34.1
Folignano (AP)	S1 – C1	9.00÷9.30	22.7	-	-	2.747	24.8	18.6	6.2	0.3	10.5
Folignano (AP)	S1 – C1	9.30÷9.50	23.5	-	-	2.733	Non plastico	-	-	-	13.9
Folignano (AP)	S2 – C1	11.50÷12.00	20.6	19.80	16.27	2.747	38.1	21.4	16.8	1	2.1
Force (AP)	S1 – C1	1.50÷1.90	18.60	21	17.85	2.746	50.1	25.3	24.9	1.3	35.3
Montalto delle Marche (AP)	S1 - DH	23.40÷24.00	15.8	-	-	2.721	35.8	20	15.7	1.3	33.4
Monte Rinaldo (FM)	S1 – C1	33.60÷34.00	14.9	21.91	19.16	2.723	37.8	19.4	18.4	1.2	42.8
Montedinove (AP)	S1 DH – C1	2.60÷2.90	19.5	19.80	16.36	2.717	27.8	20	7.9	1.1	28.7
Montefalcone Appennino (FM)	S DH – C1	2.00÷2.25	-	-	-	2.703	Non plastico	20.2	-	-	25.9
Montefortino (FM)	S DH2 – C1	5.00÷5.50	21.8	20.01	16.41	2.722	41	21	20	1	32.8
Montelparo (FM)	S1 – C1	25.50÷26.00	14.68	21.14	17.85	2.725	43.9	19.8	24.1	1.2	36.3
Ortezzano (FM)	S1 – C5	18.80÷19.00	-	-	-	2.741	43.9	18.7	25.3	-	38.9
Ortezzano (FM)	S1 – C6	28.50÷28.70	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Roccafluvione (AP)	S1 – C1	6.50÷6.90	8.8	-	-	2.719	-	-	-	-	17.7

3. Apparecchiatura di colonna risonante e taglio torsionale ciclico

La prova di colonna risonante consiste nell'applicazione di una sollecitazione di torsione ciclica su di un campione cilindrico, generalmente vincolato alla base e libero in sommità.

Il sistema tramite cui viene generata la sollecitazione è costituito da una struttura resa solidale con la testa del campione. All'interno di tale struttura sono presenti i magneti che, interagendo con delle bobine attraversate da corrente, trasferiscono al provino una torsione ciclica di frequenza pari a quella del segnale in arrivo, generata a causa del campo magnetico prodotto. La prova di colonna risonante permette di determinare la curva di decadimento del modulo di taglio e la curva del rapporto di smorzamento di un campione di terreno, in un intervallo di deformazioni compreso tra $10^{-4}\%$ e 0.5% . Le procedure che possono essere eseguite per tale determinazione sono le seguenti:

1. variando manualmente la frequenza di eccitazione, per un determinato valore di momento torcente, sino a raggiungere la condizione di risonanza;
2. generando una variazione in un campo di frequenze (Bianchini 1985) in maniera tale da far sì che la frequenza di risonanza risulti naturalmente all'interno di tale intervallo;
3. generando vibrazioni libere sul campione in esame (Shen et al. 1985).

Per il presente lavoro di tesi è stata valutata la curva di decadimento del modulo di taglio facendo riferimento al metodo esplicito nel punto 1. Pertanto, la condizione di risonanza è stata individuata in termini di angolo di fase, tra momento eccitatore e rotazione del sistema, che deve risultare pari a 90° . Per quanto concerne la determinazione del rapporto di smorzamento, quest'ultimo è stato valutato sia tramite il primo che tramite il terzo metodo, al fine di poter effettuare opportuni confronti.

Tra le limitazioni della prova che è possibile individuare risulta esservi la mancata possibilità di determinare con precisione il numero di cicli di carico applicati al campione ed, inoltre, l'impossibilità di controllare la velocità di deformazione.

La media della velocità di deformazione a taglio che si sviluppa aumenta all'aumentare del livello deformativo γ_{SA} raggiunto (Isenhowe and Stokoe 1981) secondo la seguente formulazione:

$$\dot{\gamma}_{SA} = 4 \cdot \gamma_{SA} \cdot f_n$$

γ_{SA} è l'entità della deformazione a taglio;

f_n è la frequenza di risonanza.

Un aumento di quattro ordini di grandezza del livello di deformazione a taglio produce una diminuzione della frequenza di risonanza di circa un terzo del valore iniziale. Da ciò è possibile dedurre che la velocità di deformazione a taglio in una prova di colonna risonante aumenta di almeno tre ordini di grandezza passando da piccole deformazioni a intermedie.

È importante affermare che il principale vantaggio di una prova di colonna risonante è l'accuratezza nella misura della rigidità del campione a piccole deformazioni.

Inoltre, la Figura seguente mostra come le velocità di deformazione raggiunte in prove dinamiche, siano maggiori di quelle che si generano in situ durante un evento sismico.

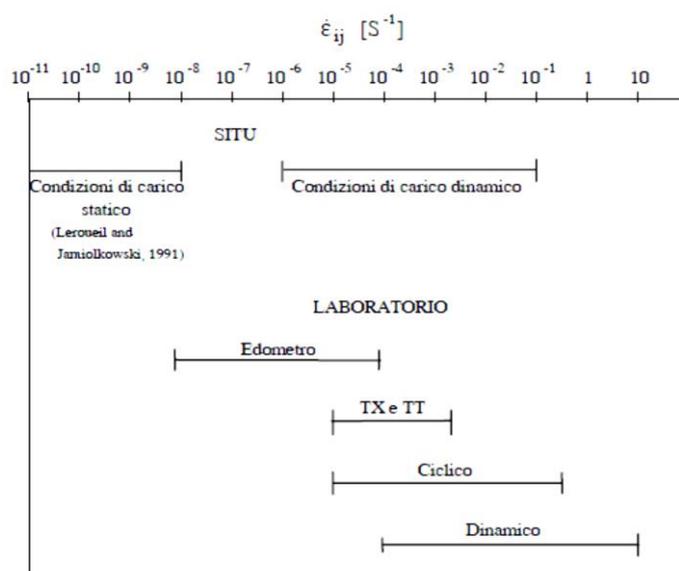


Figura 3.1. Velocità di deformazione tipiche delle prove in situ ed in laboratorio.

Nella figura precedente sono schematizzati gli intervalli di variazione delle velocità di taglio relativi alle condizioni di prova in situ ed in laboratorio. È possibile notare come le prove dinamiche di laboratorio generino delle velocità di deformazione a taglio molto più elevate e, pertanto, da qui deriva l'utilizzo di prove dinamiche al fine di determinare esclusivamente la rigidità a piccole deformazioni, in quanto non risulta influenzata dalla velocità di deformazione.

L'apparecchiatura di colonna risonante, presente nel Laboratorio di Geotecnica, Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Geotecnica (DISEG) del Politecnico di Torino (Lo Presti 1987, Prasso 1989, Armandi 1991), è stata modificata (O. Pallara, 1995) in modo da poterla utilizzare anche per prove di taglio torsionale cicliche e monotone, con misure accurate nel campo delle piccole deformazioni ($< 0.001\%$).

3.1 Descrizione dell'apparecchiatura

La strumentazione di colonna risonante è di tipo *fixed-free* (Hall and Richart, 1963) ed è stata modificata in maniera tale da rendere possibile l'esecuzione di prove di taglio torsionale monotono su campioni cilindrici pieni e cavi.

L'utilizzo di campioni cilindrici cavi presenta diversi vantaggi tra cui la possibile consolidazione del provino con tensioni anisotrope ed una minore incertezza nella determinazione delle tensioni tangenziali.

Tuttavia, nel presente lavoro di tesi sono state eseguite esclusivamente prove su campioni pieni.

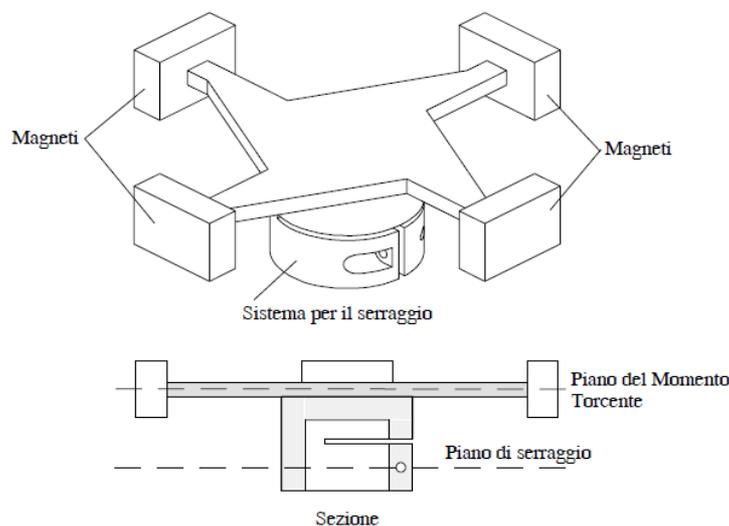


Figura 3.2. Sistema di sollecitazione originario, motore di Stokoe (Pallara, 1995).

Le modifiche che sono state effettuate sull'apparecchiatura sono le seguenti:

- Sistema principale di trasmissione delle sollecitazioni (motore di Stokoe)

- Sistema di sospensione del motore di Stokoe al fine di eliminare l'influenza del peso proprio
- Strumento che permetta la misurazione del diametro interno iniziale nei campioni cavi, sia la sua variazione durante la prova di preparazione del campione cavo, migliorandone l'uniformità dimensionale.
- Miglioramento dell'uniformità dimensionale del campione cavo

La modifica del motore di Stokoe ha previsto l'abbassamento del piano su cui si sviluppa il momento torcente al fine di farlo coincidere con il piano di serraggio. In tal modo viene garantita una migliore ortogonalità tra il sistema e l'asse del campione, il che comporta una riduzione dei momenti parassiti.

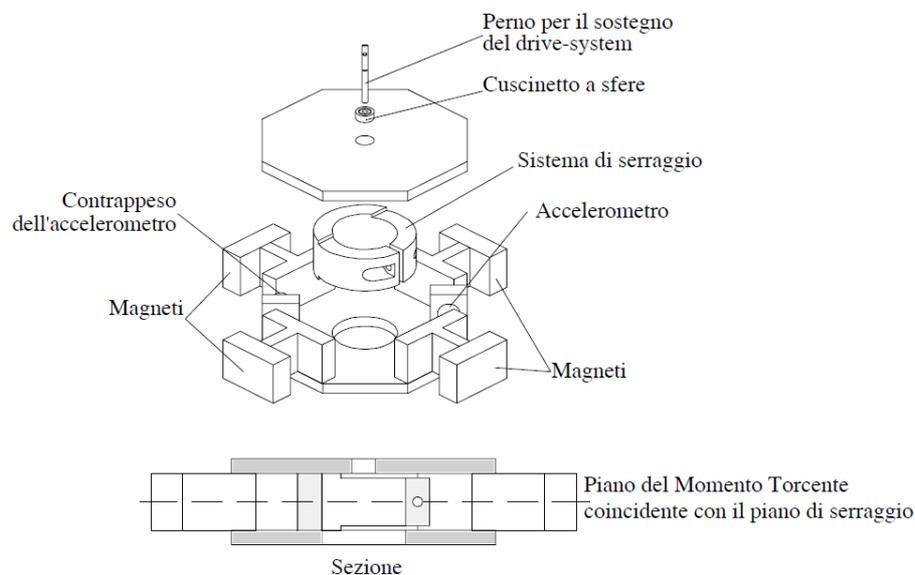


Figura 3.3. Sistema di sollecitazione, motore di Stokoe (Pallara, 1995).

Il drive-system comprende il posizionamento di un accelerometro la cui funzione è quella di misurare le rotazioni durante la prova di colonna risonante; la sua massa viene bilanciata da un contrappeso.

Come specificato precedentemente, nel nuovo sistema di sollecitazione, quest'ultimo risulta sospeso ad una molla per evitare che il peso della struttura gravi sul campione. La rigidità torsionale della molla nel piano di rotazione viene annullata tramite una connessione al sistema stabilita con un piccolo cuscinetto a sfera.

In Figura 3.4 è rappresentato il drive-system. È possibile osservare come le bobine siano fissate su una base di acciaio inossidabile di forma anulare e con le seguenti dimensioni: diametro interno 95 mm, diametro esterno 185 mm, spessore 10 mm. Su tale base di acciaio vengono rigidamente fissati sia la struttura per la sospensione del sistema che i trasduttori di prossimità (per la misura delle rotazioni e per la misura delle deformazioni assiali).

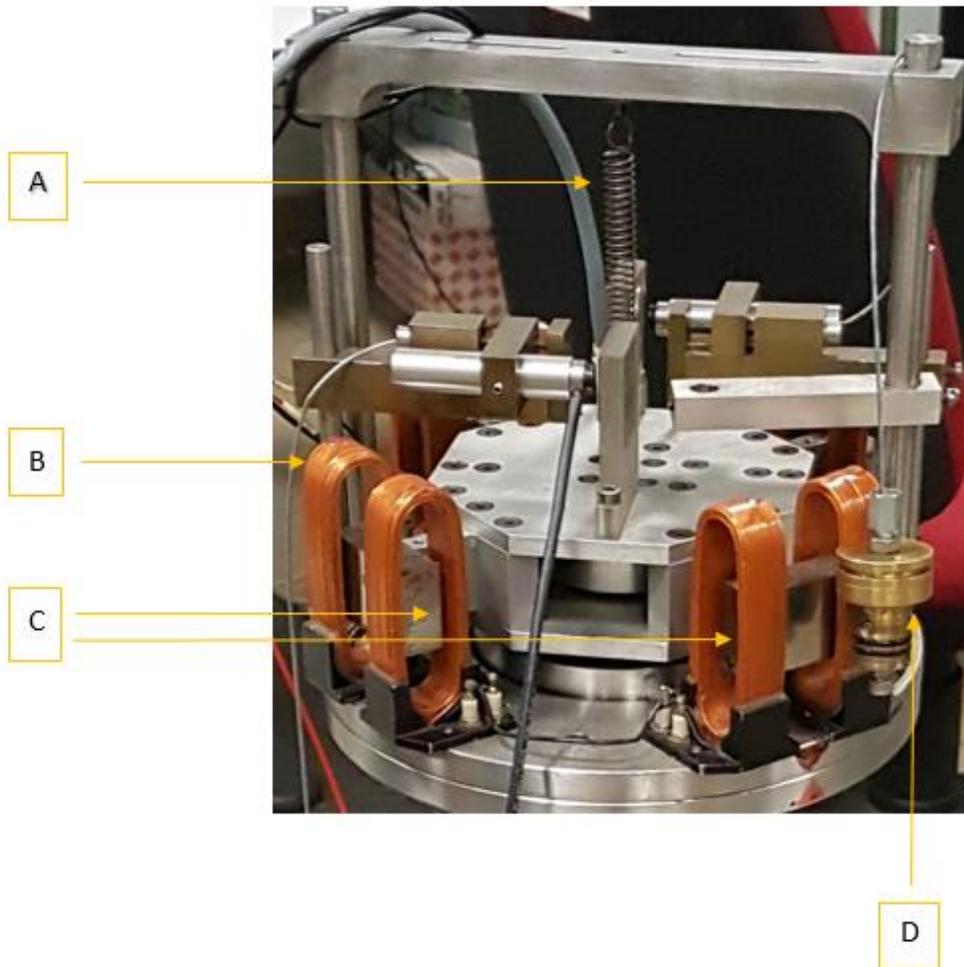


Figura 3.4. Sistema di sollecitazione (motore di Stokoe).

- A. Molla per la sospensione del sistema
- B. Bobina
- C. Magneti
- D. Sistema per la regolazione fine della posizione dei trasduttori di prossimità per la misura della rotazione.

Il drive-system viene poi fissato su di una struttura di sostegno, riportata nella Figura seguente, la quale consente anche il posizionamento dei trasduttori di prossimità per la misura della variazione radiale esterna.



Figura 3.5. Struttura di sostegno del sistema di sollecitazione.

Tale misurazione viene effettuata dai trasduttori di non contatto tramite il posizionamento di target sulla superficie esterna del provino. Inoltre, la struttura di sostegno viene riempita al suo interno con olio siliconico al fine di trasmettere al campione la pressione di cella.

I trasduttori sono posizionati a metà altezza per un campione alto 100 mm, mentre si presentano ad una distanza dalla base inferiore di 75.5 mm per quelli alti 142.2 mm.

Alla base è posizionata una pietra porosa di bronzo sinterizzato, che permette il drenaggio dei campioni saturi ed, inoltre, costituisce il vincolo del campione come conseguenza dell'attrito tra le due parti a contatto.

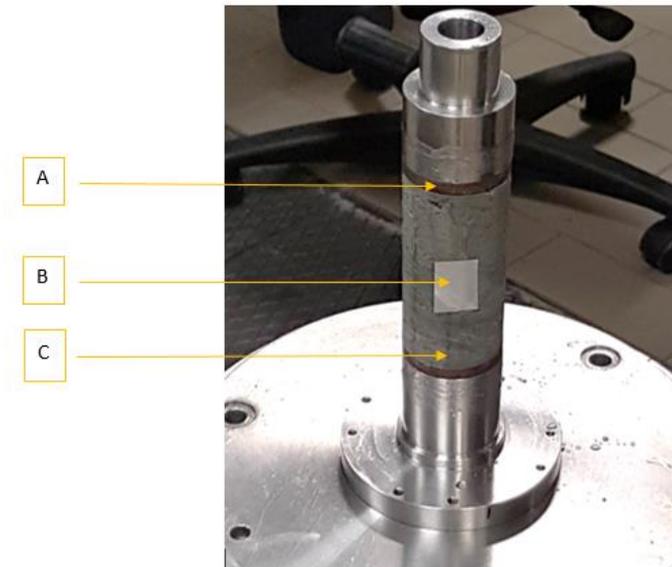


Figura 3.6. Posizionamento e sistemazione del campione.

A. Pietra porosa

B. Target

C. Campione

È possibile l'utilizzo di basi con differenti dimensioni al fine di poter effettuare prove con campioni diversi:

- pieni, sia di diametro 71.3 mm e altezza 142.2 mm che di diametro 50 mm e altezza 100 mm (queste ultime sono le dimensioni utilizzate per le prove eseguite nel corso del presente lavoro di tesi);
- cavi, di diametro esterno 50 mm, diametro interno 30 mm e altezza 100 mm.

Il cappello di testa per i campioni cavi viene rappresentato nella figura seguente ed è diviso in due parti: una parte inferiore che consente la tenuta delle membrane ed il trasferimento del momento torcente al campione tramite la pietra porosa; una parte superiore che consente, invece, il collegamento con il sistema per l'applicazione del carico verticale deviatorico che con il sistema di sollecitazione torcente.

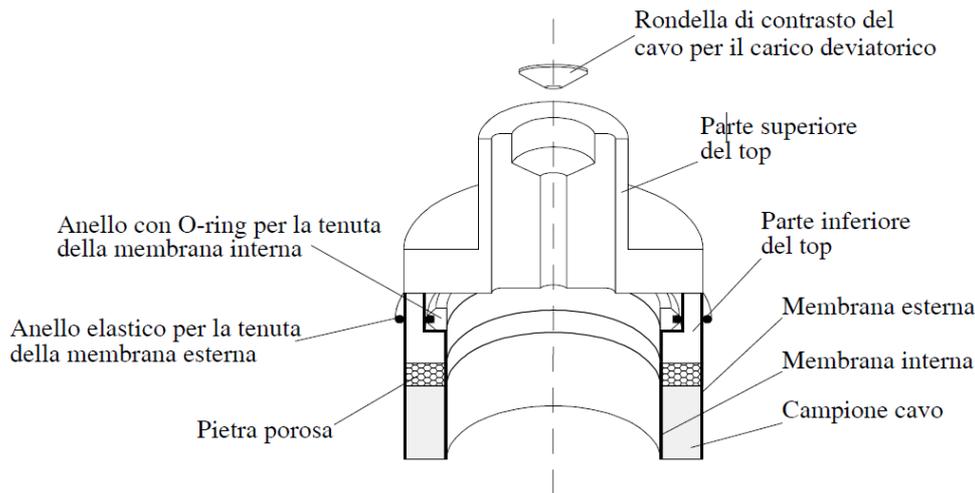


Figura 3.7. Schema del cappello di testa del campione (Pallara, 1995).

In caso di esecuzione della prova con campioni cavi, viene inserita una membrana interna. Tale operazione è effettuata ponendo inizialmente la parte inferiore del top su due traverse, spesse 5 mm, che poggiano a loro volta sul mold esterno. Successivamente, viene tesa la membrana interna sino a quando i riferimenti tra quest'ultima e il bordo del top non coincidano; si inserisce poi l'anello con l'O-ring per la tenuta. Una volta tolte le due traverse e posizionando, pertanto, il top sul campione, la membrana interna torna nella posizione originaria recuperando la deformazione imposta. Tale operazione risulta necessaria al fine di non sollecitare involontariamente il campione, quando l'anello viene spinto nella sede per la tenuta interna.

La membrana esterna, viene risvoltata dal mold al top e successivamente fissata con un anello elastico; a tale scopo, si utilizza un O-ring con diametro minore rispetto a quello del top. Nell'esecuzione delle prove del presente lavoro di tesi, è stata inserita esclusivamente la membrana esterna, essendo stati trattati solo campioni pieni.

La parte superiore del cappello di testa consente di contrastare il cavetto d'acciaio per l'applicazione del deviatorico verticale; inoltre, è collegata tramite quattro viti alla struttura inferiore. La parte terminale del cavetto viene posizionata in un cilindro filettato su cui contrasta con la rondella troncoconica, una volta avvitato il dado. Tale rondella si posiziona correttamente nella propria sede, essendo anch'essa sagomata conicamente.

Tramite il top superiore viene consentito il passaggio dei cavi di alimentazione dei trasduttori.

La piastra di base è ancorata inferiormente ad un blocco di calcestruzzo, la cui funzione è sia quella di stabilizzare la cella che di isolarla dinamicamente durante la prova di colonna risonante.

Il piatto superiore della cella di pressione è sorretto da tre montanti, i quali consentono di posizionare facilmente la strumentazione necessaria per l'esecuzione della prova. Al termine del montaggio, viene sistemata la cella di pressione infilandola dall'alto e bloccandola tramite due contrasti posizionati sul piatto superiore.

Nella figure seguenti vengono rappresentate, rispettivamente, la fase di montaggio precedente al posizionamento della cella di pressione e lo schema generale dell'apparecchiatura di colonna risonante - taglio torsionale, nel caso più generale di campione cavo.



Figura 3.8. Apparecchiatura di colonna risonante presente nel laboratorio geotecnico del Politecnico di Torino.

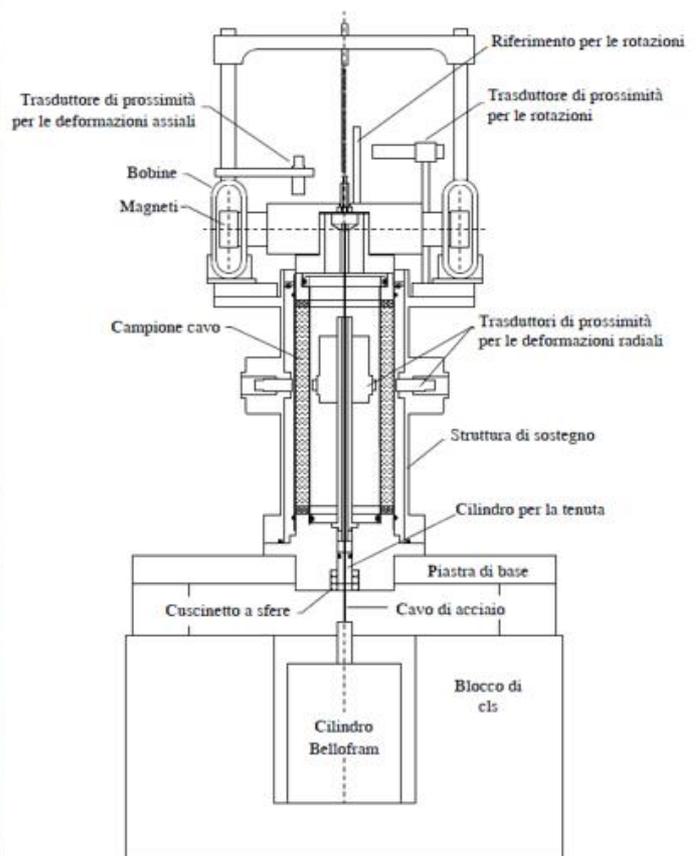


Figura 3.9. Schema generale della colonna risonante (Armandi M., Lancellotta R., Lo Presti D.C.F., Maniscalco R., Pallara O., 1993).

3.2 Misura del grado di saturazione

La pressione di confinamento isotropa viene applicata al campione tramite dell'olio in pressione all'interno della cella in acciaio.

Tramite l'applicazione di pressioni di cella via via crescenti è possibile eseguire la fase di saturazione del campione, a cui poi potrà succedere la fase di consolidazione ed, infine, l'esecuzione della prova.

Il controllo del grado di saturazione del provino viene effettuato tramite la determinazione del coefficiente B della formula di Skempton:

$$B = \Delta u / \Delta \sigma$$

Essendo Δu la variazione di pressione interstiziale e $\Delta \sigma$ la variazione di pressione totale.

In particolare, i controlli del grado di saturazione si sviluppano tramite la seguente procedura:

1. lettura dei valori di pressione nei pori e di tensione totale al momento del controllo;
2. chiusura del drenaggio, quindi annullamento della back pressure;
3. applicazione di un incremento di tensione totale di circa 50 kPa;
4. lettura del relativo incremento di pressione nei pori;
5. apertura del drenaggio.

Il campione può essere ritenuto saturo e, pertanto, pronto alla fase di consolidazione, quando il valore del coefficiente di Skempton B risulta maggiore di 0.96 / 0.97.

Successivamente si ha la fase di consolidazione del campione, sotto tensione efficace costante, relativa all'ultimo gradino di carico, e pari alla tensione efficace di consolidazione. Tale fase presenta una durata di 24 h circa. Al termine di tale fase, è possibile eseguire la prova di colonna risonante.

3.3 Misura delle proprietà geometriche del campione

Per quanto concerne la misura dell'altezza del campione, questa viene effettuata, nel corso della prova, tramite un trasduttore di prossimità che fa riferimento alla parte superiore del drive system.

Tuttavia, le misure che interessano maggiormente la determinazione del modulo di taglio sono quelle inerenti le rotazioni, ovvero le deformazioni di taglio. Tali misurazioni avvengono tramite due trasduttori di prossimità ad elevata risoluzione, posizionati parallelamente l'uno rispetto all'altro ma con verso opposto. La loro funzione è basata sul rilevamento dello spostamento di un riferimento in acciaio, reso solidale con il sistema sollecitante, posto su di un piano ortogonale alla direzione dei trasduttori e che contiene l'asse del campione.

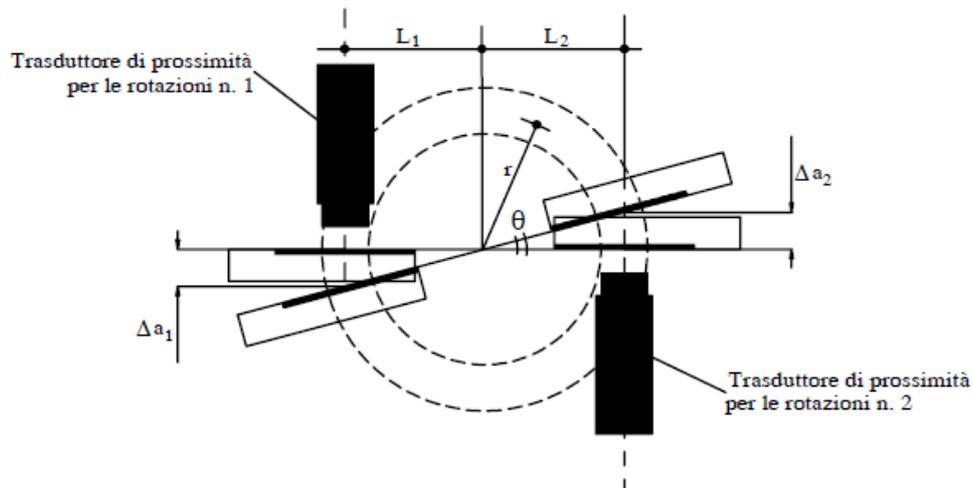


Figura 3.10. Schema per la misura della deformazione a taglio (Pallara, 1995).

All'inizio di ogni prova viene eseguito il corretto allineamento di questo sistema di misura, tramite l'utilizzo di due appositi elementi in alluminio per la definizione della posizione di ciascuno dei due target.

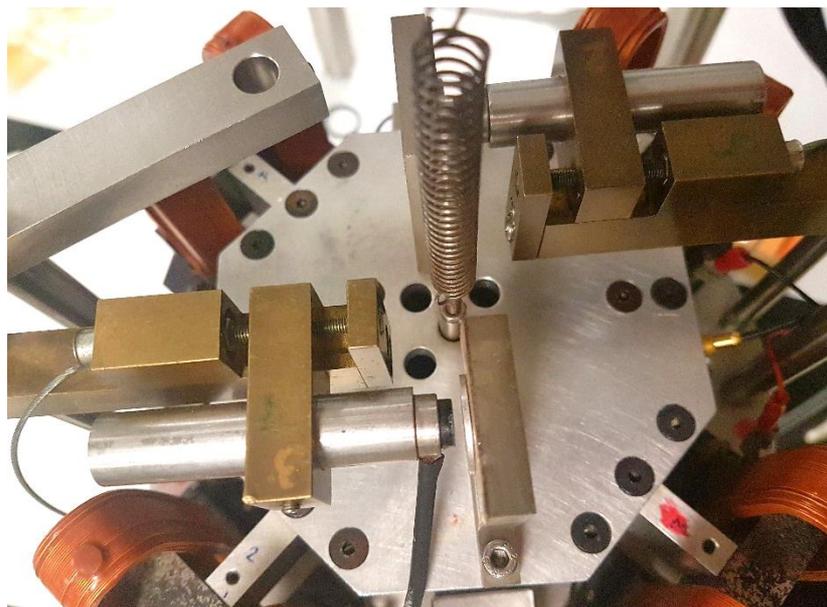


Figura 3.11. Trasduttori per la misura delle rotazioni.

La deformazione a taglio γ del campione si valuta a partire dalla rotazione ϑ della testa seconda la seguente relazione e considerando le quantità individuate nella Figura 29.

$$\vartheta = \frac{\Delta a_1/L_1 + \Delta a_2/L_2}{2}$$

Con Δa_1 e Δa_2 gli spostamenti valutati dai relativi trasduttori e L_1 ed L_2 le rispettive distanze dell'asse del campione dall'asse del trasduttore.

Si ottiene, pertanto, la deformazione a taglio γ come:

$$\gamma = \frac{\vartheta}{h} \cdot r$$

Con h l'altezza del campione ed r il raggio in corrispondenza del quale si sta valutando la deformazione. Tale deformazione varia radialmente, con valore massimo ai bordi e nullo al centro. Pertanto, bisogna scegliere un valore rappresentativo, da cui calcolare poi i parametri dinamici. Per un campione pieno si assume, solitamente, il valore corrispondente ai 2/3 del massimo, circa il 67% (Hardin e Drnevich, 1972). Nel presente lavoro è stato assunto tale valore. Nella prova di colonna risonante la rotazione alla testa del campione viene misurata utilizzando un accelerometro fissato al drive-system. Il trasduttore è condizionato tramite un amplificatore di carica, la cui uscita viene rilevata da un voltmetro digitale.

La distanza dell'accelerometro dall'asse del campione è di 5 cm (L_{acc}), pertanto, misurato lo spostamento tangenziale Δa_{acc} , si risale alla rotazione in testa al campione:

$$\vartheta = \frac{\Delta a_{acc}}{L_{acc}}$$

4. Interpretazione delle prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico

4.1 Valutazione delle proprietà dinamiche tramite la prova di colonna risonante

Tramite la prova di colonna risonante è possibile determinare i moduli e le caratteristiche di smorzamento dei terreni. Ciò avviene applicando ad un campione cilindrico un momento torcente periodico e di frequenza variabile al fine di individuare la risonanza del sistema. Nel dettaglio, mediante un generatore di funzioni e un amplificatore di potenza si genera un segnale elettrico sinusoidale, che può essere variato in frequenza e ampiezza (Lancellotta, 2012). Tale segnale elettrico viene poi trasformato in una coppia torcente (sollecitazione meccanica) tramite il motore elettromagnetico descritto nel Paragrafo 3.1, costituito da otto bobine interagenti con quattro magneti, solidali con la testa del campione.

Le ipotesi che vengono considerate nella determinazione delle proprietà dinamiche sono le seguenti:

- la risposta del campione nel piano sforzi – deformazioni è rappresentato da un ciclo di isteresi definito dall'area racchiusa dal suddetto ciclo e dalla pendenza della retta che ne congiunge gli estremi;
- il modulo di taglio determinato nelle prove di colonna risonante, in corrispondenza della frequenza di risonanza, corrisponde a tale pendenza relativa, pertanto, ad un numero molto elevato di cicli;
- il rapporto di smorzamento che si ricava è pari allo smorzamento critico relativo ad un sistema ad un grado di libertà, espresso come rapporto tra l'area racchiusa dal ciclo di isteresi e l'energia di deformazione elastica immagazzinata dal campione alla massima deformazione moltiplicata per 4π .

L'apparecchiatura, utilizzata nel presente lavoro di tesi, è di tipo fixed – free e può essere schematizzata come segue:

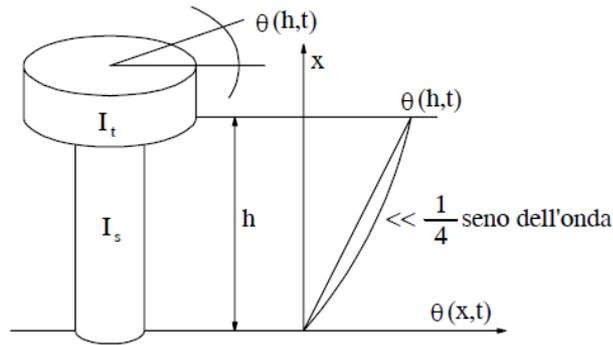


Figura 4.1. Schema di colonna risonante di tipo fixed-free (Pallara, 1995).

Sostanzialmente il campione è vincolato alla base e presenta sulla sommità il sistema eccitatore, ovvero una massa con momento d'inerzia I_t . Data tale geometria, la deformazione angolare lungo lo sviluppo del campione (che è pari ad $\frac{1}{4}$ del seno dell'onda) si può considerare lineare e l'errore risulta modesto (Lodde, 1982).

4.1.1 Determinazione del modulo di taglio

La valutazione del modulo di taglio G avviene considerando il provino di terreno come un materiale visco-elastico o alla Kelvin-Voigt e facendo riferimento alla teoria di propagazione di un'onda torsionale in un'asta prismatica, essendo l'eccitazione prodotta dal sistema elettromagnetico di tipo torsionale.

L'equazione del moto per vibrazioni torsionali è la seguente:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = \frac{1}{V_s^2} \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2}$$

Essendo θ le rotazioni in testa al provino e V_s la velocità di propagazione dell'onda.

Considerando la seguente soluzione armonica:

$$\theta(x, t) = (A_1 \sin kx + A_2 \cos kx)(A_3 \sin \omega t + A_4 \cos \omega t)$$

Ed applicando le condizioni iniziali ed al contorno, che definiscono, rispettivamente, l'incastro alla base inferiore e l'entità del momento torcente applicato alla base superiore:

$$\theta_{x=0;t=0} = 0$$

$$T_{x=h} = -T_0$$

La determinazione di G viene effettuata nella condizione di risonanza, in relazione alla Figura 4.2, tramite la seguente espressione:

$$\frac{I_g}{I_t} = \frac{\omega \cdot h}{V_s} \tan\left(\frac{\omega \cdot h}{V_s}\right)$$

Con I_θ il momento polare d'inerzia di massa del campione, I_t momento polare d'inerzia di massa del sistema forzante grava sul campione, ω_n la frequenza di risonanza, V_s la velocità di propagazione delle onde di taglio, h l'altezza del campione.

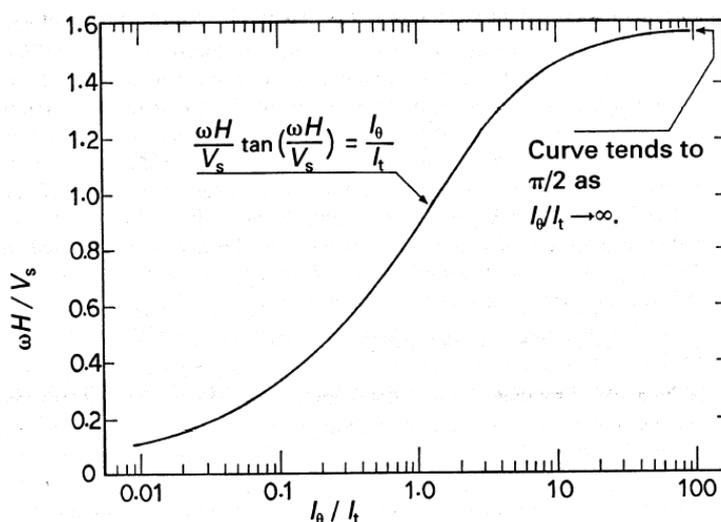


Figura 4.2. Andamento che mette in relazione le caratteristiche fisiche del campione e dell'apparecchiatura con la condizione di risonanza e la velocità di propagazione dell'onda di taglio (Ishihara, 1996).

Per un assegnato valore del rapporto I_s/ I_t , nota la frequenza di risonanza determinata sperimentalmente, tramite la suddetta equazione è possibile calcolare la velocità dell'onda di taglio e il modulo di taglio G , dalla relazione:

$$G = \rho \cdot V_s^2$$

4.1.2 Determinazione dello smorzamento

La valutazione del rapporto di smorzamento viene effettuata tramite due diversi metodi:

- Fattore di amplificazione – *Half Power Band Width Method* (oscillazioni forzate)
- Decremento logaritmico (oscillazioni libere)

Nel presente lavoro di tesi, per ciascun campione analizzato, il rapporto di smorzamento è stato determinato con entrambi i metodi. Pertanto, è stato possibile effettuare gli opportuni confronti ed evidenziare l'incremento di smorzamento dovuto alle correnti parassite generate dall'apparecchiatura, di cui si tratterà in dettaglio nel seguito.

4.1.2.1 Metodo del Fattore di Amplificazione (Half Power Band Width) – Oscillazioni Forzate

Per quanto concerne il primo metodo, viene definito il fattore di amplificazione M_f , corrispondente al rapporto tra la risposta in condizioni dinamiche e la risposta in condizione statiche, tramite la seguente relazione:

$$M_f = \frac{\vartheta}{\vartheta_s} = \frac{1}{\left[\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega^2} \right)^2 + \left(\frac{2\zeta\Omega}{\omega} \right)^2 \right]^{1/2}}$$

Con ϑ_s la rotazione statica e ϑ la rotazione in condizioni dinamiche; per quanto riguarda il secondo membro, Ω è la pulsazione della forzante, ω la pulsazione del sistema e ζ il fattore di smorzamento del sistema. Tramite tale relazione è possibile effettuare le seguenti valutazioni:

- se $\Omega/\omega \ll 1$, la frequenza della forzante è molto minore della frequenza naturale del sistema ed il fattore di amplificazione dinamica M_f risulta all'incirca pari all'unità per qualsiasi valore del fattore di smorzamento ζ . Ciò significa che la risposta è sostanzialmente statica.
- se $\Omega/\omega \gg 1$, la frequenza circolare della forzante è molto maggiore della frequenza circolare naturale del sistema. Di conseguenza, il fattore di amplificazione dinamica risulta prossimo allo zero, ovvero il sistema, in risposta alla forzante applicata, si deforma molto poco.

- se $\Omega/\omega = 1$, si è in condizioni di risonanza e il fattore di amplificazione risulta, dalla precedente equazione, pari a:

$$M_f = \frac{1}{2\zeta}$$

Si deduce, ovviamente, che all'aumentare del fattore di smorzamento, si ha una riduzione della risposta dinamica ϑ e, pertanto, una riduzione del fattore di amplificazione. D'altra parte, per valori sufficientemente piccoli di ζ , il fattore di amplificazione risulta massimo (quando $\Omega/\omega = 1$). Pertanto, è lecito considerare quest'ultima la condizione di risonanza.

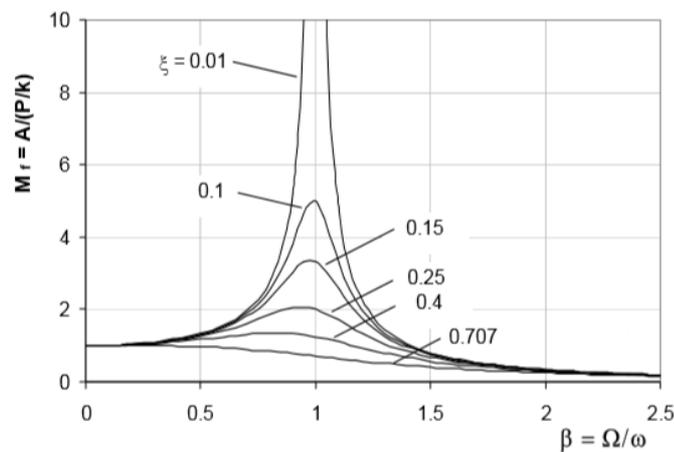


Figura 4.3. Oscillazioni forzate per un sistema visco-elastico ad un grado di libertà: variazione del fattore di amplificazione (Chopra, 2002).

Dalla relazione generale che esprime il fattore di amplificazione è possibile individuare che la derivata prima, rispetto al rapporto Ω/ω , si annulla per un valore della frequenza dell'eccitazione corrispondente al valore di risonanza:

$$\Omega = \omega \cdot \sqrt{1 - 2\zeta^2}$$

Pertanto, il massimo valore del fattore di amplificazione sarà il seguente:

$$M_{f,max} = \frac{1}{2\zeta \cdot \sqrt{1 - \zeta^2}}$$

Imponendo il valore di M_f pari a $M_{f,max}/\sqrt{2}$, si ha:

$$\frac{1}{\left[\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega^2} \right)^2 + \left(\frac{2\zeta\Omega}{\omega} \right)^2 \right]^{1/2}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{1}{2\zeta}$$

Ponendo $\Omega/\omega = \beta$ si ottengono le due radici:

$$\beta_{1,2} \approx 1 - \zeta^2 \mp \zeta \cdot \sqrt{1 - \zeta^2}$$

Da cui:

$$\beta_2 - \beta_1 \approx 2\zeta \cdot \sqrt{1 - \zeta^2} \approx 2\zeta$$

Si ottiene, pertanto, che il fattore di smorzamento risulta approssimato dalla differenza tra i due rapporti di frequenze β_2 e β_1 tramite la seguente relazione:

$$\zeta \approx \frac{\beta_2 - \beta_1}{2} = \frac{\Omega_2 - \Omega_1}{2\omega}$$

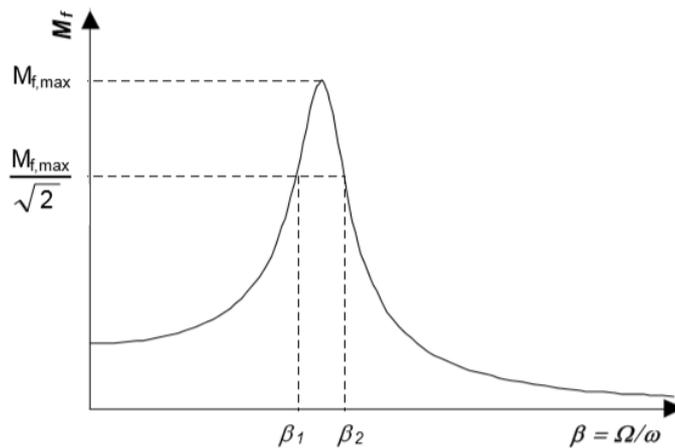


Figura 4.4. Determinazione del rapporto di smorzamento a partire dalla curva di amplificazione dinamica, half power method (Chopra, 2002).

Tuttavia, il metodo appena esplicito si basa sull'ipotesi fondamentale di materiale lineare elastico. Pertanto, essendo il terreno appartenente alla suddetta categoria esclusivamente entro limitati livelli deformativi, non risulta sempre possibile far riferimento al metodo del Fattore di Amplificazione al fine di determinare il rapporto di smorzamento. Difatti, ad eccitazioni crescenti (incremento progressivo della coppia torcente), corrispondono livelli deformativi via via più elevati. Dalla Figura 4.5 è possibile osservare come, all'aumentare della deformazione a taglio, si

verifichi una riduzione progressiva della frequenza di risonanza del campione. Di conseguenza, la relativa curva di risposta in frequenza risulta distorta e, per tal motivo, tramite l'applicazione del metodo Half Power Band Width, si genererebbe una sovrastima del rapporto di smorzamento, tanto maggiore all'aumentare del livello deformativo raggiunto: la suddetta valutazione produrrebbe una condizione a sfavore di sicurezza. Pertanto, risulta necessario operare tramite un metodo alternativo al fine di ottenere dei risultati di smorzamento affidabili in corrispondenza di alti livelli deformativi. D'altra parte, il metodo che verrà illustrato di seguito, essendo caratterizzato dalla sospensione dell'eccitazione, risulta meno influenzato dall'entità di smorzamento generato dall'apparecchiatura e, pertanto, più affidabile anche a bassi livelli deformativi.

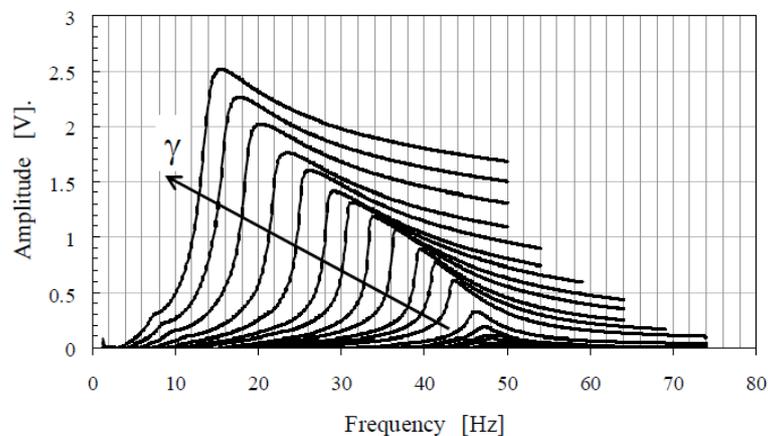


Figura 4.5. Curve di risposta in frequenza al variare del livello deformativo (Foti, 2016).

4.1.2.2 Metodo del Decremento Logaritmico – Oscillazioni Libere

Il secondo metodo, definito come metodo del 'Decremento Logaritmico', si basa sull'andamento delle oscillazioni della testa del campione a partire dal momento in cui la forza eccitatrice viene interrotta.

Considerando una soluzione in forma armonica relativa all'andamento dell'oscillazione smorzata, si ottiene la seguente equazione:

$$x(t) = e^{-\zeta\omega t} \cdot \left(\frac{\zeta\omega x_0}{\omega_D} \sin \omega_D t + x_0 \cos \omega_D t \right)$$

L'andamento nel tempo dell'ampiezza delle oscillazioni viene definito dall'esponenziale negativo: tanto maggiore è il fattore di smorzamento ζ , tanto più rapidamente le oscillazioni vengono smorzate. In Figura 4.6 l'esponenziale negativo viene rappresentato dalla linea tratteggiata. Inoltre, \dot{x}_0 e x_0 definiscono le condizioni iniziali, in particolare \dot{x}_0 è nullo in quanto l'eccitazione torsionale viene interrotta. La pulsazione e il periodo proprio dell'oscillazione smorzata vengono espresse, rispettivamente, come segue:

$$\omega_D = \omega \cdot \sqrt{1 - \zeta^2}$$

$$T_D = \frac{2\pi}{\omega_D}$$

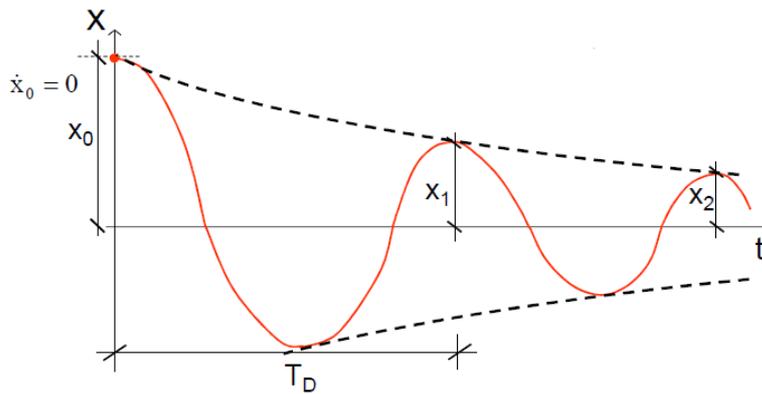


Figura 4.6. Andamento nel tempo delle oscillazioni libere smorzate alla testa del campione (Foti, 2016).

Anche in presenza di un fattore di smorzamento molto elevato (ad esempio $\zeta = 0.1$), il valore della pulsazione smorzata risulta pari alla pulsazione non smorzata e di conseguenza anche i periodi risultano gli stessi. Il rapporto tra due ampiezze consecutive, pertanto, viene espresso come:

$$\frac{x_n}{x_{n+1}} = e^{2\pi\zeta\frac{\omega}{\omega_D}}$$

Da cui si ottiene l'espressione del fattore di smorzamento ζ , in funzione del decremento logaritmico Δ_l .

$$\Delta_l \equiv \ln \frac{x_n}{x_{n+1}} = \frac{1}{N-1} \cdot \ln \left(\frac{x_1}{x_n} \right) = 2\pi\zeta \frac{\omega}{\omega_D} \approx 2\pi\zeta$$

$$\zeta = \frac{\Delta_l}{2\pi}$$

4.1.3 Esecuzione della prova ed elaborazione dei dati

Le prove di colonna risonante e la conseguente analisi dei risultati ottenuti, sono state effettuate tramite l'utilizzo del software LabVIEW 2016, il quale fornisce un ambiente di programmazione di tipo grafico ad oggetti. Consente di realizzare, difatti, programmi in forma di diagrammi a blocchi, che risultano di rilevante utilità ai fini del presente lavoro di tesi.

L'esecuzione della prova di colonna risonante, analogamente alla prova di taglio torsionale ciclico, prevede una fase di inserimento dei parametri di input, al fine di definire le caratteristiche geometriche iniziali del campione e settare le modalità di caricamento.

Il programma utilizzato per l'esecuzione della prova presenta 5 Tab control: Dati Campione, Consolidazione, Conf. Sweep, Sweep Freq., Grafici.

La prova viene eseguita a drenaggio chiuso, successivamente alle prime fasi di saturazione e consolidazione. In particolare, la fase di saturazione presenta una durata variabile, a seconda del grado di saturazione iniziale del campione e delle sue caratteristiche di permeabilità.

Nel Tab 'Conf Sweep' vengono inseriti i parametri di campionamento e della forma d'onda in uscita. Per la prova di colonna risonante, come è possibile individuare in Figura 4.7, per ciascuna frequenza vengono definiti: 1 ciclo di tempo d'attesa iniziale, 20 cicli di carico ed infine 10 cicli di tempo d'attesa finale, tramite i quali sarà possibile valutare lo smorzamento tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico' (oscillazioni libere).

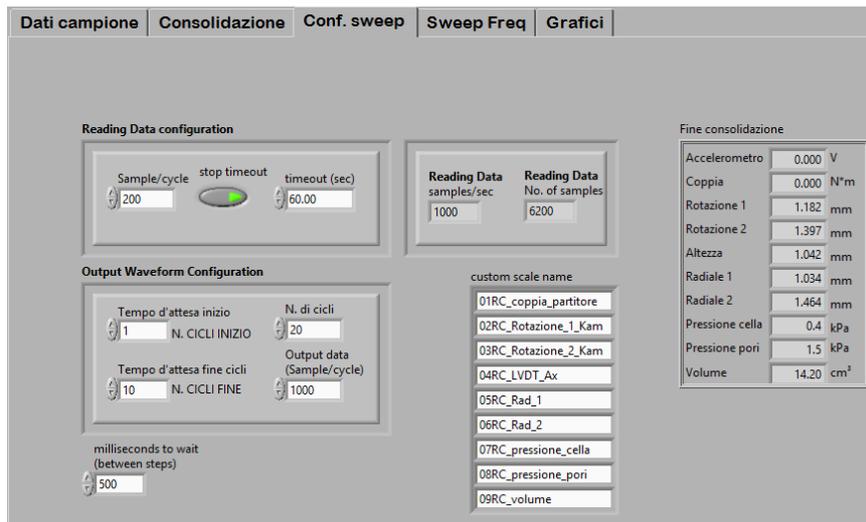


Figura 4.7. Pannello Conf. Sweep, relativo alla definizione della forma d'onda in uscita per la prova di colonna risonante.

Successivamente, nel pannello ‘Sweep Freq.’, sono stati impostati tutti i fattori necessari allo svolgimento della prova (Figura 4.8). ‘START Frequency’ ed ‘END Frequency’ rappresentano il valore minimo e il valore massimo di frequenza delle onde che verranno generate. In altri termini, per ciascuna ampiezza imposta, vengono prodotte una serie di onde sinusoidali che presentano frequenze comprese nel suddetto intervallo e via via crescenti con uno step di 0.10 Hz (‘STEP Frequency’). La definizione della frequenza iniziale e finale del range operativo, deve essere effettuata in maniera tale da far ricadere la frequenza di risonanza iniziale del campione all’interno di tale intervallo e in modo da avere una curva a campana costituita da 400/500 punti. Pertanto, valutata manualmente la frequenza di risonanza ω a fine consolidazione, tramite l’uso di un oscilloscopio analogico, viene individuato il seguente range di frequenze: $[\omega - 20Hz; \omega + 20Hz]$. In tal modo, essendo lo step di frequenza pari a 0.10 Hz, viene generata una curva nel piano ‘Frequenza – Ampiezza accelerometro’ costituita da 400 punti.

Tramite il campo ‘Select Test’ è possibile selezionare il Test da eseguire, da A a T, a ciascuno dei quali corrisponde una determinata ampiezza della forma d’onda, dalla più bassa (Test A), alla più alta (Test T). Tuttavia, in alcune prove non è stato possibile giungere all’applicazione dell’ampiezza massima a causa dell’eccessivo avvicinamento dei magneti alle relative bobine, generato dalla distorsione del campione. Difatti i magneti risultano solidali alla testa di campione tramite la molla che collega il drive plate. Tale condizione rappresenta un limite dell’attrezzatura.

Il grafico a sinistra, riportato in Figura 4.8, definisce la forma d'onda generata dall'amplificatore, mentre il grafico accanto rappresenta il momento torcente effettivamente applicato alla testa del campione tramite l'interazione magneti – solenoidi.

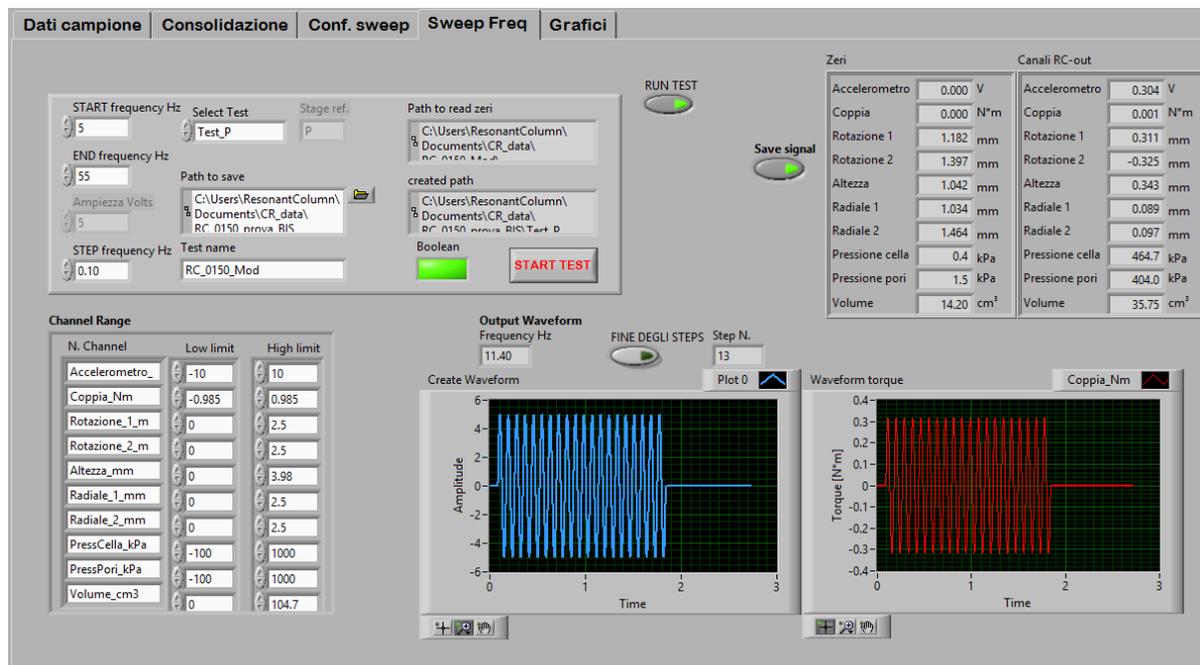


Figura 4.8. Pannello Sweep Freq. relativo all'inserimento dei parametri caratterizzanti il campo di frequenze delle forme d'onda applicate per la prova di colonna risonante.

Infine, nel pannello 'Grafici' è possibile osservare tre differenti output. In particolare, il primo grafico a sinistra mostra la risposta dell'accelerometro nel tempo, il quale misura le rotazioni in testa al provino in termini di tensione [V]. In teoria, la risposta dovrebbe essere all'incirca nulla per il primo ciclo, caratterizzata da una specifica ampiezza per i 20 cicli successivi, durante i quali viene applicata la forzante, e smorzata per gli ultimi 10 cicli di oscillazioni libere. Il grafico a destra raffigura la risposta dell'accelerometro in funzione della frequenza: da tale rappresentazione è possibile individuare la frequenza di risonanza, quale valore corrispondente alla massima ampiezza di risposta. D'altra parte, tramite il terzo grafico in basso, che mette in relazione la risposta dell'accelerometro, in termini di ampiezza [V], con il momento torcente applicato [N·m], viene identificata la condizione di risonanza nel momento in cui l'ellisse descritto risulta verticale (sfasamento delle due entità pari a $\pi/2$).

Al termine di ogni Test, come è possibile notare in Figura 4.9, vengono riportati: la suddetta frequenza di risonanza corrispondente al livello deformativo raggiunto, la relativa ampiezza

massima di risposta, le frequenze f_1 ed f_2 , corrispondenti all'ampiezza massima scalata del fattore $1/\sqrt{2}$ e necessarie al fine di calcolare lo smorzamento tramite il metodo del 'Fattore di Amplificazione'.

All'aumentare dell'ampiezza della forma d'onda in uscita, la frequenza di risonanza tende a ridursi in quanto il campione si degrada. Pertanto, è stato necessario impostare progressivamente nuovi valori di 'START Frequency' ed 'END Frequency', al fine di ottenere una curva centrata e mantenendo il medesimo numero di punti registrati (nel caso in esame, 400).

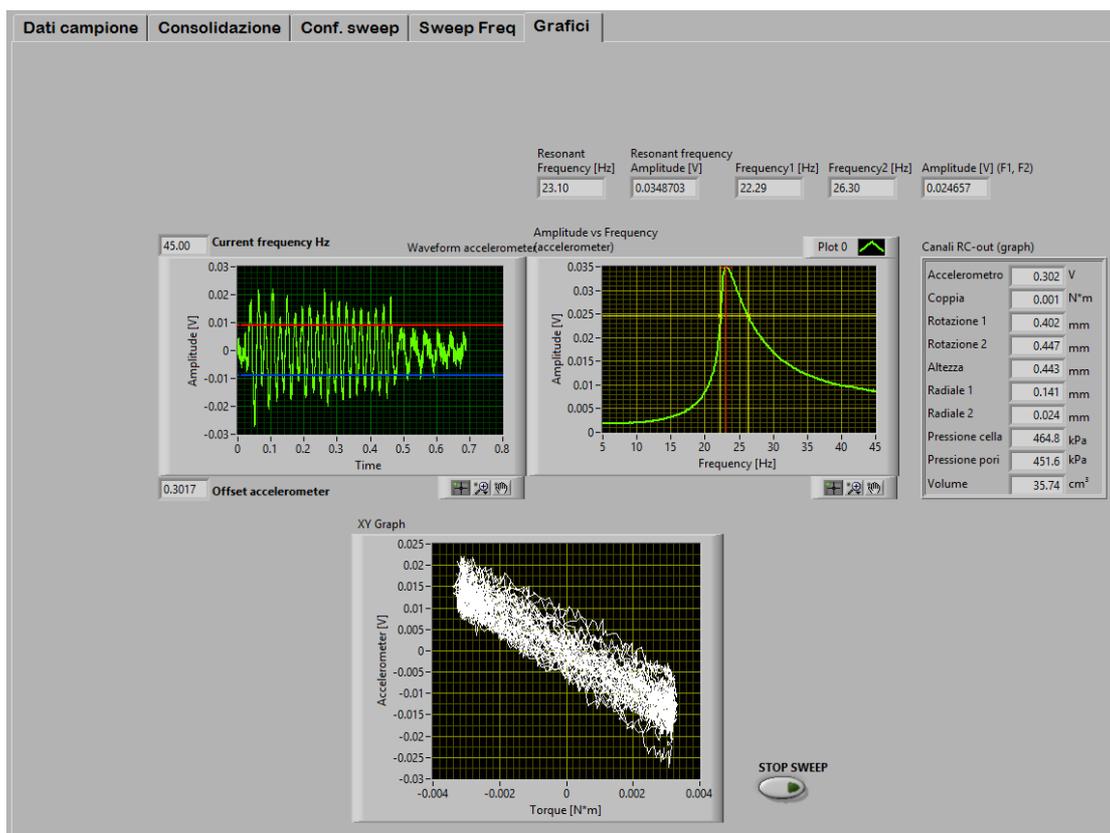


Figura 4.9. Rappresentazione della risposta dell'accelerometro in funzione del tempo e della frequenza di eccitazione.

Al termine di ogni prova di colonna risonante sono stati effettuati tre ulteriori Test (AA – BB – CC), caratterizzati da un'ampiezza della forma d'onda pari a quella dei Test A – B – C. Tale operazione viene eseguita al fine di valutare i cambiamenti del modulo di taglio a piccole deformazioni (G_0). Successivamente, si avvia una fase di consolidazione a drenaggio aperto, per una durata di almeno 24 h. Al termine della suddetta fase vengono nuovamente effettuati i tre Test a ridotta ampiezza d'onda: lo scopo consiste nel verificare se la prova di colonna risonante ha condotto ad un irrigidimento o, al contrario, ad una degradazione eccessiva della struttura del

campione. In quest'ultimo caso non sarebbe possibile eseguire la prova di taglio torsionale ciclico, in quanto i risultati non sarebbero attendibili.

I dati forniti in output dall'esecuzione della prova di colonna risonante vengono elaborati distintamente da altri due programmi implementati in LabVIEW, le cui rispettive funzioni sono le seguenti:

- Determinare la curva di decadimento del modulo di taglio G e la curva relativa al rapporto di smorzamento D nel campo del campo deformativo investigato.
- Valutare lo smorzamento tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico'.

In Figura 4.10 vengono mostrate le suddette curve fornite dall'elaborazione dei dati. È possibile notare la presenza dei tre punti relativi alla determinazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento al termine dell'esecuzione della prova, al fine di valutare la degradazione del campione e il conseguente incremento della capacità smorzante.

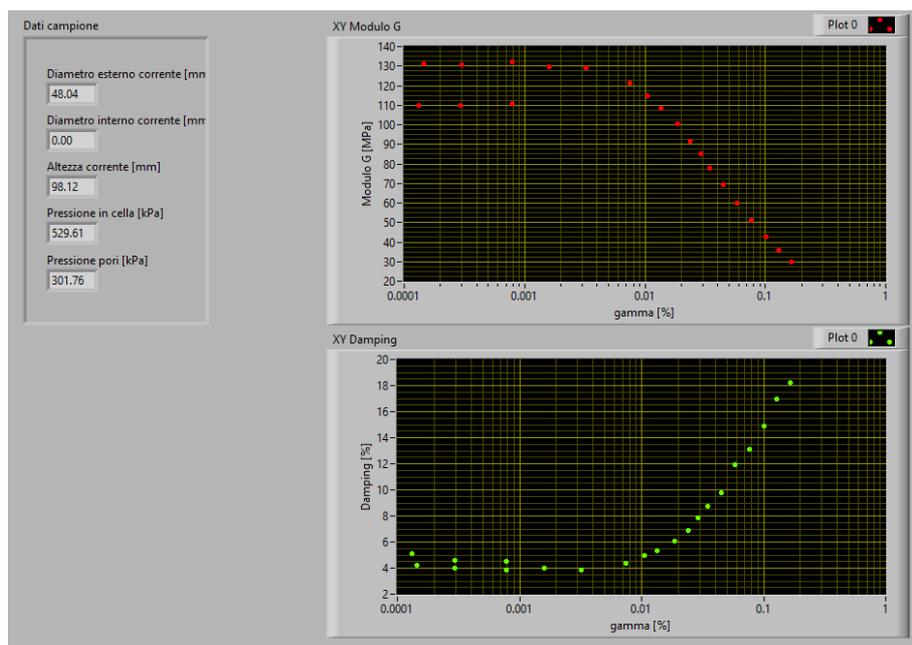


Figura 4.10. Rappresentazione della curva di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento forniti in output dal programma di elaborazione dei dati.

L'elaborazione dei dati forniti in output dalla prova di colonna risonante, conduce alla determinazioni delle grandezze espresse in Tabella 4.1, quali modulo di taglio, rapporto di smorzamento e relativa deformazione a taglio per ciascuno step. Inoltre, vengono riportate le sovrappressioni interstiziali, all'aumentare dell'ampiezza d'onda considerata, come differenza tra

la pressione generatasi nei pori per quel determinato step e la pressione iniziale. Ne deriva la determinazione della soglia deformativa volumetrica, quale valore in corrispondenza del quale si ha l'inizio dello sviluppo di tali sovrappressioni e, pertanto, di rilevanti deformazioni plastiche. Si riporta, a titolo di esempio, la determinazione relativa al comune di Castel Castagna (TE).

Tabella 4.1. Dati forniti dall'esecuzione della prova di colonna risonante in riferimento alla valutazione dell'andamento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento valutato con il metodo delle oscillazioni forzate, per il comune di Castel Castagna (TE).

<i>Sigla</i>	<i>Diametro esterno</i>	<i>Altezza</i>	<i>G</i>	γ	<i>D</i>	<i>Pressione in cella</i>	<i>Pressione nei pori</i>	<i>e</i>	Δu
[-]	[mm]	[mm]	[MPa]	[%]	[%]	[kPa]	[kPa]	[-]	[kPa]
RC_0159_MSC_A	48.08	98.15	130.87	0.00014	4.20	529.74	233.51	0.426	0.00
RC_0159_MSC_B	48.08	98.15	130.48	0.00030	3.99	529.75	234.11	0.426	0.60
RC_0159_MSC_C	48.08	98.15	132.03	0.00079	3.85	529.77	234.45	0.426	0.94
RC_0159_MSC_D	48.08	98.15	129.70	0.00159	4.02	529.74	234.99	0.426	1.48
RC_0159_MSC_E	48.08	98.15	129.32	0.00323	3.84	529.73	235.32	0.426	1.81
RC_0159_MSC_F	48.08	98.15	121.35	0.00751	4.36	529.71	235.05	0.426	1.54
RC_0159_MSC_G	48.08	98.15	114.73	0.01049	4.99	529.71	235.03	0.426	1.52
RC_0159_MSC_H	48.08	98.15	108.64	0.01348	5.35	529.54	235.65	0.426	2.14
RC_0159_MSC_I	48.08	98.15	100.67	0.01854	6.10	529.35	236.49	0.426	2.98
RC_0159_MSC_L	48.08	98.15	91.70	0.02394	6.87	529.55	237.31	0.426	3.80
RC_0159_MSC_M	48.08	98.15	85.01	0.02902	7.86	529.59	239.26	0.425	5.75
RC_0159_MSC_N	48.08	98.15	77.98	0.03471	8.77	529.60	241.54	0.425	8.03
RC_0159_MSC_O	48.07	98.15	69.55	0.04510	9.80	529.60	244.39	0.425	10.88
RC_0159_MSC_P	48.07	98.15	60.02	0.05771	11.92	529.59	249.00	0.425	15.49
RC_0159_MSC_Q	48.07	98.14	50.96	0.07713	13.09	529.58	255.56	0.425	22.05
RC_0159_MSC_R	48.06	98.14	42.64	0.10100	14.86	529.57	265.70	0.424	32.19
RC_0159_MSC_S	48.05	98.13	35.87	0.12887	16.93	529.74	277.71	0.424	44.20
RC_0159_MSC_T	48.04	98.13	29.86	0.16472	18.25	529.77	289.80	0.423	56.29
RC_0159_MSC_AA	48.04	98.12	110.03	0.00013	5.12	529.25	301.81	0.423	68.30
RC_0159_MSC_BB	48.04	98.12	109.68	0.00030	4.63	529.59	302.09	0.423	68.58
RC_0159_MSC_CC	48.04	98.12	110.75	0.00078	4.51	529.61	301.76	0.423	68.25
RC_0159_MSC_TTC_AA	47.98	98.00	144.96	0.00013	4.08	528.60	231.05	0.418	0.00
RC_0159_MSC_TTC_BB	47.98	98.00	144.55	0.00028	3.58	528.86	231.31	0.418	0.27
RC_0159_MSC_TTC_CC	47.98	98.00	142.92	0.00077	3.57	528.91	231.82	0.418	0.78

Vengono di seguito riportate le curve di decadimento ottenute, in relazione anche alla valutazione del modulo di taglio G e del rapporto di smorzamento D prima dell'esecuzione della prova di taglio torsionale ciclico.

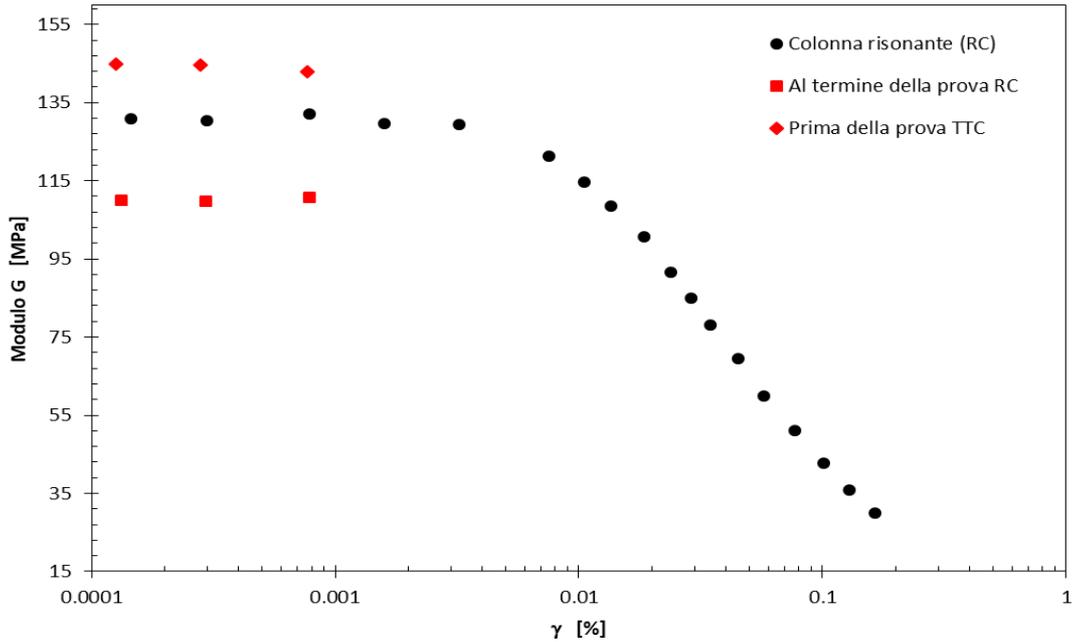


Figura 4.11. Curva di decadimento del modulo di taglio in funzione del livello deformativo per il comune di Castel Castagna (TE).

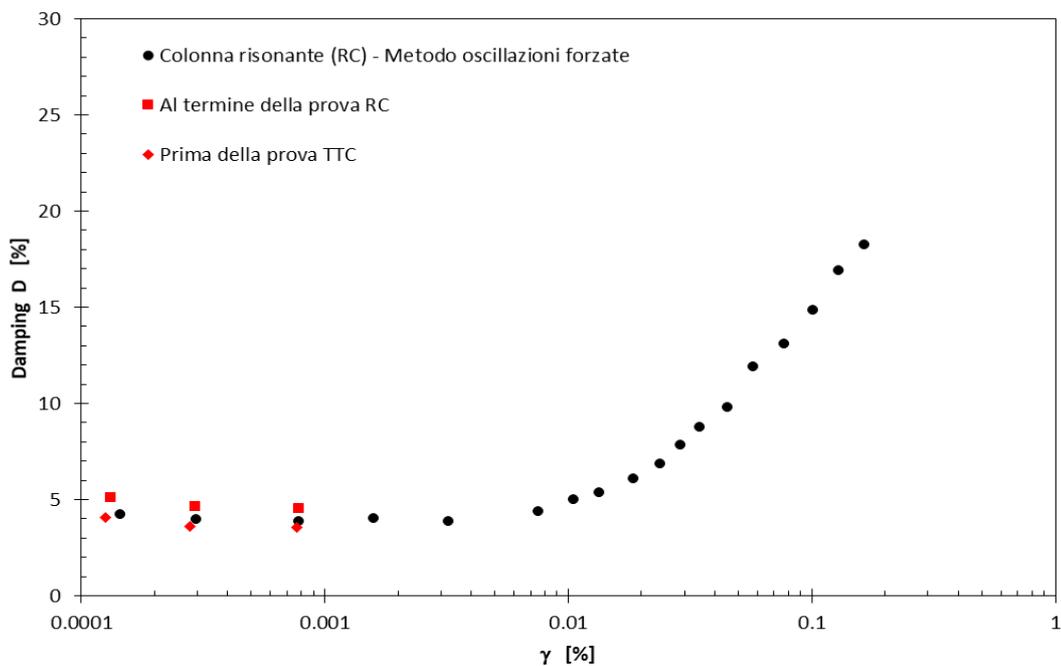


Figura 4.12. Curva relativa al rapporto di smorzamento in funzione del livello deformativo per il comune di Castel Castagna (TE).

È possibile notare come, al termine della prova di colonna risonante, si verifichi sia una riduzione del modulo di taglio di circa 20 MPa, sia un incremento di smorzamento di circa l'1 %. D'altra parte, prima dell'esecuzione della prova di taglio torsionale ciclico, si osserva un incremento del modulo di taglio al di sopra dei valori inizialmente individuati (di entità pari a 15 MPa) e,

simultaneamente, un ritorno dei valori di smorzamento alle condizioni iniziali. Tali sviluppi sono associati ad una degradazione del campione durante la prova di colonna risonante e ad un successivo irrigidimento nella fase di consolidazione che precede l'esecuzione della prova di taglio torsionale ciclico. Tuttavia, l'esecuzione della suddetta prova, in relazione all'eventuale condizione di degradazione del provino, è stata possibile per ciascun campione esaminato in quanto, il valore del modulo di taglio a piccole deformazioni non è risultato sostanzialmente modificato.

Per quanto concerne la valutazione dello smorzamento tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico', la Figura 4.13 mostra due rette verticali che individuano, rispettivamente e partendo da sinistra, l'istante di arresto dell'eccitazione torsionale e l'istante in cui il campione genera una risposta nulla, in riferimento alla frequenza di risonanza.

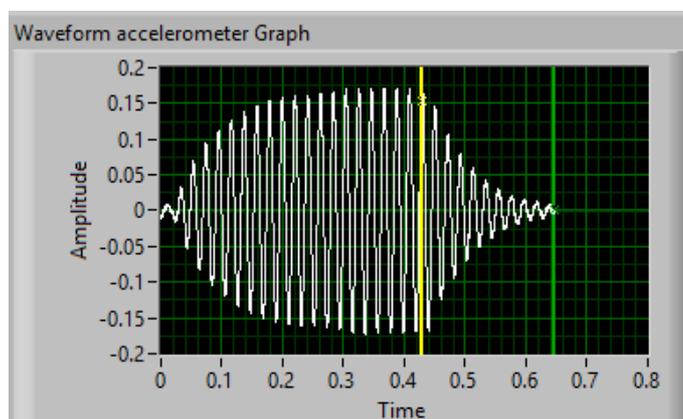


Figura 4.13. Identificazione dell'intervallo temporale in cui si collocano le oscillazioni libere e viene eseguita la valutazione dello smorzamento.

In corrispondenza del suddetto intervallo temporale, caratterizzato da dieci cicli di oscillazione, coerentemente con quanto inserito precedentemente nel Tab Control 'Conf. Sweep', viene determinato lo smorzamento tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico' (Figura 4.14). Il Software individua i picchi e le creste relativi a ciascun ciclo, applicando il metodo dei minimi quadrati su un determinato numero di punti, a discrezione dell'utente e editabile dal pannello a sinistra del grafico in Figura 4.14 ('width peaks' e 'width valley'). Sulla base dell'identificazione di tali punti, vengono tracciate le due curve esponenziali decrescenti, dalle cui equazioni è possibile risalire allo smorzamento del campione. In particolare, viene valutato il rapporto di smorzamento per ciascuna delle due equazioni, l'una riferita al decremento dei picchi, l'altra al decremento delle creste, effettuandone la media aritmetica.

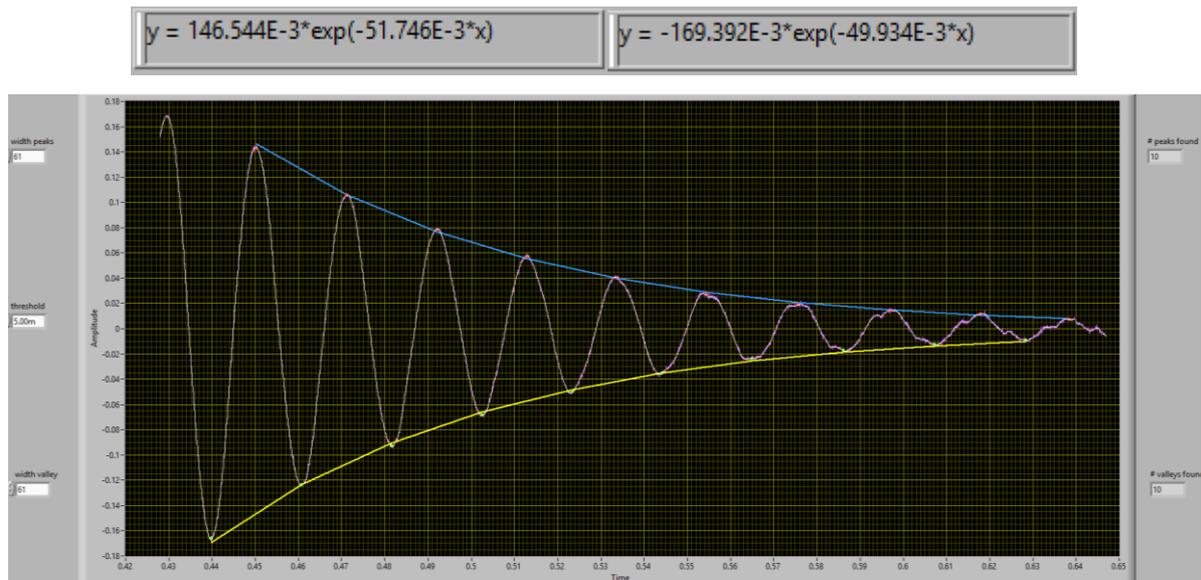


Figura 4.14. Andamento esponenziale decrescente delle oscillazioni libere del campione relativo al comune di Castel Castagna (TE).

I risultati ottenuti dall'elaborazione delle oscillazioni libere relative a ciascuna ampiezza di forma d'onda applicata sul campione, distinte in base alla sigla, vengono riportati in Tabella 4.2.

Tabella 4.2. Dati forniti dall'elaborazione dell'andamento delle oscillazioni libere e determinazione del relativo smorzamento, in relazione al campione di Castel Castagna (TE).

Sigla [-]	Peak				Valley			
	Frequenza [Hz]	Amplitude [V]	D [-]	Width [-]	Amplitude [V]	D [-]	Width [-]	D _{MEDIO} [%]
RC_0159_MSC_A	67.50	0.025	-0.032	61	-0.028	-0.029	61	3.08
RC_0159_MSC_B	67.40	0.052	-0.030	61	-0.060	-0.029	61	2.97
RC_0159_MSC_C	67.80	0.140	-0.027	61	-0.150	-0.026	61	2.63
RC_0159_MSC_D	67.20	0.293	-0.027	61	-0.318	-0.026	61	2.65
RC_0159_MSC_E	67.10	0.561	-0.027	61	-0.608	-0.027	61	2.72
RC_0159_MSC_F	65.00	1.198	-0.032	61	-1.330	-0.032	61	3.22
RC_0159_MSC_G	63.20	1.562	-0.037	61	-1.748	-0.036	61	3.65
RC_0159_MSC_H	61.50	1.878	-0.040	61	-2.121	-0.040	61	4.03
RC_0159_MSC_I	59.20	2.204	-0.047	61	-2.595	-0.048	61	4.74
RC_0159_MSC_L	56.50	2.579	-0.054	61	-3.085	-0.054	61	5.42
RC_0159_MSC_M	54.40	2.765	-0.061	61	-3.422	-0.062	61	6.16
RC_0159_MSC_N	52.10	3.068	-0.068	61	-3.824	-0.069	61	6.81
RC_0159_MSC_O	49.20	3.306	-0.083	61	-4.261	-0.082	61	8.25
RC_0159_MSC_P	45.70	3.593	-0.094	61	-4.789	-0.094	61	9.42
RC_0159_MSC_Q	42.10	3.856	-0.108	61	-5.380	-0.110	61	10.92
RC_0159_MSC_R	38.50	4.091	-0.127	61	-5.852	-0.121	61	12.41
RC_0159_MSC_S	35.30	4.148	-0.143	61	-6.384	-0.142	61	14.24
RC_0159_MSC_T	32.20	4.243	-0.156	61	-6.679	-0.154	61	15.49
RC_0159_MSC_AA	61.80	0.019	-0.027	61	-0.019	-0.033	61	2.98
RC_0159_MSC_BB	61.70	0.046	-0.040	61	-0.050	-0.038	61	3.86
RC_0159_MSC_CC	62.00	0.118	-0.036	61	-0.132	-0.035	61	3.54
RC_0159_MSC_TTC_AA	70.80	0.025	-0.028	61	-0.029	-0.033	61	3.05
RC_0159_MSC_TTC_BB	70.70	0.056	-0.026	61	-0.062	-0.027	61	2.64
RC_0159_MSC_TTC_CC	70.30	0.155	-0.025	61	-0.167	-0.025	61	2.48

Si riporta di seguito l'andamento del rapporto di smorzamento ottenuto dal suddetto metodo.

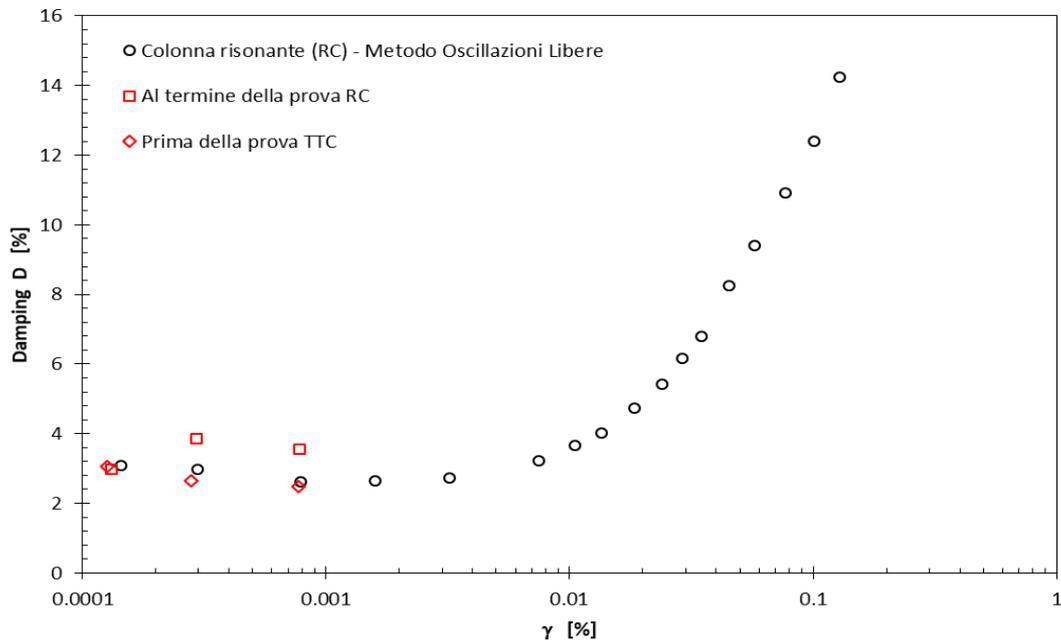


Figura 4.15. Curva relativa al rapporto di smorzamento valutato tramite il metodo del Decremento Logaritmico o Oscillazioni Libere, relativa al comune di Castel Castagna (TE).

Dalla Figura 4.16 è possibile osservare come il metodo delle oscillazioni libere conduca ad un valore minore del rapporto di smorzamento calcolato a bassi livelli deformativi. Nel caso in esame, tale scostamento risulta di circa l'1 %. Le cause della suddetta differenza verranno esaminate nel dettaglio nel Capitolo 5.

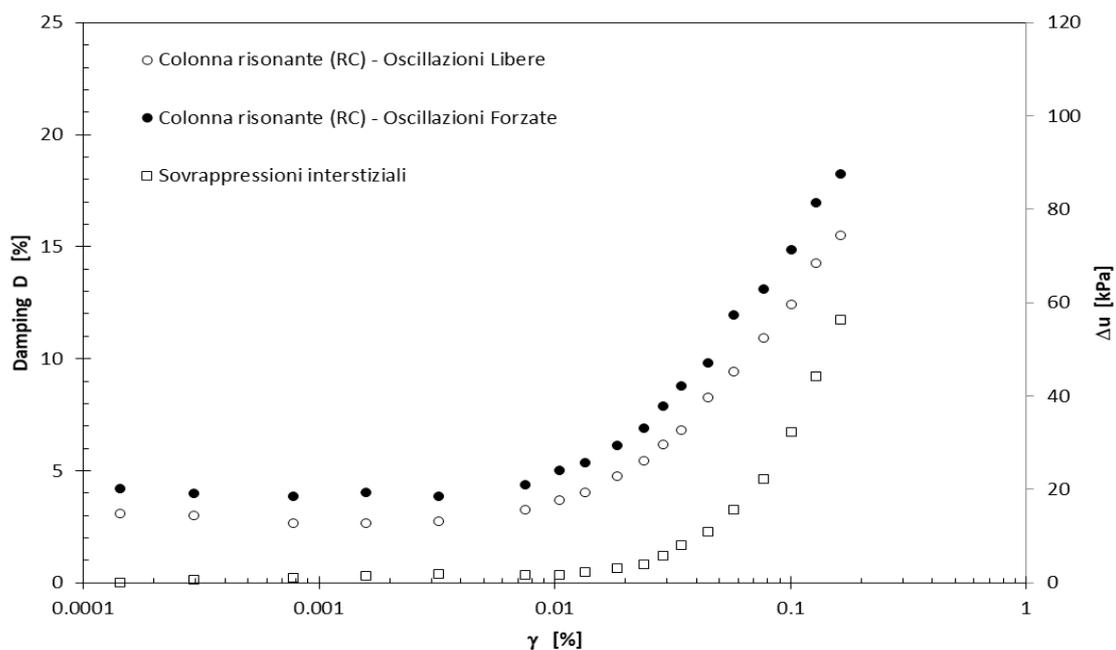


Figura 4.16. Confronto tra gli andamenti delle curve di smorzamento determinate tramite il metodo delle Oscillazioni Forzate e il metodo delle Oscillazioni Libere, con lo sviluppo delle relative sovrappressioni interstiziali, inerenti al comune di Castel Castagna (TE).

Inoltre, in funzione dei relativi valori riportati in Tabella 4.1, simultaneamente all'andamento del rapporto di smorzamento, si riporta lo sviluppo delle sovrappressioni interstiziali Δu in funzione del livello deformativo.

Tale confronto viene effettuato in quanto l'andamento non lineare dello smorzamento e l'accumulo di sovrappressioni interstiziali risultano chiaramente collegati. In particolare, all'aumentare del livello deformativo e per valori di deformazione che superino la soglia volumetrica (Capitolo 6), si genera l'accumulo di significative deformazioni plastiche da cui dipende l'incremento dello smorzamento e la crescita delle sovrappressioni. Difatti, dalla Figura 4.16, è possibile notare come il valore di deformazione a taglio in corrispondenza della quale si iniziano a generare sovrappressioni, risulti coincidente con la deformazione per cui si sviluppa una rapida crescita dello smorzamento.

4.2 Valutazione delle proprietà dinamiche tramite la prova di taglio torsionale ciclico

Le prove di taglio torsionale ciclico consentono la valutazione delle caratteristiche dinamiche dei terreni a livelli deformativi medio bassi ($10^{-4} \% < \gamma < 1\%$). L'apparecchiatura utilizzata per l'esecuzione di tale prova, come specificato precedentemente, è la medesima della prova di colonna risonante. Come detto precedentemente, nel presente lavoro di tesi, le prove di taglio torsionale ciclico (TTC) sono state eseguite successivamente ad una fase di consolidazione dal termine della prova di colonna risonante (RC). La modalità d'applicazione del momento torcente sulla testa del campione è pari a quella relativa alla prova di colonna risonante. La differenza consiste nella frequenza del segnale inviato (sinusoidale o triangolare), che non risulta variabile bensì costante e predeterminata, con ampiezza via via crescente. Per ciascuna ampiezza di sollecitazione imposta, è possibile definire il relativo ciclo d'isteresi nel piano sollecitazioni – deformazioni, tramite la misura delle rotazioni della testa del provino, valutate dai due trasduttori di non contatto.

4.2.1 Determinazione del modulo di taglio e dello smorzamento

In particolare, facendo riferimento al valore di deformazione a taglio e tensione tangenziale ad una distanza pari a $2/3$ del raggio dall'asse di rotazione, si ottiene:

$$\tau = \frac{2}{3} R \cdot \frac{M_t}{J}$$

$$\gamma = \frac{2}{3} \cdot \frac{R}{h} \cdot \vartheta$$

Con R il raggio del campione, M_t il momento torcente applicato, J il momento d'inerzia polare della generica sezione trasversale, h l'altezza del provino e ϑ la rotazione in testa, misurata dai trasduttori di non contatto.

Tramite tali equazioni è possibile descrivere i cicli di isteresi nel piano $\tau - \gamma$ e quindi ricavare i valori del modulo di taglio G e del rapporto di smorzamento D come segue:

$$G = \frac{\tau_c}{\gamma_c}$$
$$D = \frac{A_c}{4 \cdot \pi \cdot A_e}$$

con τ_c e γ_c la tensione e la deformazione ciclica, A_c l'energia dissipata ad ogni ciclo, rappresentata dall'area interna al ciclo stesso, ed A_e , come definita in precedenza, l'energia di deformazione elastica immagazzinata dal campione alla massima deformazione. Quest'ultima viene espressa come:

$$A_e = \frac{G \cdot \gamma_c^2}{2}$$

Come esempio, è possibile osservare nella figura seguente sei cicli di isteresi corrispondenti ad uno step di calcolo di una prova di taglio torsionale ciclico. All'aumentare del numero di cicli, è possibile osservare una riduzione della rigidità ed un relativo aumento delle capacità dissipative. Ciò corrisponde ad una riduzione del modulo di taglio secante G e ad un simultaneo incremento del rapporto di smorzamento, analogamente alle sovrappressioni interstiziali. Tale variazione delle proprietà dinamiche in funzione del numero di cicli risulta tanto più sensibile quanto maggiore è il livello deformativo ciclico, in particolare a partire da deformazioni maggiori della soglia volumetrica.

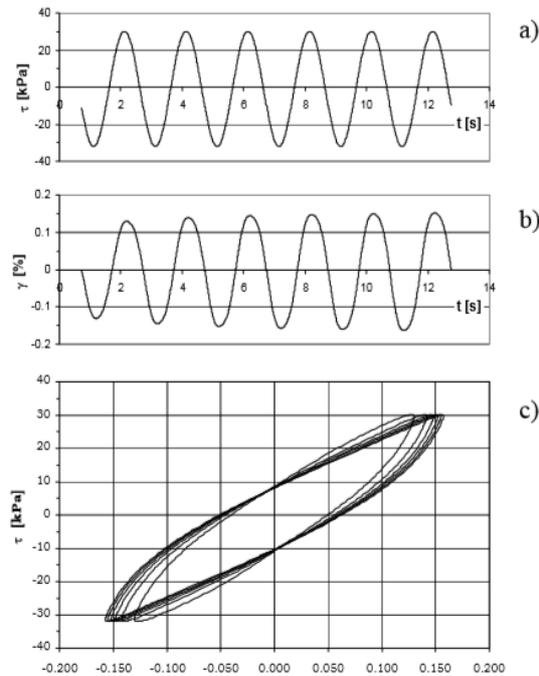


Figura 4.17. Risultati di una prova TTC: tracce temporali a) e b) e cicli di isteresi c) per deformazioni di taglio medio-elevate (Chopra, 2002).

In altre parole, come sarà confermato dai risultati sperimentali del presente lavoro di tesi, a parità di numero di cicli, la degradazione ciclica cresce al crescere della deformazione a taglio raggiunta. Inoltre, la riduzione del modulo di taglio e l'incremento dello smorzamento diventano meno significativi all'aumentare del rapporto di sovraconsolidazione. Tuttavia, non avendo svolto prove edometriche sui campioni in esame e non essendo, pertanto, a conoscenza del grado di sovraconsolidazione di ciascuno, non è stato possibile effettuare considerazioni a proposito e verificare tale aspetto.

La degradazione ciclica, in relazione ad una determinata ampiezza della forma d'onda applicata, viene definita come il rapporto tra l'entità della grandezza riferita al ciclo N e l'entità riferita al ciclo iniziale.

$$\delta_G = \frac{G(N)}{G(1)}$$

Essendo la prova di taglio torsionale ciclico una prova a controllo di carico, a differenza della prova di colonna risonante, consente di valutare la variazione ciclica dei parametri G e D analizzati, oltre alla loro intrinseca degradazione dinamica.

Tuttavia, nel presente lavoro, è stata considerata principalmente la degradazione dinamica al fine di valutare le differenze rispetto ai risultati ottenuti con la prova di colonna risonante.

4.2.2 Esecuzione della prova ed elaborazione dei dati

Analogamente alla prova di colonna risonante, l'esecuzione della prova di taglio torsionale ciclico prevede l'inserimento dei parametri di campionamento e di definizione della forma d'onda applicata al campione. In tal caso, non vengono definiti tempi d'attesa per i cicli d'inizio e di fine, in quanto tale prova non è impostata al fine di valutare lo smorzamento corrispondente ad oscillazioni libere, bensì alla determinazione diretta della suddetta proprietà dinamica (Figura 4.18).

Come detto precedentemente nel Paragrafo 4.2, la prova di taglio torsionale ciclico è caratterizzata da forme d'onda a frequenza costante e con ampiezza via via crescente ad ogni step successivo. Pertanto, nel pannello 'Sweep Freq.', le frequenze di inizio e fine vengono impostate pari allo stesso valore, ovvero 0.1 Hz (Figura 4.19).

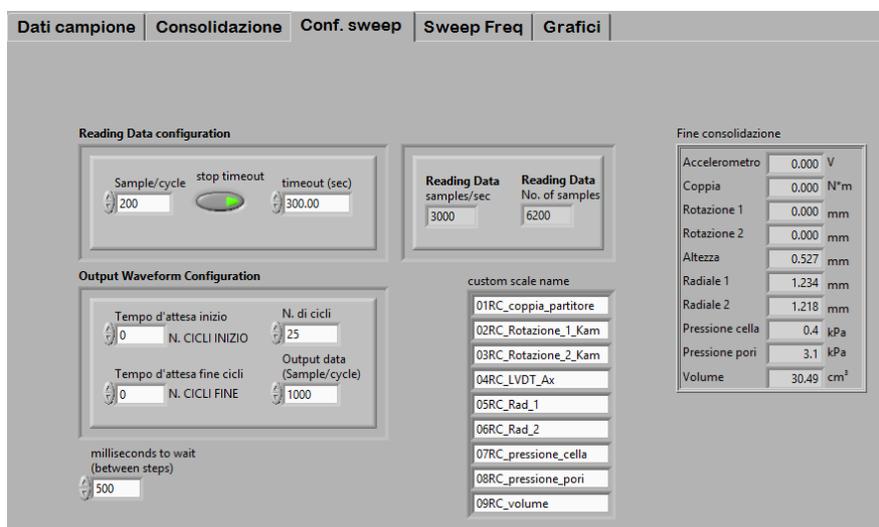


Figura 4.18. Pannello Conf. Sweep, relativo alla definizione della forma d'onda in uscita per la prova di taglio torsionale ciclico.

I grafici riportati in Figura 4.19 rappresentano, come per la colonna risonante, l'uno la forma d'onda in termini di tensione e l'altro il torcente applicato tramite l'interazione magneti – solenoidi. Gli step di carico sviluppati nella prova di taglio torsionale ciclico sono otto (Stage ref.

A – H) e, pertanto, tale prova indaga un campo deformativo più ristretto rispetto alla prova di colonna risonante e con frequenze di carico decisamente minori.

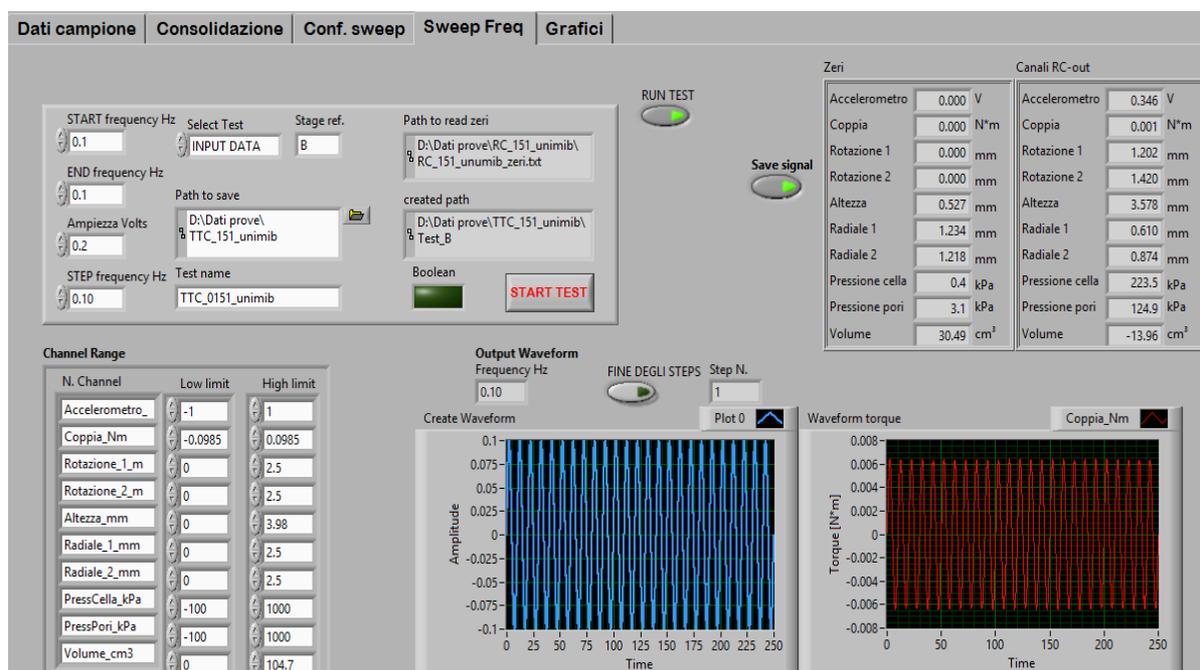


Figura 4.19. Pannello Sweep Freq. inerenti all'inserimento dei parametri caratterizzanti le frequenze delle forme d'onda per la prova di taglio torsionale ciclico.

L'elaborazione dei dati forniti dalla prova di taglio torsionale ciclico prevede l'utilizzo di un ulteriore programma implementato in LabVIEW, al fine di consentire la determinazione del modulo di taglio secante e del rapporto di smorzamento relativi ad ogni ciclo di ogni step di carico.

Dal punto di vista esecutivo, la definizione del ciclo d'isteresi nel piano tensioni – deformazioni, viene ottenuta tramite un'associazione dei picchi individuati nell'andamento sinusoidale della forzante (grafico in basso della Figura 4.20) e i relativi valori di deformazione a taglio per quel determinato istante di tempo. Tali valori di deformazione vengono ottenuti a partire dalle rotazioni della testa del provino, misurate tramite i due trasduttori di non contatto, le cui risposte vengono sovrapposte e raffigurate nel grafico in alto a destra della Figura 4.20.

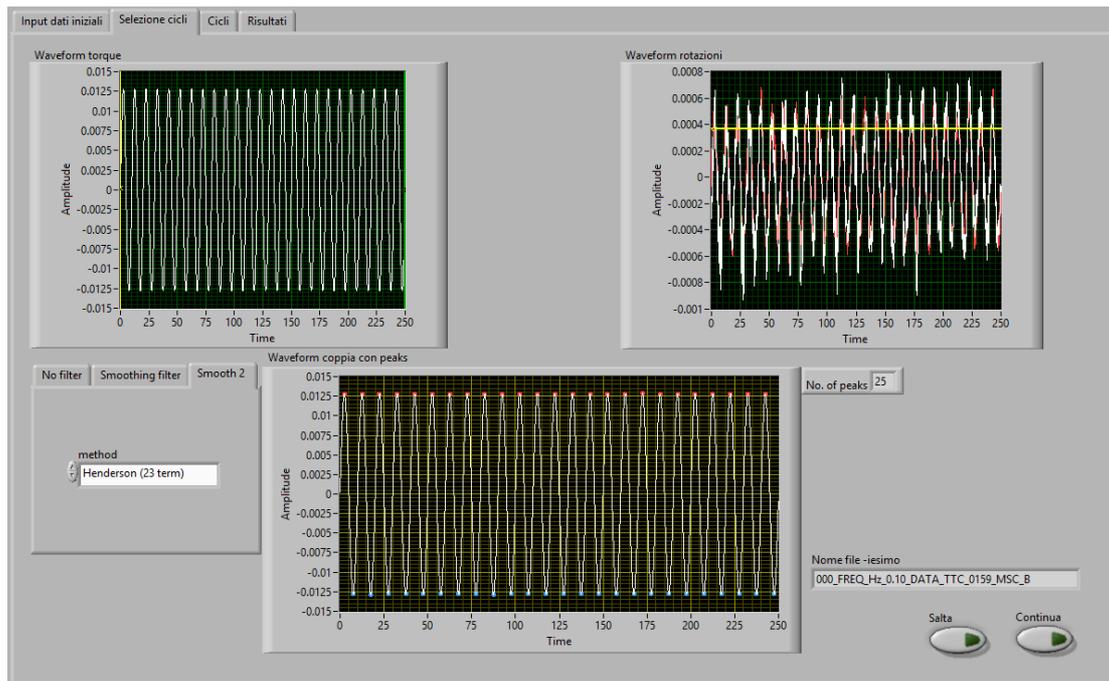


Figura 4.20. Rappresentazione della forzante applicata in termini di momento torcente e risposta del campione in termini di rotazioni.

Nel Tab ‘Cicli’ viene così rappresentato il grafico tensioni – deformazioni nel piano $\tau - \gamma$, variabile a seconda del numero di ciclo e dello step di carico considerati. Per ciascun diagramma, corrispondente ad un ciclo, vengono riportati:

- la tensione e la deformazione massime [Tau_m , $gamma_m$];
- il modulo di taglio secante [G_0]
- il rapporto di smorzamento e l’area racchiusa dal ciclo, sulla base della quale si ottiene il suddetto valore [Damping].

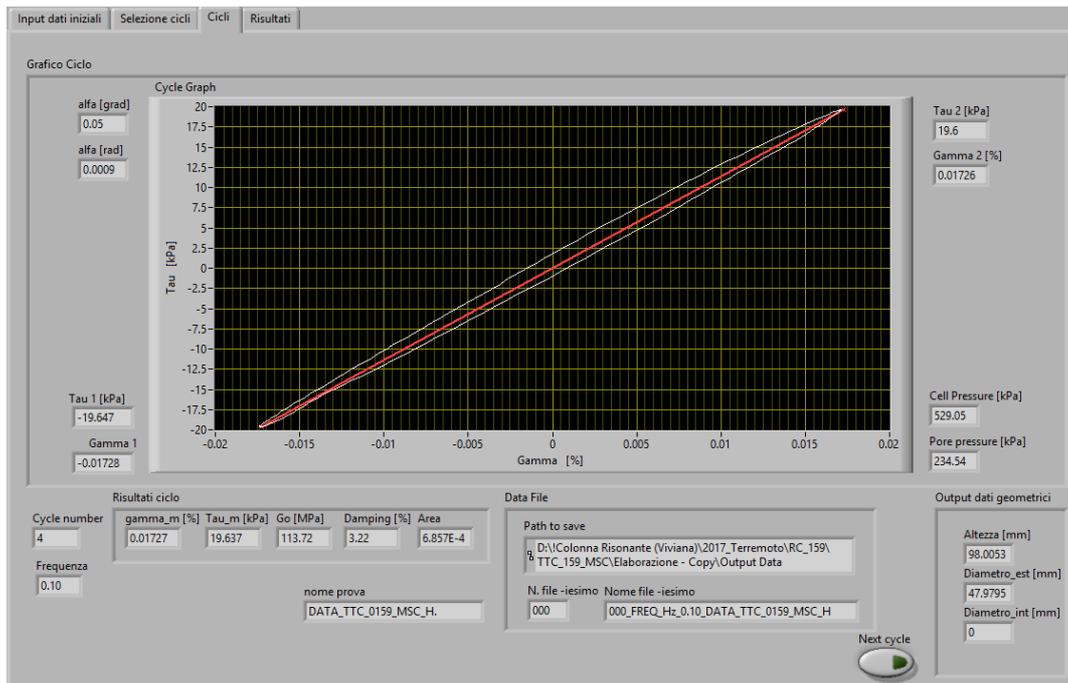


Figura 4.21. Ciclo d'isteresi nel piano tensioni - deformazioni e individuazione del relativo modulo di taglio secante e rapporto di smorzamento.

Infine, nel Tab 'Risultati' è possibile osservare la degradazione ciclica relativa al modulo di taglio e il corrispondente incremento del rapporto di smorzamento, all'aumentare del numero di cicli e per ciascuna ampiezza di forma d'onda applicata (Figura 4.22).

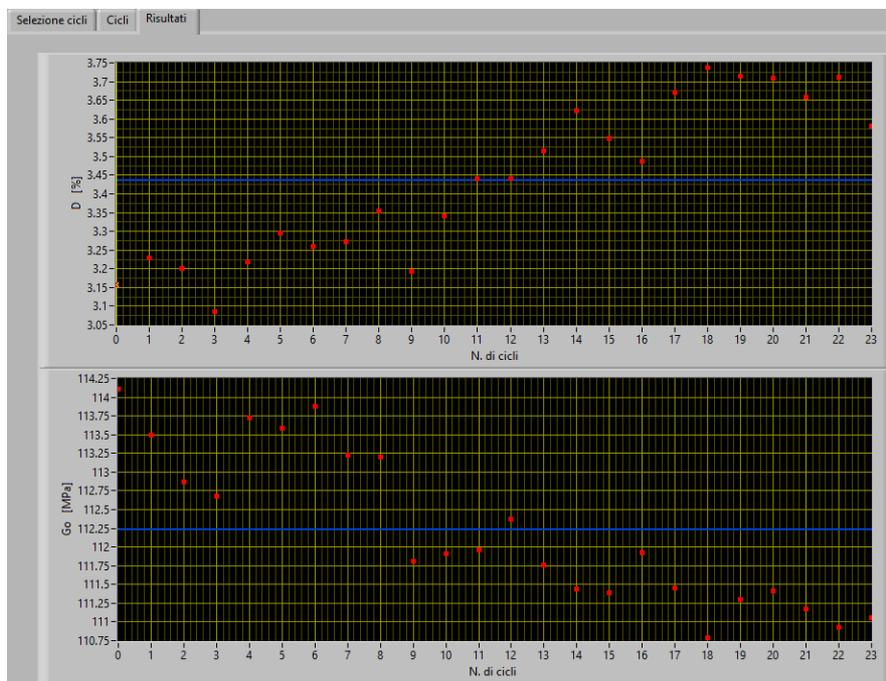


Figura 4.22. Degradazione ciclica dei parametri dinamici.

Il programma di elaborazione dati fornisce, in relazione ad un determinato step di carico, i risultati relativi alle grandezze riportate in Tabella 4.3. Si procede, a titolo di esempio, con l'analisi relativa al campione esaminato del comune di Castel Castagna (TE).

Tabella 4.3. Dati forniti dall'esecuzione della prova di taglio torsionale ciclico in riferimento al diagramma tensioni – deformazioni e all'andamento ciclico del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, per una determinata ampiezza della forma d'onda applicata, inerenti al comune di Castel Castagna (TE).

<i>N° ciclo</i>	<i>Altezza</i>	<i>Diametro esterno</i>	γ	t	G	D	<i>Pressione in cella</i>	<i>Pressione nei pori</i>	a	e	Δv
[-]	[mm]	[mm]	[%]	[kPa]	[Mpa]	[%]	[kPa]	[kPa]	[rad]	[-]	[kPa]
0	98.01	47.98	0.016324	19.62	120.19	3.16	529.03	234.52	0.00083	0.41762	1.257
1	98.01	47.98	0.016414	19.62	119.54	3.23	529.05	234.49	0.00084	0.41761	1.225
2	98.01	47.98	0.016507	19.62	118.89	3.20	529.05	234.57	0.00084	0.41761	1.308
3	98.01	47.98	0.016537	19.63	118.70	3.09	529.07	234.59	0.00084	0.41761	1.331
4	98.01	47.98	0.016394	19.64	119.78	3.22	529.05	234.54	0.00084	0.41761	1.281
5	98.01	47.98	0.016415	19.64	119.63	3.30	529.05	234.62	0.00084	0.41761	1.354
6	98.01	47.98	0.016375	19.64	119.94	3.26	529.06	234.63	0.00083	0.41761	1.368
7	98.01	47.98	0.016469	19.64	119.25	3.27	529.05	234.73	0.00084	0.41761	1.470
8	98.01	47.98	0.016471	19.64	119.24	3.35	529.05	234.86	0.00084	0.41761	1.599
9	98.01	47.98	0.01668	19.64	117.76	3.19	529.05	234.84	0.00085	0.41761	1.582
10	98.01	47.98	0.016655	19.63	117.87	3.34	529.04	234.79	0.00085	0.41761	1.530
11	98.01	47.98	0.016649	19.63	117.92	3.44	529.04	234.89	0.00085	0.41761	1.632
12	98.01	47.98	0.016592	19.64	118.37	3.44	529.04	234.83	0.00085	0.41760	1.569
13	98.01	47.98	0.016681	19.63	117.71	3.52	529.03	234.87	0.00085	0.41761	1.607
14	98.01	47.98	0.01673	19.64	117.37	3.62	529.05	234.84	0.00085	0.41760	1.580
15	98.01	47.98	0.016738	19.64	117.32	3.55	529.03	234.82	0.00085	0.41761	1.559
16	98.01	47.98	0.016665	19.65	117.89	3.49	529.00	234.85	0.00085	0.41760	1.588
17	98.01	47.98	0.016726	19.64	117.40	3.67	529.01	234.91	0.00085	0.41760	1.644
18	98.01	47.98	0.016828	19.64	116.69	3.74	529.02	234.89	0.00086	0.41760	1.625
19	98.01	47.98	0.01675	19.64	117.23	3.72	528.98	234.92	0.00085	0.41760	1.661
20	98.00	47.98	0.016734	19.64	117.35	3.71	528.97	234.94	0.00085	0.41760	1.682
21	98.00	47.98	0.01677	19.64	117.10	3.66	528.96	234.95	0.00085	0.41760	1.683
22	98.00	47.98	0.016809	19.64	116.84	3.71	528.95	234.91	0.00086	0.41760	1.646
23	98.00	47.98	0.016788	19.64	116.98	3.58	528.95	234.87	0.00086	0.41760	1.604

A titolo di esempio, è stato considerato l'ultimo step di carico, caratterizzato da una contenuta e, pertanto stabile, oscillazione dei parametri dinamici attorno al valor medio (Figure 4.24 e 4.25) e da una rappresentazione ben delineata dei cicli d'isteresi (Figura 4.23). D'altra parte, la motivazione principale per cui sono stati riportati gli andamenti dei parametri dinamici relativi a tale stage consiste nella considerazione per cui, a conferma di quanto espresso precedentemente, a maggiori livelli deformativi corrisponde una più marcata degradazione ciclica del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento che risultano, pertanto, rilevabili.

La forma d'onda generata presenta ampiezza, in termini di tensione, pari a 6 V e coppia torcente applicata pari a 0.38 N·m (Stage ref. H).

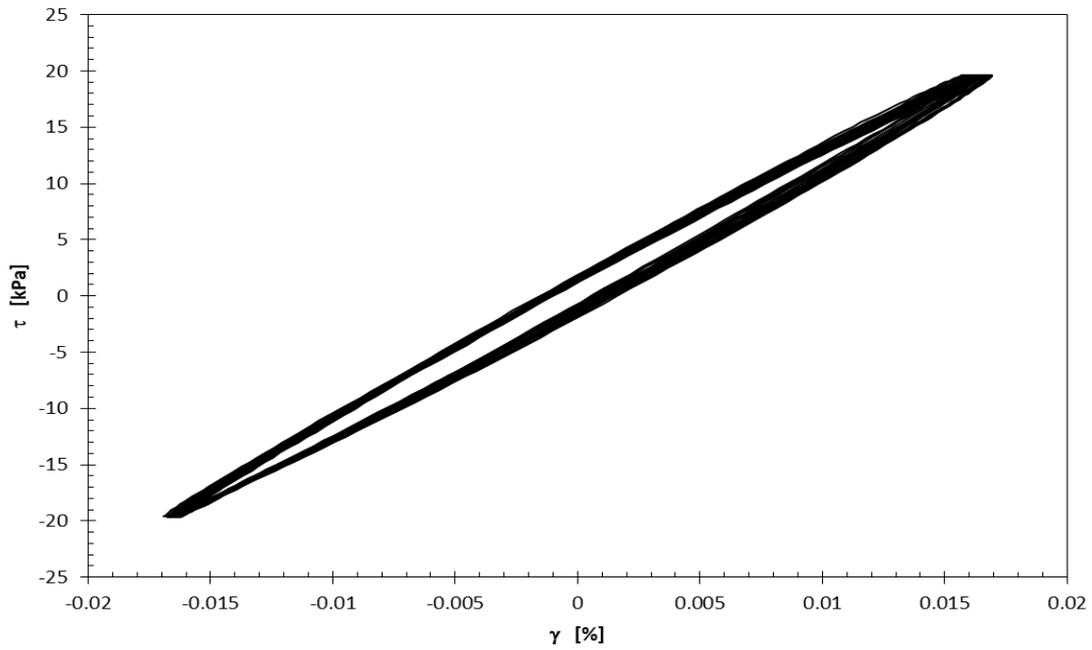


Figura 4.23. Diagramma tensioni - deformazioni relativo allo step di carico considerato e individuazione del corrispondente ciclo d'isteresi, inerente al comune di Castel Castagna (TE).

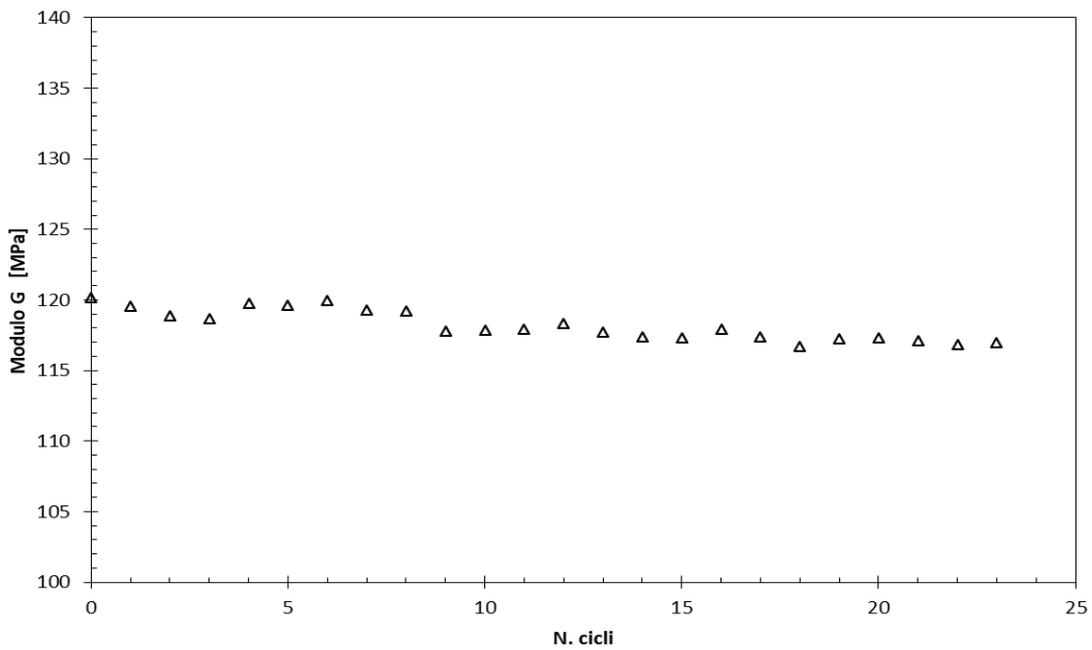


Figura 4.24. Degradazione ciclica del modulo di taglio, in riferimento all'ultimo step di carico della prova, inerente al comune di Castel Castagna (TE).

Dalle Figure 4.24 e 4.25 è possibile osservare un lieve decremento del modulo di taglio ed un incremento del rapporto di smorzamento all'aumentare del numero di cicli sviluppati.

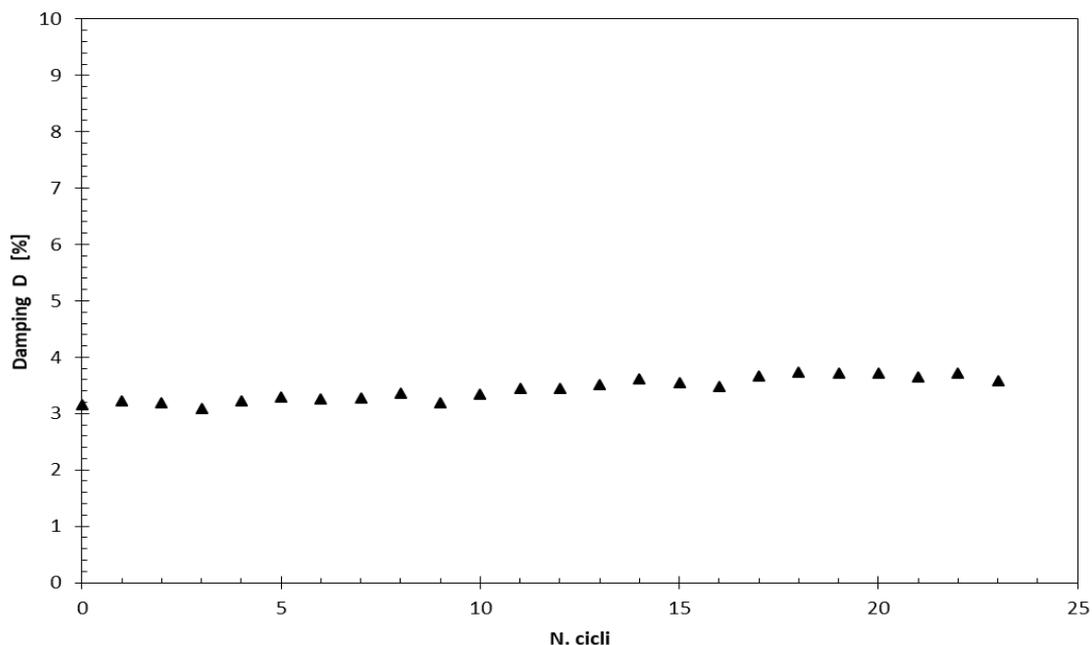


Figura 4.25. Andamento del rapporto di smorzamento all'aumentare del numero di cicli, in riferimento all'ultimo step di carico della prova, inerente al comune di Castel Castagna (TE).

Sulla base dei risultati ottenuti per ciascuna ampiezza di forma d'onda applicata, viene considerato il valor medio del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, rispetto ai vari cicli di carico attuati, in maniera tale da ottenere l'andamento delle suddette proprietà dinamiche al variare del livello deformativo. Da tali grafici è possibile sviluppare un confronto con gli andamenti ottenuti dalla prova di colonna risonante.

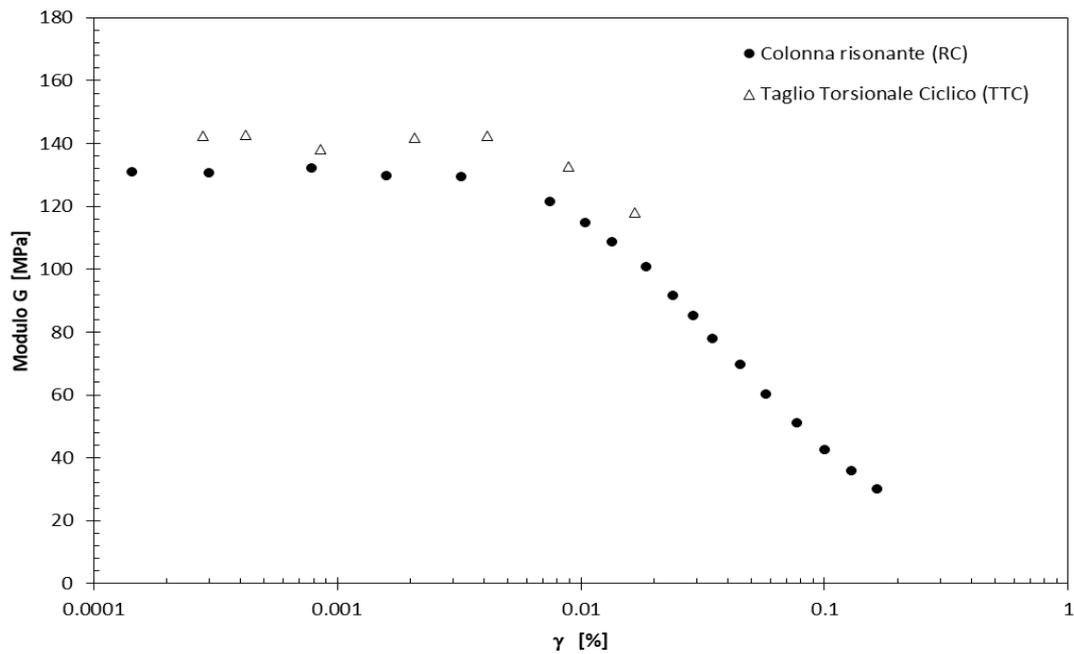


Figura 4.26. Confronto tra gli andamenti del modulo di taglio al variare del livello deformativo, a partire dalla prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico, in riferimento al comune di Castel Castagna (TE).

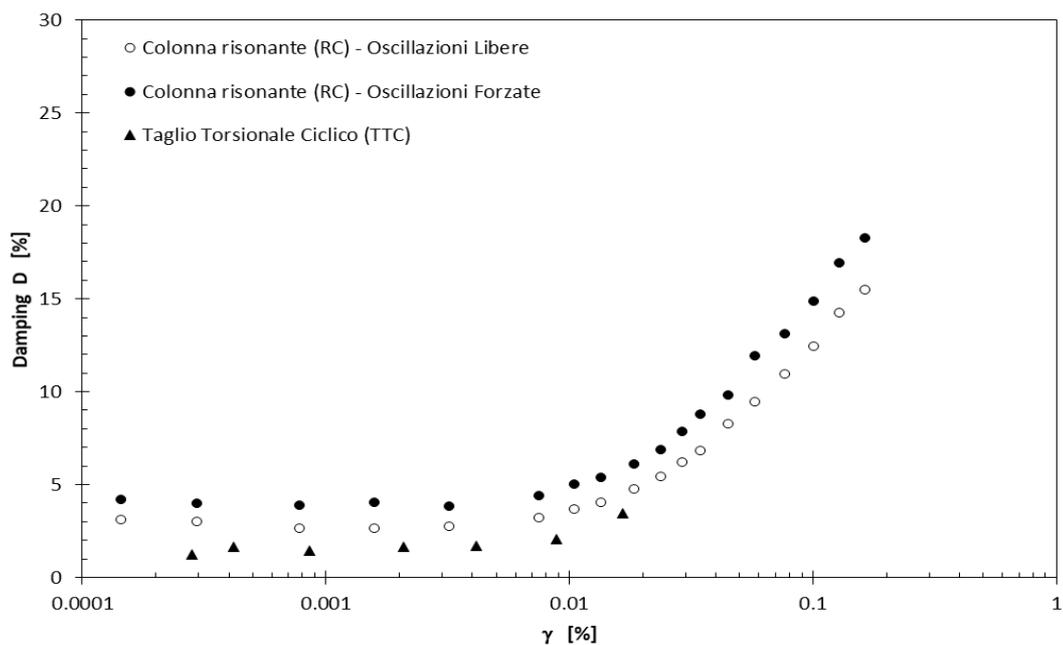


Figura 4.27. Confronto tra gli andamenti del rapporto di smorzamento al variare del livello deformativo, valutati tramite il metodo delle Oscillazioni Forzate e il metodo delle Oscillazioni Libere, relativamente alla prova di colonna risonante e tramite la prova di taglio torsionale ciclico, in riferimento al comune di Castel Castagna (TE).

La Figura 4.26 mostra un andamento del modulo di taglio leggermente sovrastimato rispetto quello derivante dalla prova di colonna risonante. Lo sviluppo ottenuto da quest'ultima risulta,

pertanto, a favore di sicurezza in termini di analisi della risposta sismica locale ed inoltre, indaga un campo deformativo più ampio.

Per quanto concerne l'andamento delle curve di smorzamento, è possibile osservare dalla Figura 4.27, come la prova di taglio torsionale ciclico conduca a dei risultati di entità minore, a piccole deformazioni, sia rispetto al metodo delle Oscillazioni Forzate sia rispetto alle Oscillazioni Libere. La valutazione diretta, tramite la prova di taglio torsionale ciclico, risulta la più affidabile in quanto ciascun valore del rapporto di smorzamento e del modulo di taglio vengono determinati sulla base di ogni ciclo d'isteresi ed inoltre, tale prova non risulta influenzata dallo smorzamento generato dall'apparecchiatura (Capitolo 5).

D'altra parte, essendo lo smorzamento a bassi livelli deformativi (D_0) funzione della frequenza di carico, ai fini sismici, tale proprietà dinamica dovrebbe essere determinata in riferimento a frequenze delle sollecitazioni cicliche simili a quelle dei terremoti comprese nell'intervallo 0.1÷10 Hz. Pertanto, la prova di taglio torsionale ciclico che sviluppa frequenze comprese tra 0.1 e 1 Hz, risulta più adeguata alla determinazione del rapporto di smorzamento D_0 , rispetto alla prova di colonna risonante (> 20÷30 Hz), come evidenziato dalla Figura 4.28.

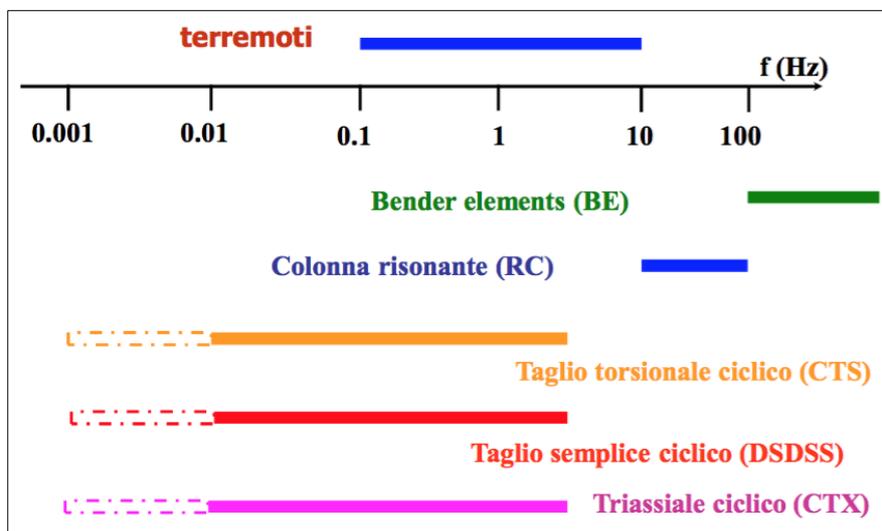


Figura 4.28. Campo di frequenze investigato da prove dinamiche e cicliche di laboratorio (G. Lanzo).

5. Rapporto di smorzamento a piccole deformazioni

La valutazione del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni risulta di fondamentale importanza nella successiva analisi di risposta sismica locale. La motivazione principale trova riscontro negli eventi sismici di lieve entità; difatti, moti sismici che non generano elevati livelli deformativi e che, pertanto, restano al di sotto della soglia di linearità della curva relativa al rapporto di smorzamento, risultano influenzati in modo rilevante dal preciso valore di D corrispondente al livello deformativo di interesse. Ciò accade poichè, ad un fissato livello di deformazione, verrà attribuito, in modo diretto, un determinato valore di rapporto di smorzamento, che varierà in modo sensibile a seconda dell'andamento a piccole deformazioni. Quanto detto concerne una modellazione lineare del sottosuolo.

Di contro, nei casi in cui l'evento sismico conduca al raggiungimento di elevati livelli deformativi, in ogni caso al di sotto della soglia volumetrica, è necessario far riferimento alla modellazione di tipo lineare – equivalente. Nella suddetta condizione, si procede con un ciclo iterativo al fine di determinare il modulo di taglio e il rapporto di smorzamento corrispondenti ad un determinato valore di deformazione. Tali iterazioni fanno sì che i valori delle proprietà dinamiche, in particolare del rapporto di smorzamento, non dipendano essenzialmente dall'andamento a piccole deformazioni. Difatti, ciò che varia considerando una curva di smorzamento che si sviluppi a partire da un certo valore iniziale piuttosto che da un altro, risulta essere l'entità di deformazione a taglio in corrispondenza della quale si ha la convergenza dell'iterazione.

Il problema inerente gli eventi sismici di piccola entità, in relazione alla determinazione del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, si colloca nella considerazione per cui i valori ottenuti dalle prove dinamiche di laboratorio eseguite nel presente lavoro di tesi, risultano affetti da un errore sistematico, di entità lievemente variabile, per ciascun campione esaminato. Il bias concerne lo smorzamento generato dall'apparecchiatura, che consta a sua volta di diverse fonti smorzanti e che, pertanto, porta ad una sovrastima del valore intrinseco del terreno. L'entità di tale errore è confrontabile con l'ordine di grandezza del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni per terreni naturali e, di conseguenza, l'influenza alle alte deformazioni, caratterizzate da ben più elevati valori del rapporto di smorzamento, risulta ancor più trascurabile.

5.1 Sovrastima del rapporto di smorzamento in sito

I valori di smorzamento a piccole deformazioni ottenuti dalle prove dinamiche di laboratorio e a cui si fa riferimento, sono inerenti alla determinazione tramite il metodo del ‘Decremento Logaritmico’ o ‘Oscillazioni Libere’. Tali risultati, come esplicitato precedentemente, sono affetti da un errore dovuto allo smorzamento aggiuntivo generato dall’apparecchiatura e di cui si tratterà nel seguito in dettaglio. Tuttavia, vengono ritenuti attendibili in quanto, diversi studi hanno confermato l’elevata sottostima del rapporto di smorzamento determinato tramite prove di laboratorio rispetto a quello effettivo del sito. Pertanto, in tal modo si viene a generare una sorta di compensazione degli errori.

In particolare, si fa riferimento allo studio condotto da C. Phillips e Y. M. A. Hashash inerente alla valutazione dello smorzamento per analisi non lineari 1D di risposta sismica locale. Nonostante l’ampio sviluppo di metodi di valutazione non lineare della risposta sismica, sulla base del comportamento isteretico e non lineare del terreno in condizioni di medi ed elevati spostamenti, la maggior parte di tali metodi non è in grado di fornire degli andamenti corrispondenti del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento tra quelli derivanti dagli eventi sismici e i relativi ottenuti dalle prove di laboratorio. Ciò è dovuto essenzialmente alla presenza di una porzione di smorzamento viscoso oltre che isteretico. Vengono introdotte, pertanto, due metodologie di valutazione dello smorzamento a bassi ed elevati livelli deformativi. La prima prevede la definizione di una matrice di smorzamento viscoso indipendente dalla frequenza e che riduca la sovrastima di smorzamento ad elevati valori di quest’ultima. Difatti, in generale, si osserva che per un dato livello deformativo, un ciclo isteretico corrisponde ad uno smorzamento tanto maggiore quanto più elevata è la frequenza considerata. La seconda metodologia di valutazione introduce un fattore di riduzione che modifica la relazione tensioni – deformazioni nei cicli di carico e scarico definiti dai criteri di Masing. Ciò viene effettuato al fine di stabilire una maggiore corrispondenza simultanea, su un ampio range di livelli deformativi, delle curve del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento. Lo smorzamento isteretico viene valutato sulla base della costruzione dei cicli d’isteresi tramite i criteri di Masing, come definito nel Capitolo 1. Tuttavia, i risultati ottenuti sovrastimano i corrispondenti valori di smorzamento ricavati dalle prove dinamiche di laboratorio in quanto la calibrazione dei parametri del modello costitutivo si basa unicamente sulla curva di variazione del modulo di taglio (MR: Modulus Reduction) (Figura 5.1).

Tale scostamento tra i valori di smorzamento genera una sottostima dell'entità delle deformazioni e della risposta sismica sulla superficie. Una possibile soluzione al suddetto problema è stata individuata da Phillips e Hashash considerando di calibrare i parametri del modello costitutivo del terreno sulla base di entrambe le curve di variazione, sia del modulo di taglio che del rapporto di smorzamento.

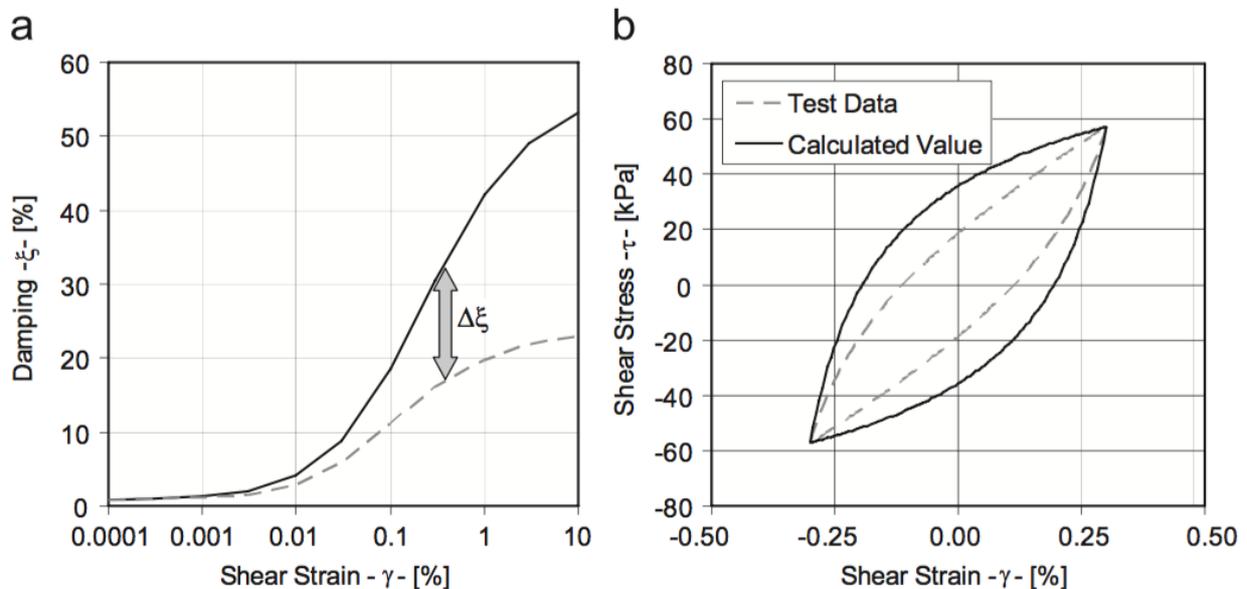


Figura 5.1. Sovrastima dello smorzamento isteretico utilizzando i criteri di Masing. (a) Curva relativa al rapporto di smorzamento. (b) Ciclo isteretico (Phillips e Hashash, 2009).

Pertanto, è possibile individuare i parametri del modello iperbolico modificato, sulla base delle curve ottenute in laboratorio e che garantisca il miglior fitting di uno o di entrambi gli andamenti. In Figura 5.2 vengono illustrate le rispettive curve di cui:

- MR (Modulus Reduction) rappresenta l'andamento ottenuto sulla base della calibrazione effettuata tramite la curva di variazione del modulo di taglio.
- MRD (Modulus Reduction and Damping) rappresenta l'andamento derivante dalla calibrazione effettuata sulla base di entrambe le curve di variazione.
- MD (Modulus Damping) rappresenta l'andamento ricavato tramite la calibrazione sulla base della sola curva di variazione del rapporto di smorzamento.

Come è possibile notare dalla Figura 5.2, il miglior adattamento alla curva target viene garantito in funzione della tipologia di calibrazione effettuata per i parametri del modello iperbolico.

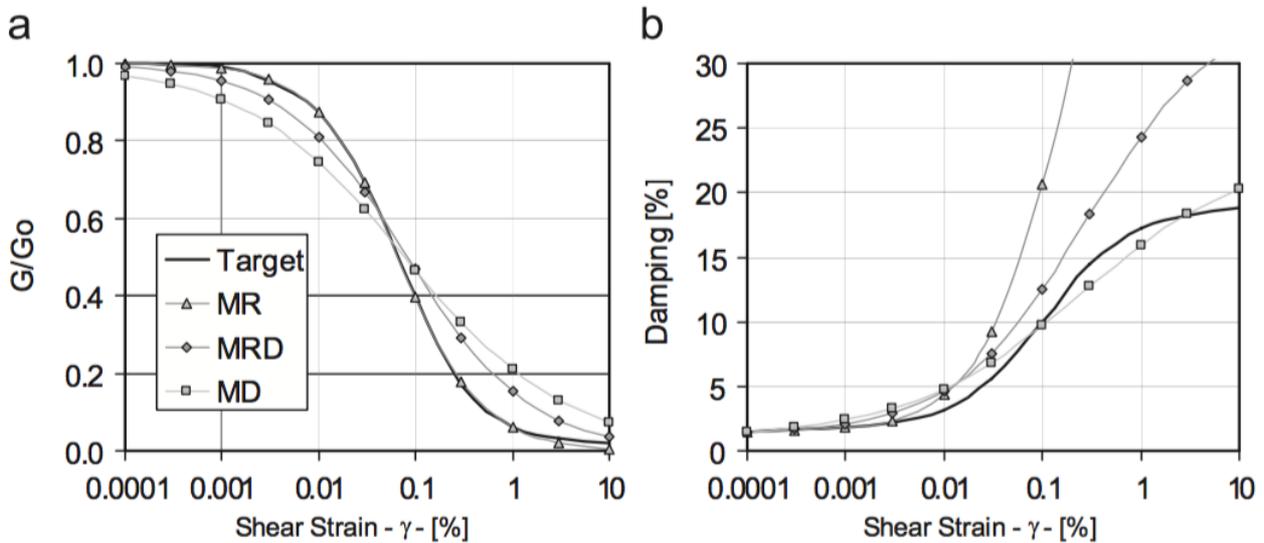


Figura 5.2. Fitting del modello iperbolico relativo alle sabbie: (a) Curva di variazione del modulo di taglio; (b) Curva di variazione del rapporto di smorzamento. Target rappresentato dalle curve relative a terreni argillosi di Yamada et al. (Phillips e Hashash, 2009).

Darendeli propose una soluzione che tendesse ad un miglior fitting di entrambe le curve di variazione ai dati sperimentali (Capitolo 6). Basandosi sui risultati di circa 200 prove dinamiche di laboratorio, egli sviluppò un modello iperbolico empirico modificato, atto a definire il comportamento dinamico lineare e non lineare di diverse tipologie di terreno, introducendo un fattore di riduzione dello smorzamento isteretico. Tale fattore genera una riduzione dell'ordine del 40 % a bassi livelli deformativi ($\gamma < 10^{-5}$ %) e del 70 % per deformazioni maggiori di 10^{-2} %. Tuttavia, l'utilizzo del suddetto fattore di riduzione genera un decremento del rapporto di smorzamento per deformazioni superiori a 10^{-2} %, che risulta non congruente con i risultati sperimentali. Pertanto, Phillips e Hashash proposero una nuova formulazione del fattore di riduzione che generasse un miglior adattamento dello smorzamento ad alti livelli deformativi. L'espressione è la seguente:

$$F(\gamma_m) = p_1 - p_2 \left(1 - \frac{G_{\gamma m}}{G_0}\right)^{p_3}$$

Con $\xi_{isteretico} = F(\gamma_m) \cdot \xi_{Masing}$

L'espressione del fattore di riduzione $F(\gamma_m)$ viene ottenuta tramite una procedura a tentativi volta al miglior fitting di cinquanta differenti curve di variazione del modulo di taglio e del

rapporto di smorzamento. In Figura 5.3 viene illustrato il fitting eseguito su quattro di queste curve con l'espressione sopra proposta.

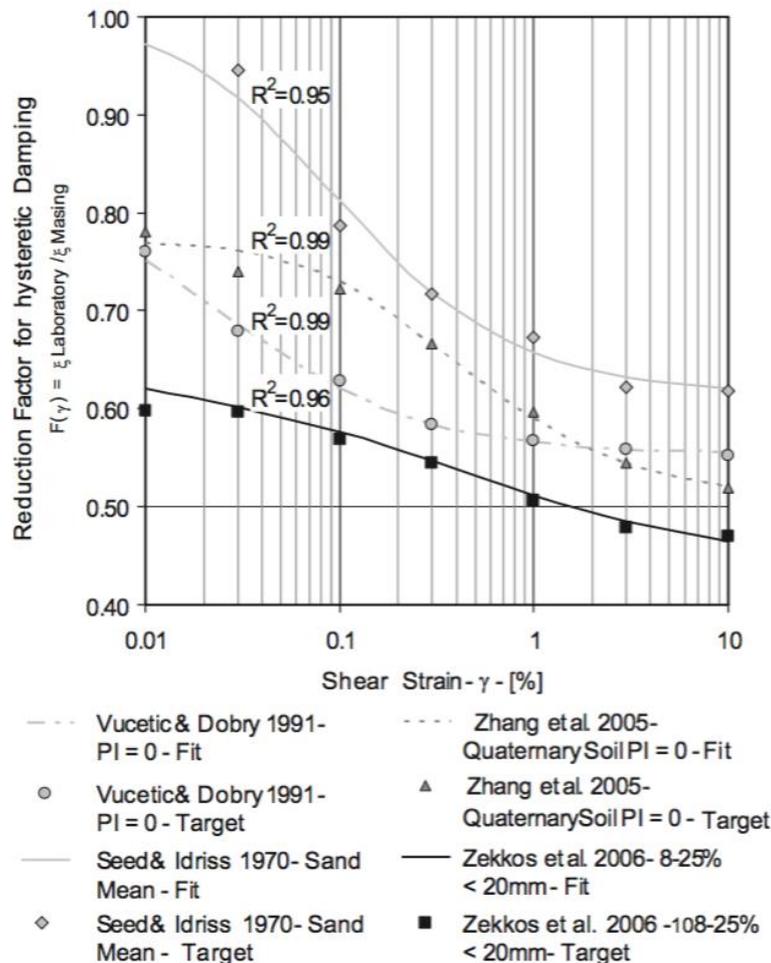


Figura 5.3. Fattore di riduzione in funzione del livello deformativo (Philips e Hashash, 2009).

Gli adattamenti alle curve sperimentali vengono sviluppati innanzitutto calcolando lo smorzamento isteretico sulla base dei criteri di Masing. Successivamente viene determinato il rapporto target a determinati livelli deformativi tra lo smorzamento valutato in laboratorio e lo smorzamento di Masing ($\xi_{Laboratorio} / \xi_{Masing}$), al fine di individuare i parametri p_1 , p_2 e p_3 che generano il miglior fitting del rapporto stesso.

La procedura di fitting delle curve di variazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento che utilizza il suddetto fattore di riduzione (MRDF) viene di seguito esplicitata e risulta implementata nel codice DEEPSOIL:

- individuare i parametri della curva di backbone del modello iperbolico modificato, al fine di garantire il miglior adattamento alla curva di decadimento del modulo di taglio;

- determinare la corrispondente curva di smorzamento utilizzando la curva di backbone e i criteri di Masing;
- stimare i parametri del fattore di riduzione (p_1, p_2, p_3) che sviluppino il miglior adattamento alla curva di variazione del rapporto di smorzamento.

Dalla Figura 5.4 è possibile notare come, tramite la nuova definizione del fattore di riduzione, venga sviluppato un miglior fitting della curva target.

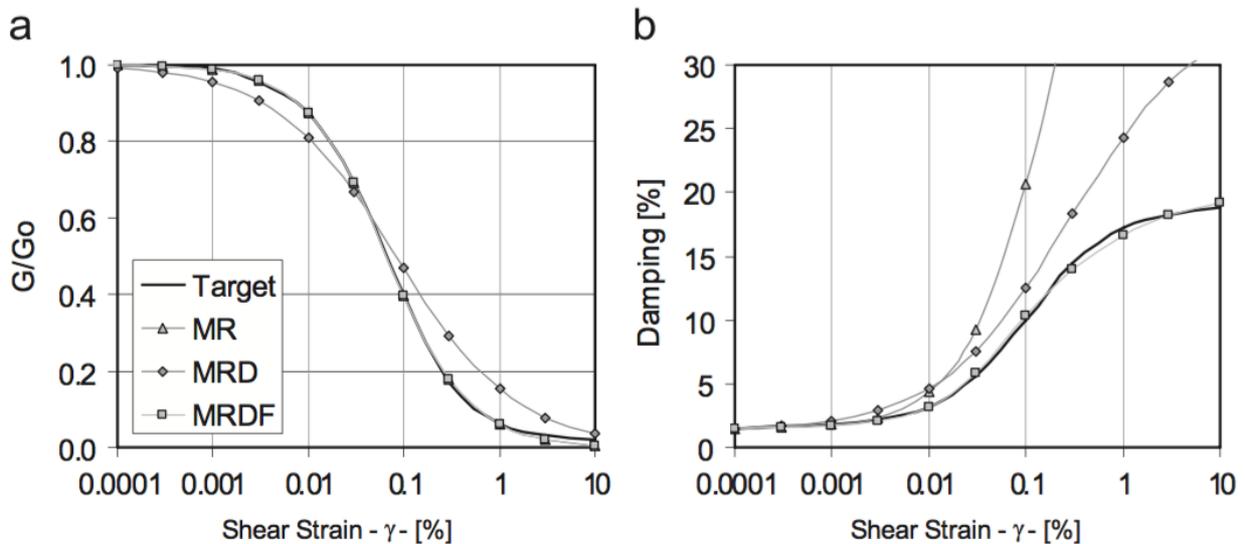


Figura 5.4. Valutazione del fattore di riduzione proposto (MRDF): (a) Curva di variazione del modulo di taglio; (b) Curva di variazione del rapporto di smorzamento usando come target gli andamenti definiti da Yamada et al. (Phillips e Hashash, 2009).

Il modello proposto viene implementato nell'analisi di risposta sismica locale monodimensionale (DEEPSOIL) tramite l'introduzione del fattore di riduzione nelle equazioni che definiscono le condizioni di carico e scarico. Tale modello del legame tensioni – deformazioni rappresenta un'estensione di quello sviluppato da Duncan e Chang, rivolto allo studio dell'interazione terreno – struttura.

Il fattore di riduzione sviluppato dal nuovo modello risulta inferiore rispetto a quello di Duncan e Chang. Tale condizione genera un ciclo isteretico che non segue tutti i criteri di Masing. Difatti, quando il fattore di riduzione decresce, il modulo di taglio tangente diventa più vicino al modulo secante corrispondente al massimo valore della deformazione a taglio γ_m . Di conseguenza, si verifica una riduzione dello smorzamento isteretico rispetto al valore ottenuto seguendo tutti i criteri di Masing. La coincidenza del modulo secante con il modulo tangente si verifica quando il fattore di riduzione diviene nullo. Le condizioni di caricamento sismico non sono, tuttavia, caratterizzate da cicli di carico – scarico simmetrici e, pertanto, la grandezza γ_m può essere definita

sia come massimo che come minimo valore della deformazione a taglio. A tal proposito, sono state sviluppate una serie di analisi monodimensionali al fine di valutare l'opzione più adeguata. La Figura 5.5 mostra come l'individuazione di γ_m quale minimo valore di deformazione a taglio genera elevati livelli di deformazione plastica che non risultano congruenti con le osservazioni in sito. Pertanto, γ_m viene considerato come il massimo valore deformativo a taglio.

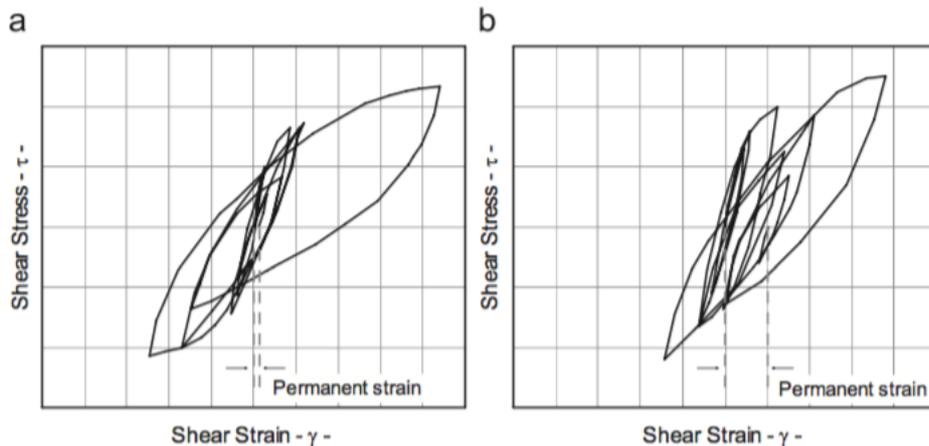


Figura 5.5. Andamento tensione – deformazione considerando: (a) γ_m come il massimo valore di deformazione a taglio; (b) γ_m come il minimo valore di deformazione a taglio (Phillips e Hashash, 2009).

In particolare, per quanto concerne il codice di valutazione della risposta sismica DEEPSOIL, i due contributi di smorzamento sono implementati come segue:

- *Smorzamento isteretico*: valutato considerando l'andamento della curva 'backbone' definito dai criteri di Masing.

Hashash e Park (2001), sulla base di risultati sperimentali che mostrano una dipendenza dello smorzamento a piccole deformazioni dalla pressione di confinamento efficace, propongono un rapporto di smorzamento isteretico a piccole deformazioni definito come un rapporto di smorzamento a deformazione nulla equivalente:

$$\zeta_s = \frac{c}{\sigma' d}$$

Con c e d due costanti di fitting determinate sperimentalmente.

- *Smorzamento viscoso*: tale componente può essere valutata facendo riferimento ad una delle tre formulazioni di Rayleigh disponibili: semplificata, completa o estesa. In quest'ultima formulazione, che risulta essere la più corretta, la matrice di smorzamento può essere considerata come una qualsiasi combinazione delle matrici di massa e rigidità:

$$[C] = [M] \sum_{b_e}^{N-1} a_b [[M]^{-1} [K]]^{b_e}$$

Con N il numero di modi di vibrare considerati. Il rapporto di smorzamento viene valutato come segue:

$$\zeta_n = \frac{1}{4\pi f} \sum_{b=0}^{N-1} a_b (2\pi f_n)^{2b}$$

Park e Hashash (2004) considerano quattro modi di vibrare. Pertanto, alle quattro frequenze scelte come rappresentative (f_m , f_n , f_0 , f_p) corrisponderanno quattro diversi valori di rapporto di smorzamento. Park e Hashash (2004), tramite un'analisi lineare di propagazione, individuarono che la corrispondenza tra la soluzione nel dominio del tempo e nel dominio della frequenza risulti maggiore utilizzando la formulazione estesa dello smorzamento viscoso fornita da Rayleigh, rispetto alle formulazioni semplificata e completa. Sulla base di questa considerazione, viene suggerita l'individuazione delle prime due frequenze in modo tale da includere il range di frequenze a cui corrisponde la maggior parte del contenuto energetico dell'input sismico. Le rimanenti vengono scelte nell'intorno di 10 Hz che corrisponde all'incirca al limite superiore di frequenza di caricamento di un evento sismico. In generale, una corretta valutazione dello smorzamento viscoso prevede l'individuazione delle frequenze di riferimento tramite una procedura iterativa che garantisca la migliore corrispondenza tra la soluzione nel dominio del tempo e la relativa soluzione nel dominio della frequenza.

D'altra parte, un'ulteriore fonte di sovrastima dello smorzamento ottenuto dall'interpretazione dei dati sperimentali di prove in sito, risulta l'attenuazione geometrica. Difatti, considerando la deformabilità dei diversi strati attraversati dalla propagazione dell'input sismico, l'amplificazione prodotta dall'interferenza costruttiva delle componenti riflesse, non tende ad infinito in corrispondenza delle frequenze naturali del sistema. Ciò avviene in quanto parte dell'energia è trasmessa dallo strato superiore nello strato inferiore, generando in tal modo un effetto di smorzamento geometrico o per radiazione nel corpo sottostante (Foti, 2016).

5.2 Confronto tra i metodi di valutazione in laboratorio

Come descritto nel Capitolo 2, le modalità di determinazione del rapporto di smorzamento risultano le seguenti:

- Fattore di amplificazione – *Half Power Band Width Method* (oscillazioni forzate)
- Decremento logaritmico (oscillazioni libere)

tramite la prova di Colonna Risonante (RC) e

- Determinazione diretta

tramite la prova di Taglio Torsionale Ciclico (TTC).

Come riscontrato dai risultati sperimentali ottenuti nel corso del presente lavoro di tesi, la valutazione più accurata del rapporto di smorzamento si ottiene con la prova di taglio torsionale ciclico. La determinazione, infatti, è diretta, ovvero, ad ogni step corrisponde un determinato numero di cicli di carico e scarico descritti nel diagramma tensioni – deformazioni. Pertanto, a ciascun ciclo d'isteresi è attribuito un valore del rapporto di smorzamento che, all'aumentare del livello deformativo raggiunto, subirà una degradazione ciclica sempre più marcata, all'interno del medesimo step.

La determinazione tramite il metodo del fattore di amplificazione, di contro, è basata su una derivazione del rapporto di smorzamento che tiene conto di un'ipotesi fondamentale, ovvero il comportamento lineare – elastico del materiale. Pertanto, ad elevati livelli deformativi il suddetto metodo non può essere utilizzato. Anche a bassi livelli deformativi, tuttavia, tale determinazione risulta affetta da errore, in quanto l'apparecchiatura determina delle correnti parassite che generano ulteriore smorzamento. Inoltre, nonostante il suddetto bias derivi dall'apparecchiatura e dovrebbe, quindi, verificarsi solo in condizioni di applicazione dell'eccitazione al campione, anche la determinazione tramite il metodo del decremento logaritmico con oscillazioni libere è caratterizzata da una differenza più o meno ampia rispetto alla misurazione tramite TTC.

A titolo di esempio si riportano gli andamenti relativi al rapporto di smorzamento per il comune di Castignano (AP), valutati tramite i tre metodi sopra citati (Figura 5.6). È possibile osservare come la differenza di sviluppo dipenda, essenzialmente, dall'entità dello smorzamento a piccole deformazioni. Difatti, per l'intero campo deformativo investigato dalla prova di taglio torsionale ciclico, i tre andamenti risultano pressocchè paralleli, tuttavia questo aspetto verrà verificato nel seguito.

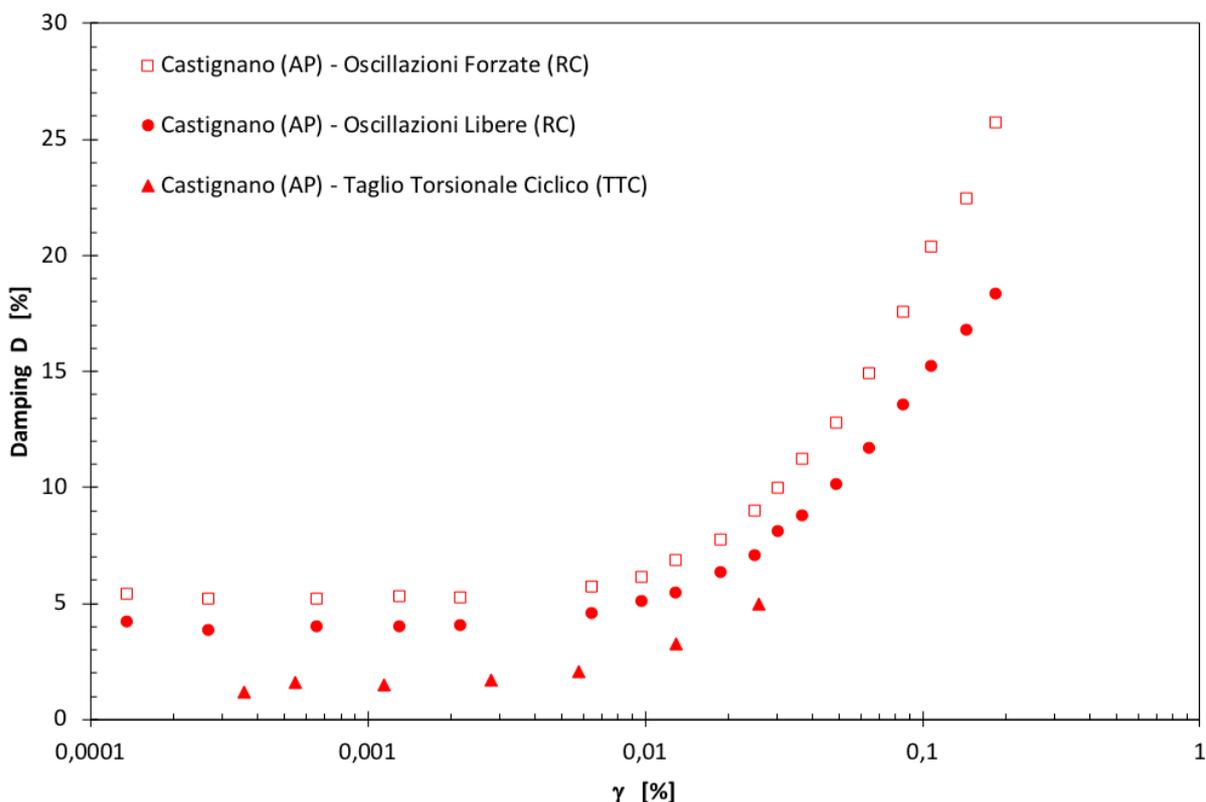


Figura 5.6. Confronto tra gli andamenti delle curve di smorzamento, valutate con i metodi di oscillazioni forzate e oscillazioni libere, tramite la prova di colonna risonante e con una determinazione diretta tramite la prova di taglio torsionale ciclico.

Si riportano di seguito i valori di smorzamento a piccole deformazioni valutati per ciascun comune oggetto di caratterizzazione e analisi del presente lavoro di tesi, inerente alla zona Marche 3. La valutazione del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni è stata effettuata sia in relazione alla prova di colonna risonante, con i due metodi considerati ('Oscillazioni Forzate' e 'Oscillazioni Libere'), sia in relazione alla prova di taglio torsionale ciclico.

Tabella 5.1. Valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, valutati sia tramite la prova di colonna risonante (metodo delle ‘Oscillazioni Forzate’ e delle ‘Oscillazioni Libere’) sia tramite la prova di taglio torsionale ciclico, relativamente a ciascun campione esaminato della zona Marche 3.

Campione	Descrizione granulometrica	Profondità di prelievo	σ'_0	Oscillazioni Forzate		Oscillazioni Libere		Taglio Torsionale Ciclico	
				γ	D_0	γ	D_0	γ	D_0
[-]	[-]	[m]	[kPa]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
Acquasanta Terme (AP)	Limo con sabbia argilloso	3.00 - 3.60	60	0.0002	5.73	0.0002	3.96	0.0009	1.78
Castel di Lama (AP) - S1	Argilla con limo	19.50 - 20.00	248	0.0009	4.56	0.0019	3.62	0.0013	1.84
Castel di Lama (AP) - S2	Limo con argilla debolmente sabbioso	10.50 - 11.00	220	0.0026	4.39	0.0026	3.57	0.0010	1.03
Monte Rinaldo (FM)	Limo con argilla debolmente sabbioso	33.60 - 34.00	349	0.0004	4.82	0.0003	3.28	0.0014	1.47
Montelparo (FM)	Argilla con limo sabbiosa	25.50 - 26.00	299	0.0006	4.48	0.0012	3.33	0.0009	2.08
Folignano (AP)	Limo con sabbia argilloso	11.50 - 12.00	199	0.0004	4.35	0.0004	3.07	0.0005	0.97
Castel Castagna (TE)	Limo con argilla	15.00 - 15.55	298	0.0008	3.85	0.0008	2.89	0.0009	1.45
Castignano (AP)	Limo con argilla sabbioso	10.00 - 10.50	199	0.0003	5.19	0.0003	4.01	0.0005	1.37
Montefortino (FM)	Limo argilloso	5.00 - 5.50	110	0.0009	5.85	0.0017	5.42	0.0007	0.98
Montedinove (AP)	Sabbia limosa	2.60 - 2.90	60	0.0003	3.48	0.0006	2.64	0.0009	0.86
Cossignano (AP)	Argilla limosa	11.50 - 11.75	231	0.0015	4.16	0.0015	3.13	-	-
Force (AP)	Argilla limosa consistente	1.50 - 1.90	100	0.0005	4.52	0.0005	3.44	0.0009	2.26

Dai valori di smorzamento a basse deformazioni elencati in Tabella 5.1, segue la determinazione dello scostamento tra ciascuno dei metodi relativi alla prova di colonna risonante e la prova di taglio torsionale ciclico, per ciascun comune esaminato.

Nella Tabella 5.2 vengono riportate, inoltre, le informazioni relative al limite liquido, indice di plasticità, tensione di confinamento e frequenza di risonanza.

Tabella 5.2. Scostamento tra i valori del rapporto di smorzamento, valutati tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Forzate’ e delle ‘Oscillazioni Libere’, rispetto ai risultati della prova di Taglio Torsionale Ciclico, in relazione a ciascun campione esaminato della zona Marche 3.

<i>Campione</i>	w_L	IP	σ'_0	f_R	$D_{OSCILL. FORZATE} - D_{TTC}$	$D_{OSCILL. LIBERE} - D_{TTC}$
					ΔD_0	ΔD_0
[-]	[%]	[%]	[kPa]	[Hz]	[%]	[%]
<i>Acquasanta Terme (AP)</i>	37.2	17	60	50	3.95	2.18
<i>Castel di Lama (AP) - S1</i>	64.5	36	248	57	2.72	1.78
<i>Castel di Lama (AP) - S2</i>	46	23.5	220	60	3.36	2.54
<i>Monte Rinaldo (FM)</i>	37.8	18.4	349	71	3.35	1.81
<i>Montelparo (FM)</i>	43.9	24.1	299	60	2.40	1.25
<i>Folignano (AP)</i>	38.1	16.8	199	68	3.38	2.10
<i>Castel Castagna (TE)</i>	44.1	22.1	298	59	2.40	1.45
<i>Castignano (AP)</i>	45.1	21.7	199	88	3.82	2.64
<i>Montefortino (FM)</i>	41	20	110	51	4.87	4.43
<i>Montedinove (AP)</i>	27.8	7.9	60	50	2.62	1.78
<i>Cossignano (AP)</i>	42.9	20.6	231	65	-	-
<i>Forze (AP)</i>	50.1	24.9	100	48	2.26	1.18

Seguono le valutazioni dei valori massimo, minimo e medio di entrambi gli scostamenti ΔD_0 esaminati:

Tabella 5.3. Entità massima, minima e media delle differenze considerate tra i rapporti di smorzamento a basse deformazioni per la divisione Marche 3.

	$D_{OSCILL. FORZATE} - D_{TTC}$	$D_{OSCILL. LIBERE} - D_{TTC}$
	[%]	[%]
ΔD_0 Massimo	4.87	4.43
ΔD_0 Minimo	2.26	1.18
ΔD_0 Medio	3.19	2.10

Sulla base dei valori di bias del rapporto di smorzamento ottenuti, viene eseguita una traslazione globale delle curve relative al rapporto di smorzamento, ricavate tramite i due metodi della colonna risonante, di una quantità pari alla suddette entità ΔD_0 . L'obiettivo principale consiste nel verificare che lo scostamento tra i due metodi di misurazione dipenda unicamente dalla valutazione del valore di smorzamento a piccole deformazioni, la cui sovrastima tende a ripercuotersi sul rimanente andamento della curva generando, in tal modo, degli smorzamenti più elevati sull'intero campo deformativo.

A titolo di esempio, le Figure 5.7 e 5.8 mostrano le suddette traslazioni in relazione al comune di Castignano (AP). È possibile notare come entrambe le curve traslate risultino coincidenti con l'andamento ricavato tramite Taglio Torsionale Ciclico per l'intero campo deformativo investigato da quest'ultima prova. Pertanto, come citato in precedenza, il bias osservato in entrambe le valutazioni inerenti alla prova di colonna risonante è dovuto unicamente ad una sovrastima della suddetta quantità in corrispondenza di ridotti livelli deformativi.

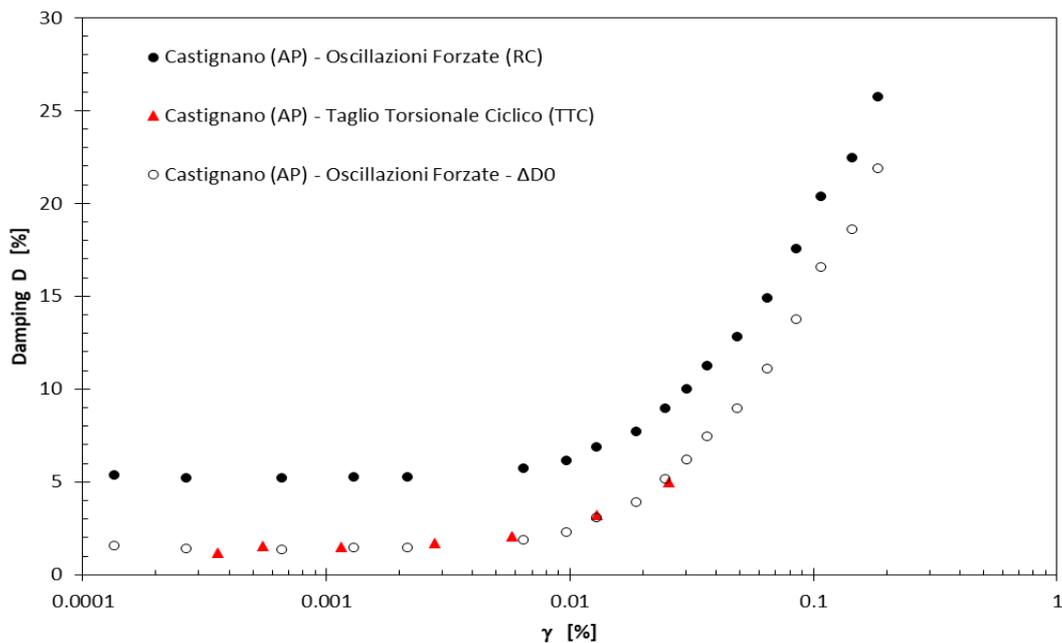


Figura 5.7. Confronto tra la curva di variazione ottenuta tramite la traslazione della valutazione con il metodo delle 'Oscillazioni Forzate' e la curva ottenuta con la prova di Taglio Torsionale Ciclico, relative al comune di Castignano (AP).

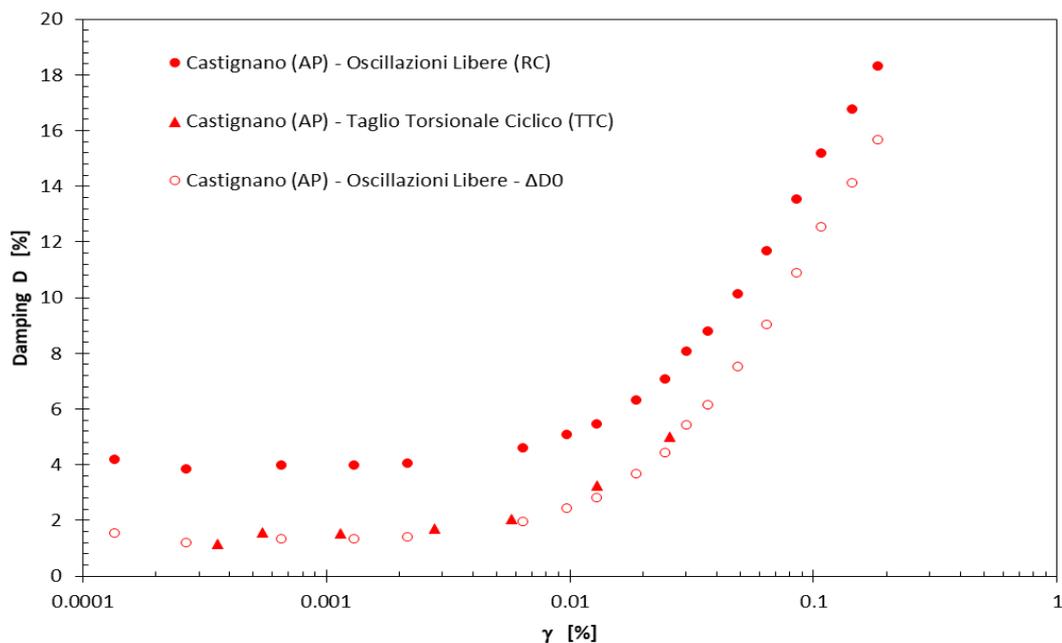


Figura 5.8. Confronto tra la curva di variazione ottenuta tramite la traslazione della valutazione con il metodo delle 'Oscillazioni Libere' e la curva ottenuta con la prova di Taglio Torsionale Ciclico, relative al comune di Castignano (AP).

Facendo riferimento esclusivamente all'andamento del rapporto di smorzamento ottenuto tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' o 'Decremento Logaritmico', è possibile valutare l'adattamento della curva traslata all'andamento stimato da Darendeli, in relazione alla prova di colonna risonante ($f_R = 100 \text{ Hz}$, $N = 1000 \text{ cicli}$) e considerando i parametri di input relativi al campione in esame (indice di plasticità e tensione di confinamento efficace). Ciò viene effettuato al fine di constatare se vi è un effettivo miglioramento del fitting dei dati sperimentali. Come è possibile notare in Figura 5.8, la curva di smorzamento ottenuta tramite la traslazione del metodo delle oscillazioni libere risulta all'interno del range di variazione stimato da Darendeli sin dai minimi livelli deformativi, a differenza di quanto accadeva precedentemente, seppur con scostamenti ridotti.

Per quanto riguarda l'adattamento alla curva empirica proposta da Vucetic e Dobry (1991), valutata in relazione ad un indice di plasticità pari a 15 % (essendo il valore più simile al relativo indice del campione di Castignano (AP) = 21,7 %), è immediato notare come il fitting a bassi livelli deformativi migliori notevolmente (Figura 5.9). Difatti, si nota un'evidente congruenza tra la curva sperimentale e la curva empirica. Tuttavia, per livelli deformativi maggiori di 0.001 % si sviluppa uno scostamento progressivamente crescente tra i due andamenti: la soglia deformativa ciclica lineare risulta di un ordine di grandezza più elevato in relazione alla curva sperimentale.

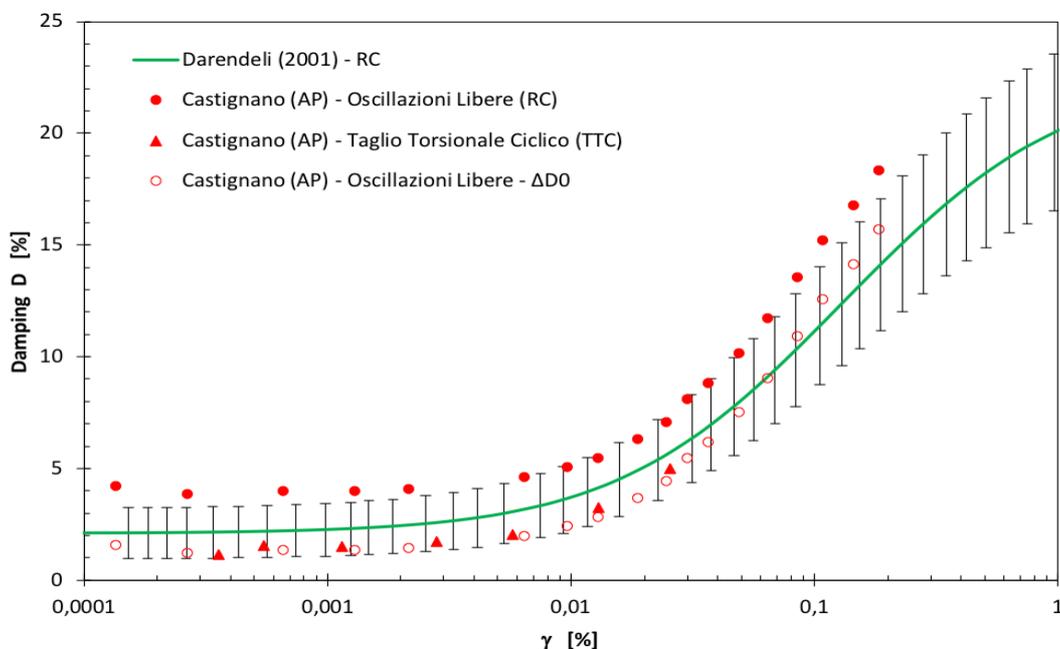


Figura 5.9. Miglioramento del fitting della curva proposta da Darendeli (2001) ai dati sperimentali, ottenuti tramite la traslazione del metodo delle 'Oscillazioni Libere'.

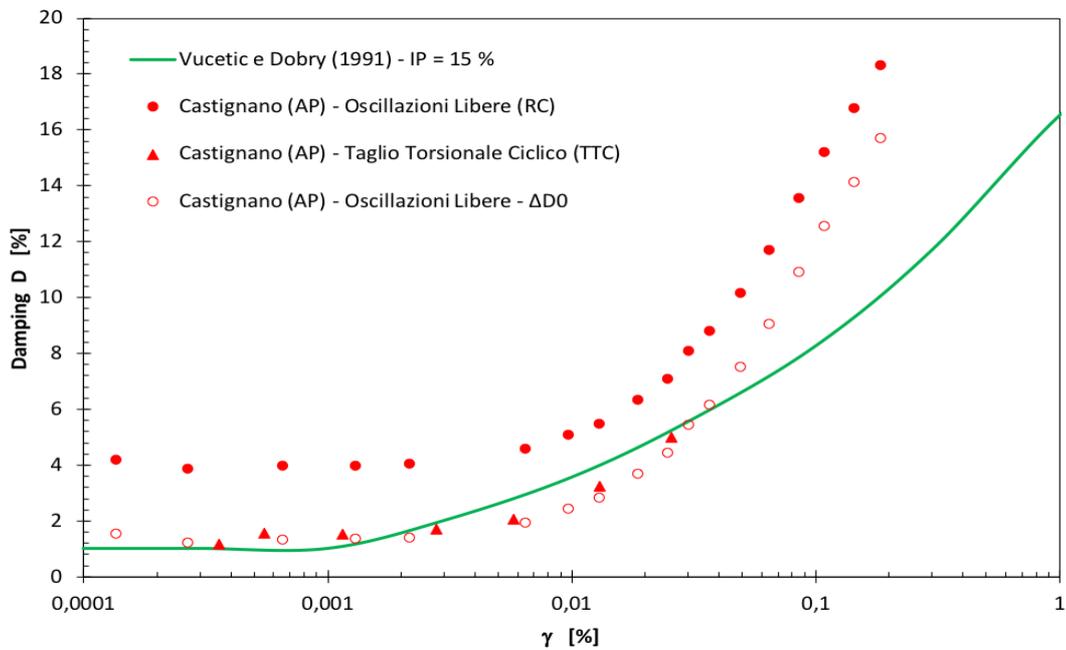


Figura 5.10. Miglioramento del fitting della curva empirica di Vucetic e Dobry (1991) ai dati sperimentali, ottenuti tramite la traslazione del metodo del 'Decremento Logaritmico'.

Pertanto, è di rilevante importanza l'individuazione e la valutazione delle cause che generano la sovrastima del rapporto di smorzamento a bassi livelli deformativi, in quanto tale effetto si ripercuote, in modo particolarmente significativo, sull'analisi di risposta sismica locale.

Viene di seguito verificata l'eventuale dipendenza di tale sovrastima dall'indice di plasticità e/o dalla tensione di confinamento, ed inoltre dalla frequenza di risonanza relativa al primo step di carico per ogni campione esaminato. Dalle Figure 5.11 e 5.12 è immediato notare come non vi sia una regolare dipendenza dello scostamento tra le due metodologie atte a valutare il rapporto di smorzamento, in funzione dell'indice di plasticità e/o della tensione di confinamento efficace dei campioni. Tuttavia, in relazione alla correlazione con l'indice di plasticità (Figura 5.11), per un range compreso tra 15 e 25 %, è possibile individuare, a meno di alcuni valori non congruenti, un andamento a cui corrisponde una riduzione della quantità ΔD_0 all'aumentare dell'indice di plasticità. D'altra parte, in Figura 5.12 possono essere distinti due andamenti, caratterizzati entrambi da una riduzione della differenza di smorzamento all'aumentare della tensione di confinamento efficace: uno appartenente al campo di variazione 50 – 100 kPa e l'altro 200 – 350 kPa. Tali risultati si mostrano coerenti con quanto definito in letteratura, ovvero, all'aumentare della plasticità e della tensione di confinamento del terreno esaminato, si verifica una riduzione

dello smorzamento ottenuto. In tal caso, si sta facendo riferimento alla differenza del rapporto di smorzamento ricavato tramite le due metodologie, tuttavia è possibile interpretare la riduzione di quest'ultima in termini di riduzione del rapporto di smorzamento valutato con il metodo del 'Decremento Logaritmico' a partire dalla prova di colonna risonante.

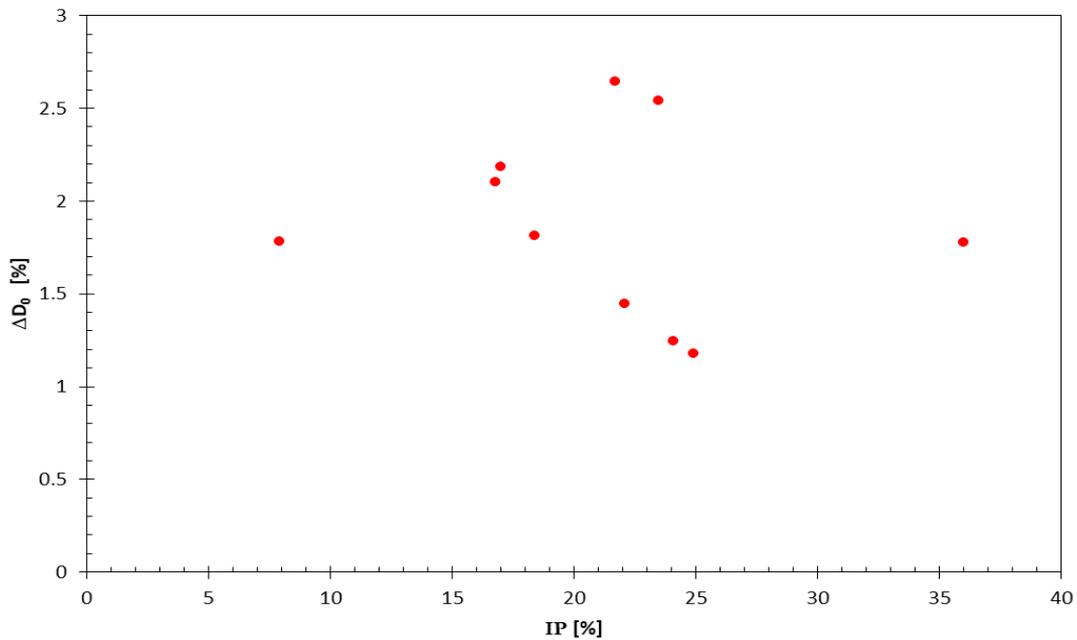


Figura 5.11. Andamento dello scostamento relativo al rapporto di smorzamento a piccole deformazioni in funzione dell'indice di plasticità di ogni campione esaminato.

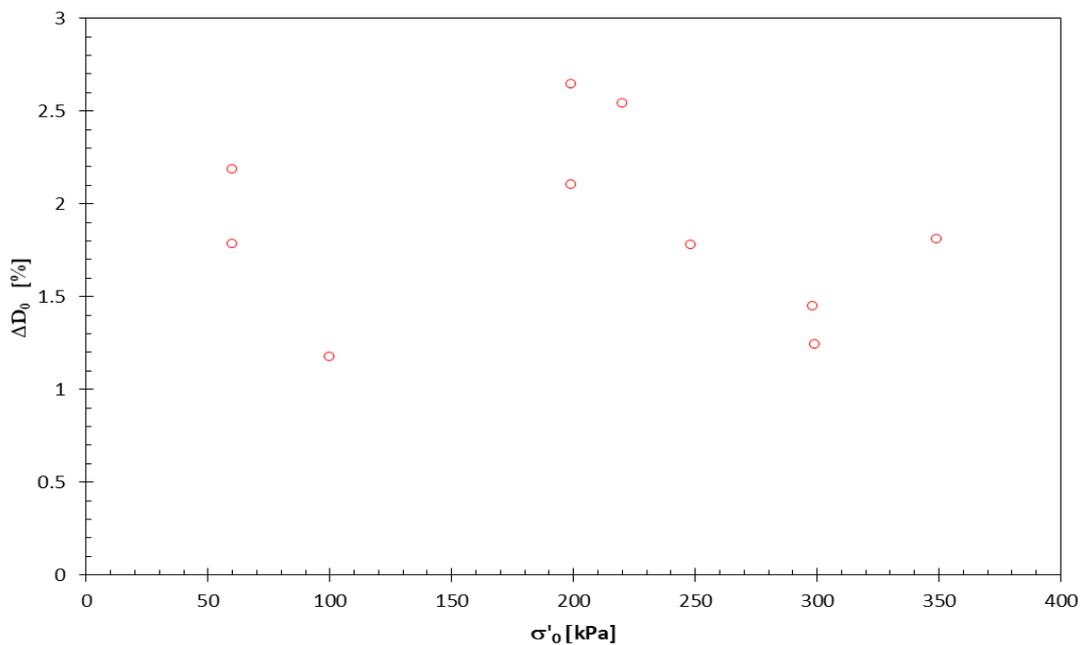


Figura 5.12. Andamento dello scostamento relativo al rapporto di smorzamento a piccole deformazioni in funzione della tensione di confinamento efficace di ogni campione esaminato.

Anche in relazione all'andamento dello scostamento tra i valori di smorzamento rispetto alla frequenza di risonanza del campione relativa al primo step di carico, non è possibile individuare un trend netto. Tuttavia, ciò può essere attribuito al ridotto numero di campioni su cui si sta valutando l'andamento. In generale, è possibile notare un aumento della quantità ΔD_0 contestualmente ad un incremento della frequenza di risonanza. Tale variazione implica una sovrastima nella determinazione dello smorzamento tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico', che risulta compresa tra 1 e 2.5 %, rispetto alla valutazione diretta tramite la prova taglio torsionale ciclico. Ciò indica che ad elevate frequenze di risonanza, ovvero elevate rigidzze e bassi livelli deformativi, l'errore nella stima del rapporto di smorzamento risulta più rilevante. Inoltre, tale bias presenta un'incidenza maggiore in corrispondenza di tali livelli deformativi in quanto lo smorzamento è di entità minore.

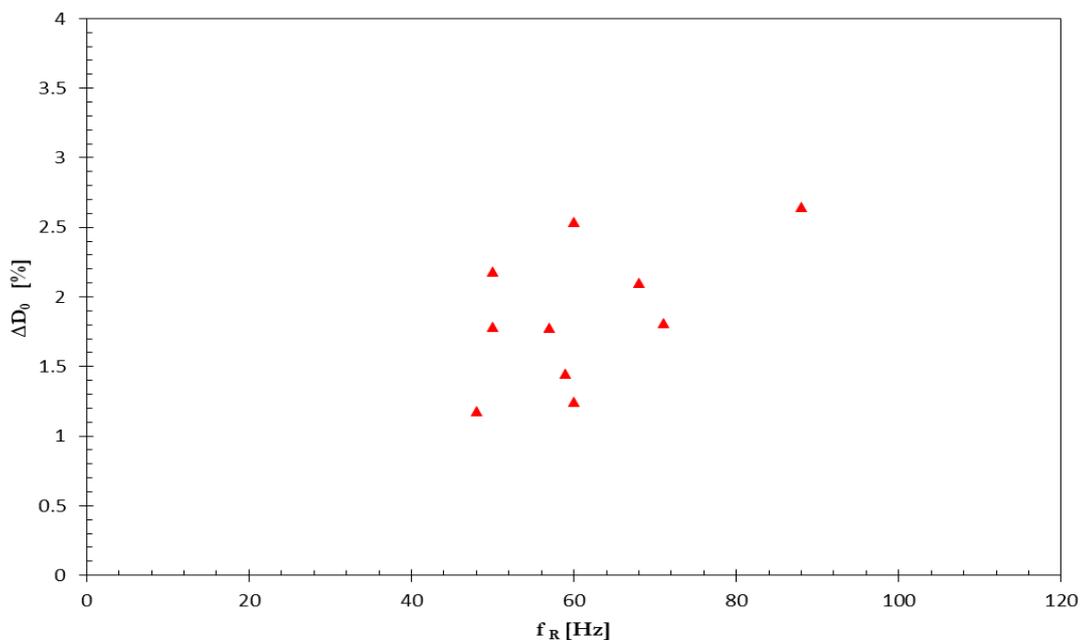


Figura 5.13. Andamento dello scostamento relativo al rapporto di smorzamento a piccole deformazioni in funzione della frequenza di risonanza relativa al primo step di carico di ogni campione esaminato.

Al fine di effettuare un confronto con i risultati ottenuti per la zona Marche 3, è stata effettuata un'analoga valutazione degli scostamenti ΔD_0 relativi alla zona Marche 2 (Tabella 5.5), i cui valori di smorzamento a bassi livelli deformativi sono stati estrapolati dalle elaborazioni dell'ente a cui è stata affidata la relativa analisi (Università degli studi di Napoli – Federico II). In particolare, il metodo delle 'Oscillazioni Libere' per la determinazione del rapporto di smorzamento viene sostituito dal metodo del 'Fattore di Risonanza', utilizzato dalla suddetta Università. Il confronto è mirato a verificare se il bias presente tra i suddetti metodi di valutazione del rapporto di

smorzamento, risulti maggiormente elevato nella divisione Marche 3, andando ad effettuare delle comparazioni sistematiche in funzione della tipologia di terreno esaminato (indice di plasticità, tensione di confinamento) e della frequenza di risonanza. D'altra parte, alcuni dei comuni appartenenti alla zona Marche 2 non sono considerati in relazione al confronto in termini di indice di plasticità, in quanto non corredati di classificazione. Per quanto riguarda la zona Marche 1, non è stata attuata la medesima operazione, essendo state eseguite prove di taglio torsionale ciclico esclusivamente su due campioni e non ritenendo, pertanto, tale determinazione adatta ad un opportuno confronto. Tuttavia, è stato indicato il valore del rapporto di smorzamento a basse deformazioni (D_0), valutato tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' e inerente alla prova di colonna risonante, relativamente a ciascun comune della divisione Marche 1 (Tabella 5.7).

Tabella 5.4. Valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, valutati sia tramite la prova di colonna risonante (metodo delle 'Oscillazioni Forzate' e del 'Fattore di Risonanza') sia tramite la prova di taglio torsionale ciclico, relativamente a ciascun campione della zona Marche 2.

<i>Campione</i>	Descrizione granulometrica	Profondità di prelievo	<i>Oscillazioni Forzate</i>		<i>Fattore di Risonanza</i>		<i>Taglio Torsionale Ciclico</i>	
			γ	D_0	γ	D_0	γ	D_0
[-]	[-]	[m]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
<i>Belforte del Chienti (MC)</i>	Argilla con limo sabbioso	8.50÷9.00	0.0024	2.74	0.0016	2.30	0.0011	1.93
<i>Belmonte Piceno (FM)</i>	Limo con sabbia argilloso	3.00÷3.50	0.0024	6.99	0.0024	6.41	0.0024	4.77
<i>Colmurano (MC)</i>	Limo con argilla sabbioso	21.00÷21.50	0.0009	2.71	0.0013	2.28	0.0008	1.52
<i>Corridonia (MC)</i>	Limo con argilla sabbioso	7.00÷7.50	0.0008	2.94	0.0005	2.46	0.0007	1.42
<i>Loro Piceno (MC)</i>	Limo con argilla sabbioso	2.00÷2.50	0.0007	4.13	0.0012	3.70	0.0032	1.93
<i>Mogliano (MC)</i>	Limo sabbioso argilloso	4.00÷4.70	0.0014	2.57	0.0014	2.17	0.0028	1.26
<i>Monsampietro Morico (FM)</i>	Limo con argilla e sabbia	7.00÷7.60	0.0015	2.81	0.0015	2.38	0.0011	1.57
<i>Montappone (FM)</i>	Limo con sabbia e argilla	4.80÷5.30	0.0007	2.83	0.0007	2.54	0.0012	1.14
<i>Monte San Martino (MC)</i>	Sabbia con limo argilloso	6.00÷6.30	0.0008	2.33	0.0012	1.95	0.0017	1.51
<i>Monte Vidon Corrado (FM)</i>	Limo con argilla sabbioso	6.00÷6.45	0.0012	2.92	0.0012	2.73	0.0012	1.59
<i>Petriolo (MC)</i>	Sabbia con limo argilloso	20.00÷20.60	0.0009	1.83	0.0009	1.52	0.0019	0.95
<i>Pollenza (MC)</i>	Limo con sabbia e argilla	5.00÷5.50	0.0015	2.26	0.0015	1.88	0.0014	1.21
<i>Servigliano (FM)</i>	Limo argilloso	24.00÷24.40	0.0012	2.26	0.0005	1.92	0.001	1.43
<i>Tolentino (MC)</i>	Argilla con limo	4.50÷4.85	0.0014	2.88	0.0006	2.48	0.0009	1.84

<i>Urbisaglia (MC)</i>	Limo con argilla sabbioso	4.50÷5.00	0.0006	3.39	0.0013	2.94	0.0013	1.59
------------------------	------------------------------	-----------	--------	------	--------	------	--------	------

Tabella 5.5. Scostamento tra i valori del rapporto di smorzamento, valutati tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Forzate’ e del ‘Fattore di Risonanza’, rispetto ai risultati della prova di Taglio Torsionale Ciclico, in relazione a ciascun campione della zona Marche 2.

<i>Campione</i>	σ'_0	w_L	IP	f_R	$D_{OSCILL. FORZATE} - D_{TTC}$	$D_{FATTORE DI RISONANZA} - D_{TTC}$
					ΔD_0	ΔD_0
[-]	[kPa]	[%]	[%]	[Hz]	[%]	[%]
<i>Belforte del Chienti (MC)</i>	170	-	-	26.8	0.81	0.38
<i>Belmonte Piceno (FM)</i>	70	33	18.4	7.1	2.22	1.64
<i>Colmurano (MC)</i>	440	-	-	32.7	1.19	0.76
<i>Corridonia (MC)</i>	300	41.4	26.1	30.3	1.52	1.04
<i>Loro Piceno (MC)</i>	270	-	-	30.1	2.2	1.77
<i>Mogliano (MC)</i>	145	-	-	29.7	1.31	0.91
<i>Monsampietro Morico (FM)</i>	160	34	20	28.2	1.24	0.81
<i>Montappone (FM)</i>	169	35.1	21.7	30.3	1.69	1.40
<i>Monte San Martino (MC)</i>	115	-	-	26.3	0.82	0.44
<i>Monte Vidon Corrado (FM)</i>	125	37.7	23.6	30	1.33	1.14
<i>Petriolo (MC)</i>	250	26.7	10.9	36.5	0.88	0.57
<i>Pollenza (MC)</i>	200	-	-	29.7	1.05	0.48
<i>Servigliano (FM)</i>	500	-	-	42.7	0.83	0.48
<i>Tolentino (MC)</i>	270	67.3	42.4	28.4	1.04	0.64
<i>Urbisaglia (MC)</i>	220	47	27.8	31.3	1.8	1.35

Di seguito, analogamente a quanto effettuato per la divisione Marche 3, vengono definiti i valori di scostamento massimo, minimo e medio per entrambi i metodi di valutazione considerati (‘Oscillazioni Forzate’ e ‘Fattore di Risonanza’).

Tabella 5.6. Entità massima, minima e media delle differenze considerate tra i rapporti di smorzamento a basse deformazioni per la divisione Marche 2.

	$D_{OSCILL. FORZATE} - D_{TTC}$	$D_{FATTORE DI RISONANZA} - D_{TTC}$
	[%]	[%]
ΔD_0 Massimo	2.22	1.77
ΔD_0 Minimo	0.81	0.38
ΔD_0 Medio	1.33	0.92

Come è possibile notare dalle Tabelle 5.3 e 5.6, i valori di scostamento (massimo, minimo e medio) tra le determinazioni ottenute dai metodi di colonna risonante e la prova di taglio torsionale ciclico risultano maggiori per la zona Marche 3.

Dalla comparazione in funzione dell'indice di plasticità, illustrato in Figura 5.14, è possibile osservare come gli andamenti relativi alle due divisioni risultino in particolar modo coerenti per un range di plasticità compreso tra 19 e 27 %, a conferma della correttezza teorica di quanto ottenuto. Ciò si sviluppa ad eccezione di alcuni campioni appartenenti alla zona Marche 3 che presentano dei valori di ΔD_0 più elevati di circa l'1 %, rispetto ai campioni di Marche 2 avente all'incirca stesso indice di plasticità. D'altra parte, per valori estremi di IP, sia molto ridotti che molto elevati, sono presenti campioni singoli per ciascuna divisione. Pertanto, i dati a disposizione non risulterebbero sufficienti al fine di poter effettuare un confronto. Tuttavia, in corrispondenza di tali intervalli di plasticità, dalla Figura 5.14, emerge che il bias tra la valutazione dello smorzamento con il metodo del 'Decremento Logaritmico' ed il Taglio Torsionale Ciclico risulta maggiore di 1.5 % nel caso di Marche 3.

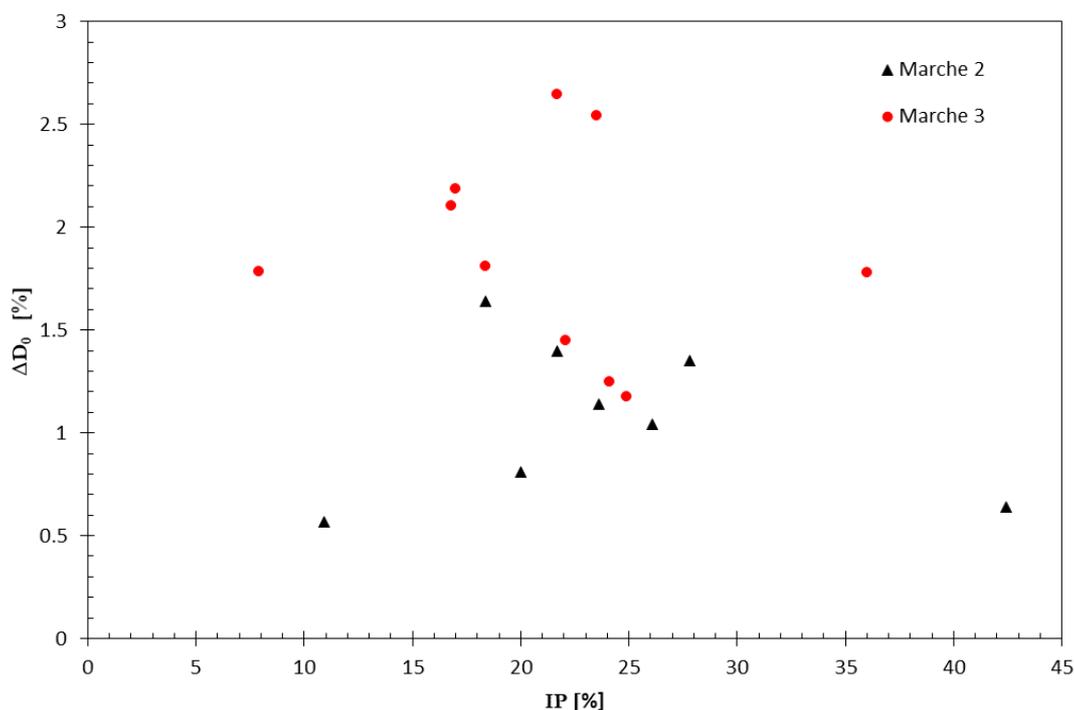


Figura 5.14. Confronto tra le divisioni Marche 3 e Marche 2 in relazione alla differenza del rapporto di smorzamento valutato con il metodo del 'Decremento Logaritmico' e con il Taglio Torsionale Ciclico, in funzione dell'indice di plasticità.

La Figura 5.15 mostra un andamento della differenza di smorzamento, valutata per Marche 2, in relazione alla tensione di confinamento efficace, globalmente decrescente all'aumentare del valore della variabile considerata (σ'_0). In aggiunta, per un dato livello della pressione di confinamento il valore di ΔD_0 stimato per i comuni di Marche 3 risulta sistematicamente maggiore rispetto a quello inerente ai comuni della divisione Marche 2.

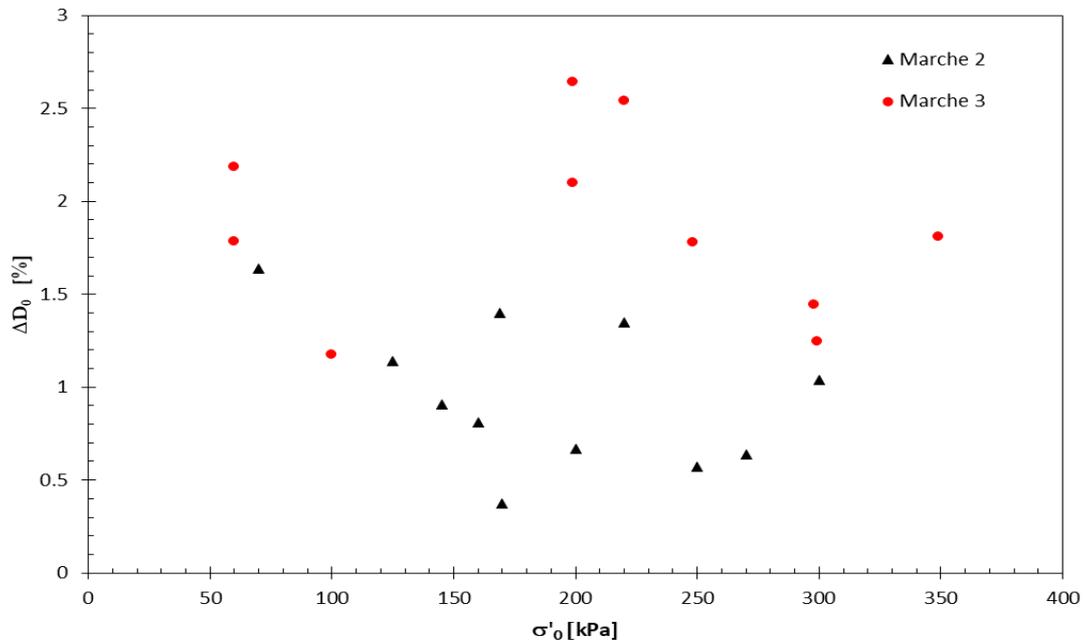


Figura 5.15. Confronto tra le divisioni Marche 3 e Marche 2 in relazione alla differenza del rapporto di smorzamento valutato con il metodo del 'Decremento Logaritmico' e con il Taglio Torsionale Ciclico, in funzione della tensione di confinamento efficace.

In relazione alla variazione di ΔD_0 sulla base della frequenza di risonanza, tra le divisioni Marche 3 e Marche 2, è possibile osservare come quest'ultima, a meno di pochi campioni non coerenti con il trend generale, sia caratterizzata da un ben più rapido incremento del suddetto bias in un intervallo di frequenze estremamente ristretto ($\sim 25 \div 30$ Hz). Tuttavia, è rilevante considerare che la differenza tra i massimi valori di scostamento per le due zone esaminate risulta elevato e all'incirca pari all' 1%.

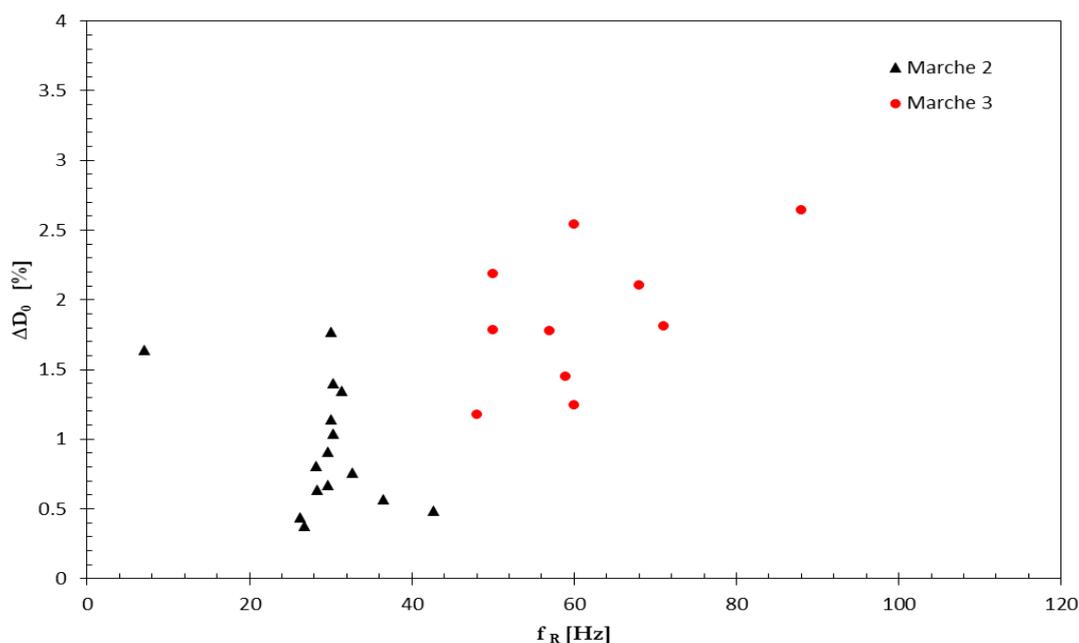


Figura 5.16. Confronto tra le divisioni Marche 3 e Marche 2 in relazione alla differenza del rapporto di smorzamento valutato con il metodo del 'Decremento Logaritmico' e con il Taglio Torsionale Ciclico, in funzione della frequenza di risonanza.

Per quanto concerne la divisione Marche 1, come precedentemente enunciato, vengono definiti i valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, valutati tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere', in relazione alla tensione di confinamento, al limite liquido e all'indice di plasticità di ciascun campione appartenente alla suddetta zona.

Tabella 5.7. Valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni valutati tramite la prova di colonna risonante, con il metodo delle 'Oscillazioni Libere', in relazione ai campioni appartenenti alla divisione Marche 1.

<i>Campione</i>	σ'_0	w_L	IP	γ	D_0 ('Oscillazioni Libere')
[-]	[kPa]	[%]	[%]	[%]	[%]
<i>Apiro (MC)</i>	90	48	30	0.0012	5.06
<i>Camerino (MC)</i>	120	56	36	0.0013	3.44
<i>Castelraimondo (MC)</i>	190	36	17	0.0011	1.96
<i>Esanatoglia (MC)</i>	130	24	4	0.0010	0.99
<i>Fabriano (AN)</i>	170	45	27	0.0009	2.88
<i>Fiuminata (MC) – S1 C1</i>	110	40	20	0.0018	2.28
<i>Fiuminata (MC) – S1 C5</i>	335	68	34	0.0044	1.35
<i>San Severino Marche (MC) – S1 C1</i>	130	35	19	0.0100	2.28
<i>San Severino Marche (MC) – S1 C2</i>	200	36	18	0.0009	1.85
<i>Sefro (MC) – S1 C4</i>	180	68	26	0.0009	1.53
<i>Treia (MC)</i>	100	33	10	0.0016	2.33

Pertanto, relativamente alle tre divisioni considerate, sulla base dei valori ottenuti di smorzamento a piccole deformazioni tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, è possibile sviluppare un confronto generale in funzione dell’indice di plasticità (Figura 5.17) e della pressione di confinamento (Figura 5.18).

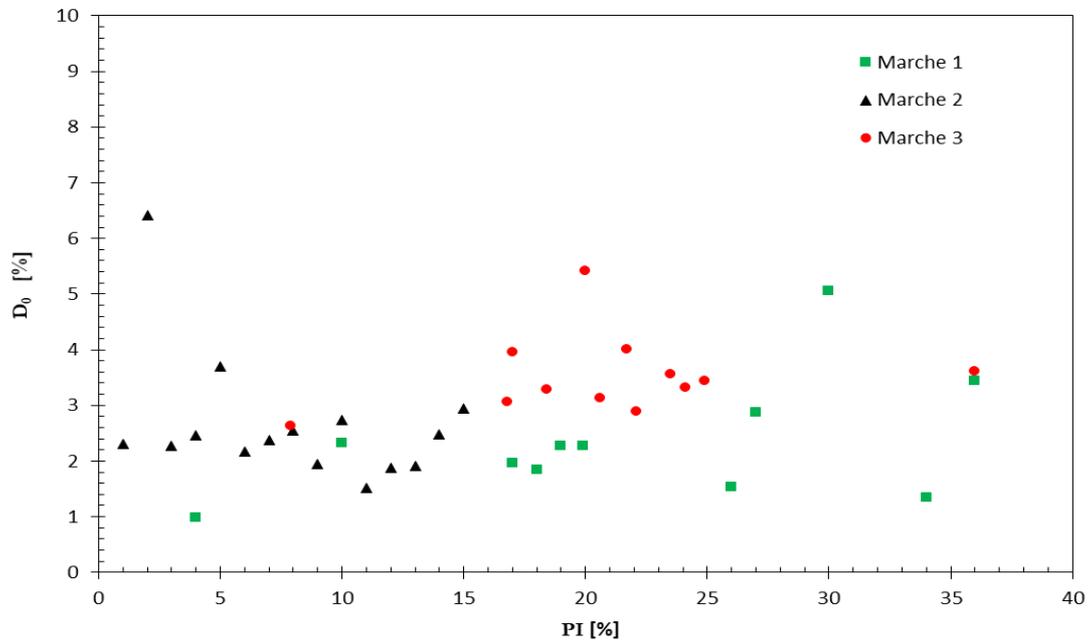


Figura 5.17. Andamento del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, valutato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, in funzione dell’indice di plasticità, per le tre divisioni considerate.

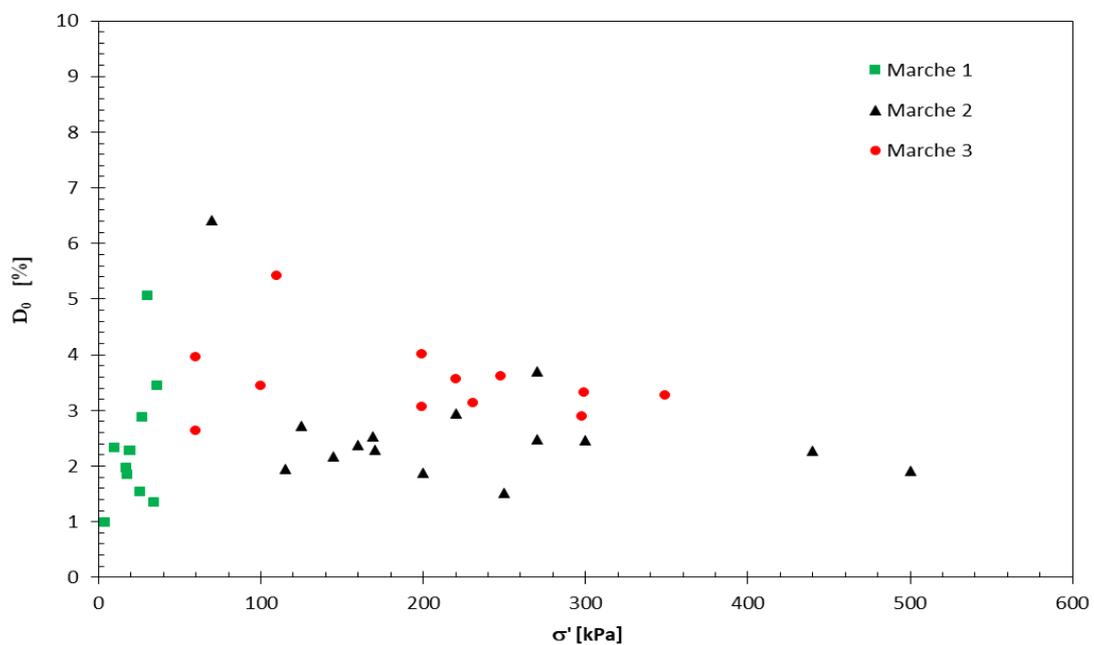


Figura 5.18. Andamento del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, valutato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, in funzione della tensione di confinamento, per le tre divisioni considerate.

Dalle Figure 5.17 e 5.18 non si evince un trend netto. Tuttavia, è possibile interpretare, rispettivamente, un generale incremento del rapporto di smorzamento all'aumentare dell'indice di plasticità e, viceversa, una riduzione della suddetta proprietà dinamica all'aumentare della pressione di confinamento efficace. L'incremento del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni all'aumentare del livello di plasticità risulta in linea con gli andamenti ricavati da Darendeli, (Capitolo 6), i quali mostrano un'inversione di tale trend all'aumentare del livello deformativo considerato. D'altra parte, anche l'andamento decrescente di D_0 all'aumentare della tensione di confinamento del campione in esame, risulta coerente con quanto definito dalle curve di letteratura di Darendeli, 2001.

5.3 Valutazione dello smorzamento prodotto dall'apparecchiatura

L'apparecchiatura di colonna risonante provvede alla determinazione delle proprietà dinamiche dei terreni. Ciò viene effettuato in relazione al raggiungimento della condizione di risonanza del campione rispetto all'eccitazione torsionale fornita, tramite il metodo 'Half Power Band Width' (oscillazioni forzate) ed in funzione del decadimento delle oscillazioni libere con il metodo del 'Decremento Logaritmico'. In particolare, la valutazione del rapporto di smorzamento a bassi livelli deformativi, per entrambi i metodi, risulta caratterizzata dalla presenza di errori. Tra le possibili cause vi sono: il non corretto accoppiamento tra il campione e le piastre di estremità (Drnevich, 1978); la mancanza di un completo fissaggio della base inferiore (Drnevich, 1978); il rumore dell'ambiente (Kim, 1991; Meng e Rix, 2003); gli effetti dovuti alla presenza della membrana (Drnevich, 1985); il possibile attrito del fluido sulla superficie vibrante (Wegel e Walther, 1935; Braginsky et al., 1985; Lakes, 1999). Un'ulteriore fonte di errore relativa alla valutazione del rapporto di smorzamento consiste nell'interazione tra solenoidi e magneti nel drive system dell'apparecchiatura di colonna risonante, attuata al fine di produrre l'eccitazione torsionale (Kim, 1991; Hwang, 1997; D'Onofrio et al., 1999; Cascante et al., 2003; Wang et al., 2003). L'interazione consiste nel passaggio di corrente AC all'interno dei solenoidi, la quale genera un campo magnetico che a sua volta produce il movimento dei magneti contenuti all'interno della coppia di bobine (Capitolo 3). Questo movimento dà luogo al momento torcente applicato sulla testa del provino attraverso il drive system. D'altra parte, il moto dei magneti, in accordo con la legge di Faraday, produce un campo magnetico che genera una forza elettromagnetica (FEM) all'interno dei solenoidi. Per la legge di Lenz, in seguito a tale variazione del

campo magnetico, viene prodotto nel circuito un campo elettrico che si oppone così alla variazione del campo magnetico. La forza elettromagnetica prodotta viene chiamata back – FEM in quanto si oppone al moto che l’ha generata. Pertanto, tale forza costituisce un’ulteriore fonte di smorzamento, aggiuntivo a quello dovuto intrinsecamente al campione, e caratterizza lo smorzamento generato dall’apparecchiatura. Di contro, l’influenza di tale forza sul modulo di taglio può essere considerata trascurabile (Wang et al., 2003).

Studi passati sono stati mirati alla determinazione dell’ordine di grandezza di tale smorzamento aggiuntivo e allo sviluppo di procedure atte a correggerlo (Kim, 1991; Hwang, 1997; Wang et al., 2003). I risultati riportati nella Figura 5.19, mostrano come lo smorzamento dell’apparecchiatura raggiunga valori pari al 4% in corrispondenza di una frequenza di risonanza dell’ordine di 10 Hz, per poi decrescere all’aumentare della stessa. Ciò significa che tanto più il campione di terreno esaminato è rigido, tanto minore è lo smorzamento generato dall’apparecchiatura.

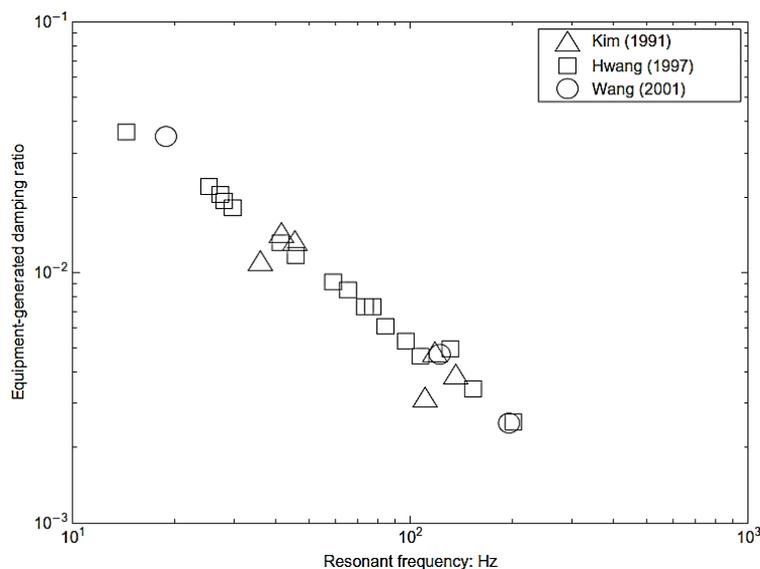


Figura 5.19. Valutazione dello smorzamento generato dall’apparecchiatura da misure di colonna risonante (RC) (J. Meng e G. J. Rix, 2003).

Pertanto, errori di tale ordine di grandezza risultano influenzare particolarmente i terreni più deformabili e, soprattutto, i valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni essendo di entità confrontabile. Inoltre, la sovrastima dello smorzamento risulta decrescere all’aumentare del livello deformativo poichè l’incremento di attenuazione del campione, dovuto alla sua degradazione, riduce la velocità dei magneti e, quindi, la forza elettromagnetica indotta (back FEM). Tuttavia, tali risultati sembrerebbero in disaccordo con l’andamento mostrato in Figura

5.16, inerente alla variazione dello scostamento ΔD_0 in funzione della frequenza di risonanza del campione. Bisogna però considerare che tale scostamento si riferisce alla differenza tra la determinazione con il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’ (colonna risonante) e la valutazione ottenuta dalla prova di taglio torsionale ciclico, mentre la Figura 5.19 mostra l’andamento dello smorzamento aggiuntivo inerente al metodo delle ‘Oscillazioni Forzate’ (colonna risonante). Difatti, quest’ultimo può essere considerato in termini di scostamento del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni tra il metodo delle ‘Oscillazioni Forzate’ e il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’.

Hwang stima lo smorzamento dell’apparecchiatura tenendo conto di un coefficiente di viscosità, tramite la seguente relazione:

$$D_{eq} = c_{eq} \cdot \frac{1}{2J_m \omega_r}$$

Con c_{eq} un coefficiente viscoso equivalente, J_m il momento d’inerzia del campione e della piastra superiore ed ω_r la frequenza angolare di risonanza. D’altra parte, Wang et al. (2003) modellano la forza elettromagnetica smorzante come un momento torcente meccanico opposto a quello sollecitante. Pertanto, ciò che cambia è il primo membro dell’equazione. La relazione a cui si fa riferimento è la seguente:

$$D_{eq} = \frac{k_b k_i R_c}{R_c^2 + \omega_r^2 L_c^2} \cdot \frac{1}{2J_m \omega_r}$$

Con k_b e k_i due fattori di calibrazione relativi, l’uno al rapporto tra il movimento dei magneti e la forza elettromagnetica indotta, e l’altro alla correlazione tra corrente e momento torcente. R_c ed L_c rappresentano la resistenza e l’induttanza dei solenoidi.

Un’ulteriore funzione, sviluppata da studi inerenti alla back – FEM, risulta quella di Cascante et al. (2003). Viene determinata una funzione di trasferimento tra la tensione indotta e l’accelerazione angolare derivata da quest’ultima, che implicitamente apporta una correzione agli effetti dello smorzamento dell’apparecchiatura. L’espressione ottenuta è di seguito sviluppata.

$$H_v = \frac{-\left(\frac{Blr_m r_a}{J_m}\right) \cdot (\omega/\omega_r)^2}{(R_c + \omega L_c j) \cdot \left\{ \left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_r}\right)^2 \right] + (c_E r_m^2 + c) \cdot \frac{(\omega/\omega_r)j}{\omega_r J_m} \right\} + Bl^2 r_m^2 \frac{(\omega/\omega_r)j}{\omega_r J_m}}$$

Bl è la forza magnetica nei solenoidi; r_m ed r_a sono, rispettivamente, il raggio di movimento dei magneti e dell'accelerometro, atto a misurare l'accelerazione angolare; c è il coefficiente di smorzamento del campione, mentre, c_E rappresenta lo smorzamento dovuto alle correnti parassite, denominate eddy – currents; $j^2 = -1$ ed ω è la frequenza circolare del sistema. Le altre grandezze sono state definite nelle precedenti relazioni.

Nel presente lavoro di tesi, si sarebbe potuto far riferimento a tali relazioni al fine di determinare lo smorzamento indotto dall'apparecchiatura, effettuando così gli opportuni confronti con le differenze tra i valori di smorzamento ottenuti con i metodi utilizzati. Tuttavia, ulteriori ricerche hanno dimostrato come tale incremento risulti dipendere, in modo particolarmente rilevante, dal tipo di sorgente che genera l'eccitazione. Nelle relazioni sopra elencate tale influenza non compare e, pertanto, si fa riferimento ad un'ulteriore equazione. Quest'ultima viene sviluppata a partire da una modellizzazione della parte elettromeccanica della colonna risonante nel relativo circuito equivalente (Figura 5.20). Tramite l'uso del suddetto modello viene dimostrato il vantaggio nell'utilizzo di una sorgente di corrente (*current – source*), piuttosto che di una sorgente di tensione (*voltage – source*). Pertanto, essendo il presente lavoro di tesi basato sull'analisi di prove di colonna risonante effettuate con un'amplificatore di tensione, parte dell'errore nella valutazione del rapporto di smorzamento a basse deformazioni trova riscontro nella suddetta motivazione.

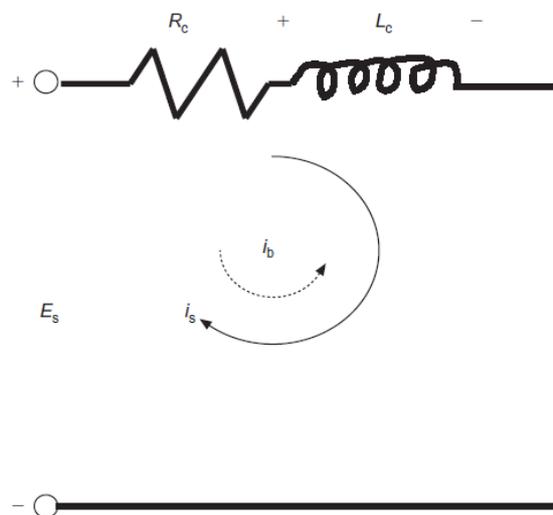


Figura 5.20. Schematizzazione della porzione elettromeccanica della colonna risonante nel circuito equivalente (J. Meng e G. J. Rix, 2003).

Come definito nell'equazione di Wang et al., R_c ed L_c rappresentano la resistenza e l'induttanza dei solenoidi; i_s descrive la corrente fornita dalla sorgente, mentre E_s definisce la tensione sorgente derivante sia da una modalità *voltage – source* che da una modalità *current – source*. Inoltre, i_b rappresenta la corrente indotta a causa del movimento dei magneti, ovvero il campo elettrico che si oppone alla variazione di campo magnetico, definita come segue:

$$i_b = \frac{E_b}{R_s + R_c}$$

Con E_b la tensione indotta dall'interazione tra magneti e solenoidi ed R_s la resistenza della sorgente.

L'equazione a cui si è fatto riferimento, nella presente analisi, al fine di calcolare il rapporto di smorzamento generato dall'apparecchiatura, è la seguente (J. Meng e G. J. Rix, 2003):

$$D_{eq} = \frac{c_{eq}}{c_{crit}} = \frac{2k_i k_b}{R_s + R_c} \cdot \frac{1}{2J_m \omega_r}$$

L'espressione del coefficiente di smorzamento indotto (c_{eq}), viene definita a partire dallo sviluppo della seguente equazione di trasferimento tra la sorgente torsionale T_{E_s} e la risultante deformazione angolare del campione $\Theta(s)$:

$$\frac{T_{E_s}}{\Theta(s)} = Js^2 + \left(c + \frac{Ak_i k_b}{R_s + R_c} \right) s + k$$

Con A un coefficiente compreso tra uno e due, in funzione della frequenza di risonanza del campione esaminato. Viene assunto un valore pari a due, in quanto la maggior parte dei terreni presenta una frequenza di risonanza minore di 200 Hz. Si ottiene, in tal modo, l'espressione del coefficiente di smorzamento indotto c_{eq} .

5.3.1 Stima dello smorzamento generato da una sorgente Voltage – Mode

La modalità di sorgente utilizzata al fine di sviluppare l'eccitazione torsionale sul provino, risulta influenzare in modo rilevante l'entità di smorzamento generato dall'apparecchiatura. Le

differenze tra le due possibili tipologie di sorgenti possono essere evidenziate tramite una schematizzazione dei circuiti elettrici che le rappresentano (Figura 5.21).

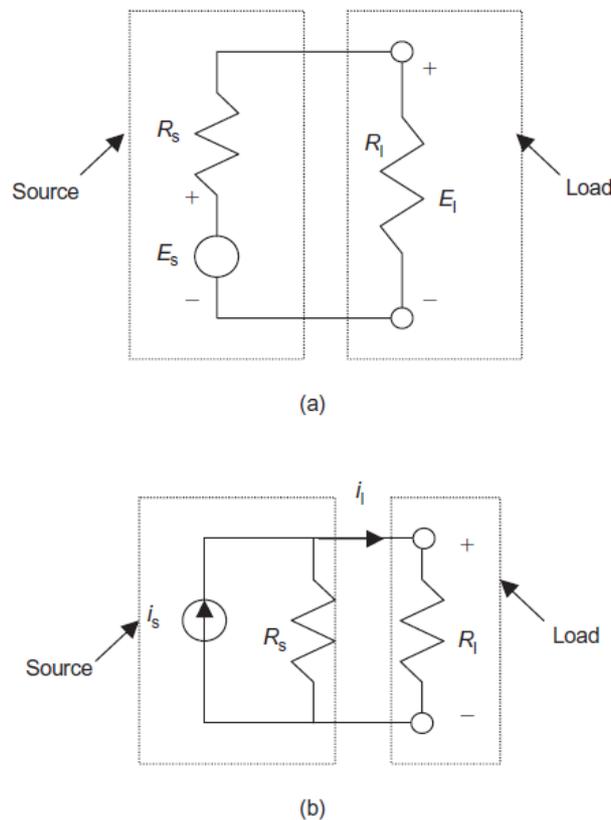


Figura 5.21. Rappresentazione della sorgente voltage - mode (a) e current - mode (b) (J. Meng e G. J. Rix, 2003).

Il primo circuito schematizza la sorgente di tipologia voltage, che rappresenta la sorgente utilizzata nel presente lavoro di tesi. Una sorgente *voltage - mode* ideale genera una determinata tensione in output, indipendentemente dall'impedenza del carico (R_l), rappresentato dal solenoide nell'apparato di colonna risonante (R_c), e dalla corrente che attraversa quest'ultimo. Tuttavia, nella realtà, la sorgente presenta una resistenza interna finita e diversa da zero (R_s) che, pertanto, riduce la tensione trasmessa al carico (E_l), ovvero ai solenoidi.

$$E_l = \frac{R_l}{R_s + R_l} E_s$$

La resistenza della sorgente è dell'ordine degli Ohm ($\approx 50 \Omega$) e, pertanto, quanto più la resistenza della sorgente e quella dei solenoidi risulta confrontabile, tanto maggiore è la porzione

della tensione sorgente che non viene trasferita al carico. Tale problema si definisce nel cosiddetto disallineamento sorgente – carico.

Di contro, la sorgente *current – mode* fornisce una determinata corrente (i_l) indipendentemente dalla resistenza del solenoide (R_l) e dalla tensione che lo attraversa. Ciò risulterebbe nel caso in cui la resistenza della sorgente (R_s) fosse infinita, in relazione al circuito (b) schematizzato in Figura 5.21. Tuttavia, la resistenza della sorgente presenta un valore finito che, d'altra parte, risulta sufficientemente elevato ($\approx 200 \div 500 \text{ k}\Omega$) da rendere la corrente nel solenoide non influenzata dalla relativa resistenza (R_l), in accordo con la seguente relazione:

$$i_l = \frac{R_s}{R_s + R_l} i_s$$

Sulla base di quanto spiegato, è possibile definire il rapporto tra lo smorzamento generato dall'apparecchiatura nel *voltage – mode* e il relativo smorzamento generato nel *current – mode*, come segue:

$$\frac{D_{eq_voltage}}{D_{eq_current}} = \frac{(R_s + R_c)_{current}}{(R_s + R_c)_{voltage}}$$

È immediato comprendere che lo smorzamento dovuto ad un generatore *voltage – source*, quale quello utilizzato nel presente lavoro di tesi, risulti di gran lunga maggiore rispetto allo smorzamento generato da una sorgente *current – mode*. In generale, la riduzione del rapporto di smorzamento sviluppato dall'apparecchiatura con il *current – source* risulta all'incirca di tre ordini di grandezza, il che conduce a dei valori decisamente trascurabili se comparati con lo smorzamento intrinseco della gran parte dei terreni. Pertanto, in presenza di un generatore di corrente, sarebbe possibile effettuare un confronto fra il rapporto di smorzamento valutato come differenza tra i valori ottenuti tramite le due modalità e quello valutato tramite l'equazione definita da J. Meng e G. J. Rix, 2003. D'altra parte, nonostante nel presente lavoro di tesi non sia stato possibile sviluppare le misurazioni del rapporto di smorzamento dei campioni di terreno anche con il *current – source*, dalla Figura 5.22 è immediato osservare come i valori di smorzamento dell'apparecchiatura, stimati tramite l'equazione, seguano perfettamente l'andamento dei dati sperimentali, ottenuti dallo studio di J. Meng e G. J. Rix. Tali dati descrivono lo smorzamento dell'apparecchiatura (D_{eq}) come differenza tra il rapporto di smorzamento generato tramite il

voltage – source e quello ottenuto con il *current – source*, al variare della frequenza di risonanza e, pertanto, della rigidità del provino.

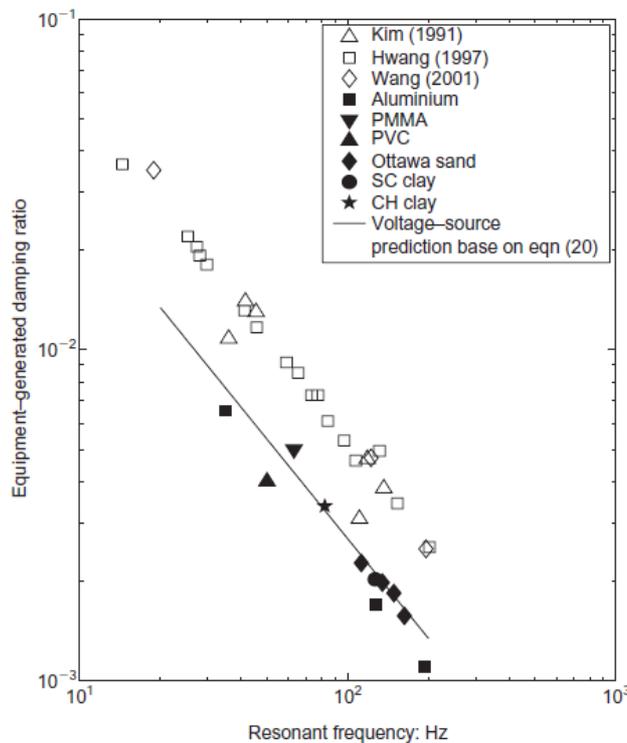


Figura 5.22. Rapporto di smorzamento generato dall'apparecchiatura, valutato in studi precedenti (simboli vuoti) e dalla ricerca di J. Meng e G. J. Rix, 2003 (simboli pieni), confrontati con l'andamento ottenuto dall'equazione analitica (J. Meng e G. J. Rix, 2003).

Pertanto, il metodo utilizzato nella presente analisi, al fine di valutare lo smorzamento prodotto dall'apparecchiatura, risulta accurato e affidabile tanto quanto la suddetta valutazione come differenza tra le due tipologie di sorgenti. Inoltre, è interessante notare come i valori del rapporto di smorzamento indotto, determinati da Kim (1991), Hwang (1997) e Wang (2001), siano pari al doppio di quelli valutati dallo studio di J. Meng e G. J. Rix, 2003). Gli studi effettuati precedentemente, difatti, si basavano sul confronto del rapporto di smorzamento valutato nella condizione di solenoidi in corto circuito ($R_s = 0$) con la condizione di solenoidi rimossi ($R_s \rightarrow \infty$). Pertanto, la condizione di solenoidi in corto circuito conduce ad un valore della somma $R_s + R_c$ pari a circa la metà rispetto alla condizione *voltage – source*, in quanto i valori di R_s ed R_c risultano di simile entità. Di conseguenza lo smorzamento dell'apparecchiatura D_{eq} , stimato da Kim (1991), Hwang (1997) e Wang (2001), risulta doppio rispetto a quello determinato come differenza tra *voltage – source* e *current – source*.

I parametri utilizzati per la stima dello smorzamento dell'apparato, tramite l'equazione, sono riassunti di seguito:

Tabella 5.8. Parametri utilizzati per la caratterizzazione dello smorzamento indotto dall'apparecchiatura.

Rs	Rc	k_i	k_b	J_m
[Ω]	[Ω]	[N·m/A]	[V/(rad/s)]	[kg×m ²]
50	44	0.87	1	0.002953

Le misurazioni effettuate vengono riportate nella Tabella 5.9, in relazione ai dodici campioni esaminati con prove di colonna risonante ed in funzione della relativa frequenza di risonanza.

Tabella 5.9. Rapporto di smorzamento generato dall'apparecchiatura per ciascun campione esaminato.

Campione	f_R	D_{eq.}
[-]	[Hz]	[%]
<i>Force (AP)</i>	48	0.65
<i>Aguasanta Terme (AP)</i>	50	0.63
<i>Montedinove (AP)</i>	50	0.63
<i>Montefortino (FM)</i>	51	0.61
<i>Castel di Lama (AP) - S1</i>	57	0.55
<i>Castel Castagna (TE)</i>	59	0.53
<i>Castel di Lama (AP) - S2</i>	60	0.52
<i>Montelparo (FM)</i>	60	0.52
<i>Cossignano (AP)</i>	65	0.48
<i>Folignano (AP)</i>	68	0.46
<i>Monte Rinaldo (FM)</i>	71	0.44
<i>Castignano (AP)</i>	88	0.36

È possibile osservare come la frequenza di risonanza vari in un range compreso fra 48 e 88 Hz, con il minimo in corrispondenza del comune di Force che, pertanto, presenta il valore maggiore di smorzamento generato dall'apparecchiatura, pari a 0.65 %.

Tuttavia, dai confronti effettuati per ciascun comune tra le curve del rapporto di smorzamento, ottenute con i tre metodi (oscillazioni forzate, oscillazioni libere e valutazione diretta), emerge uno scostamento di entità superiore rispetto ai valori riportati in Tabella 5.3. In particolare, tra il metodo del 'Decremento Logaritmico' (oscillazioni libere) e la valutazione tramite Taglio Torsionale Ciclico, si genera uno scostamento elevato e pari in media, facendo riferimento ai valori di ΔD_0 in Tabella 5.3, a 2.1 %. Pertanto, risultano necessariamente presenti altri fattori smorzanti, tra i quali, ad esempio, la dispersione di energia alla base della colonna risonante (*radiation damping*).

5.3.2 Valutazione dello smorzamento dovuto ad ulteriori fattori tramite calibrazione dell'apparato

Al fine di valutare l'entità dell'ulteriore incremento relativo al rapporto di smorzamento, sono stati consultati i dati relativi ad una calibrazione dell'apparato, effettuata nel corso dello svolgimento della tesi di dottorato di A. Perino (2015). Tale calibrazione è stata sviluppata tramite prove di colonna risonante eseguite su campioni di alluminio di diverso diametro e, pertanto, di diversa rigidità. Difatti, essendo lo smorzamento intrinseco di questi ultimi prossimo allo zero, è possibile stimare lo smorzamento generato dall'apparecchiatura, in condizioni di oscillazione libera, come quello derivante dalle suddette valutazioni, eseguite infatti con il metodo del 'Decremento Logaritmico'.

In particolare, si è fatto riferimento ai risultati ottenuti dalle prove di colonna risonante, effettuate per la tesi di dottorato di A. Perino (2015), relative a quattro campioni di alluminio pieni, con diametro tale da presentare frequenze di risonanza in un range che comprendesse i valori propri dei terreni esaminati durante il presente lavoro di tesi. I campioni considerati sono i seguenti:

- Alluminio_P1: diametro 5 mm, altezza 140 mm, peso - g;
- Alluminio_P2: diametro 10 mm, altezza 140 mm, peso 31.06 g;
- Alluminio_P3: diametro 15 mm, altezza 140 mm, peso 70 g;
- Alluminio_P4: diametro 20 mm, altezza 140 mm, peso 124 g.

I dati acquisiti sono stati elaborati al fine di ottenere l'andamento del rapporto di smorzamento, tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico', per i suddetti campioni di alluminio. La valutazione dello smorzamento mediante il metodo del 'Fattore di Amplificazione' (oscillazioni forzate) sarebbe stata comprensiva dell'entità dovuta alla back FEM, generata dall'interazione solenoidi – magneti. Pertanto, la determinazione dello smorzamento in fase di oscillazioni libere del campione, ha consentito di quantificare singolarmente esclusivamente la porzione di smorzamento aggiuntivo generato da ulteriori cause, citate nel paragrafo 5.3, quali: la dispersione di energia alla base della colonna, il non corretto accoppiamento tra il campione e le piastre di

estremità, il possibile attrito del fluido sulla superficie vibrante, la mancanza di un completo fissaggio della base inferiore, il rumore ambientale, la presenza della membrana.

Seguono i valori relativi alla determinazione della frequenza di risonanza e del rapporto di smorzamento inerenti ai campioni P2 e P3 in quanto, a valle dell'elaborazione, sono stati individuati dei valori di frequenze di risonanza comparabili con quelli dei terreni esaminati. Dall'elaborazione dei dati relativi alle oscillazioni libere del campione di alluminio P2, riportate in Figura 5.23 per il primo step di carico, vengono ricavati i seguenti risultati:

Tabella 5.10. Dati forniti dall'elaborazione dell'andamento delle oscillazioni libere e determinazione del relativo smorzamento, in relazione al campione Alluminio_P2.

Sigla	Peaks				Valley			
	Frequenza	Amplitude	D	Width	Amplitude	D	Width	D _{MEDIO}
[-]	[Hz]	[V]	[-]	[-]	[V]	[-]	[-]	[%]
RC_0131_Alluminio_P2_A	34	0.060	0.011	61	-0.064	0.010	61	1.02
RC_0131_Alluminio_P2_C	33.7	0.274	0.013	61	-0.301	0.009	61	1.10
RC_0131_Alluminio_P2_D	33.7	0.544	0.011	61	-0.564	0.011	61	1.08
RC_0131_Alluminio_P2_E	33.6	1.108	0.011	61	-1.146	0.011	61	1.09
RC_0131_Alluminio_P2_F	33.4	2.930	0.010	61	-3.020	0.010	61	1.04
RC_0131_Alluminio_P2_G	33.4	4.486	0.010	61	-4.616	0.010	61	1.00
RC_0131_Alluminio_P2_H	33	5.943	0.010	61	-6.133	0.010	61	0.98
RC_0131_Alluminio_P2_I	33.7	7.971	0.010	61	-8.251	0.010	61	0.97

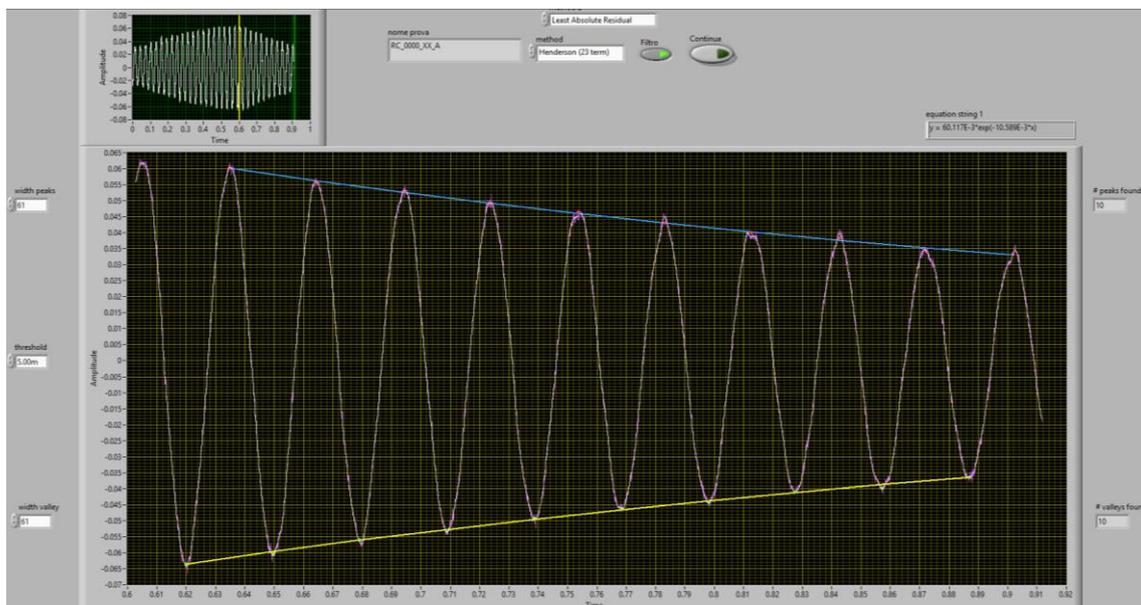


Figura 5.23. Andamento esponenziale decrescente delle oscillazioni libere del campione di alluminio P2

Effettuando una media dei valori di smorzamento ricavati per i diversi livelli deformativi, si ottiene un valore pari a 1.04 %.

Per quanto concerne l'elaborazione dei dati di oscillazioni libere relativi al campione P3, i risultati ottenuti sono mostrati in Tabella 5.11.

Tabella 5.11. Dati forniti dall'elaborazione dell'andamento delle oscillazioni libere e determinazione del relativo smorzamento, in relazione al campione Alluminio_P3.

Sigla [-]	Peaks				Valley			
	Frequenza [Hz]	Amplitude [V]	D [-]	Width [-]	Amplitude [V]	D [-]	Width [-]	D _{MEDIO} [%]
RC_0135_Alluminio_P3_A	73.6	0.088	0.006	61	-0.091	0.007	61	0.68
RC_0135_Alluminio_P3_B	73.8	0.152	0.007	61	-0.156	0.007	61	0.68
RC_0135_Alluminio_P3_C	73.6	0.389	0.007	61	-0.398	0.007	61	0.74
RC_0135_Alluminio_P3_D	73.6	0.782	0.007	61	-0.804	0.007	61	0.66
RC_0135_Alluminio_P3_E	73.2	1.690	0.007	61	-1.728	0.007	61	0.66
RC_0135_Alluminio_P3_F	73.7	3.994	0.006	61	-4.068	0.006	61	0.63
RC_0135_Alluminio_P3_G	72.9	6.611	0.006	61	-6.742	0.006	61	0.62
RC_0135_Alluminio_P3_H	73.2	8.717	0.006	61	-8.881	0.006	61	0.62

Il valore di smorzamento medio ottenuto è pari a 0.66 %.

La medesima procedura di valutazione è stata attuata anche per i campioni di alluminio P1 e P4. Pertanto, le frequenze di risonanza e i valori di smorzamento ottenuti dall'elaborazione dei dati, rispettivamente per ciascuno dei quattro campioni di alluminio, sono i seguenti:

Tabella 5.12. Valori della frequenza di risonanza e del rapporto di smorzamento relativi ai quattro campioni di alluminio considerati.

	f_r	D
	[Hz]	[%]
Alluminio_P1	8.54	3.86
Alluminio_P2	33.60	1.04
Alluminio_P3	73.45	0.66
Alluminio_P4	125.32	0.62

La Figura 5.24 mostra l'andamento delle suddette determinazioni e il range di frequenze di risonanza individuato dai campioni dei terreni esaminati.

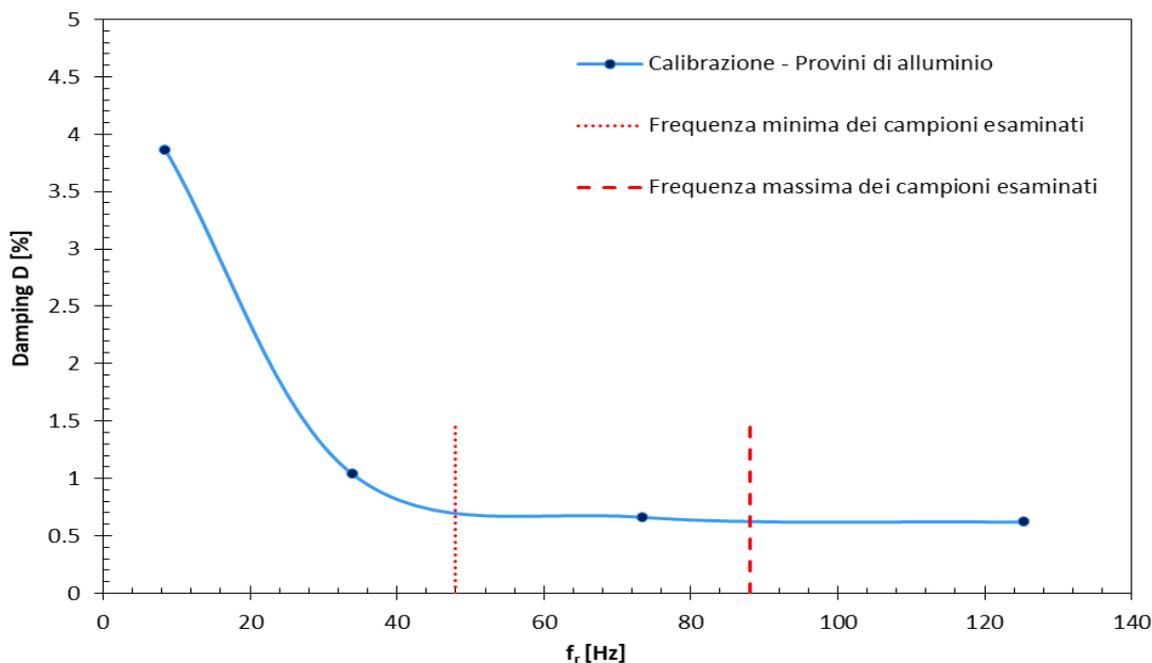


Figura 5.24. Andamento dei valori di smorzamento relativi ai campioni di alluminio P1 - P2 – P3 – P4, in funzione della frequenza di risonanza e individuazione del range di frequenze relativo ai campioni dei terreni esaminati.

Il trend evidenziato in Figura 5.24 presenta il medesimo andamento definito in Figura 5.19. Pertanto, la variazione dello scostamento relativo al rapporto di smorzamento in funzione della frequenza di risonanza, riportata in Figura 5.16 risulta non coerente con il relativo andamento derivante dalla calibrazione dei provini di alluminio, il quale esprime l'entità di cui deve essere depurata la valutazione dello smorzamento tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere'. Tale incongruenza può essere attribuita alla presenza di una ridotta base statistica di dati in funzione dei quali valutare un eventuale trend.

In riferimento alla Figura 5.24, essendo le frequenze di risonanza dei terreni esaminati comprese nel range 48÷88 Hz ed osservando un andamento pressocchè lineare dello smorzamento per tali valori, è stato possibile effettuare un'interpolazione lineare tra i rapporti di smorzamento ottenuti per i campioni P2 e P3 (punti interni del grafico). Di conseguenza, per ciascuna frequenza di risonanza dei campioni di terreno esaminati viene ricavato il relativo smorzamento dovuto all'apparecchiatura, depurato della componente legata alle correnti parassite (*back FEM*), in quanto la valutazione è stata effettuata tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico' (oscillazioni libere), come esplicito precedentemente.

Tale procedura, seppur approssimativa in quanto sarebbero risultati necessari i dati provenienti da ulteriori provini con frequenze di risonanza intermedie, ha consentito di stimare l'ordine di grandezza di un'aliquota dello smorzamento aggiuntivo a quello intrinseco del campione.

Si riporta di seguito la Tabella 5.13 contenente i singoli contributi di smorzamento aggiuntivo, e relativa frequenza di risonanza per ciascun campione, causati da:

- Interazione solenoidi – magneti ($D_{eq.}$)
- Restanti fattori di disturbo dell'apparecchiatura, stimati tramite prove di colonna risonante su campioni di alluminio ($D_{all.}$)

Tabella 5.13. Singoli contributi di smorzamento generati dall'apparecchiatura e valore totale, in relazione al comune del campione esaminato, elencati in ordine crescente della relativa frequenza di risonanza.

<i>Campione</i>	f_R	$D_{eq.}$	$D_{all.}$	$D_{Tot.}$
[]	[Hz]	[%]	[%]	[%]
<i>Forze (AP)</i>	48	0.65	0.90	1.55
<i>Aguasanta Terme (AP)</i>	50	0.63	0.88	1.51
<i>Montedinove (AP)</i>	50	0.63	0.88	1.51
<i>Montefortino (FM)</i>	51	0.61	0.87	1.49
<i>Castel di Lama (AP) - S1</i>	57	0.55	0.82	1.37
<i>Castel Castagna (TE)</i>	59	0.53	0.80	1.33
<i>Castel di Lama (AP) - S2</i>	60	0.52	0.79	1.31
<i>Montelparo (FM)</i>	60	0.52	0.79	1.31
<i>Cossignano (AP)</i>	65	0.48	0.74	1.22
<i>Folignano (AP)</i>	68	0.46	0.71	1.17
<i>Monte Rinaldo (FM)</i>	71	0.44	0.68	1.13
<i>Castignano (AP)</i>	88	0.36	0.52	0.88

Di entrambi gli smorzamenti correttivi individuati, ovvero dell'aliquota ricavata unicamente dalla calibrazione con i provini di alluminio (D_{all}) e lo smorzamento totale, ne vengono definiti il valore massimo, minimo e medio. In particolare, la prima quantità viene confrontata con lo scostamento ΔD_0 tra il rapporto di smorzamento ottenuto tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' e la prova di taglio torsionale ciclico. Di contro, lo smorzamento totale (D_{Tot}) corrisponde alla differenza tra la valutazione tramite la suddetta prova e il metodo delle 'Oscillazioni Forzate'.

Tabella 5.14. Confronto tra gli scostamenti del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, osservati tramite le prove di laboratorio, e i relativi valori di smorzamento aggiuntivo ottenuti.

	$D_{OSCILL. FORZATE} - D_{TTC}$	D_{Tot}	$D_{OSCILL. LIBERE} - D_{TTC}$	D_{All}
	[%]	[%]	[%]	[%]
ΔD_0 Massimo	4.87	1.55	4.43	0.90
ΔD_0 Minimo	2.26	0.88	1.18	0.53
ΔD_0 Medio	3.19	1.32	2.10	0.78

È possibile attribuire parte dell'elevato scostamento relativo ai valori massimi alla presenza di un campione atipico, Montefortino (FM), il quale mostra smorzamenti molto elevati ottenuti tramite entrambi i metodi di valutazione di colonna risonante. Di conseguenza, fatta eccezione per i suddetti valori, viene evidenziata una differenza tra lo smorzamento correttivo totale e lo scostamento tra 'Oscillazioni forzate' e taglio torsionale ciclico variabile tra 1.4, in corrispondenza dei valori minimi, e 2.4 % anziché 3.3 % tra i valori massimi.

Per quanto riguarda il confronto tra l'aliquota di smorzamento correttivo inerente ai provini di alluminio e lo scostamento tra taglio torsionale ciclico e metodo delle 'Oscillazioni Libere', si verifica una variazione tra 0.6 %, per i valori minimi, e 1.7 % per i valori massimi, anziché 3.53 %.

Pertanto, in media non si verifica un'esatta coincidenza dei rispettivi bias di smorzamento a piccole deformazioni. Ciò indica che siano presenti ulteriori cause di smorzamento aggiuntivo a quello intrinseco del campione esaminato. D'altra parte, essendovi minori scostamenti per quanto concerne la metodologia di determinazione delle 'Oscillazioni Libere', vengono considerate attendibili esclusivamente le curve derivanti da quest'ultima. La motivazione fondamentale per cui tale sovrastima viene ritenuta accettabile risiede nelle considerazioni effettuate nel paragrafo 5.1 inerenti allo studio di Phillips e Hashash. È stato difatti evidenziato come in laboratorio il rapporto di smorzamento sia largamente sottostimato rispetto a quello derivante dalle analisi di risposta sismica del sito. Pertanto, si viene in tal modo a verificare una sorta di compensazione degli errori.

A titolo di esempio, si riporta di seguito il confronto, in relazione al comune di Force (AP), tra l'andamento ricavato tramite la prova di taglio torsionale ciclico e le curve ottenute dalla rispettiva depurazione di entrambe le determinazioni derivanti dalla colonna risonante, in relazione ai valori definti in Tabella 5.13.

Dalle Figure 5.25 e 5.26, è possibile constatare come, in tal caso, sia la traslazione della curva di smorzamento ricavata con il metodo delle 'Oscillazioni Forzate' della quantità pari allo smorzamento aggiuntivo totale, sia la traslazione della curva ottenuta con il metodo delle 'Oscillazioni Libere' della sola entità ricavata dalla calibrazione con i provini di alluminio, risultino congruenti con i risultati ottenuti dalla prova di taglio torsionale ciclico. Tuttavia, ad alti livelli deformativi, lo scostamento tra la curva di smorzamento relativa alla colonna risonante e quella relativa al taglio torsionale ciclico aumenta. Ciò è attribuibile ai limiti applicativi del metodo delle

‘Oscillazioni Forzate’. Difatti, ad elevate deformazioni corrisponde una distorsione elevata della curva di risonanza, il che non consente di ricavare un’attendibile valutazione dello smorzamento bensì una rilevante sovrastima.

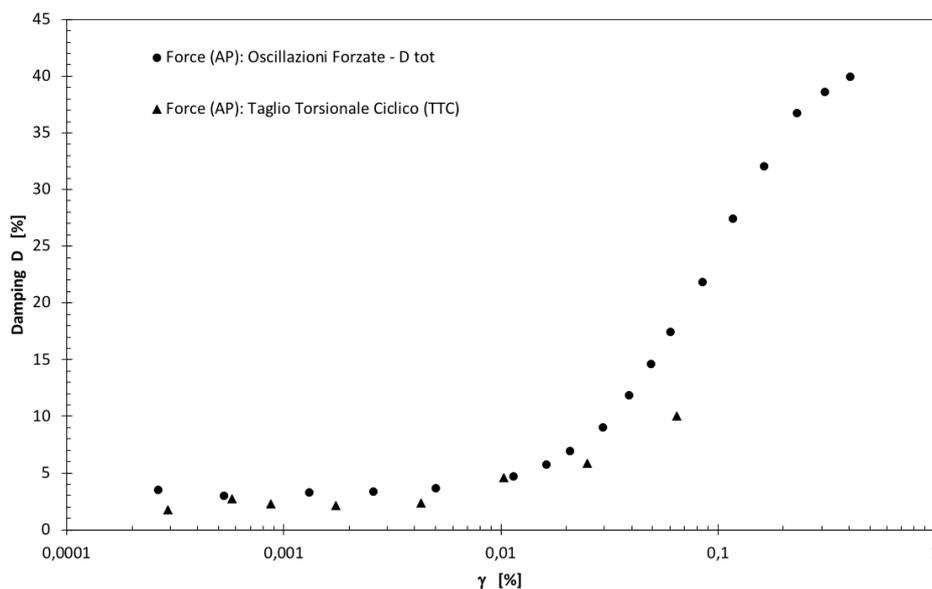


Figura 5.25. Confronto tra l’andamento del rapporto di smorzamento ricavato tramite colonna risonante (‘Fattore di Amplificazione’) depurato dello smorzamento totale aggiuntivo e la curva ottenuta mediante taglio torsionale ciclico.

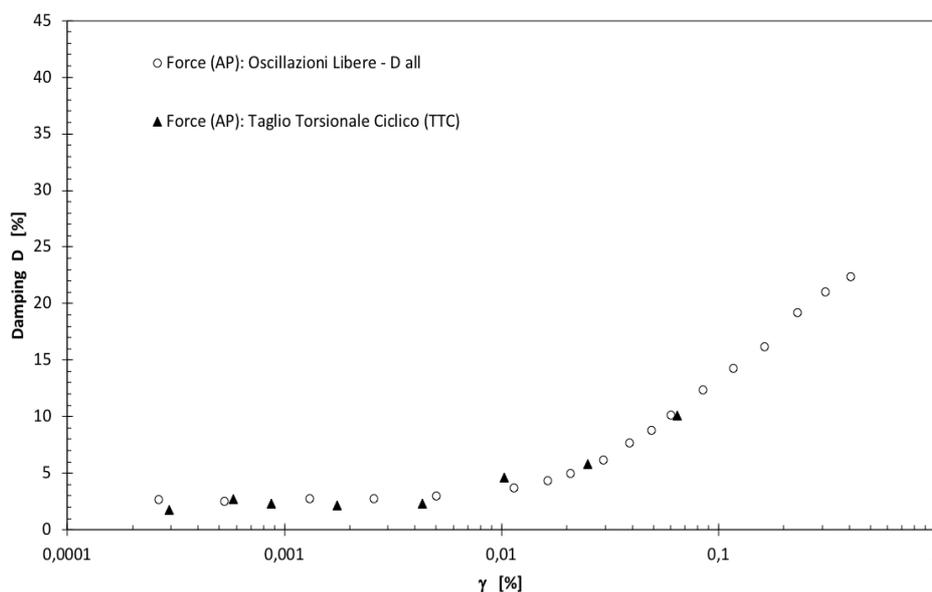


Figura 5.26. Confronto tra l’andamento del rapporto di smorzamento ricavato tramite colonna risonante (‘Decremento Logaritmico’) depurato dello smorzamento aggiuntivo derivante dalla calibrazione e la curva ottenuta mediante taglio torsionale ciclico.

Pertanto, la valutazione tramite colonna risonante, di uno smorzamento a bassi livelli deformativi maggiore rispetto a quello intrinseco del campione, risulta dovuto a fattori limitativi inerenti all’apparecchiatura e di natura differente a seconda del metodo considerato, ‘Oscillazioni Forzate’ o ‘Oscillazioni Libere’.

6. Confronto con le equazioni empiriche

Relativamente allo studio della risposta sismica locale, trovano largo impiego le curve empiriche che definiscono l'andamento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento all'aumentare del livello deformativo. Le relazioni empiriche più comuni vengono illustrate nel presente capitolo, sottolineando i limiti e i vantaggi delle stesse. Successivamente, viene presentato e descritto il modello parametrizzato proposto da Darendeli. Tale modello considera ed esplicita l'influenza sull'andamento delle curve di decadimento e del rapporto di smorzamento dato da diversi fattori, quali: il numero di cicli di carico, la frequenza di carico, il grado di sovraconsolidazione ma, in particolare, l'indice di plasticità e la tensione di confinamento che, sino ad allora, era stata considerata solo per valori ridotti.

Risulta di particolare interesse la ricerca dei motivi per cui le curve di decadimento delle proprietà meccaniche di un terreno, risultino così specificatamente influenzate dall'entità dell'indice di plasticità. D'altra parte, la plasticità di un terreno (IP) viene valutata su un materiale rimescolato e disturbato che, pertanto, è di gran lunga differente dal terreno in situ; tuttavia, ne rappresenta congruentemente la risposta ciclica. I terreni ad alta plasticità sono caratterizzati dalla presenza di particelle di piccola dimensione e, pertanto, mostrano un'elevata superficie specifica ed un elevato numero di punti di contatto. Di conseguenza, i legami di natura elettrica e chimica che si instaurano tra le particelle e le relative forze di repulsione, risultano di grande entità se comparati con il peso proprio delle stesse e, pertanto, governano il comportamento di tali terreni. Di contro, i terreni a grana grossa, caratterizzati da bassa o nulla plasticità, risultano dominati dalle forze di natura meccanica, ovvero la forza di gravità e l'attrito al contatto tra le particelle (Lancellotta, 2012). La porzione lineare delle curve di decadimento risulta funzione, esclusivamente, dei contatti tra le particelle: nel momento in cui si genera uno scorrimento, scaturiscono deformazioni permanenti. Pertanto, è possibile ipotizzare che i legami interparticellari, attrattivi e repulsivi, agiscano come un sistema lineare di molle, le quali presentano la capacità di sviluppare livelli deformativi relativamente alti (all'incirca 0.1%), prima di giungere a rottura e consentire deformazioni non lineari e degradazione della rigidità.

A sostegno di quanto esplicito, viene effettuata una suddivisione dei campioni esaminati in due gruppi principali, in funzione del livello di plasticità. L'obiettivo è quello di valutare la diversa

approssimazione delle curve di letteratura, ad eccezione degli andamenti proposti da Seed et al. (1986), i quali sono indipendenti dalla suddetta caratteristica fisica.

I campioni oggetto delle prove dinamiche di laboratorio, eseguite nel corso del presente lavoro di tesi, sono relativi ad una parte dei comuni appartenenti alla divisione Marche 3. I confronti che verranno di seguito illustrati riguardano la comparazione della zona Marche 3, comprensiva anche dei campioni di competenza di altri laboratori, sia con la zona Marche 1, che con la zona Marche 2. In Tabella 6.1 vengono definiti i campioni considerati, distinti in funzione del livello di plasticità.

Tabella 6.1. Elenco dei campioni oggetto dei confronti con le curve empiriche di letteratura.

	<i>Indice di Plasticità</i>	
	0 ÷ 20 %	20 ÷ 45 %
MARCHE 1	Castelraimondo (MC) Esanatoglia (MC) Fiuminata (MC) - S1 C1 San Severino Marche (MC) - S1 C1 San Severino Marche (MC) - S1 C2 Treia (MC)	Apiro (MC) Camerino (MC) Fabriano (AN) Fiuminata (MC) - S1 C5 Sefro (MC) - S1 C4
MARCHE 2	Belmonte Piceno (FM) Monsampietro Morico (FM) Petriolo (MC)	Corridonia (MC) Montappone (FM) Monte Vidon Corrado (FM) Tolentino (MC) Urbisaglia (MC)
MARCHE 3	Acquasanta Terme (AP) Monte Rinaldo (FM) Folignano (AP) Montefortino (FM) Montedinove (AP) Amandola (FM) Appignano del Tronto (AP) - S1 C2 Offida (AP) - S1 C1 Offida (AP) - S2 C1	Castel di Lama (AP) - S1 Castel di Lama (AP) - S2 Montelparo (FM) Castel Castagna (TE) Castignano (AP) Cossignano (AP) Force (AP)

In particolare, la caratterizzazione dinamica dei terreni appartenenti alle tre zone è stata così suddivisa:

- Marche 1: Università degli studi di Firenze – Università degli studi di Messina.
- Marche 2: Università degli studi di Napoli – Federico II.

- Marche 3: Politecnico di Torino – Università degli studi di Messina – Università degli studi di Enna.

Valutando, infine, la differenza ottenuta dalle approssimazioni delle curve empiriche sarà possibile individuare a quale andamento compete il *fitting* migliore dei dati sperimentali.

6.1 Equazioni empiriche

Vengono di seguito presentate curve empiriche che approssimano l'andamento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento in relazione alla deformazione ciclica a taglio e si distinguono a seconda della tipologia di terreno a cui fanno riferimento. Pertanto, a seconda di tale distinzione, sarà possibile effettuare dei confronti sistematici con i risultati sperimentali in funzione della categoria di terreno considerata.

6.1.1 Iwasaki et al. (1978) / Kokusho (1980)

La relazione empirica di Iwasaki et al. (1978), valuta l'andamento della curva di decadimento normalizzata in funzione della pressione di confinamento, basandosi su risultati di prove di colonna risonante e taglio torsionale, eseguite su campioni cavi. I valori della pressione di confinamento variano in un range compreso tra 0.25 e 2 atm, valori che corrispondono, rispettivamente, a circa 25 e 200 kPa. Tali test sono stati eseguiti su campioni di sabbia pulita e saturati, in condizioni drenate.

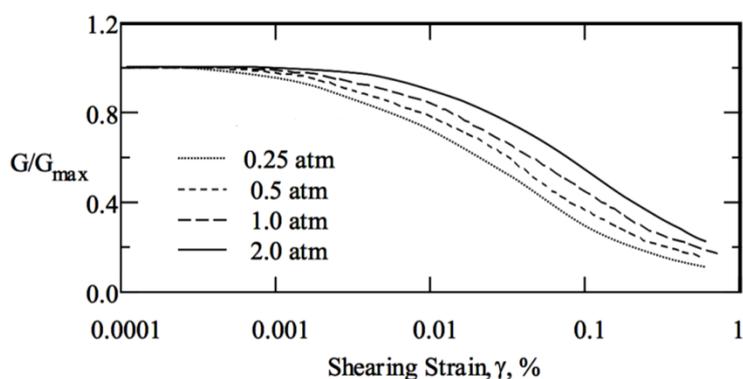


Figura 6.1. Andamento della curva di decadimento del modulo di taglio normalizzata, in funzione della pressione di confinamento, per la sabbia di Toyoura (Iwasaki et al., 1978).

Inoltre, risultati ottenuti da prove triassiali cicliche effettuate sugli stessi campioni di sabbia pulita e saturata, hanno condotto allo sviluppo di un altro gruppo di curve empiriche, in questo caso relative non sono al decadimento del modulo di taglio bensì anche al rapporto di smorzamento (Kokusho, 1980). In aggiunta, il valore massimo di pressione di confinamento risulta incrementato di circa 100 kPa (1 atm) rispetto alle curve empiriche di Iwasaki et al.

In accordo con quanto illustrato nel paragrafo 1.3, in funzione della pressione di confinamento, l'andamento del modulo di taglio normalizzato e del rapporto di smorzamento risultano slittati verso valori più alti del livello deformativo e il modulo di smorzamento minimo decresce con l'incremento della variabile considerata.

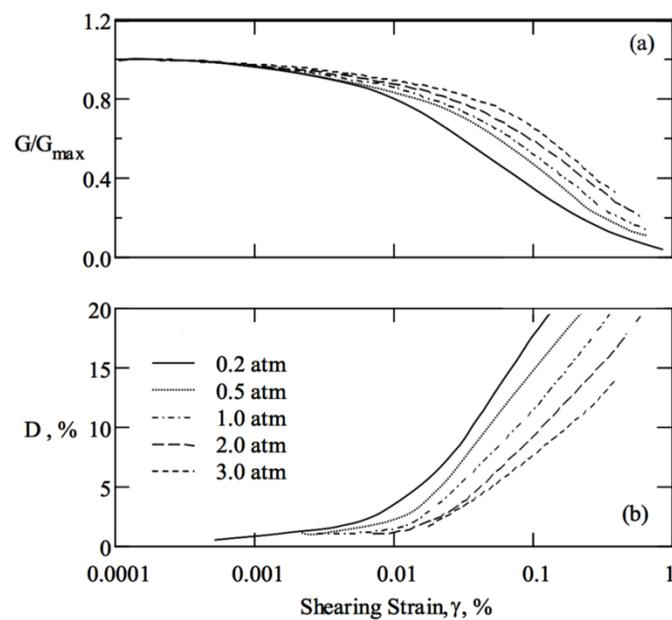


Figura 6.2. Andamento della curva di decadimento del modulo di taglio normalizzata (a) e della curva del rapporto di smorzamento (b), in funzione della pressione di confinamento, per la sabbia di Toyoura (Kokusho, 1980).

6.1.2 Seed et al. (1986)

Le curve empiriche relative ai terreni sabbiosi, sviluppate da Seed e Idriss nel 1970, vennero poi rivisitate e riproposte nel 1986 da Seed et al. Tali curve sono mostrate di seguito.

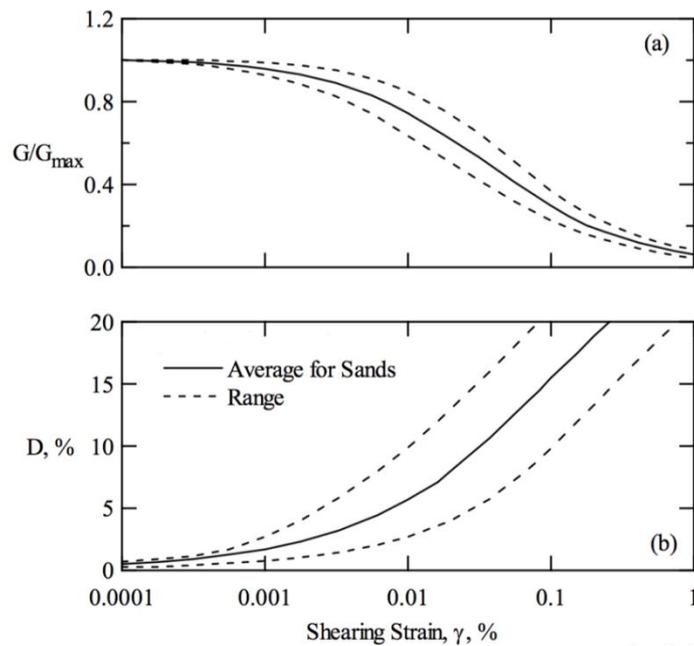


Figura 6.3. Andamento della curva di decadimento del modulo di taglio normalizzata (a) e della curva del rapporto di smorzamento (b) (Seed et al., 1986).

Il range individuato dal limite superiore ed inferiore di tali curve è dovuto a diversi fattori:

- variabilità relativa alle caratteristiche delle particelle (forma, dimensione, mineralogia e grado di arrotondamento);
- variabilità intrinseca del comportamento non lineare di un terreno;
- accuratezza delle misure;
- pressione di confinamento.

L'andamento delle curve descritte da Seed et al., 1986, fa riferimento ad una sabbia limosa con pressione di confinamento variabile da 0.25 a 4 atm, valori che corrispondono, rispettivamente, a circa 25 e 400 kPa. In particolare, la curva superiore nel range del modulo di taglio adimensionale e la curva inferiore nel range del rapporto di smorzamento, corrispondono a terreni con particelle di dimensione minore e pressione di confinamento pari a 400 kPa. Viceversa, le rimanenti due curve si riferiscono a terreni più grossolani e con pressione di confinamento minore (25 kPa).

Di contro, le curve ottenute da Iwasaki e Kokusho sono calibrate in relazione ad una sabbia pulita con distribuzione granulometrica particolarmente uniforme, il che fornisce una maggiore linearità nell'andamento, rispetto a quello che può evincere da una terra naturale. Pertanto, le curve

ricavate dai dati sperimentali vengono confrontate con gli andamenti ottenuti da Seed et al., (1986), in quanto comprendono una maggiore variabilità dei parametri descrittivi precedentemente citati e, di conseguenza, una maggiore propensione all'adattabilità ai terreni naturali esaminati nel presente lavoro di tesi.

Vengono di seguito riportati i confronti inerenti alle curve di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, relativi a due comuni con simile indice di plasticità e appartenenti entrambi alla divisione Marche 3, in relazione alle curve proposte da Seed et al. (1986). In particolare, l'indice di plasticità deve risultare sufficientemente piccolo ($< 10\%$), in maniera tale da poter associare il comportamento di tali terreni a quello di una sabbia.

I confronti vengono effettuati al fine di verificare, in primo luogo, se gli andamenti sperimentali relativi a due comuni appartenenti alla stessa divisione e che presentano simile plasticità, mostrino un certo allineamento. Di conseguenza, accertare la veridicità e l'affidabilità dei risultati ottenuti dalle analisi eseguite nel presente lavoro di tesi. Inoltre, si verifica che le curve rientrino nei range definiti dagli andamenti di Seed et al. (1986).

I comuni presi in considerazione sono i seguenti:

- Montedinove (AP), il cui campione è stato classificato come una sabbia limosa con indice di plasticità pari a 8% , esaminato dal Politecnico di Torino;
- Amandola (FM), il cui campione è stato classificato come un limo con sabbia argilloso con indice di plasticità pari a 4.5% , esaminato dall'Università degli studi di Messina.

Le Figure 6.4 e 6.5 rappresentano, rispettivamente, gli andamenti del modulo di taglio adimensionale per i due comuni analizzati, ottenuti tramite prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico. È possibile notare come per entrambe le determinazioni si abbia un rilevante allineamento dei due andamenti ed inoltre, una collocazione globalmente interna al range definito da Seed et al. (1986).

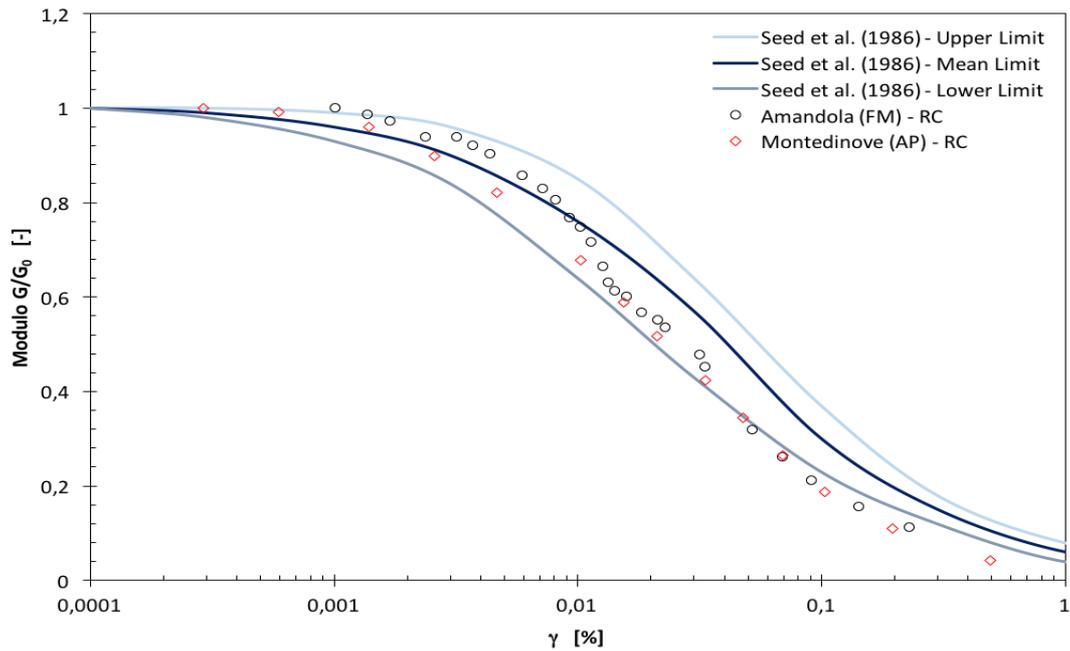


Figura 6.4. Confronto tra gli andamenti del modulo di taglio adimensionale, dalla prova di colonna risonante, inerenti ai comuni di Amandola e Montedinove, in relazione alle curve proposte da Seed et al., 1986.

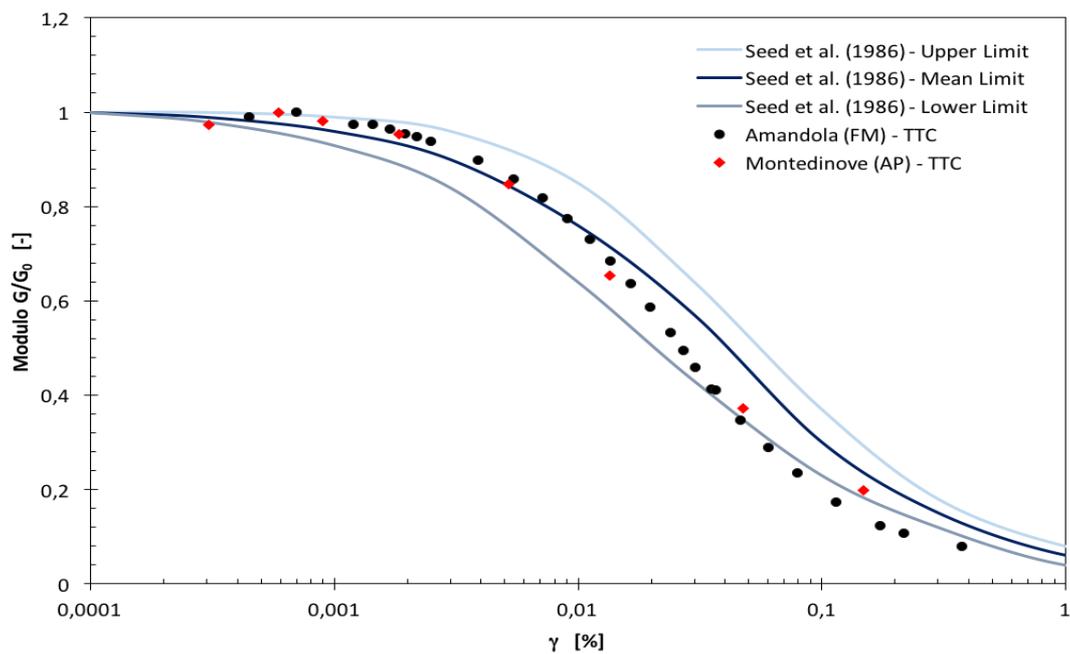


Figura 6.5. Confronto tra gli andamenti del modulo di taglio adimensionale, ricavati dalla prova di taglio torsionale ciclico, inerenti ai comuni di Amandola e Montedinove, in relazione alle curve proposte da Seed et al., 1986.

Per quanto concerne gli andamenti inerenti al rapporto di smorzamento dei due comuni, mostrati in Figura 6.6 e 6.7, è possibile notare come, nella determinazione tramite taglio torsionale ciclico (Figura 6.7) si verifichi un miglior allineamento intrinseco e rispetto alla banda di dispersione empirica. Di contro, le determinazioni relative alla prova di colonna risonante si mostrano

caratterizzate da un grado di dispersione superiore al limite esclusivamente per elevati livelli deformativi. D'altra parte, l'andamento relativo al comune di Montedinove risulta al di fuori del range ammesso da Seed et al. (1986) anche per deformazioni minori di 0.001 %. Tale sovrastima deve essere considerata con cautela in quanto potrebbe condurre a dei rilevanti errori nell'analisi di risposta sismica locale.

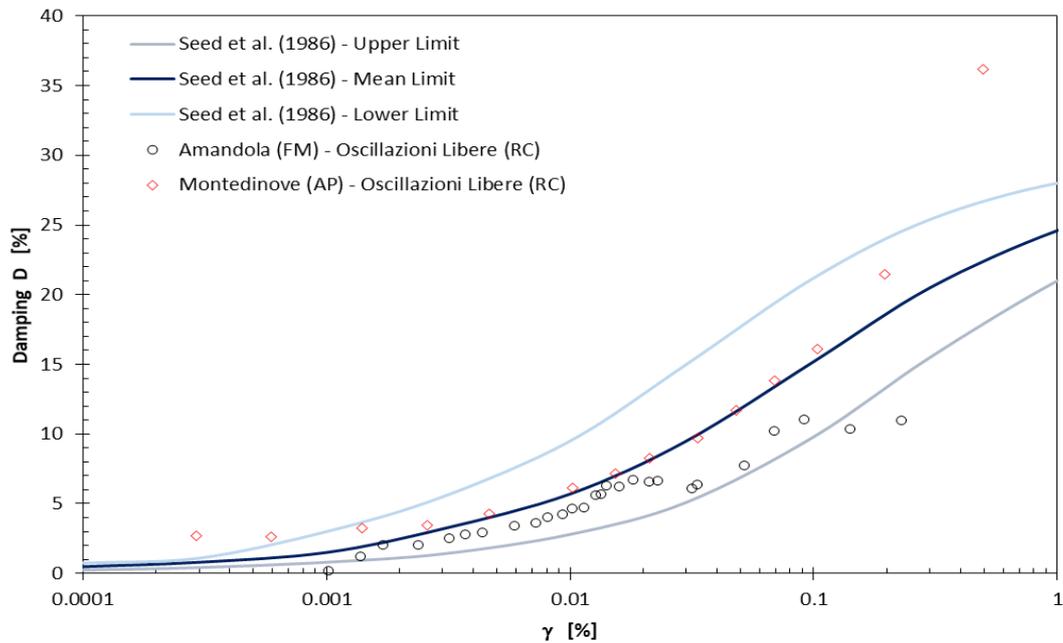


Figura 6.6. Confronto tra gli andamenti del rapporto di smorzamento, ricavati tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' dalla prova di colonna risonante, inerenti ai comuni di Amandola e Montedinove, in relazione alle curve proposte da Seed et al., 1986.

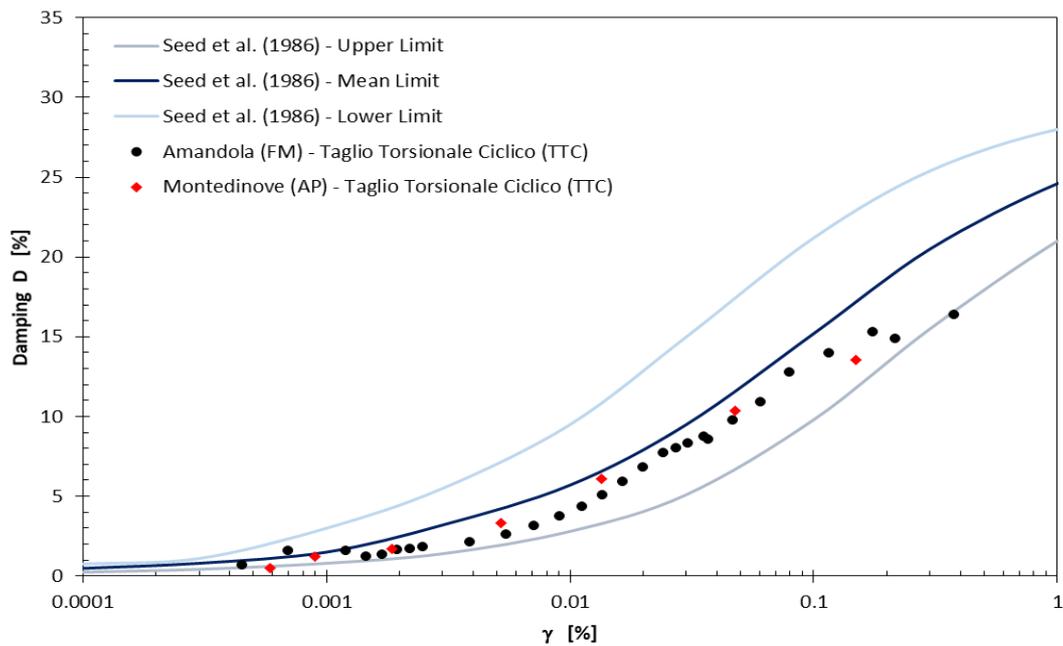


Figura 6.7. Confronto tra gli andamenti del rapporto di smorzamento, ricavati dalla prova di taglio torsionale ciclico, inerenti ai comuni di Amandola e Montedinove, in relazione alle curve proposte da Seed et al., 1986.

Si procede con dei confronti più generali relativi agli andamenti delle curve di decadimento e del rapporto di smorzamento inerenti ai terreni appartenenti a ciascuna delle tre divisioni della regione Marche (Marche 1 – Marche 2 – Marche 3). Analogamente a quanto effettuato nel confronto precedente, vengono considerati solo i terreni caratterizzati da un indice di plasticità sufficientemente piccolo. I confronti eseguiti sono quelli tra la zona Marche 3, analizzata nel presente lavoro di tesi e, rispettivamente, la zona Marche 1 e la zona Marche 2. Ciascuno di questi viene associato agli andamenti individuati da Seed et al. (1986), comprensivi del range di variazione ammesso (Upper Limit – Lower Limit).

Dagli andamenti definiti in Figura 6.8 e 6.9, è possibile osservare come i comuni di Montedinove (AP) ed Esanatoglia (MC) siano caratterizzati da uno sviluppo coincidente dell'andamento del modulo di taglio adimensionale in funzione del livello deformativo ciclico a taglio.

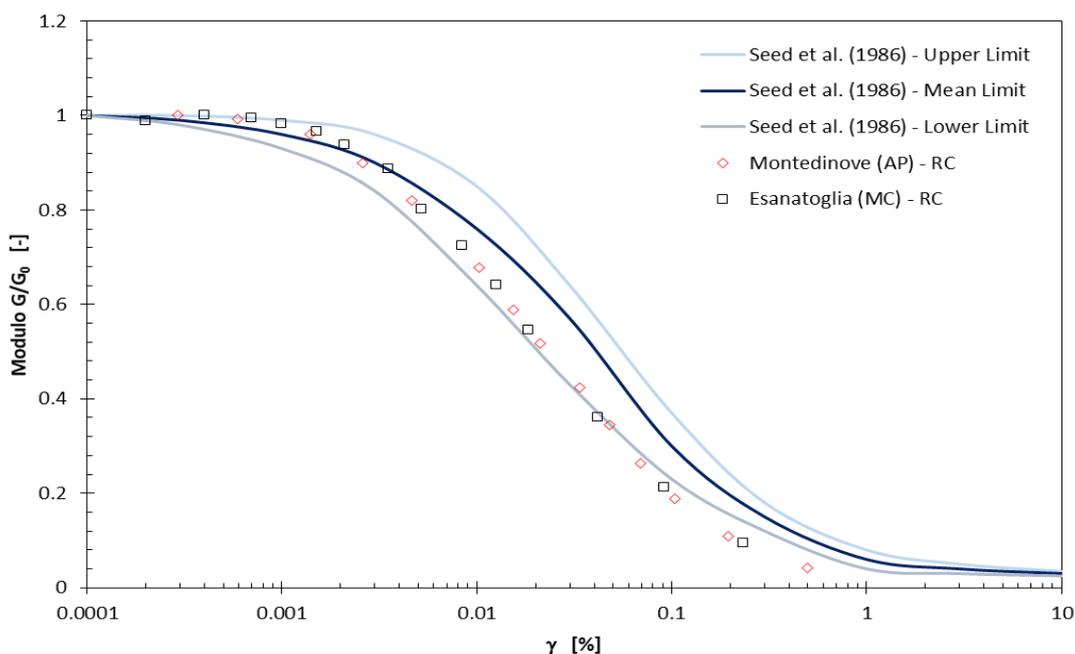


Figura 6.8. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni della zona Marche 3 e della zona Marche 1, con $IP < 10\%$, in relazione all'andamento descritto da Seed et al., 1986.

Di contro, le curve relative al rapporto di smorzamento dei suddetti comuni ripercorrono, rispettivamente, il 'Mean Limit' e l'Upper Limit' degli andamenti empirici di Seed et al. (1986). La soglia di linearità deformativa, caratteristica di cui si parlerà nel dettaglio nel seguito e oltre la quale si sviluppa un andamento non lineare, risulta di entità maggiore relativamente al comune di Esanatoglia (MC), nonostante quest'ultimo presenti un indice di plasticità inferiore rispetto al comune di Montedinove (AP). Ciò trova spiegazione in riferimento alla tensione di confinamento efficace che, difatti, nel comune di Esanatoglia (MC) risulta pari a più del doppio rispetto a quella relativa al campione di Montedinove (AP). Come riportato nel Capitolo 1, la pressione di confinamento, analogamente alla plasticità di un terreno, contribuisce ad innalzare il modulo di taglio e a ridurre il rapporto di smorzamento, a parità di livello deformativo ciclico.

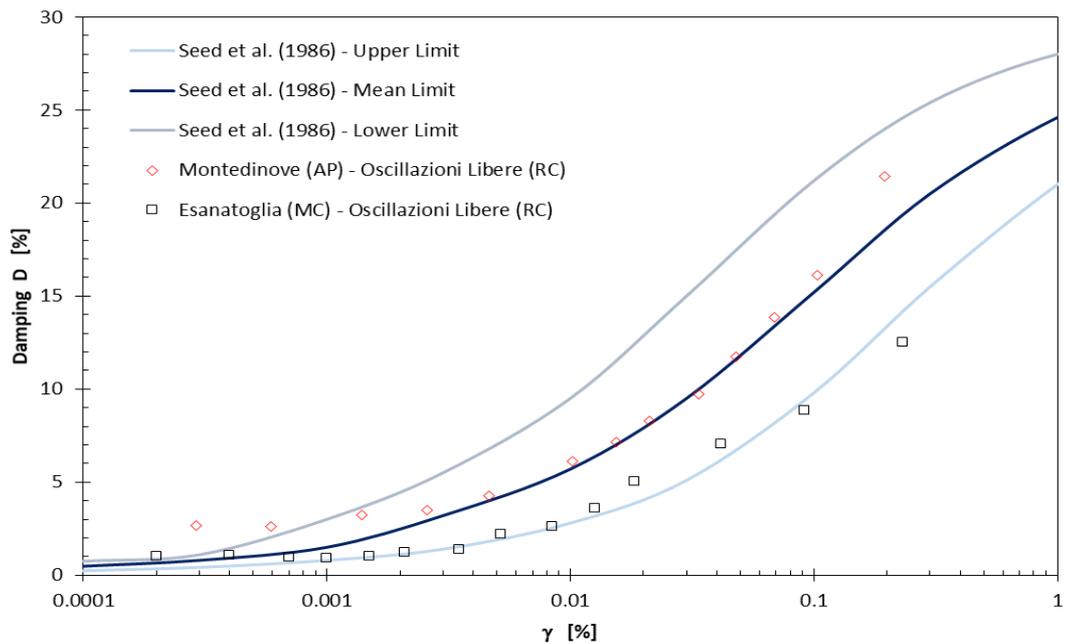


Figura 6.9. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento, ricavato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’ relative ai campioni della zona Marche 3 e della zona Marche 1, con IP < 10 %, in relazione all'andamento descritto da Seed et al.,1986.

Segue la comparazione tra gli andamenti relativi alla divisione Marche 3 ed alla divisione Marche 2. È di rilevante importanza considerare che, in tal caso, i confronti relativi alle curve del rapporto di smorzamento sono stati effettuati in maniera distinta in relazione agli andamenti ottenuti dalle prove di colonna risonante e dalle prove di taglio torsionale ciclico. Ciò non è stato possibile per il confronto con la divisione Marche 1, in quanto, i laboratori delle Università che si sono occupate dell'analisi, non hanno eseguito prove di taglio torsionale ciclico. Per quanto riguarda le curve di decadimento del modulo di taglio, queste sono state derivate unicamente dalle misure di colonna risonante, in quanto si è osservato come gli andamenti ottenuti dalle prove di RC e TTC risultassero sostanzialmente coincidenti. A titolo di esempio, si riportano le curve di decadimento relative ai comuni di Montedinove (AP) e Montefortino (FM), appartenenti alla divisione Marche 3, confrontando le determinazioni di colonna risonante e taglio torsionale ciclico. Sono stati scelti i suddetti comuni in quanto caratterizzati da una differenza di indice di

plasticità, tale da accertare l'indipendenza della coincidenza delle curve dalle specifiche caratteristiche fisiche del terreno in analisi.

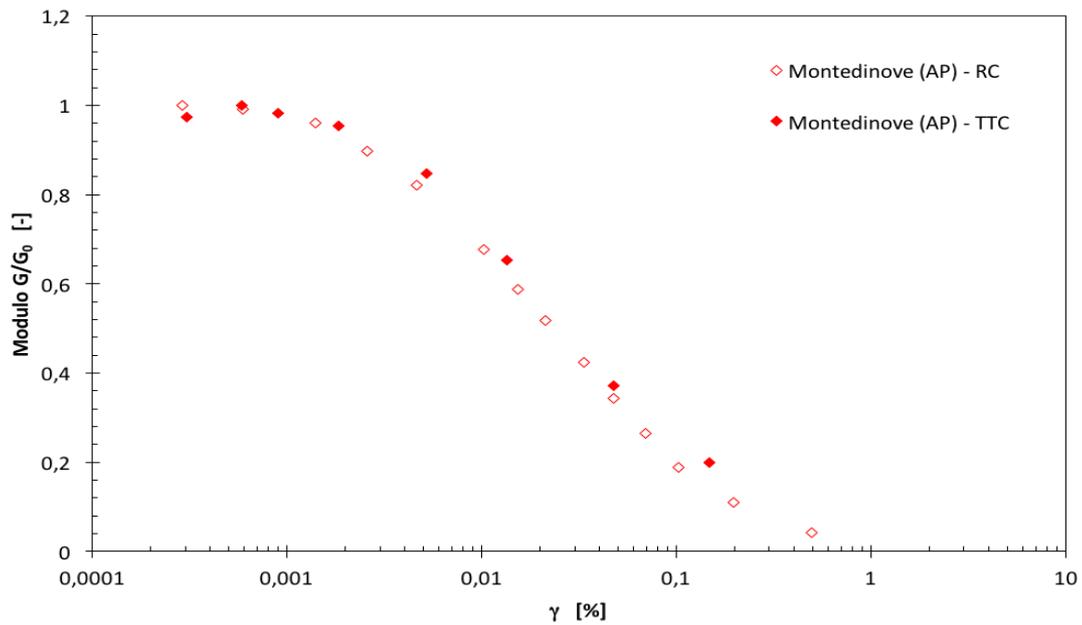


Figura 6.10. Confronto tra le misurazioni di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico relative alla curva di decadimento del modulo di taglio per il comune di Montedinove (AP).

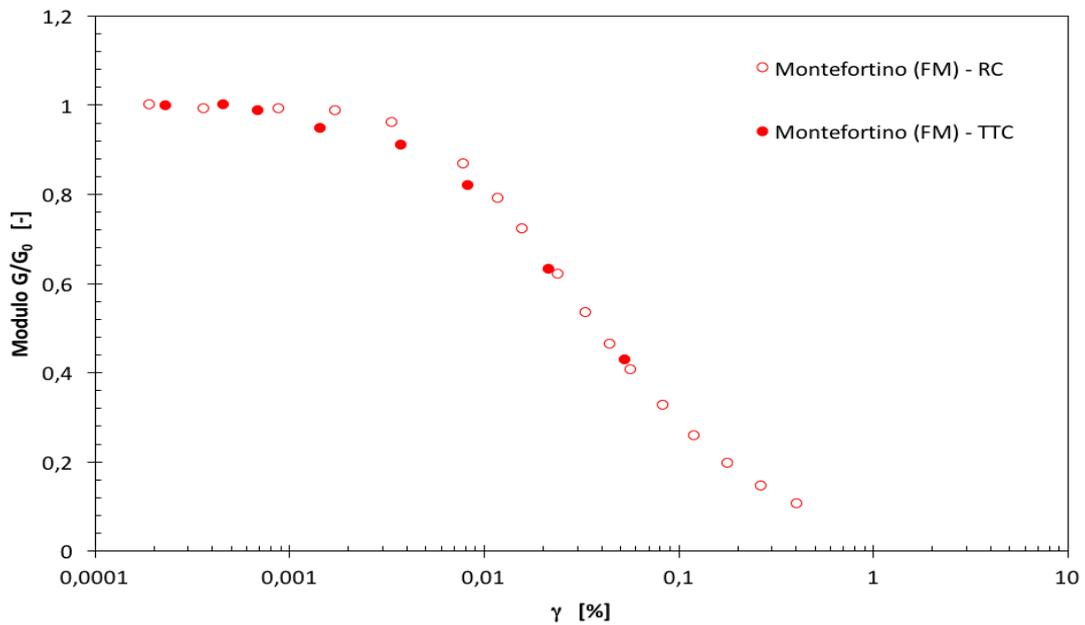


Figura 6.11. Confronto tra le misurazioni di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico relative alla curva di decadimento del modulo di taglio per il comune di Montefortino (FM).

Per quanto concerne entrambi i grafici di confronto (Figure 6.12 e 6.13), relativi al modulo di taglio adimensionale ed al rapporto di smorzamento, è possibile osservare come l'analisi inerente

al comune di Petriolo (MC) presenti, sia in uno che nell'altro, un andamento caratterizzato da una soglia di linearità deformativa più avanzata. Ciò è spiegato dalla presenza sia di un indice di plasticità maggiore, sia di una pressione di confinamento del campione di gran lunga più elevata rispetto a quella relativa al comune di Montedinove (AP).

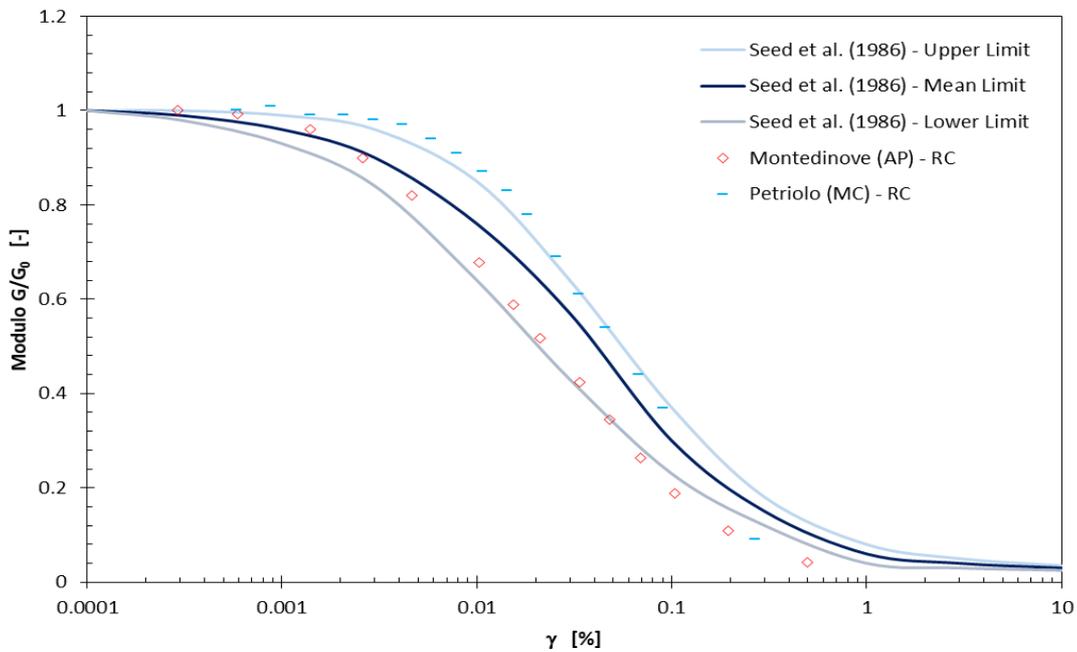


Figura 6.12. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, ricavate a partire dalle misure di colonna risonante, relative ai campioni della zona Marche 3 e della zona Marche 2, con $IP < 10\%$, in relazione all'andamento descritto da Seed et al., 1986.

Gli andamenti del rapporto di smorzamento, sviluppati a partire dall'elaborazione delle prove di taglio torsionale ciclico (Figura 6.14), sono caratterizzati da una riduzione del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni di più del 2 % in relazione al comune di Montedinove (AP), mentre di circa l'1 % in relazione al comune di Petriolo (MC). In generale, i trend si mantengono complessivamente coerenti con quelli relativi alle misurazioni dalle prove di colonna risonante. Da ciò si deduce che la prova di taglio torsionale ciclico risulta caratterizzata da un maggiore grado di affidabilità, rispetto alla prova di colonna risonante, in relazione alle piccole deformazioni e che, lo scostamento rispetto a quest'ultima, risulta decrescere all'aumentare del livello deformativo ciclico raggiunto.

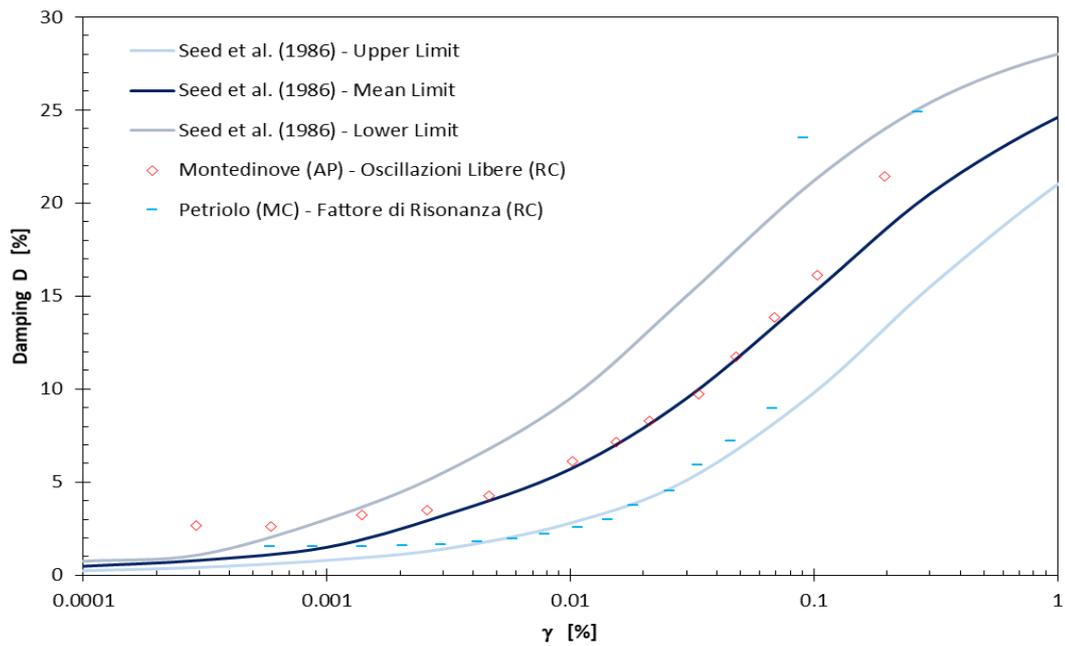


Figura 6.13. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento, ricavate a partire dalle misure di colonna risonante, relative ai campioni della zona Marche 3 e della zona Marche 2, con $IP < 10\%$, in relazione all'andamento descritto da Seed et al., 1986.

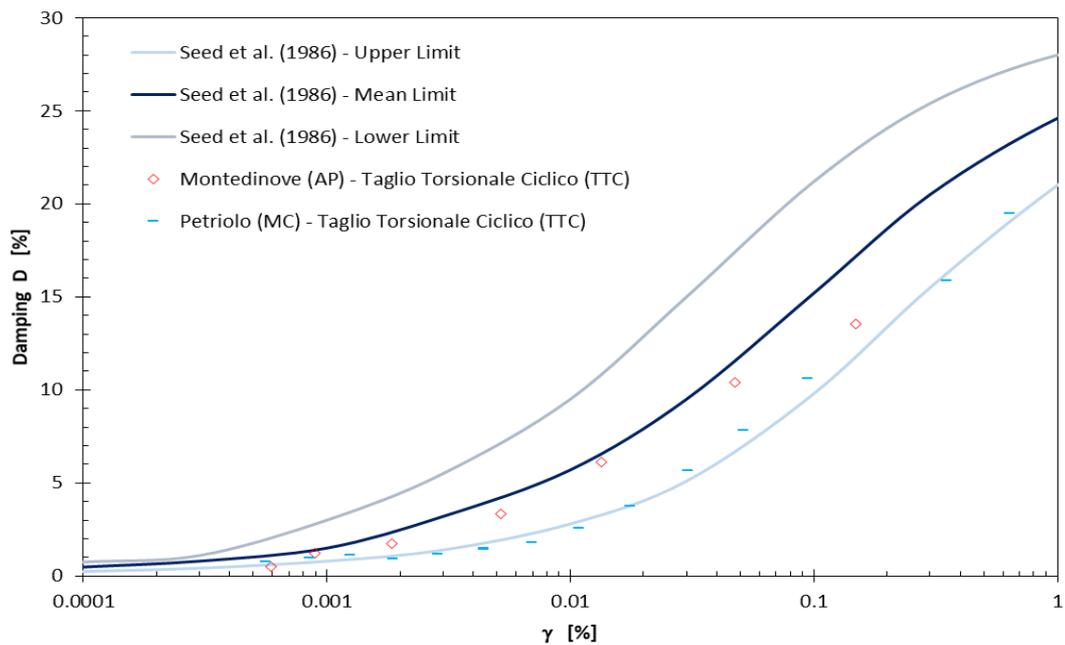


Figura 6.14. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento, ricavate a partire dalle misure di taglio torsionale ciclico, relative ai campioni della zona Marche 3 e della zona Marche 2, con $IP < 10\%$, in relazione all'andamento descritto da Seed et al., 1986.

6.1.3 Vucetic e Dobry (1991)

Le curve empiriche proposte da Vucetic e Dobry considerano l'influenza della plasticità del terreno sull'andamento delle proprietà dinamiche all'aumentare del livello deformativo.

Al fine di determinare l'andamento del modulo di taglio normalizzato e del rapporto di smorzamento in funzione dell'indice di plasticità, sono stati considerati i risultati sperimentali corrispondenti a tre valori di livello deformativo: 0.01 % - 0.1 % - 1%. Le pubblicazioni scientifiche a cui si è fatto riferimento sono le seguenti:

Tabella 6.2. Elenco delle prove sperimentali su cui è basata la ricerca di Vucetic e Dobry (1991).

Symbols Used	Type of Cyclic Test	Overconsolidation Ratio OCR	Number of Cycles N	Reference
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
▽	-	-	-	Nishigaki (1970)
↑ ↓	Different	-	-	Seed & Idriss (1970)
▨	-	-	-	Leon et al. (1974) Romo and Jaime (1986)
●	Resonant Column	-	1000	Anderson and Richart (1976)
×	-	-	-	Zen et al. (1978)
◇	Resonant Column, Triaxial	1,2,4,8	- 10	Koutsoufias & Fischer (1980)
△	Resonant Column	1,2,3,7	1000	Kim & Novak (1981)
▭	Resonant Column	-	-	Andreasson (1981)
■	-	-	-	Lodde & Stokos (1982)
○	Triaxial	1,5,10,15	10	Kokusho et al. (1982)
▲	Simple Shear	1,4	1	Andersen (1983)
□	Resonant Column, Triaxial, Simple Shear	-	-	Anderson et al. (1983)
↑ ↓	Triaxial	-	5	Seed et al. (1986)
◆	Simple Shear	1,2,4	1-64	Vucetic & Dobry (1986)
▨	Resonant Column, Triaxial	-	-	Romo et al. (1988)
○	Simple Shear	1,2,4	1-20	Vucetic & Tan (1989)

Contrariamente a quanto ci si sarebbe aspettati, essendo tali pubblicazioni provenienti da una grande quantità di gruppi di ricerca, i grafici presentati nelle Figure 6.15 e 6.16, mostrano una spiccata coerenza degli andamenti sia in relazione alle curve di decadimento che del rapporto di smorzamento. Difatti, i valori costituenti ciascuna curva, si collocano all'interno di una banda ben definita, valida per un ampio range del grado di sovraconsolidazione (OCR).

Sulla base dei valori di modulo di taglio normalizzato e di rapporto di smorzamento relativi anche ad altri livelli deformativi, oltre che a quelli riportati in Figura 6.15 e 6.16, vengono definite le due famiglie di curve mostrate in Figura 6.17. Tali curve descrivono, in termini quantitativi, come il modulo di taglio si muova verso valori più alti e, viceversa, il rapporto di smorzamento verso valori più bassi, all'aumentare dell'indice di plasticità. I terreni saturi non plastici, come le sabbie e le ghiaie, mostrano il comportamento maggiormente non lineare, in quanto la non linearità viene sviluppata in corrispondenza di un livello deformativo minore rispetto a terreni con indice di plasticità maggiore. Di contro, terreni con IP compreso tra 100 e 200 %, mostrano un andamento lineare sino ad una deformazione a taglio molto elevata, pari a circa 0.01 %. In altre parole, il livello di deformazione a taglio ciclica da applicare al fine di produrre un comportamento non lineare del campione esaminato ed un decadimento rilevante del modulo di taglio, aumenta all'aumentare dell'indice di plasticità. D'altra parte, è stato notato come terreni sensitivi, quali sabbie cementate o le cosiddette 'quick clays', caratterizzate da una struttura molecolare particolarmente instabile, non presentino un andamento che ripercorre quello evidenziato in Figura 6.17. Pertanto, in presenza di tali tipologie di sottosuolo, risulta necessario ricorrere ad analisi specifiche.

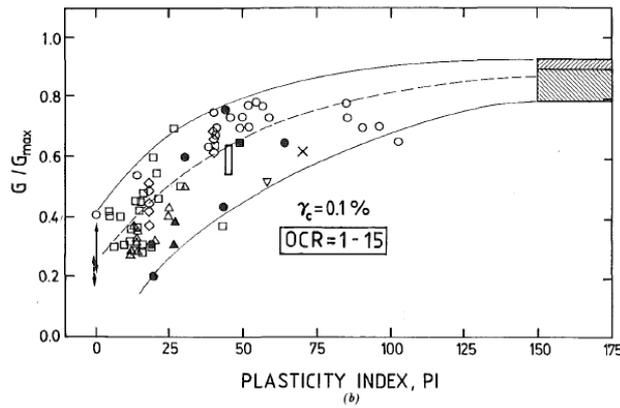
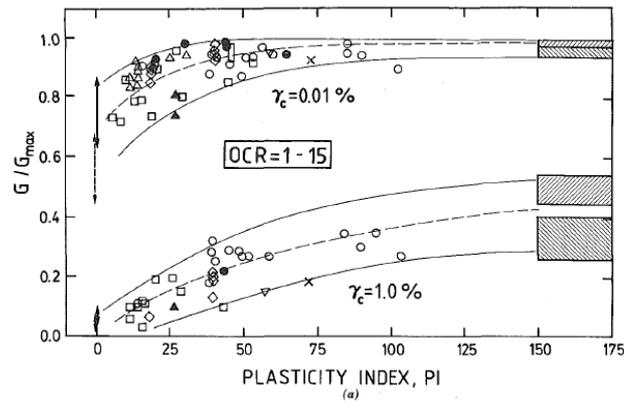


Figura 6.15. Correlazioni tra il modulo di taglio normalizzato e l'indice di plasticità per: (a) terreni normalconsolidati e (b) sovraconsolidati (Vucetic e Dobry, 1991).

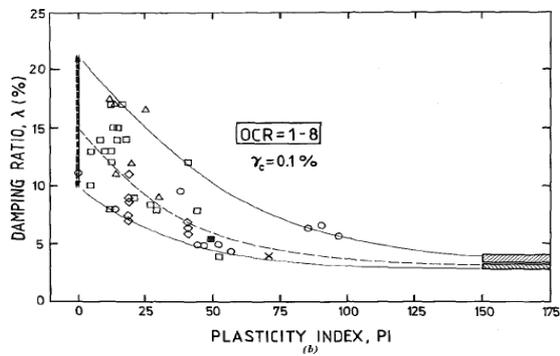
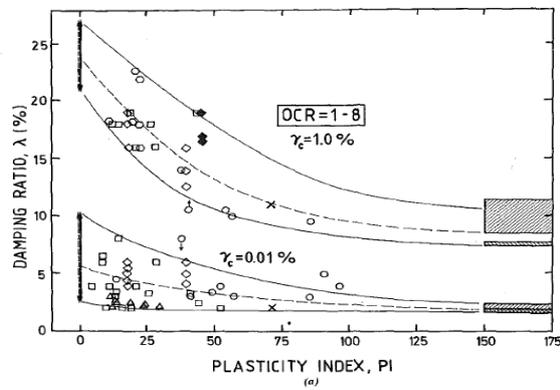


Figura 6.16. Correlazioni tra il rapporto di smorzamento e l'indice di plasticità per: (a) terreni normalconsolidati e (b) sovraconsolidati (Vucetic e Dobry, 1991).

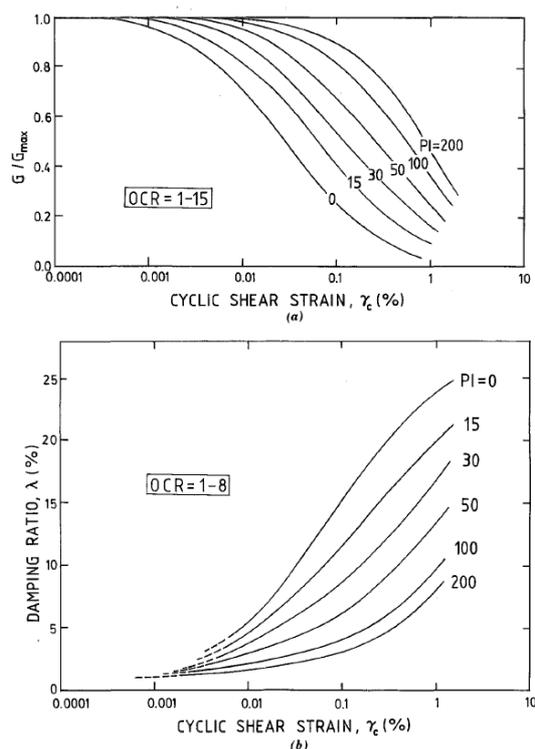


Figura 6.17. Andamento (a) della curva di decadimento del modulo di taglio normalizzato e (b) della curva del rapporto di smorzamento (Vucetic e Dobry, 1991).

Inoltre, per quanto concerne i valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni, D_{min} , questi risultano indefiniti a causa della mancanza di relativi dati sperimentali. Pertanto, si fa riferimento ai valori di smorzamento in corrispondenza di bassi livelli deformativi contenuti in altre pubblicazioni, compresi tra 0.0001% e 0.001% (Tabella 6.2).

Tabella 6.3. Intervalli dei valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni (Vucetic e Dobry, 1991).

Reference (1)	Range of λ at Small Strains (%)	
	at $\gamma_c = 0.0001\%$ (2)	at $\gamma_c = 0.001\%$ (3)
Seed and Idriss (1970)	≈ 0.5	1-3
Leon et al. (1974), Romo and Jaime (1986)	—	1.5-2.5
Koutsoftas and Fischer (1980)	—	4-5.5
Kim and Novak (1981)	—	1-2
Kokusho et al. (1982)	—	2.5-5
Anderson et al. (1983)	1-4	1-4
Seed et al. (1986)	—	$\approx 1-2$
Romo et al. (1988)	1	1.5

Il rapporto di smorzamento a basse deformazioni, risulta variare in un range compreso tra 0.5% e 5.5%, indipendentemente dall'indice di plasticità. Tale dispersione genera un'apparente mancanza di correlazione tra lo smorzamento e la plasticità di un terreno. La motivazione del suddetto comportamento risiede nella considerazione per cui la risposta sismica a piccole

deformazioni di terreni deformabili, che poggiano su roccia o, in generale, su stratificazioni più rigide, risulta particolarmente sensibile alla variazione del livello deformativo considerato. Ciò accade poiché, in tale range di deformazione, il comportamento del terreno è lineare e, pertanto, particolarmente sensibile ad una variazione del rapporto di smorzamento, in quanto quest'ultima può generare rilevanti fenomeni di amplificazione dinamica. Di conseguenza, la suddetta proprietà dinamica, è conveniente che venga determinata specificamente per il sito di interesse. Le curve di decadimento fornite da Vucetic e Dobry (1991) prendono anche in considerazione l'influenza del numero di cicli di carico a cui viene soggetto il campione. La relazione a cui si fa riferimento dipende da un parametro, definito come parametro di degradazione ciclica t (Idriss et al., 1978) e si esplica come segue:

$$\delta = \frac{G}{G_N} = N^{-t}$$

essendo G e G_N , rispettivamente, il modulo di taglio al primo e all'ennesimo ciclo.

Tramite l'uso di correlazioni tra l'indice di plasticità ed il parametro di degradazione (Vucetic e Dobry, 1988; Tan e Vucetic, 1989), è stato possibile ricavare l'effetto della degradazione ciclica sulla famiglia di curve di decadimento, definite per diversi indici di plasticità (Figura 6.18).

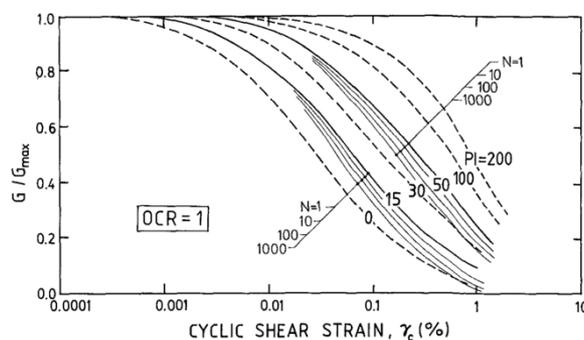


Figura 6.18. Influenza della degradazione ciclica sulla curva di decadimento del modulo di taglio normalizzato (Vucetic e Dobry, 1991).

La Tabella 6.3 mostra che terreni con minore plasticità sono caratterizzati da una degradazione maggiore del modulo di taglio, all'aumentare del numero di cicli. Tuttavia, tale influenza, fatta eccezione per casi particolari, risulta molto meno rilevante, in relazione all'andamento delle proprietà dinamiche di un terreno, rispetto al suo indice di plasticità.

Tabella 6.4. Degradazione ciclica del modulo di taglio per terreni ad elevata e bassa plasticità (Vucetic e Dobry, 1988; Tan e Vucetic, 1989).

Plasticity index, PI (1)	Constant cyclic shear strain, γ_c (%) (2)	Degradation parameter, t (3)	Approximate Values of Degradation Index, $\delta = G/G_N$, for Different Numbers of Cycles N		
			$N = 10$ (4)	$N = 100$ (5)	$N = 1,000$ (6)
15 (low)	0.1	0.035	0.92	0.85	0.79
	1.0	0.24	0.58	0.33	0.19
50 (high)	0.1	0.015	0.97	0.93	0.90
	1.0	0.06	0.87	0.76	0.66

Pertanto, per tale motivazione, nel confronto delle curve sperimentali ottenute nel presente lavoro di tesi con gli andamenti individuati da Vucetic e Dobry (1991), si farà riferimento alle curve definite in Figura 6.17.

6.1.3.1 Soglie di deformazione ciclica a taglio

Sulla base dei risultati sperimentali ottenuti, vengono individuate due soglie di deformazione ciclica a taglio, una che definisce il cosiddetto limite di linearità, l'altra il limite volumetrico (Vucetic, 1994). In particolare, la soglia di deformazione volumetrica risulta maggiore rispetto alla soglia di linearità ($\gamma_{tv} > \gamma_{tl}$). Tali limiti deformativi descrivono sinteticamente il comportamento di un terreno soggetto a livelli di deformazione ciclica crescenti (Figura 6.19). Sostanzialmente, il terreno mostra un comportamento lineare elastico al di sotto della soglia di linearità (γ_{tl}). Per livelli deformativi compresi tra la soglia di linearità e la soglia volumetrica, la risposta del terreno diventa marcatamente non lineare ma, tuttavia, stabile, ovvero con una ridotta influenza del numero di cili. Inoltre, le deformazioni plastiche risultano limitate. Infine, per livelli deformativi che superano anche la soglia volumetrica (γ_{tv}), il comportamento diviene non elastico e si sviluppano cambiamenti irreversibili nella microstruttura del terreno, difatti i cicli non sono più stabili e si verifica la degradazione. Tali variazioni vengono rappresentate, nel caso di terreni saturi caricati ciclicamente in condizioni non drenate, dallo sviluppo di sovrappressioni interstiziali, mentre in terreni secchi, parzialmente saturi o saturi in condizioni drenate, da variazioni di volume permanenti.

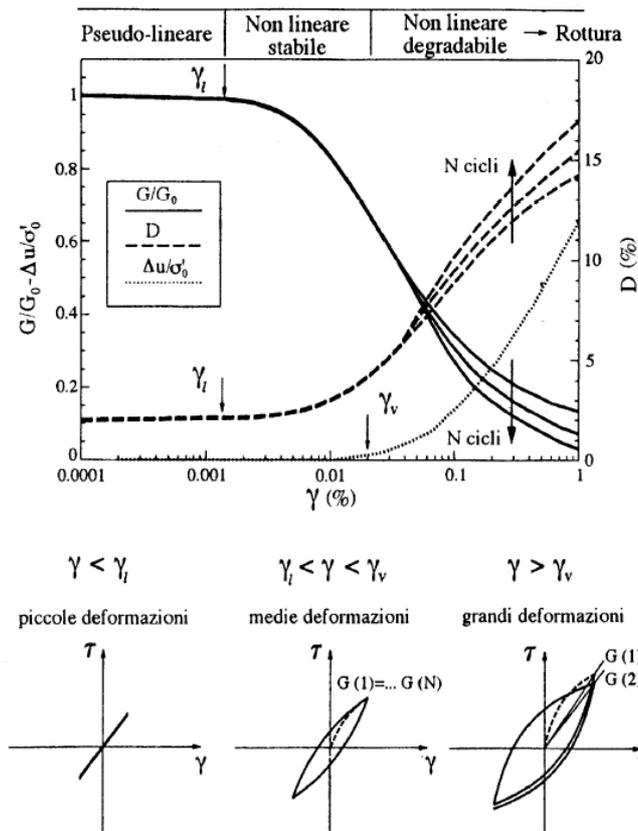


Figura 6.19. Andamento della curva di decadimento del modulo di taglio secante adimensionale e della curva relativa al rapporto di smorzamento in relazione a differenti range di livello deformativo ciclico (Lanzo e Silvestri, 1999).

Le grandezze G e G_0 , riportate nel grafico di Figura 6.19, fanno riferimento, rispettivamente, al modulo di taglio secante, valutato in corrispondenza dei valori deformativi ciclici, e al modulo di taglio massimo, valutato nell'origine del ciclo tensioni – deformazioni, relativi all'ennesimo ciclo di carico N .

In funzione dei risultati ottenuti dall'analisi di Vucetic e Dobry (1991) è stato possibile definire una correlazione tra le suddette soglie deformative e la tipologia di terreno in esame, in particolare il relativo indice di plasticità (Figura 6.20).

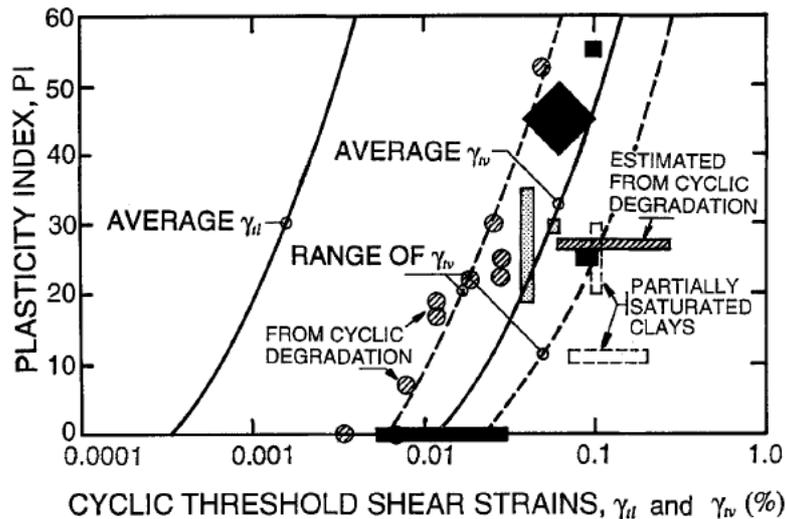


Figura 6.20. Influenza dell'indice di plasticità sulle soglie deformative cicliche a taglio, lineare e volumetrica (Vucetic, 1994).

Tali correlazioni sono particolarmente utili, in quanto consentono la valutazione delle sopracitate caratteristiche: la deformazione ciclica a taglio in corrispondenza della quale si sviluppa un comportamento non lineare, con importanti conseguenze sulla differente analisi di risposta sismica del sottosuolo e la deformazione a cui corrisponde uno sviluppo di sovrappressioni o variazione volumetrica non reversibile.

In particolare, la soglia di deformazione ciclica lineare (γ_{tl}), viene definita, arbitrariamente, come il livello deformativo ciclico corrispondente ad un modulo di taglio secante adimensionale $G_{s1}/G_{max1} \approx 0.99$. Per quanto concerne la valutazione della soglia deformativa volumetrica γ_{tv} , le osservazioni sperimentali sviluppate da Vucetic (1994), hanno condotto alla determinazione di un decadimento del modulo di taglio adimensionale pari al 35 %, indipendentemente dal tipo di terreno considerato (Figura 6.21). Di conseguenza, la suddetta soglia deformativa viene calcolata in corrispondenza di $G_{s1}/G_{max1} = 0.65$, valore medio per un grado di sovraconsolidazione (OCR) variabile tra 1 e 15.

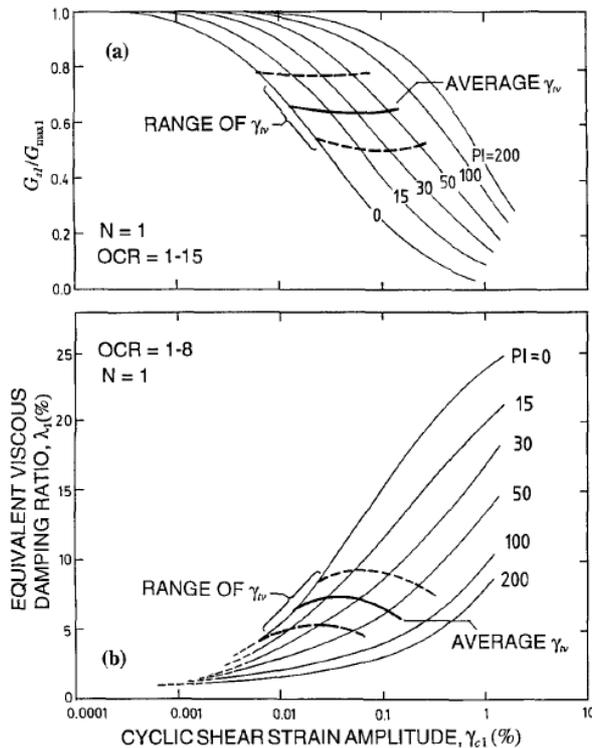


Figura 6.21. Andamento della soglia deformativa volumetrica in relazione al modulo di taglio adimensionale ed al rapporto di smorzamento, per terreni saturi in condizioni non drenate (Vucetic e Dobry, 1991).

Osservazioni sperimentali mostrano come, per terreni parzialmente saturi, γ_{tv} sia più elevata che per terreni secchi o saturi.

Dalla Figura 6.20, è possibile osservare come, sia la soglia deformativa lineare che la soglia volumetrica, aumentino al crescere dell'indice di plasticità del terreno e che i relativi andamenti siano pressochè paralleli, distanziati da circa 1.5 cicli logaritmici.

Pertanto, si deduce come i terreni più plastici siano caratterizzati da una maggiore flessibilità nei confronti dei livelli deformativi ciclici raggiunti. Ciò si traduce nella necessità di sviluppare deformazioni più elevate sul campione, al fine di osservare sia un comportamento non lineare, sia una risposta non elastica e distruttiva. Di contro, terreni aventi basso indice di plasticità ed, in particolare, limi non plastici e sabbia sature per le quali si ha IP nullo, presentano un andamento di gran lunga meno lineare.

Viene di seguito riportato l'andamento delle soglie deformative lineari e volumetriche di ciascuno dei campioni esaminati appartenenti alla zona Marche 3, in funzione del relativo indice di plasticità. In particolare, la soglia di deformazione lineare è stata valutata in relazione ad un valore del modulo di taglio normalizzato pari a 0.99, in accordo con quanto spiegato precedentemente. Il limite deformativo volumetrico fa, invece, riferimento ad un modulo di taglio adimensionale

pari a 0.65, come esplicitato precedentemente. Nei casi in cui il suddetto limite non fosse stato direttamente presente nei dati derivanti dalle relative prove di colonna risonante, si è proceduto con un'interpolazione lineare al fine di determinarlo.

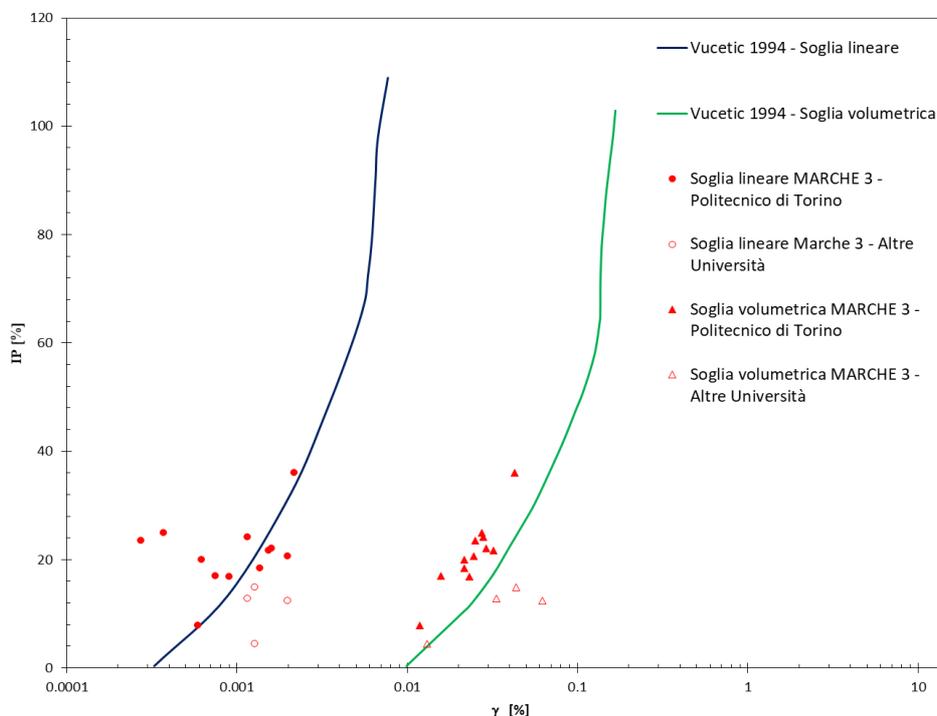


Figura 6.22. Dispersione dei dati sperimentali inerenti alla zona Marche 3 relativi all'andamento della soglia deformativa ciclica lineare e volumetrica in funzione dell'indice di plasticità, rispetto alle curve empiriche proposte da Vucetic (1994).

Come è possibile notare dalla Figura 6.22 i dati sperimentali si collocano coerentemente all'interno di una banda ben definita, a ridosso delle curve sviluppate da Vucetic (1994). In particolare, si verifica una minore dispersione dei dati sperimentali nell'intorno della curva relativa alla soglia di deformazione volumetrica. Al fine di eseguire i confronti mostrati di seguito nel presente Capitolo, i campioni relativi alla divisione Marche 3, sia quelli esaminati dal Politecnico di Torino che quelli esaminati da altri laboratori, sono stati suddivisi in funzione del campo di variazione dell'indice di plasticità, 0 – 20 % e 20 – 40%. In relazione a tale suddivisione, per quanto concerne la soglia di linearità, dalla Figura 6.22, è interessante notare come, ad eccezione di pochi campioni, si sviluppi una maggiore dispersione nell'intorno della curva definita da Vucetic (1994), per valori dell'indice di plasticità minori del 20%. Ciò risulta confermato dai confronti degli andamenti delle curve di decadimento della zona Marche 3 con gli andamenti empirici definiti da Vucetic e Dobry (1991).

D'altra parte, la soglia di deformazione volumetrica viene valutata anche in termini di livello deformativo in corrispondenza del quale insorgono sovrappressioni interstiziali, al fine di verificare se vi è congruenza con i risultati ottenuti dalla valutazione precedente (Vucetic, 1994). Tale operazione è stata possibile sulla base dei valori di pressione nei pori del campione ricavati nel corso della prova di colonna risonante.

Vengono riassunti di seguito i risultati inerenti alla soglia di deformazione volumetrica valutata con le due metodologie esplicitate, per ciascun comune esaminato nel presente lavoro di tesi, e la relativa differenza.

Tabella 6.5. Differenti valutazioni dei valori di soglia deformativa volumetrica e relativo scostamento, in corrispondenza dei comuni esaminati.

	γ_v		Scostamento γ_v
	[%]		
	$G/G_0 = 0,65$	$\Delta u = 0$	[%]
<i>Aquasanta Terme (AP)</i>	0,0157	0,0082	0,0076
<i>Castel Castagna (TE)</i>	0,0290	0,0001	0,0289
<i>Castel di Lama (AP) - S1</i>	0,0429	0,0002	0,0427
<i>Castel di Lama (AP) - S2</i>	0,0251	0,0082	0,0170
<i>Castignano (AP)</i>	0,0320	0,0090	0,0230
<i>Cossignano (AP)</i>	0,0247	0,0459	-0,0212
<i>Folignano (AP)</i>	0,0233	0,0002	0,0231
<i>Force (AP)</i>	0,0274	0,0003	0,0272
<i>Montedinove (AP)</i>	0,0118	0,0090	0,0029
<i>Montefortino (FM)</i>	0,0217	0,0002	0,0215
<i>Montelparo (FM)</i>	0,0279	0,0056	0,0223
<i>Monte Rinaldo (FM)</i>	0,0216	0,0231	-0,0014

In generale, è possibile notare come la valutazione della soglia volumetrica in relazione ad un valore del modulo di taglio adimensionale pari a 0.65, porti ad una sovrastima. In particolare, lo scostamento massimo, in valore assoluto, viene evidenziato in corrispondenza del comune di Castel di Lama, relativamente al sondaggio 1. Pertanto, nei casi in esame, il valore del modulo di taglio normalizzato, in corrispondenza del quale individuare la soglia deformativa volumetrica, dovrebbe risultare maggiore, in accordo con quanto evidenziato da altri studi sperimentali

(Andreasson, 1979; Ladd, 1982; Georgiannou et al., 1991) che definiscono un range di G/G_0 compreso tra 0.60 e 0.85.

A conferma di quanto detto precedentemente, in relazione alla Figura 6.22, dai seguenti grafici (Figure 6.23 ÷ 6.26) è possibile notare come, per livelli deformativi minori della soglia lineare, si delinea un maggiore adattamento dei risultati sperimentali alle curve di letteratura per la categoria dell'indice di plasticità 20 – 40%, sia per quanto riguarda il decadimento del modulo di taglio che la curva relativa al rapporto di smorzamento. Per quanto riguarda la dispersione dei valori sperimentali inerenti alla soglia volumetrica rispetto alla curva empirica, si osserva come, ad eccezione del campione di Appignano del Tronto (AP) che presenta un valore al di fuori della banda anche nel caso della soglia lineare, l'andamento generale risulta coerente con la curva proposta da Vucetic (1994).

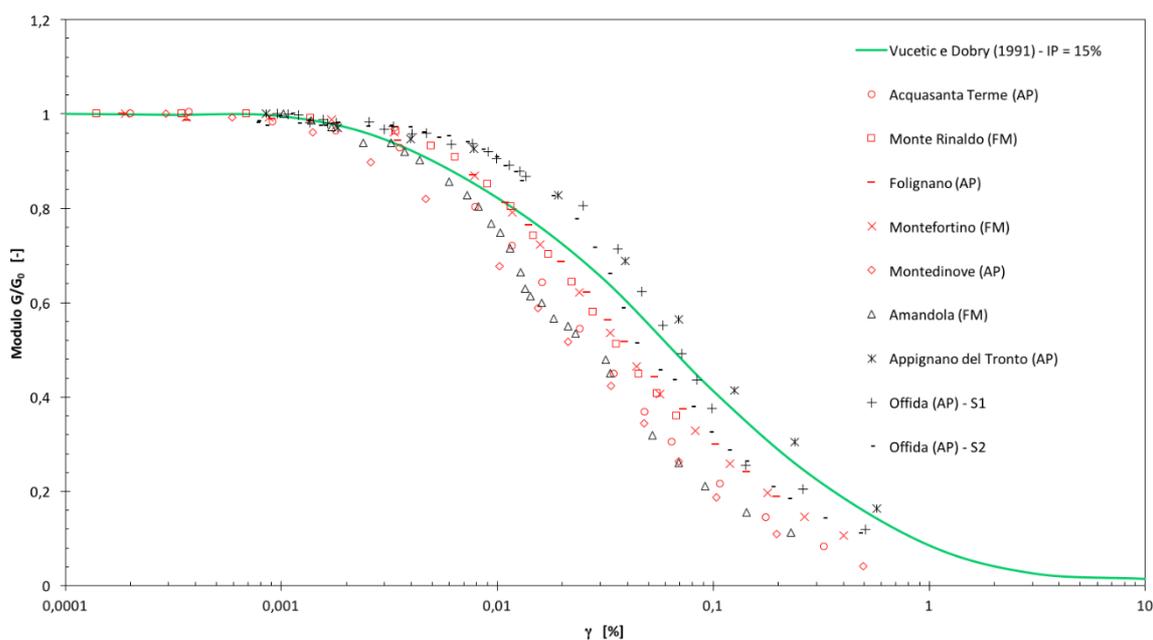


Figura 6.23. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni della zona Marche 3 con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry (1991), per un valore dell'indice di plasticità pari al 15%.

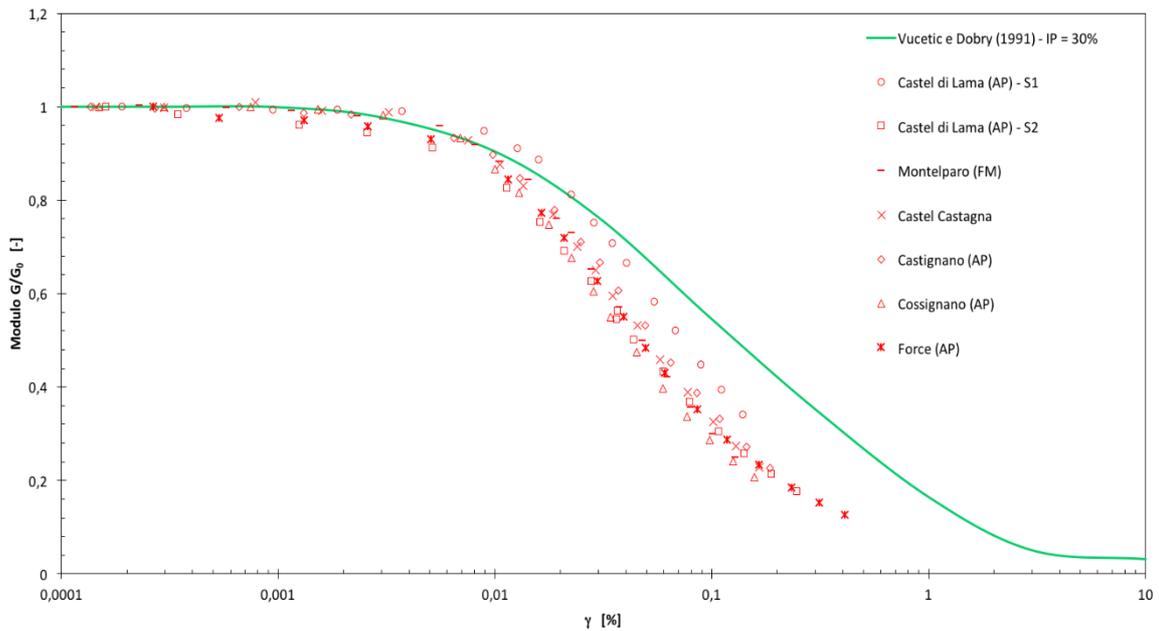


Figura 6.24. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni della zona Marche 3 con IP compreso tra 20 e 40%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry (1991), per un valore dell'indice di plasticità pari al 30%.

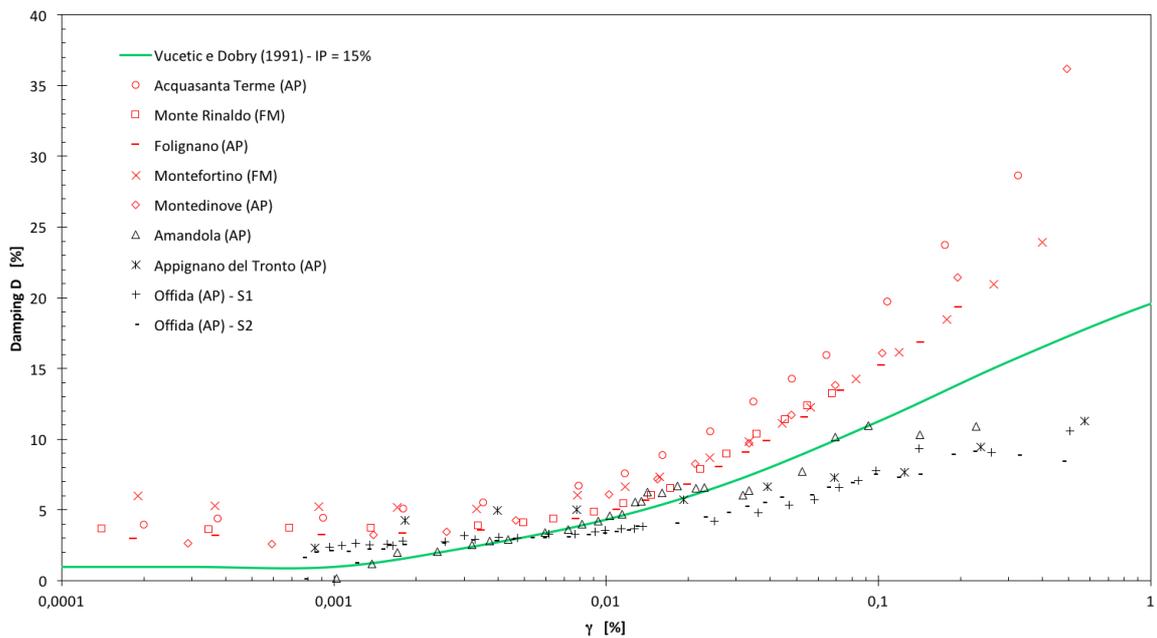


Figura 6.25. Andamento delle curve sperimentali inerenti al rapporto di smorzamento, ricavato tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere', relative ai campioni della zona Marche 3 con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry (1991), per un valore dell'indice di plasticità pari al 15%.

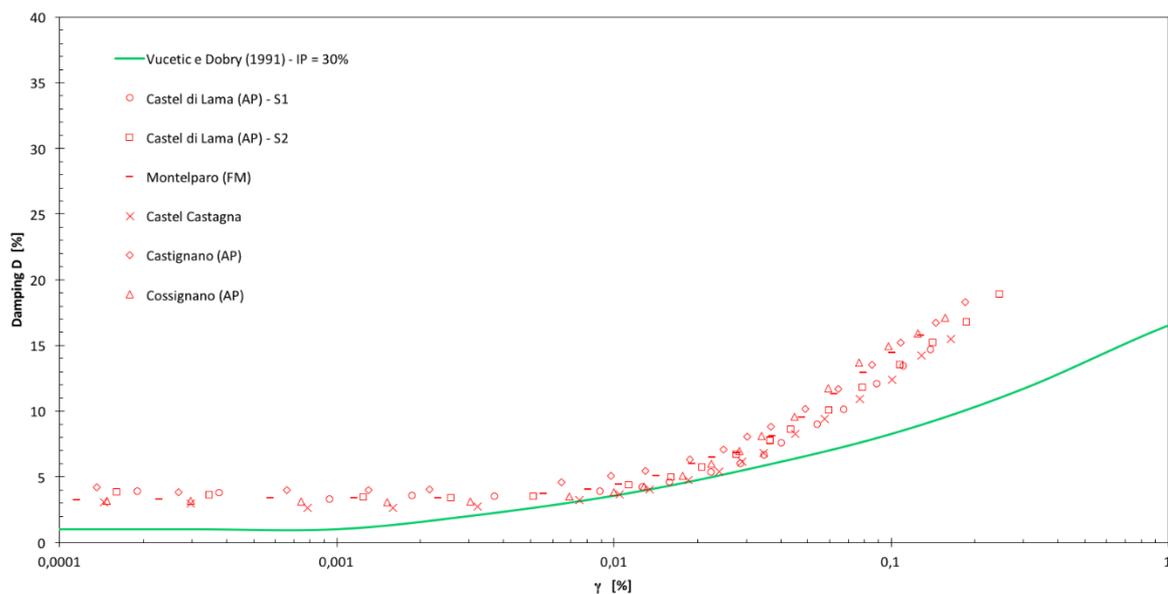


Figura 6.26. Andamento delle curve sperimentali inerenti al rapporto di smorzamento, ricavato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, relative ai campioni della zona Marche 3 con IP compreso tra 20 e 40%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry (1991), per un valore dell'indice di plasticità pari al 30%.

6.1.3.2 Confronto delle curve sperimentali con gli andamenti proposti da Vucetic e Dobry (1991)

Gli andamenti empirici proposti da Vucetic e Dobry, relativi sia alla curva di decadimento del modulo di taglio che al rapporto di smorzamento, variano esclusivamente in funzione dell'indice di plasticità, come esplicitato precedentemente. In particolare, i valori di IP per i quali viene descritto l'andamento delle curve sono i seguenti: 0 % - 15 % - 30 % - 50 % 100 % - 200 %.

In funzione dell'indice di plasticità del terreno preso in considerazione, viene utilizzata, al fine di verificare il fitting dei dati sperimentali, la curva empirica relativa al valore più simile.

A titolo di esempio, vengono riportati gli andamenti inerenti al campione di Acquasanta Terme (AP), in quanto presenta il minore scostamento di indice di plasticità rispetto ad uno dei sei valori analizzati da Vucetic e Dobry (1991). Nonostante tali curve empiriche non presentino l'influenza della frequenza e del numero di cicli di carico (prova di colonna risonante o taglio torsionale ciclico) in relazione alla determinazione della curva di smorzamento, vengono mostrati gli andamenti, ottenuti tramite i diversi metodi di valutazione, per il comune in questione (Figura 6.28). È immediato notare come il metodo delle ‘Oscillazioni Forzate’ produca una sovrastima eccessiva dello smorzamento, sia a piccole che ad elevate deformazioni. D'altra parte, anche il

metodo del ‘Decremento Logaritmico’ sviluppa smorzamenti maggiori rispetto a quelli attesi. Tuttavia, al fine di poter ricavare un utile termine di paragone, la valutazione del rapporto di smorzamento viene considerata sia tramite il ‘Taglio Torsionale Ciclico’ che tramite il metodo del ‘Decremento Logaritmico’, in quanto meno influenzato dallo smorzamento dovuto all’apparecchiatura (si rimanda al Capitolo 5).

Per quanto concerne gli andamenti relativi al decadimento del modulo di taglio, si nota una buona approssimazione della curva proposta da Vucetic e Dobry (1991), sino a livelli deformativi di circa 0.004 %.

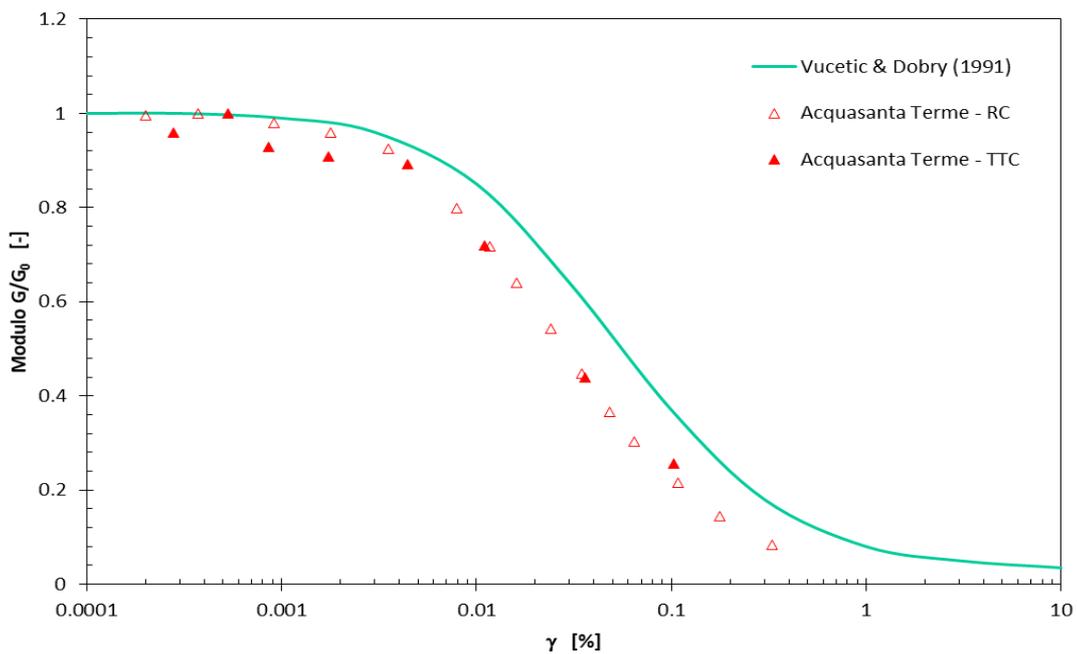


Figura 6.27. Andamenti sperimentali del modulo di taglio normalizzato, relativi al comune di Acquasanta Terme (AP), valutato tramite la prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico, confrontati con la curva proposta da Vucetic Dobry (1991), per un valore dell'indice di plasticità pari al 15 %.

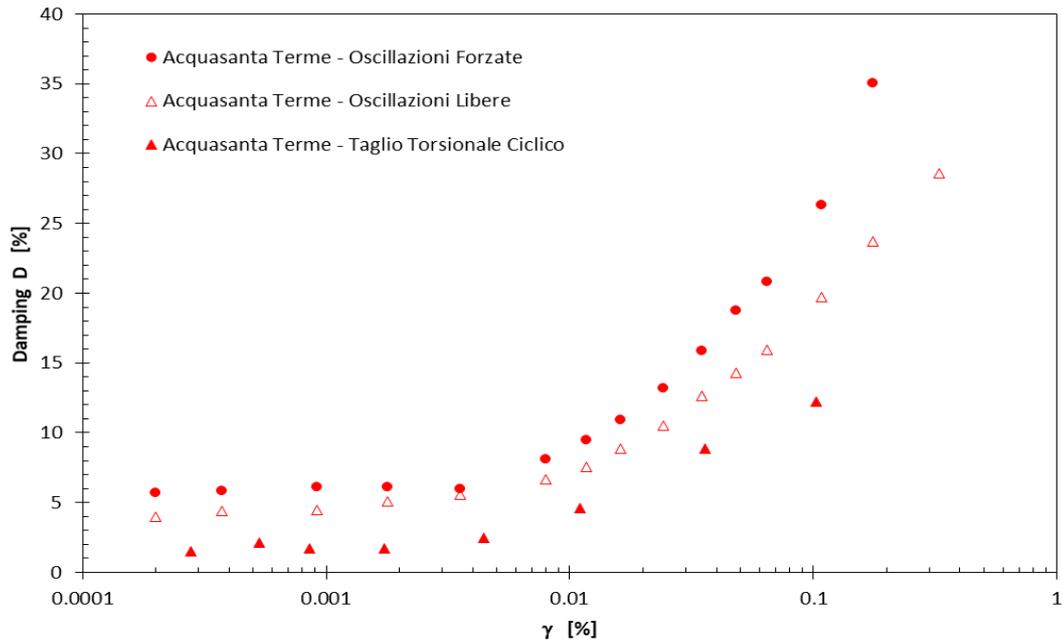


Figura 6.28. Confronto degli andamenti del rapporto di smorzamento, relativi al comune di Acquasanta Terme (AP), valutati tramite i metodi di oscillazioni forzate ed oscillazioni libere (RC) e tramite valutazione diretta (TTC).

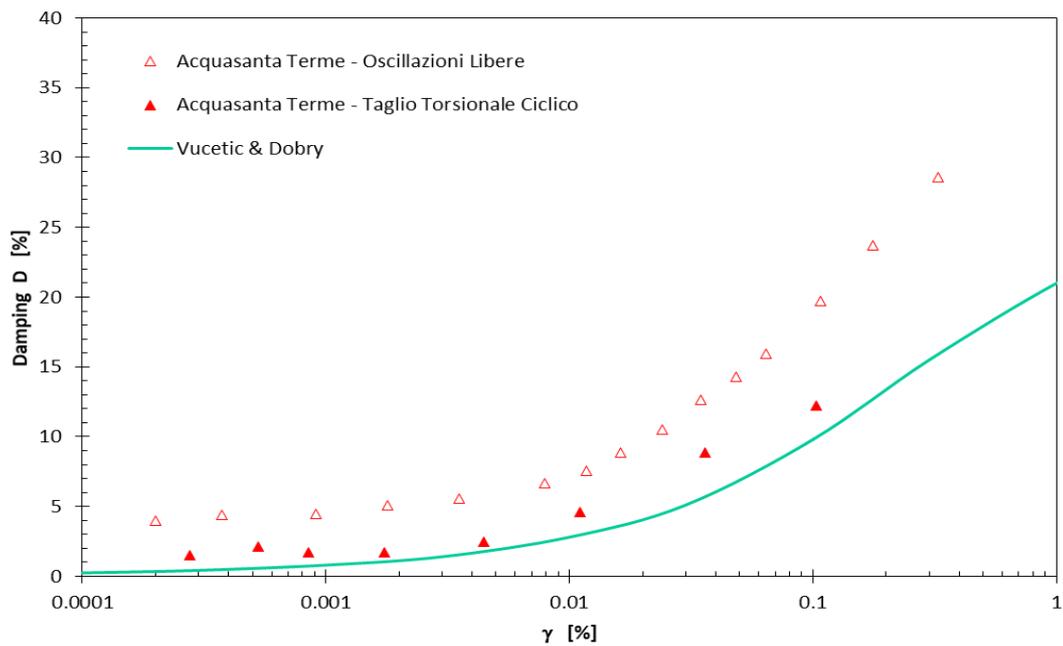


Figura 6.29. Andamenti sperimentali del rapporto di smorzamento, relativi al comune di Acquasanta Terme (AP), valutato tramite il metodo delle oscillazioni libere (RC) e tramite la prova di taglio torsionale ciclico (TTC), confrontati con la curva proposta da Vucetic Dobry (1991), per un valore dell'indice di plasticità pari al 15 %.

Di seguito vengono mostrati i confronti tra due campioni che presentano un indice di plasticità identico, appartenenti a due differenti divisioni, in particolare Marche 3 e Marche 2, al fine di verificarne la congruenza dei risultati. Tali confronti verranno effettuati in relazione all'andamento di Vucetic e Dobry (1991) per un indice di plasticità pari al 15 %, essendo i due

campioni caratterizzati da un valore di 21.7 %, con lo scopo di valutare quale fitting dei risultati sperimentali risulti migliore. I due comuni presi in considerazione sono i seguenti:

- Castignano (AP), il cui campione è stato classificato come un limo con argilla sabbioso, con indice di plasticità pari a 21.7 %, esaminato dal Politecnico di Torino;
- Montappone (FM), il cui campione è stato classificato come un limo con sabbia e argilla, con indice di plasticità pari a 21.7 %, esaminato dall'Università degli studi di Napoli – Federico II.

Dalle Figure 6.30 e 6.31 è possibile osservare come gli andamenti relativi al decadimento del modulo di taglio ricavati tramite la prova di taglio torsionale ciclico (Figura 6.31), sia per quanto riguarda il comune di Montappone (FM) che Castignano (AP), risultino caratterizzati da un miglior fitting da parte della curva proposta da Vucetic e Dobry (1991).

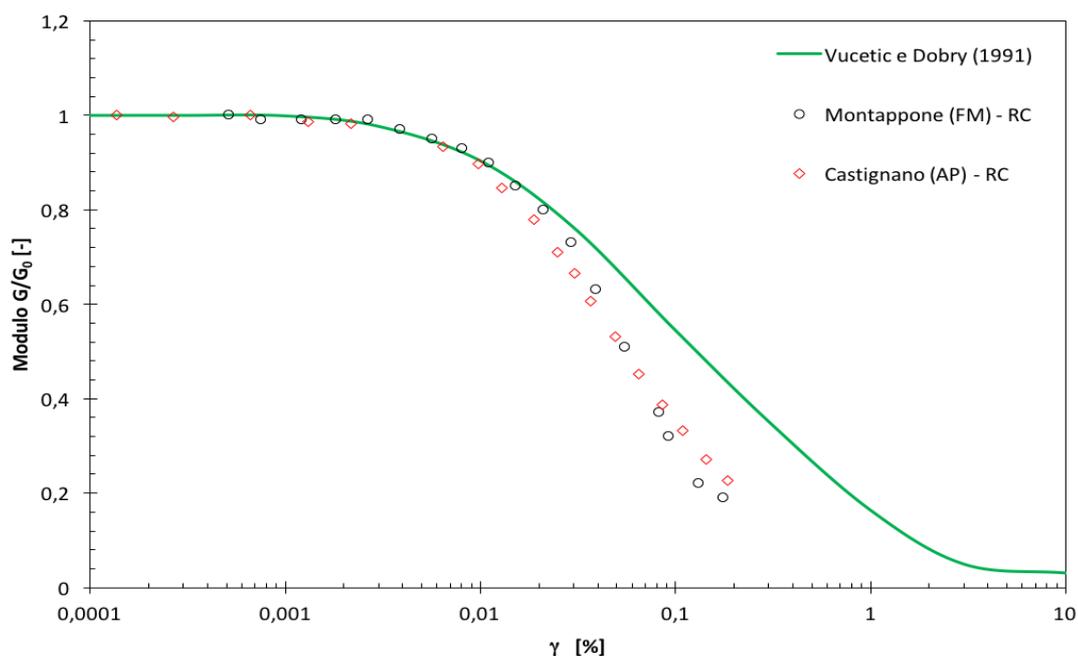


Figura 6.30. Confronto tra gli andamenti del modulo di taglio adimensionale, ricavati dalla prova di colonna risonante, inerenti ai comuni di Montappone e Castignano, in relazione alla curva proposta da Vucetic e Dobry (1991).

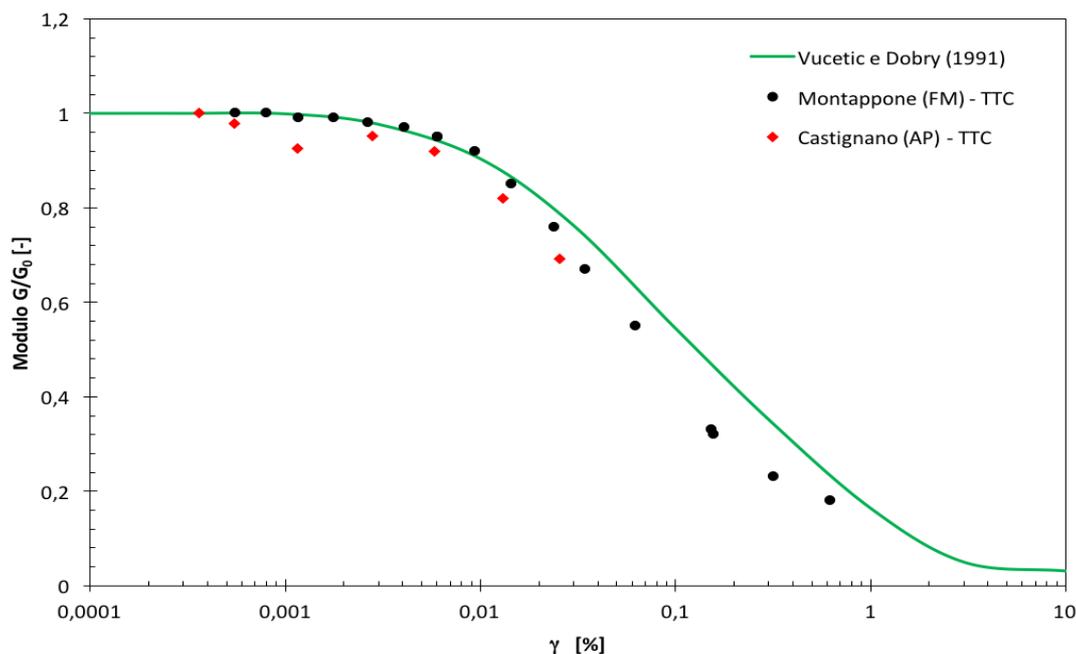


Figura 6.31. Confronto tra gli andamenti del modulo di taglio adimensionale, ricavati dalla prova di taglio torsionale ciclico, inerenti ai comuni di Montappone e Castignano, in relazione alla curva proposta da Vucetic e Dobry (1991).

Per quanto riguarda le curve relative al rapporto di smorzamento, analogamente a quanto detto in relazione alle curve di decadimento, viene mostrato un andamento più congruente con quello empirico, dai risultati ottenuti tramite le prove di taglio torsionale ciclico (Figura 6.33). Tuttavia, anche le curve ottenute da quest'ultima prova, evidenziano un'elevata dispersione dei dati sperimentali per valori deformativi maggiori dello 0.03 %. D'altra parte la soglia di deformazione lineare risulta sottostimata dalla curva empirica, in relazione ai risultati ottenuti sia dalla prova di colonna risonante (Figura 6.32), sia dalla prova di taglio torsionale ciclico (Figura 6.33). Tale scostamento può essere attribuito al minore valore di indice di plasticità a cui fa riferimento la curva proposta da Vucetic e Dobry (1991), rispetto alla plasticità inerente i due comuni esaminati.

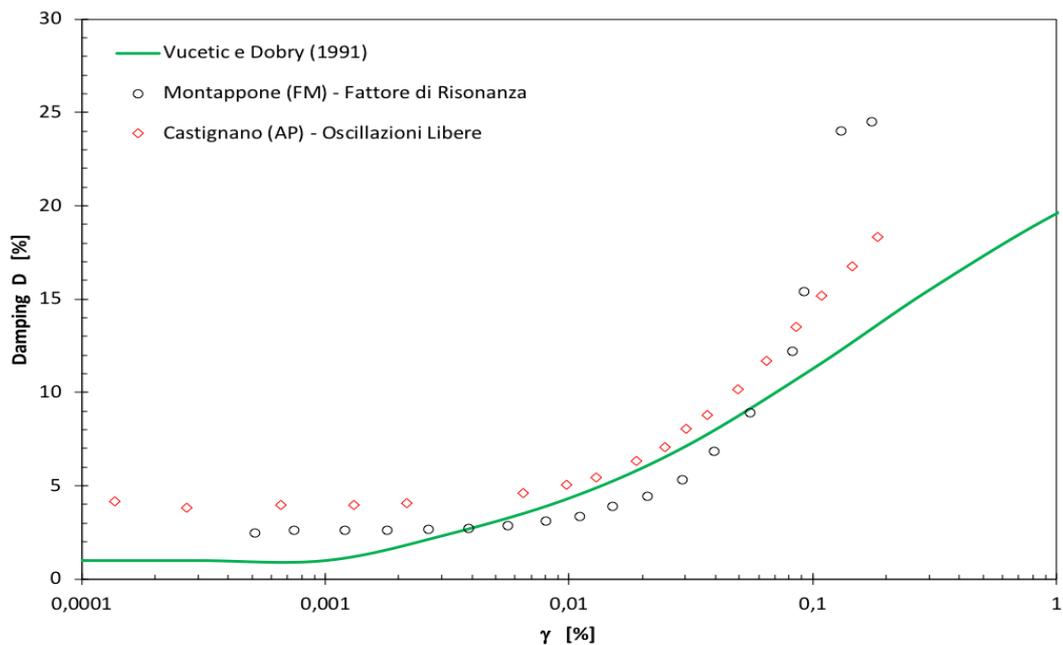


Figura 6.32. Confronto tra gli andamenti del rapporto di smorzamento, ricavati dalla prova di colonna risonante, inerenti ai comuni di Montappone e Castignano, in relazione alla curva proposta da Vucetic e Dobry (1991).

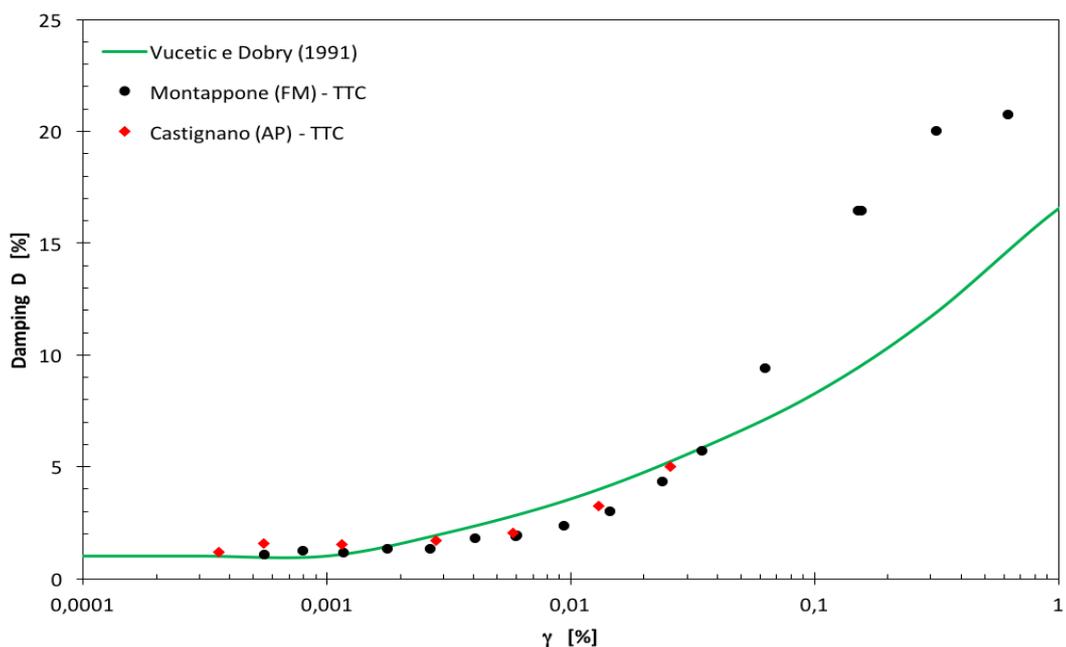


Figura 6.33. Confronto tra gli andamenti del modulo di taglio adimensionale, ricavati dalla prova di taglio torsionale ciclico, inerenti ai comuni di Montappone e Castignano, in relazione alla curva proposta da Vucetic e Dobry (1991).

Si procede con i confronti degli andamenti ottenuti per i comuni della divisione Marche 3, oggetto del presente lavoro di tesi, con le rimanenti zone Marche 1 e Marche 2, le cui analisi sono state eseguite da altri laboratori universitari.

Vengono di seguito illustrati i grafici di confronto globale delle curve di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, valutando l'adattamento alle curve empiriche di Vucetic e Dobry (1991).

Come mostrato precedentemente in Tabella 6.1, essendo i valori dell'indice di plasticità per i campioni appartenenti ai suddetti comuni, variabili entro il range $0 \div 45 \%$, viene considerata la suddivisione dei campioni appartenenti alle tre zone, (Marche 1 – Marche 2 – Marche 3), in funzione delle seguenti categorie di plasticità:

- $0 \% < IP < 20 \%$
- $20 \% < IP < 45 \%$

In riferimento alla Figura 6.34, emerge una rilevante dispersione di dati sperimentali nell'intorno della curva ipotizzata da Vucetic e Dobry (1991), a partire da livelli deformativi superiori la soglia di linearità. La banda di dispersione definita risulta regolare, con entità di scostamento dipendente dalla differenza tra il valore proprio dell'indice di plasticità del terreno rispetto a quello su cui è basata la curva di letteratura. Difatti, l'andamento che più si discosta da quest'ultima risulta essere quello relativo al comune di Fiuminata (MC) (Sondaggio 1, Campione 1), appartenente alla zona Marche 1, in quanto presenta un indice di plasticità pari al limite superiore dell'intervallo considerato. In particolare, per quanto riguarda i tre comuni della zona Marche 2 si evince che, da livelli deformativi maggiori dello 0.02% , la curva empirica risulta approssimare nuovamente e con spiccata congruenza i dati sperimentali, con uno scostamento massimo in corrispondenza dello 0.01% . Tuttavia, è possibile notare come, globalmente, il decadimento del modulo di taglio di tutti i comuni appartenenti al suddetto range di plasticità risulti parallelo a quello individuato dalla curva di Vucetic e Dobry (1991).

Per quanto concerne le curve relative al secondo range di indice di plasticità ($20 \% < IP < 45 \%$) riportate in Figura 6.35, il limite di deformazione lineare individuato da Vucetic e Dobry (1991), risulta sottostimato rispetto a quello definito dai comuni appartenenti alla divisione Marche 1 e soprattutto dai comuni Tolentino (MC) e Urbisaglio (MC) appartenenti alla zona Marche 2. Di contro, i campioni esaminati nel presente lavoro di tesi, appartenenti alla divisione Marche 3, seguono in modo congruente l'andamento di Vucetic e Dobry (1991), sino ad una deformazione

ciclica a taglio pari all'incirca a 0.01 %. In generale, si evidenzia come, rispetto ai comuni appartenenti al range di plasticità 20 ÷ 40 %, si sviluppi un decadimento più marcato del modulo di taglio rispetto all'andamento stimato da Vucetic e Dobry (1991).

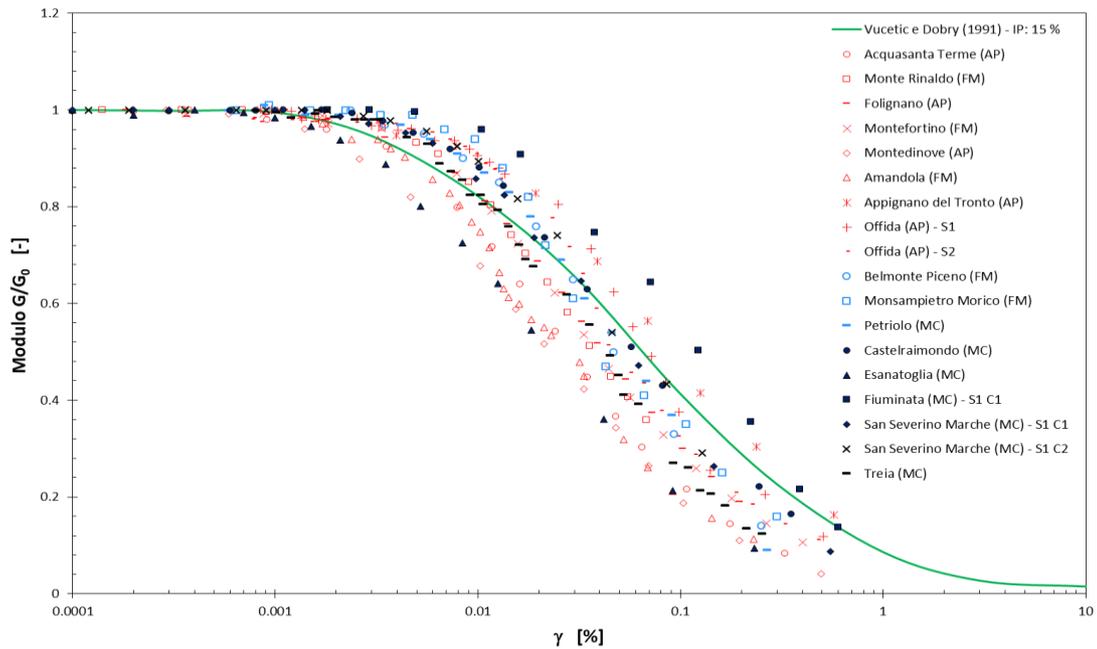


Figura 6.34. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry, 1991 (IP = 15%).

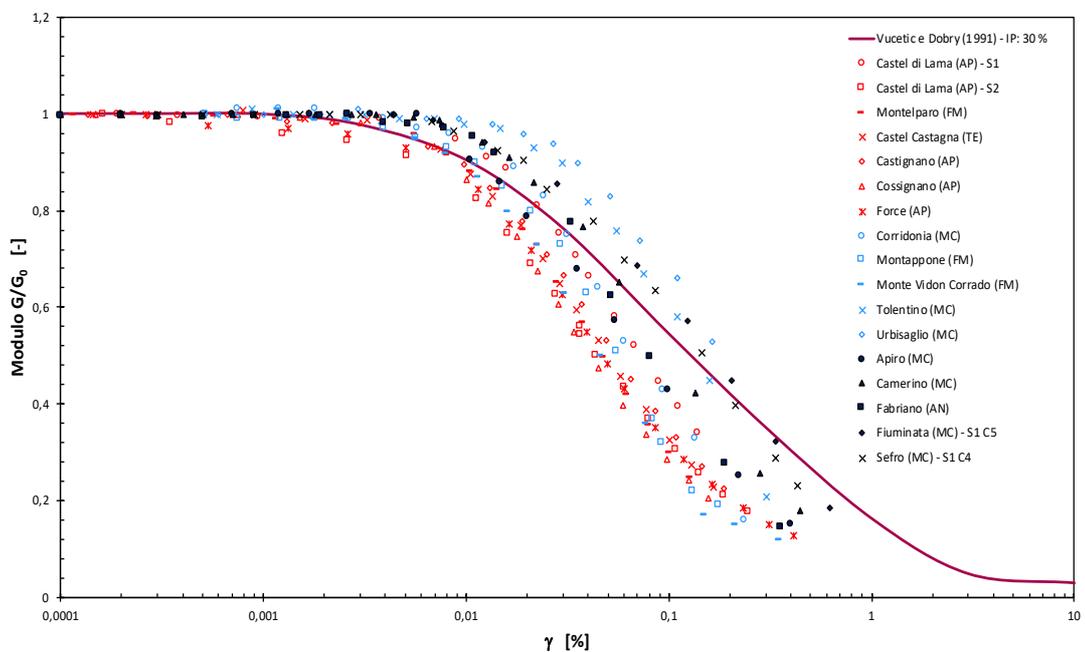


Figura 6.35. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 20 e 45 %, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry, 1991 (IP = 30%).

Per quanto riguarda la valutazione del rapporto di smorzamento tramite la prova di colonna risonante, è necessario considerare i distinti metodi di determinazione utilizzati dalle relative Università occupatesi delle analisi in questione. In particolare, l'Università degli studi di Firenze, inerente alla divisione Marche 1, ha fatto riferimento al cosiddetto metodo del 'Fattore di Risonanza'. Tale procedimento viene introdotto, come nel caso del 'Decremento Logaritmico' o 'Oscillazioni Libere', utilizzato dalle restanti Università, in quanto la valutazione del rapporto di smorzamento mediante le 'Oscillazioni Forzate' non fornisce una valutazione attendibile, a causa della non linearità e della degradazione ciclica, ad elevati livelli deformativi. Il metodo del Fattore di Risonanza si basa sull'espressione analitica della suddetta quantità, cioè il rapporto tra il valore di picco, γ_{max} , della curva di risposta $\gamma(f)$ e la rotazione statica corrispondente ad una coppia di eguale ampiezza M. Da esso si ricava D, una volta noti le ampiezze M e γ_{max} , ed il valore di G già calcolato, tramite l'espressione seguente:

$$D_{rf} = \frac{M_0 \bar{R}}{2G\gamma_{max}}$$

Analogamente a quanto evidenziato nel caso del decadimento del modulo di taglio, le curve che descrivono l'andamento del rapporto di smorzamento valutato tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere', mostrano una maggiore congruenza della soglia di linearità definita da Vucetic e Dobry (1991) per terreni con indice di plasticità minore (Figura 6.36). Allo stesso tempo, per tale range di plasticità, viene mostrato un andamento maggiormente dispersivo nell'intorno della curva di letteratura, ad eccezione dei campioni di Amandola (AP) e Monsampietro Morico (FM) che ripercorrono coerentemente la curva empirica nella quasi totalità del campo deformativo esaminato (sino allo 0.1 %). Viceversa, per terreni con $20 \% < IP < 45 \%$ (Figura 6.37), le curve sperimentali risultano caratterizzate da una soglia di linearità marcatamente superiore rispetto a quella definita dalla curva di Vucetic e Dobry (1991), in tal caso per i comuni appartenenti a tutte le divisioni considerate. D'altra parte, gli andamenti delle curve relative ai vari comuni che rientrano nel suddetto range di plasticità, si mostrano caratterizzati da un minore grado di dispersione intrinseca, ad eccezione del comune di Apiro (MC) e, di conseguenza, per livelli deformativi intermedi, la curva empirica sviluppa un fitting dei dati sperimentali molto elevato ($0.003 \% < \gamma < 0.03 \%$). Per quanto riguarda il valore del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni ($\gamma < 0.001 \%$) valutato sperimentalmente, questo risulta

sovrastimato rispetto agli andamenti sviluppati da Vucetic e Dobry (1991) per entrambi gli intervalli di plasticità, fatta eccezione per i comuni di Esanatoglia (MC) e Sefro (MC) (Sondaggio 1, Campione 4), appartenenti alla divisione Marche 1. Tuttavia, la causa di tale sovrastima risulta legata ai fattori illustrati nel Capitolo 5 più che allo smorzamento intrinseco del campione.

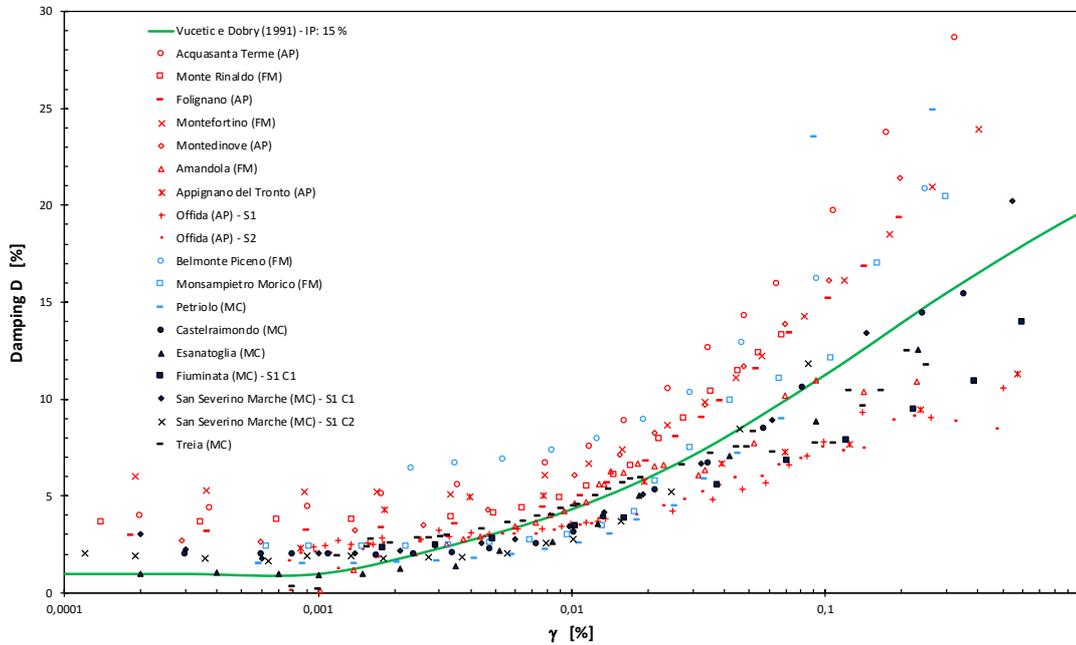


Figura 6.36. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento ricavato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry, 1991 (IP = 15%).

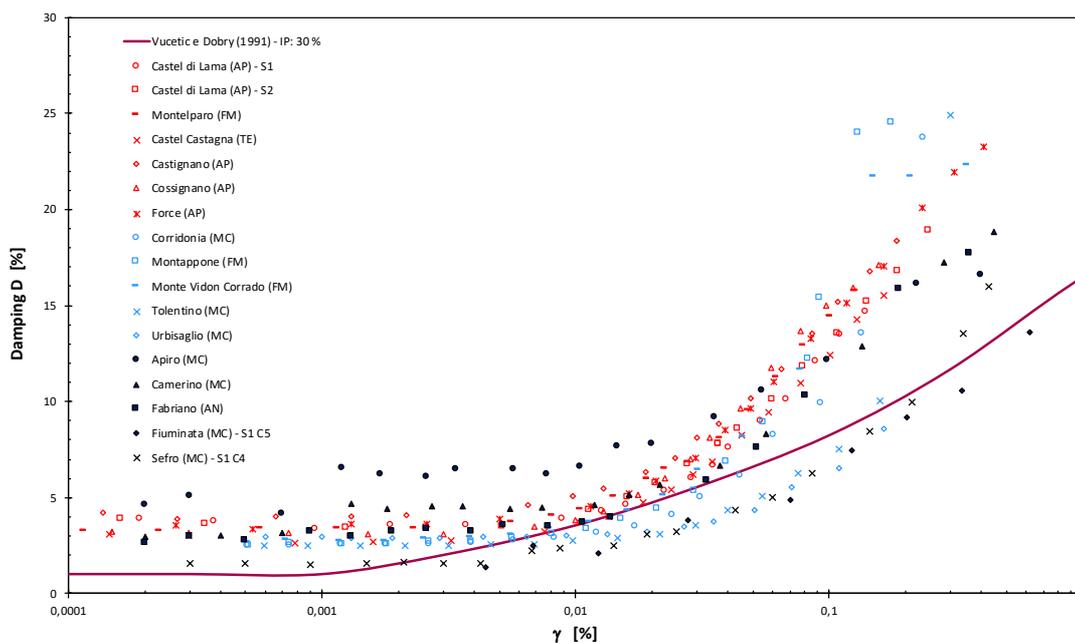


Figura 6.37. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento ricavato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 20 e 45%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry, 1991 (IP = 30%).

Nelle Figure 6.38 e 6.39 vengono illustrati gli andamenti relativi ai risultati ottenuti dalle prove di taglio torsionale ciclico. È immediato notare come il grado di dispersione dei risultati sperimentali venga notevolmente ridotto, sia nei terreni a bassa ($0\% < IP < 20\%$) che ad alta plasticità ($20\% < IP < 45\%$). Coerentemente con i risultati osservati nelle prove di colonna risonante, il miglior fitting dei dati sperimentali si sviluppa in relazione ai terreni ad alta plasticità, ad eccezione degli alti livelli deformativi ($\gamma > 0.1\%$).

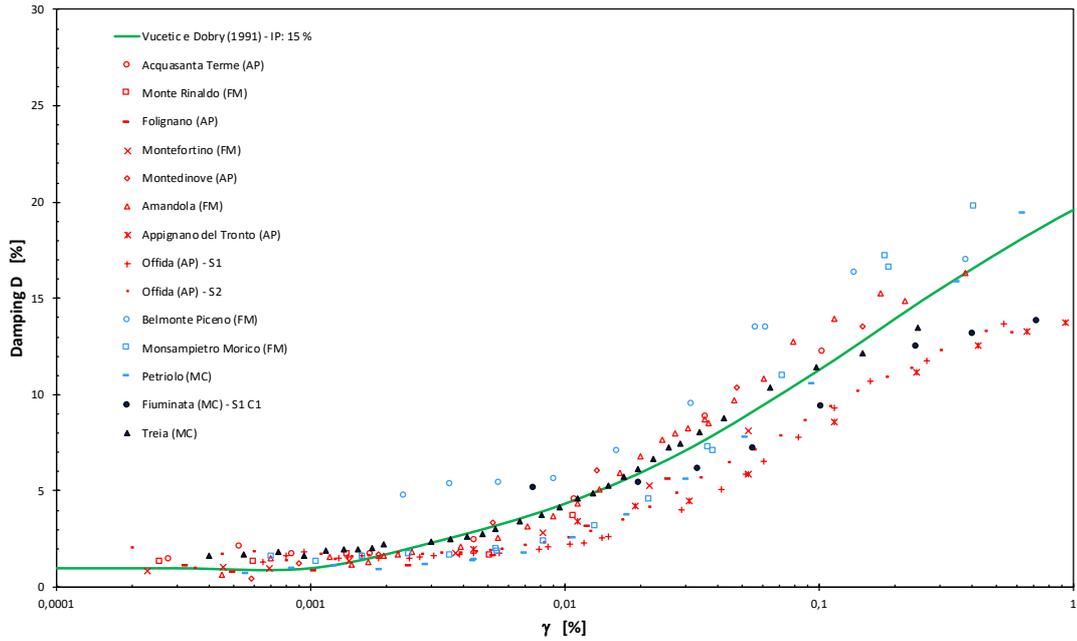


Figura 6.38. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento ricavato tramite la prova di Taglio Torsionale Ciclico, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry, 1991 (IP = 15%).

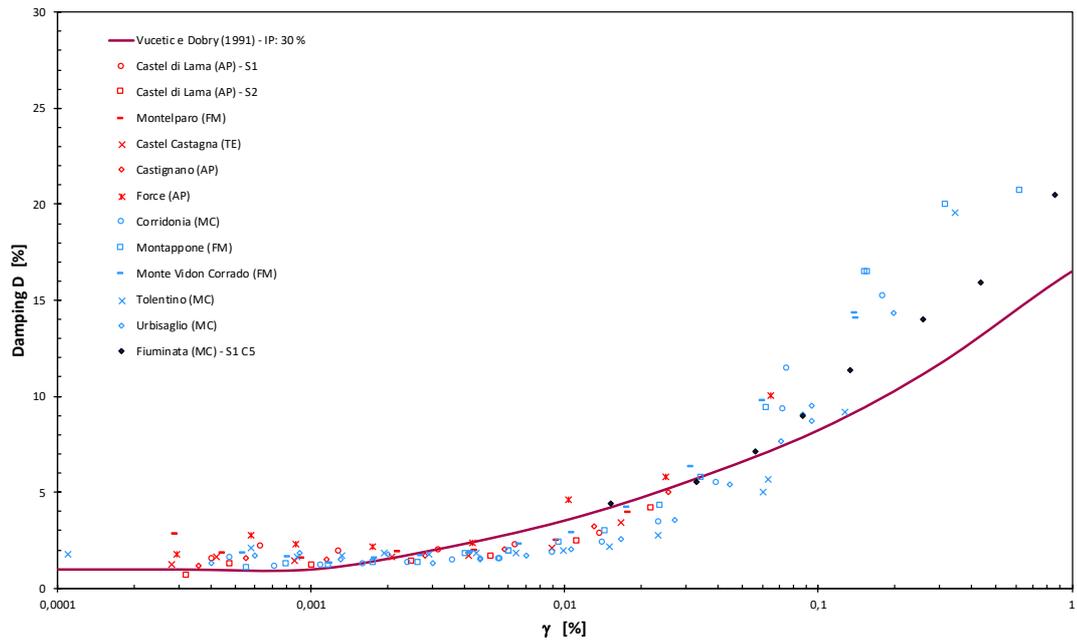


Figura 6.39. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento ricavato tramite la prova di Taglio Torsionale Ciclico, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 20 e 45%, in relazione all'andamento descritto da Vucetic e Dobry, 1991 (IP = 30%).

6.2 Modello parametrizzato di Darendeli (2001)

Il modello generato da Darendeli propone uno sviluppo delle curve di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, basato sul modello iperbolico del terreno definito in origine da Hardin e Drnevich (1972). La relazione di base tensioni – deformazioni risulta migliorata al fine di garantire un migliore adattamento ai risultati sperimentali.

L'equazione che descrive l'andamento della curva del rapporto di smorzamento viene valutata a partire dal relativo andamento della curva di decadimento del modulo di taglio normalizzato, assumendo la validità dei criteri di Masing (1926), combinati con due parametri correttivi.

Un modello iperbolico prevede la determinazione del modulo di taglio normalizzato tramite la seguente equazione:

$$\frac{G}{G_{max}} = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{\gamma_r}}$$

Con γ_r la deformazione a taglio di riferimento, corrispondente al livello deformativo che si ha quando il modulo di taglio raggiunge un valore pari alla metà del suo massimo. Pertanto, è immediata la stima di γ_r a partire dai risultati sperimentali, in quanto, solitamente, questi sviluppano valori del modulo di taglio normalizzato nell'intorno di 0.5.

Le seguenti Figure mostrano l'influenza della deformazione a taglio di riferimento sull'andamento della curva di decadimento del modulo di taglio normalizzato, sul legame sforzi – deformazioni e sulla curva del rapporto di smorzamento.

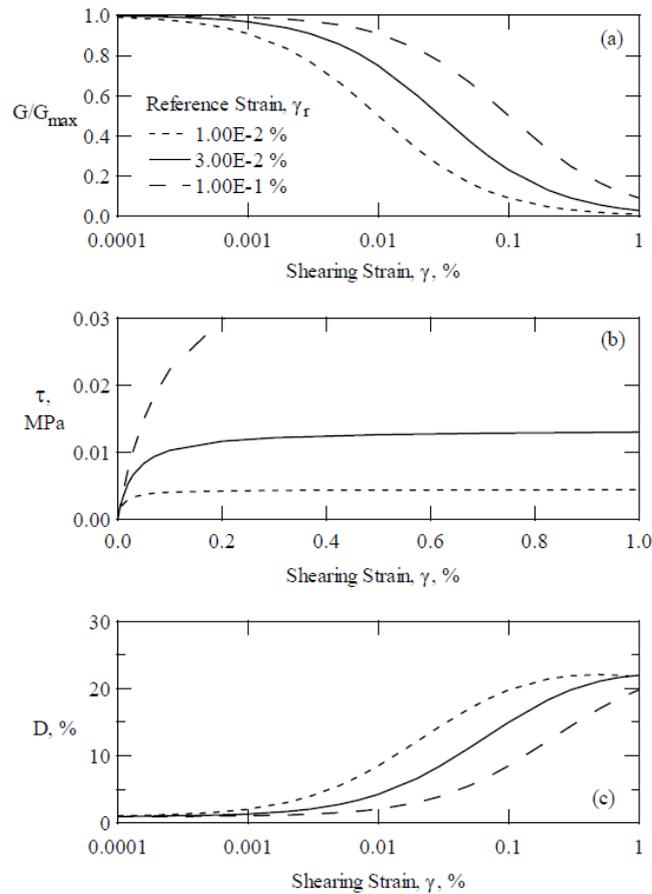


Figura 6.40. Andamento della curva del modulo di taglio normalizzato (a), del rapporto tensioni - deformazioni (b) e del rapporto di smorzamento (c), in funzione del livello deformativo di riferimento (Darendeli, 2001).

Al fine di adattare meglio ai risultati sperimentali la curva che lega le tensioni tangenziali alle deformazioni, Darendeli introduce un coefficiente di curvatura a . Tale coefficiente viene inserito all'interno dell'equazione precedente come segue:

$$\frac{G}{G_{max}} = \frac{1}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^a}$$

La modifica apportata alla curva di decadimento del modulo di taglio normalizzato riguarda la sua curvatura, come mostrato dalla seguente Figura 6.41.

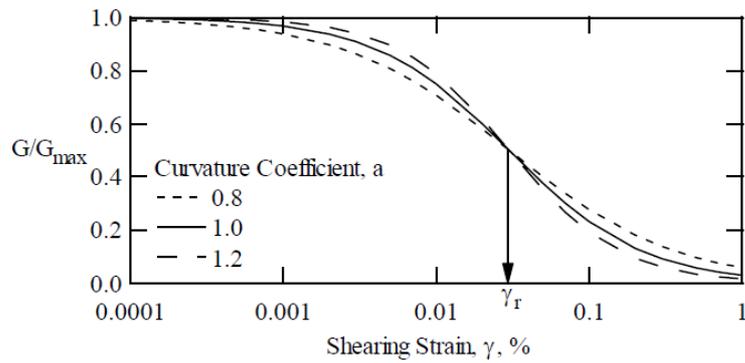


Figura 6.41. Influenza del coefficiente di curvatura sulla curva di decadimento del modulo di taglio (Darendeli, 2001).

Per quanto concerne l'andamento della curva tensioni – deformazioni, a seconda del valore del coefficiente di curvatura, potrebbe non tendere asintoticamente al valore di τ_{max} (Figura 6.42). Tuttavia, essendo il presente studio rivolto all'analisi di livelli deformativi molto al di sotto di quelli corrispondenti allo stato di rottura, l'affidabilità di tale equazione per valori di deformazione molto alti non risulta di particolare rilevanza.

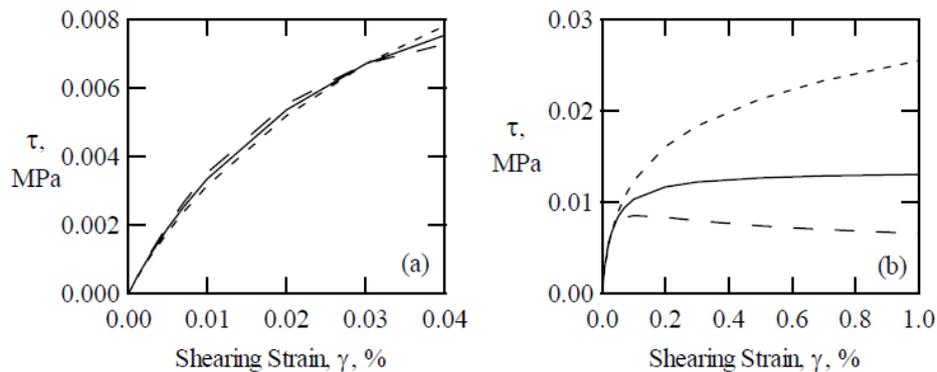


Figura 6.42. Influenza del coefficiente di curvatura sull'andamento della curva tensioni - deformazioni a bassi ed intermedi (a) e ad alti livelli deformativi (b) (Darendeli, 2001).

Per quanto riguarda la valutazione dell'andamento della curva relativa al rapporto di smorzamento, Darendeli definisce la dipendenza di tale entità da due differenti cause. Una di queste è inerente alla perdita di energia dovuta all'attrito generato al contatto tra le particelle. Pertanto, indipendentemente dal livello deformativo raggiunto, si sviluppa uno smorzamento equivalente, dipendente dall'attrito. D'altra parte, il terreno mostra un andamento fortemente non lineare della curva relativa al rapporto di smorzamento nel range di deformazioni che coincide con quello prodotto da un sisma. Risulta, perciò, indispensabile considerare lo smorzamento dovuto a perdite di energia dell'intero sistema che generano la non linearità.

Quest'ultimo contributo viene valutato facendo riferimento alla relativa curva di decadimento del modulo di taglio ed ai criteri di Masing come punto di partenza.

In linea di principio, i modelli ciclici non lineari dovrebbero essere espressi in termini incrementali, considerando passo passo la storia tenso deformativa del terreno e la conseguente evoluzione dei cicli d'isteresi. Tuttavia, i modelli ciclici non lineari empirici, in generale, sono caratterizzati da:

- una curva backbone iniziale, definita generalmente con un modello iperbolico modificato;
- criteri che descrivono il comportamento del terreno nelle fasi di scarico e ricarico;
- leggi empiriche che modellano la degradazione ciclica e l'incremento delle pressioni interstiziali all'aumentare del numero di cicli di carico.

I criteri a cui si fa riferimento nel modello di Darendeli sono stati sviluppati da Masing:

- la tangente nei punti di inversione delle tensioni è parallela alla tangente iniziale della curva backbone;
- il ramo di ricarico (o scarico) ha la stessa forma della parte positiva (o negativa) della backbone, scalata di un fattore 2.

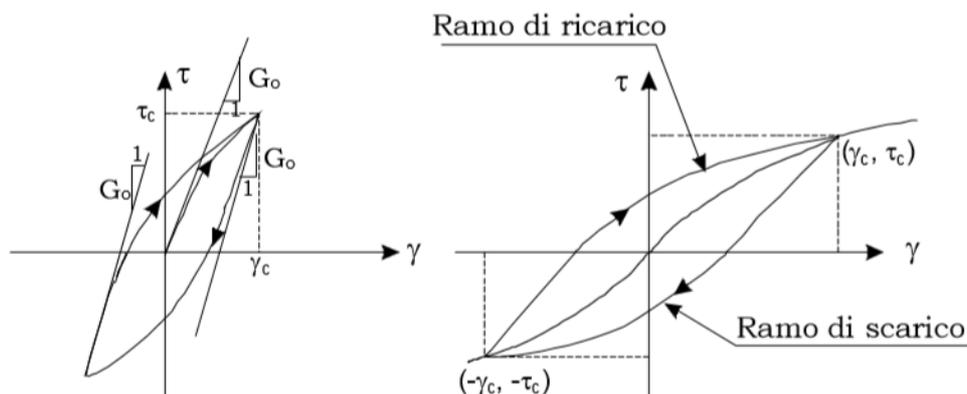


Figura 6.43. Rappresentazione grafica dei criteri di Masing nella modellazione del legame tensioni - deformazioni nelle fasi di scarico e carico del terreno.

Una delle limitazioni principali del comportamento descritto da Masing consiste nella considerazione per cui la forzante sismica non presenta un andamento sinusoidale, ovvero non si ha una condizione di carico per cui si verifica il passaggio tra due valori di tensione uguali ed opposti. Tuttavia, siccome tale studio si concentra sulla correlazione tra la curva di decadimento

e il rapporto di smorzamento, tale aspetto può essere trascurato e può essere assunto un carico ciclico.

Lo smorzamento viscoso equivalente viene espresso dalla seguente relazione:

$$D_{eq} = \frac{A_L}{4 \cdot \pi \cdot A_T}$$

Con:

A_L l'energia dissipata, calcolata, in riferimento ai criteri di Masing, tramite l'integrazione della curva tensioni – deformazioni su un ciclo di carico: $8 \cdot \left(\int \tau d\gamma - \frac{1}{2} \tau\gamma \right)$;

A_T la massima energia elastica immagazzinata $(\tau \cdot \gamma)/2$.

Si ottiene, pertanto, lo smorzamento di Masing:

$$D_{Masing} = \frac{8 \cdot \left(\int \tau d\gamma - \frac{1}{2} \tau\gamma \right)}{4 \cdot \pi \cdot (\tau \cdot \gamma)/2}$$

La curva sforzi – deformazioni viene ricavata a partire dalla curva di decadimento, tramite la nota relazione $\tau = G \cdot \gamma$. Considerando l'espressione del modulo di taglio normalizzato, definita da Darendeli, in funzione del coefficiente di curvatura e della deformazione a taglio di riferimento, si ha: $\tau = \frac{\gamma}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^a} \cdot G_{max}$.

Sostituendo la suddetta espressione nell'equazione dello smorzamento di Masing, si ottiene una relazione poi corretta assumendo un coefficiente di curvatura a pari ad 1:

$$D_{Masing,a=1.0}(\%) = \frac{100}{\pi} \cdot \left[4 \cdot \frac{\gamma - \gamma_r \ln\left(\frac{\gamma + \gamma_r}{\gamma_r}\right)}{\frac{\gamma^2}{\gamma + \gamma_r}} - 2 \right]$$

Tuttavia, lo smorzamento di Masing non può essere determinato algebricamente per valori del coefficiente di curvatura diversi dall'unità. Pertanto, è necessario procedere con un approccio numerico. Lo smorzamento di Masing viene espresso in funzione di tre coefficienti correttivi c_1 , c_2 e c_3 che tengono conto della presenza di un coefficiente di curvatura diverso da uno.

$$D_{Masing} = c_1 \cdot D_{Masing,a=1.0} + c_2 \cdot D_{Masing,a=1.0}^2 + c_3 \cdot D_{Masing,a=1.0}^3$$

Tale smorzamento viene, quindi, definito come una funzione polinomiale dello smorzamento di Masing per un coefficiente di curvatura pari ad uno.

I coefficienti c_1 , c_2 e c_3 sono calibrati sulla base di sessanta curve del rapporto di smorzamento valutate per differenti valori del coefficiente di curvatura a , ottenendo le seguenti equazioni:

$$c_1 = -1.1143a^2 + 1.8618a + 0.2523$$

$$c_2 = 0.0805a^2 - 0.0710a - 0.0095$$

$$c_3 = -0.0005a^2 + 0.0002a + 0.0003$$

Tuttavia, l'equazione così definita, fornisce dei valori di smorzamento ad alte deformazioni molto più elevati rispetto ad altre curve empiriche presenti in letteratura (ad esempio Seed et al., 1986; Vucetic e Dobry, 1991). Viene così generata una condizione a sfavore di sicurezza, in quanto uno smorzamento maggiore conduce ad una più marcata deamplificazione dell'input sismico. Risulta necessario, pertanto, l'inserimento della seguente funzione correttiva:

$$F = b \cdot \left(\frac{G}{G_{max}} \right)^p$$

Con b , il coefficiente di scala, che rappresenta, in un certo senso, il rapporto tra lo smorzamento misurato e lo smorzamento di Masing a livelli deformativi intermedi e che varia in funzione del numero di cicli di carico; il coefficiente p fissato pari a 0.1 in relazione al miglior adattamento ai dati sperimentali.

La curva del rapporto di smorzamento così ottenuta, viene ulteriormente modificata tramite una traslazione verso l'alto di una quantità pari a D_{min} . Tale valore di smorzamento a basse deformazioni è funzione del tipo di terreno considerato (indice di plasticità PI, grado di sovraconsolidazione OCR e tensione di confinamento efficace σ'_0) e della frequenza di carico frq . Quest'ultima, nel presente lavoro di tesi, varia a seconda che si stia effettuando un confronto con le curve di smorzamento ottenute da prove di colonna risonante ($frq \approx 100$ Hz) o da prove di taglio torsionale ciclico ($1 \text{ Hz} < frq \leq 10 \text{ Hz}$).

Il rapporto di smorzamento finale viene espresso come:

$$D = b \cdot \left(\frac{G}{G_{max}} \right)^{0.1} \cdot D_{Masing} + D_{min}$$

Viene quindi ottenuta un'equazione a quattro parametri: livello deformativo di riferimento (γ_r), coefficiente di curvatura a , coefficiente di scala b e rapporto di smorzamento a basse deformazioni. Nell'espressione analitica del modello di Darendeli, ciascuno di questi quattro parametri viene espresso in funzione di coefficienti φ_i , calibrati sulla base delle osservazioni sperimentali effettuate (prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico).

$$\gamma_r = (\varphi_1 + \varphi_2 \cdot PI \cdot OCR^{\varphi_3}) \cdot \sigma'_0{}^{\varphi_4}$$

$$a = \varphi_5$$

$$b = \varphi_{11} + \varphi_{12} \cdot \ln(N)$$

$$D_{min} = (\varphi_6 + \varphi_7 \cdot PI \cdot OCR^{\varphi_8}) \cdot \sigma'_0{}^{\varphi_9} \cdot [1 + \varphi_{10} \cdot \ln(frq)]$$

6.2.1 Influenza di frequenza di carico, numero di cicli, pressione di confinamento e tipo di terreno sulle proprietà dinamiche

Per quanto concerne il rapporto di smorzamento, questo non risulta essere influenzato in egual modo dalla frequenza ed dal numero di cicli di carico a cui viene soggetto il materiale testato. In particolare, al crescere della frequenza di caricamento, si evidenzia un incremento dello smorzamento a bassi livelli deformativi (Figura 6.44). Di conseguenza, tale incremento si riflette globalmente sull'intero andamento della curva. Di contro, l'incremento del numero di cicli di carico non risulta influenzare lo smorzamento a piccole deformazioni, bensì causa un lieve decremento della suddetta proprietà ad alti livelli deformativi (Figura 6.45). Per quanto riguarda il modulo di taglio normalizzato, questo non risulta influenzato in alcun modo ne dalla frequenza di caricamento ne dal numero di cicli di carico.

Il presente modello viene calibrato sulla base di risultati della prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico. In particolare, per le prove di colonna risonante viene considerata la frequenza di risonanza dei campioni, che risulta essere all'incirca pari a 100 Hz ed un numero di cicli di carico pari a 1000. D'altra parte, le prove di taglio torsionale ciclico sono eseguite ad una frequenza di 1 Hz e vengono considerate le misurazioni in corrispondenza del primo e del decimo ciclo di carico. In Figura 6.46 sono illustrati gli effetti combinati della frequenza di caricamento e del numero di cicli di carico sulle curve stimate dal modello.

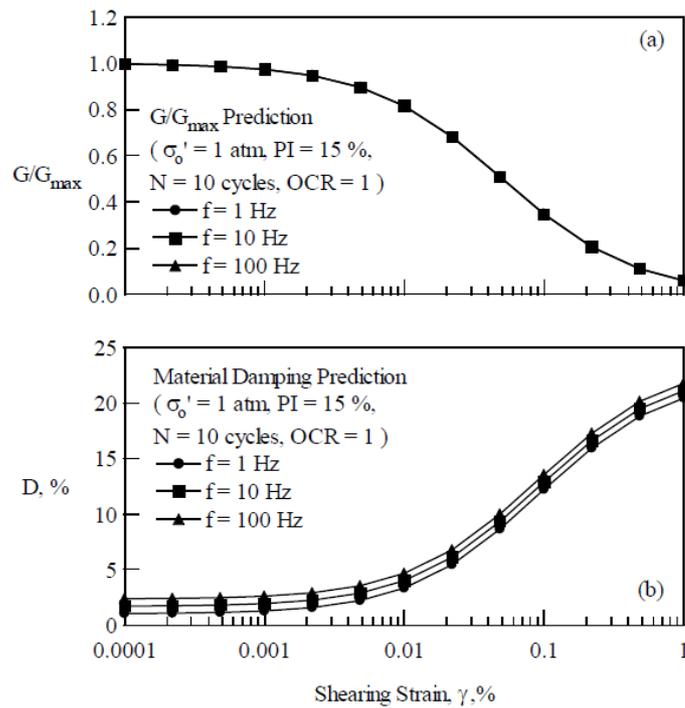


Figura 6.44. Influenza della frequenza di caricamento sugli andamenti (a) delle curve di decadimento del modulo di taglio normalizzato e (b) del rapporto di smorzamento, previsti dal modello (Darendeli, 2001).

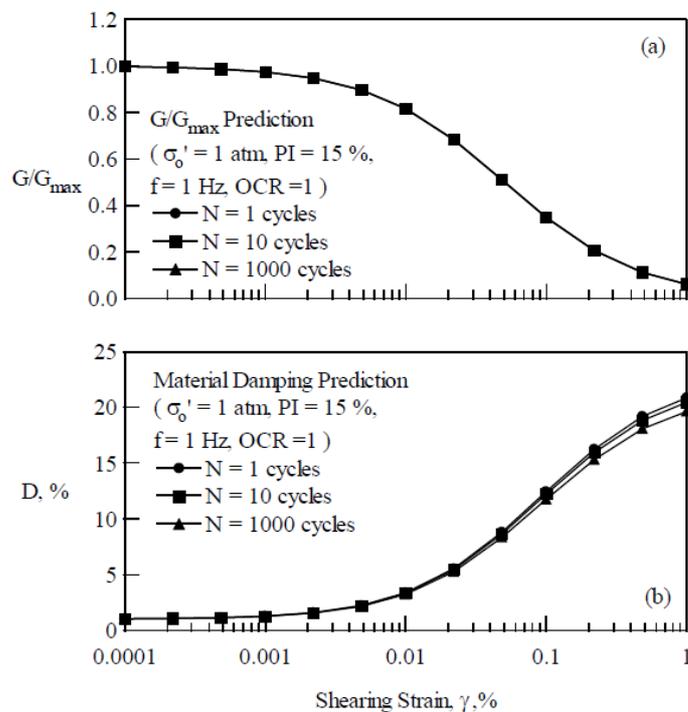


Figura 6.45. Influenza della frequenza di caricamento sugli andamenti (a) delle curve di decadimento del modulo di taglio normalizzato e (b) del rapporto di smorzamento, previsti dal modello (Darendeli, 2001).

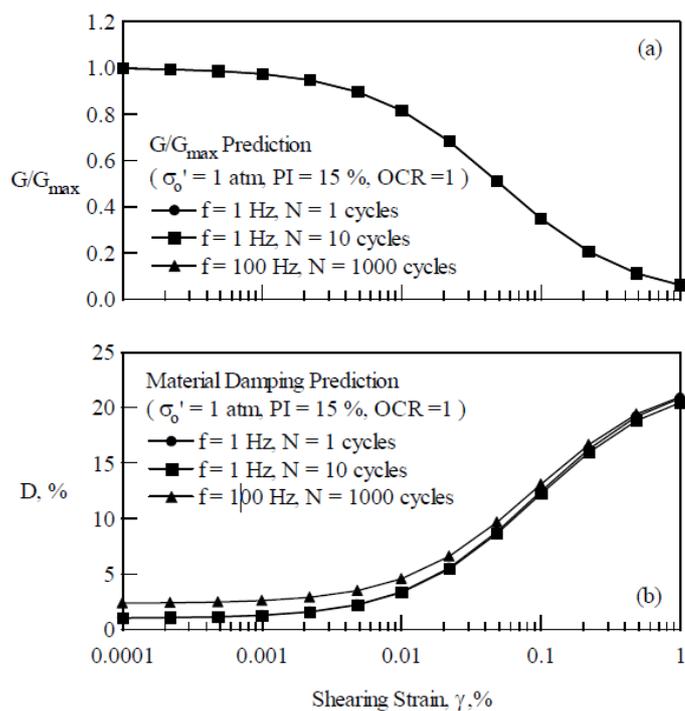


Figura 6.46. Confronto degli andamenti (a) del modulo di taglio e (b) del rapporto di smorzamento, ottenuti tramite la prova di colonna risonante e la prova di taglio torsionale ciclico (Darendeli, 2001).

La pressione di confinamento a cui è soggetto il materiale testato, analogamente alle curve empiriche presentate nei paragrafi precedenti, risulta sviluppare un incremento della soglia di linearità sia per la curva di decadimento del modulo che per la curva relativa al rapporto di smorzamento (Figura 6.47).

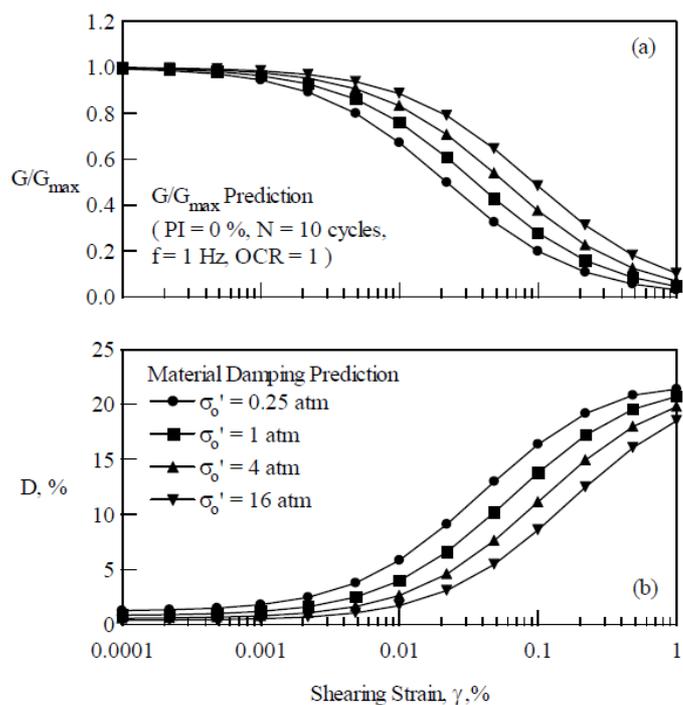


Figura 6.47. Influenza della tensione di confinamento efficace sull'andamento (a) della curva di decadimento del modulo di taglio e (b) del rapporto di smorzamento (Darendeli, 2001).

Il medesimo effetto viene generato dall'incremento dell'indice di plasticità, a parità degli altri parametri (Figura 6.48). Tuttavia, a differenza dell'andamento definito da Vucetic e Dobry (1991), il modello di Darendeli è in grado di valutare l'entità dello smorzamento a piccole deformazioni. Risultato di tale analisi è che sino, a livelli deformativi dello 0.005 %, ad un indice di plasticità maggiore corrisponde uno smorzamento più elevato.

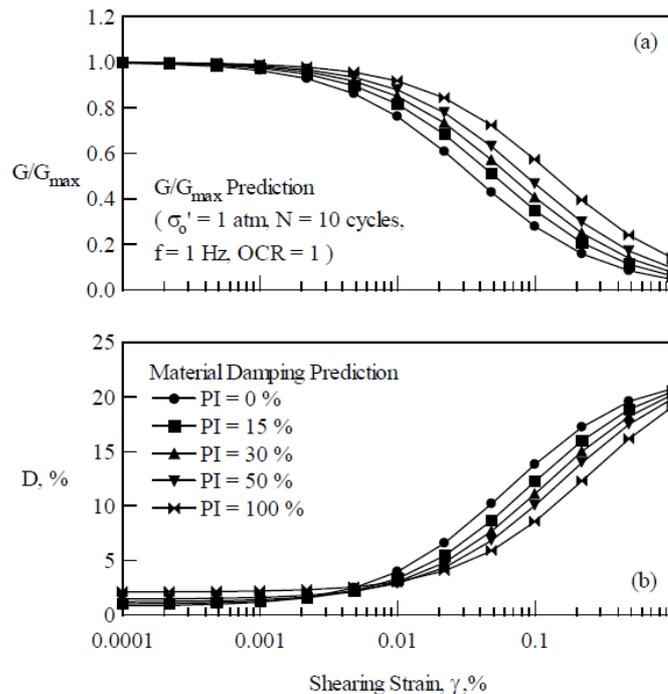


Figura 6.48. Influenza dell'indice di plasticità sull'andamento (a) della curva di decadimento del modulo di taglio e (b) del rapporto di smorzamento (Darendeli, 2001).

6.2.2 Valutazione dell'incertezza del modello

Le curve di decadimento del modulo di taglio normalizzato e del rapporto di smorzamento stimate tramite il modello di Darendeli e, pertanto, tramite i parametri ϕ da lui calibrati, rappresentano, in realtà, delle curve medie. I dati sperimentali risultano, pertanto, distribuiti in una banda di dispersione nell'intorno delle curve stimate. Le principali fonti di incertezza del modello sono:

- la valutazione dei parametri di calibrazione del modello;
- la variabilità del fenomeno fisico modellizzato.

Al fine di valutare l'influenza di tali fonti di incertezza sul modello proposto, sono stati determinati i valori di deviazione standard e di covarianza dell'insieme di dati sperimentali su cui si basa il presente modello. Ciò è stato effettuato sia in relazione al modulo di taglio normalizzato, che in relazione al rapporto di smorzamento. Tali determinazioni statistiche sono state attuate prima tenendo conto di entrambe le componenti di incertezza, poi valutando esclusivamente la variabilità del modello. Tramite il confronto tra le suddette modalità di esecuzione, in relazione all'andamento dei valori di deviazione standard e covarianza di entrambe le proprietà dinamiche (modulo di taglio normalizzato e rapporto di smorzamento), è possibile verificare la maggiore o minore influenza dei parametri di calibrazione del modello sull'incertezza delle curve stimate. Per quanto concerne la valutazione dell'andamento del valor medio e della deviazione standard, è stato osservato che l'influenza della variabilità dei parametri di calibrazione risulta trascurabile, con la quantificazione di uno scartamento, rispettivamente, dello 0.1 e 1 %. Di seguito vengono riportati gli andamenti delle suddette quantità in relazione al modulo di taglio normalizzato ed al rapporto di smorzamento.

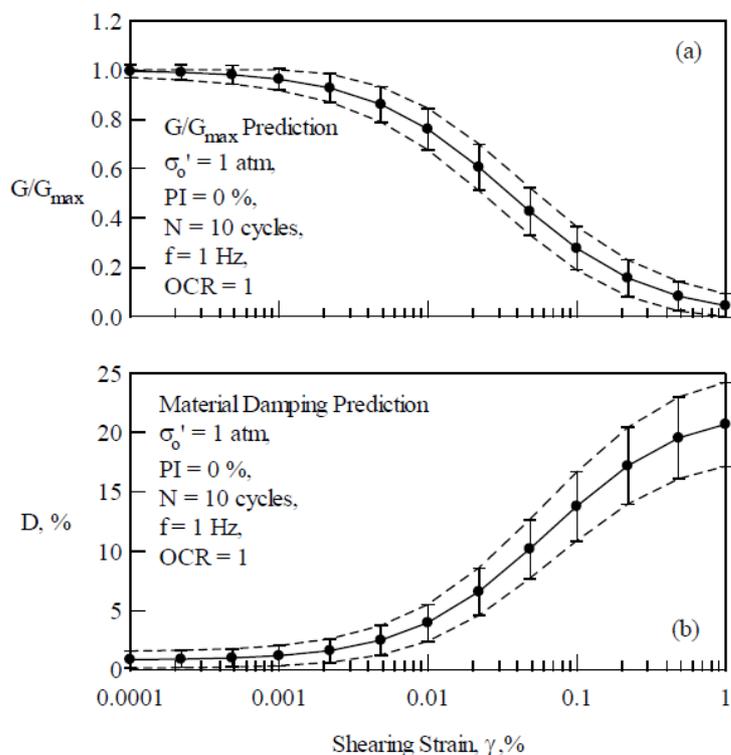


Figura 6.49. Valori medi e deviazioni standard relativi agli andamenti stimati di (a) modulo di taglio normalizzato e (b) rapporto di smorzamento (Darendeli, 2001).

Analogamente a quanto detto in relazione ai valori medi ed alle deviazioni standard, anche la covarianza, del modulo di taglio adimensionale e del rapporto di smorzamento, risulta non influenzata dalla variabilità intrinseca dei parametri del modello, con errori inferiori allo 0.1 %. Inoltre, la struttura di covarianza risulta essere unica, indipendentemente dalla tipologia di terreno e dalle condizioni di carico.

6.2.3 Confronto delle curve sperimentali con il modello proposto da Darendeli (2001)

Sulla base di quanto espresso nel paragrafo 6.2.1, le curve relative all'andamento del modulo di taglio normalizzato, stimate tramite il modello di Darendeli, verranno influenzate esclusivamente dall'indice di plasticità e dalla pressione di confinamento. Pertanto, non presenteranno alcuna differenza in relazione alla determinazione tramite colonna risonante o taglio torsionale ciclico. D'altra parte, le curve stimate relative al rapporto di smorzamento vengono differenziate in funzione della prova tramite cui si effettua l'elaborazione. In particolare, nei grafici di confronto degli andamenti sviluppati dal modello di Darendeli con le curve sperimentali relative al rapporto di smorzamento, si farà riferimento, in relazione alla determinazione tramite la prova di colonna risonante, al metodo del 'Decremento Logaritmico' (oscillazione libera), analogamente a quanto effettuato per il confronto degli andamenti sperimentali con le curve empiriche di Vucetic e Dobry (1991).

A titolo di esempio, vengono riportati gli andamenti sperimentali, determinati nel corso del presente lavoro di tesi, relativi alle curve di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, inerenti al comune di Acquasanta Terme (AP) (Figure 6.50 ÷ 6.52). Dalla Figura 46 è possibile notare come gli andamenti delle curve di decadimento, valutati tramite le due prove, risultino coincidenti e, pertanto, coerentemente con quanto sopra esplicitato, non influenzati dalla frequenza e dal numero di cicli di carico. Inoltre, si mostrano perfettamente coerenti con l'andamento stimato da Darendeli, sulla base delle condizioni di plasticità e di confinamento del campione in esame.

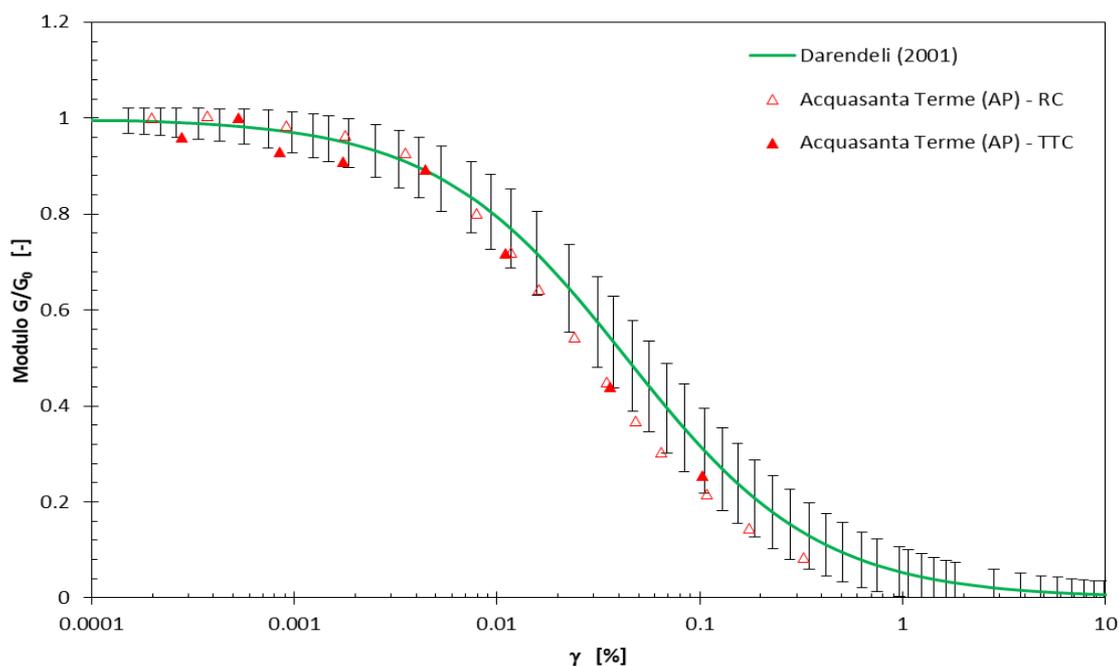


Figura 6.50. Andamento sperimentale del modulo di taglio normalizzato, relativo al comune di Acquasanta Terme (AP), valutato tramite la prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico, confrontati con la stima generata dal modello di Darendeli (2001).

In funzione della prova considerata, al fine di valutare la curva relativa al rapporto di smorzamento, vengono inseriti due differenti valori di input all'interno del modello di Darendeli, come esplicitato precedentemente, oltre ovviamente all'indice di plasticità e alla pressione di confinamento, relative a ciascun campione:

- $f_R = 100 \text{ Hz}$ e $N = 1000$ per la prova di Colonna Risonante
- $f_R = 1 \text{ Hz}$ e $N = 10$ per la prova di Taglio Torsionale Ciclico

Nonostante i campioni esaminati nel presente lavoro di tesi presentino tutti delle frequenze di risonanza al di sotto dei 100 Hz, alcuni con maggiore scarto altri meno, è stato valutato l'andamento della curva di smorzamento stimata da Darendeli tramite l'inserimento del suddetto valore di frequenza. È possibile individuare la motivazione di ciò in Figura 6.44: la differenza tra gli andamenti relativi a 10 e 100 Hz risulta essere esigua; inoltre, la minima frequenza di risonanza tra quelle relative ai campioni esaminati nel presente lavoro di tesi, è di 48 Hz. Pertanto, lo scostamento rispetto all'andamento stimato con $f_R = 100 \text{ Hz}$ sarebbe minore e, pertanto, risulta trascurabile.

In Figura 6.51 viene mostrato il confronto tra l'andamento stimato da Darendeli (2001) con la prova di colonna risonante e l'andamento sperimentale ottenuto tramite il metodo del 'Decremento logaritmico'. Dal confronto con la Figura 6.52, la quale rappresenta invece gli andamenti relativi alla prova di taglio torsionale ciclico, è immediato notare come quest'ultima prova fornisca dei valori di smorzamento che ripercorrono perfettamente l'andamento stimato da Darendeli (2001). Tuttavia, anche la valutazione sperimentale tramite il metodo delle 'Oscillazione Libere' o 'Decremento Logaritmico', genera dei valori che rientrano nel range di incertezza definito da Darendeli, sino ad un livello deformativo di circa 0.01 %.

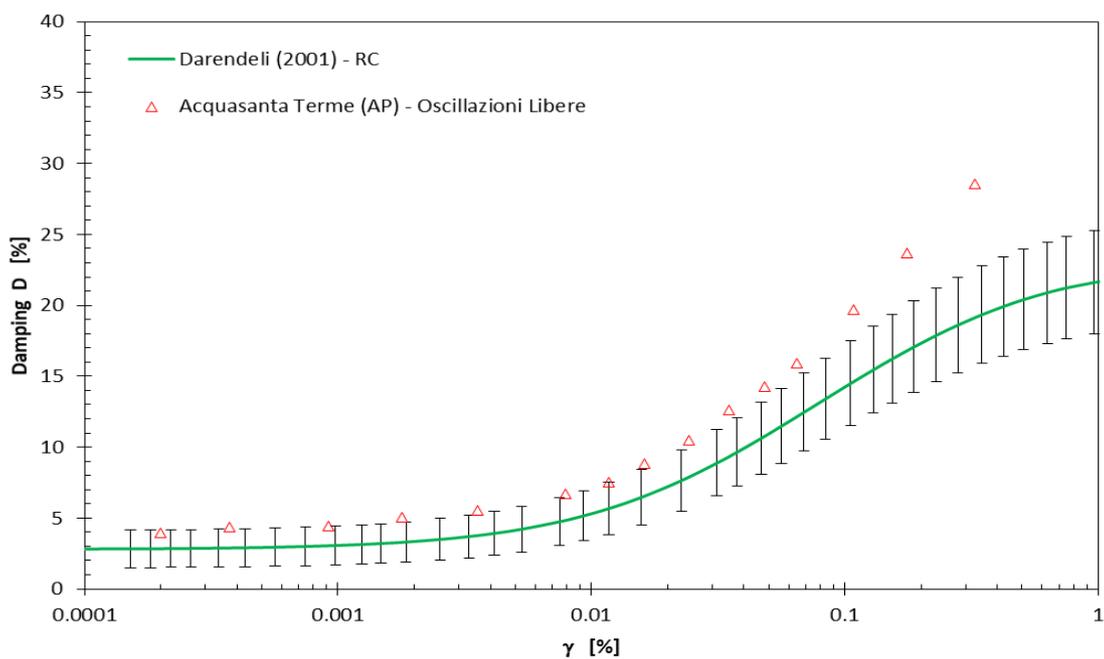


Figura 6.51. Confronto tra la curva relativa al rapporto di smorzamento, inerente al comune di Acquasanta Terme (AP), determinato tramite il metodo delle Oscillazioni Libere (RC) e l'andamento stimato dal modello di Darendeli ($f_R = 100 \text{ Hz}$, $N = 1000 \text{ cicli}$).

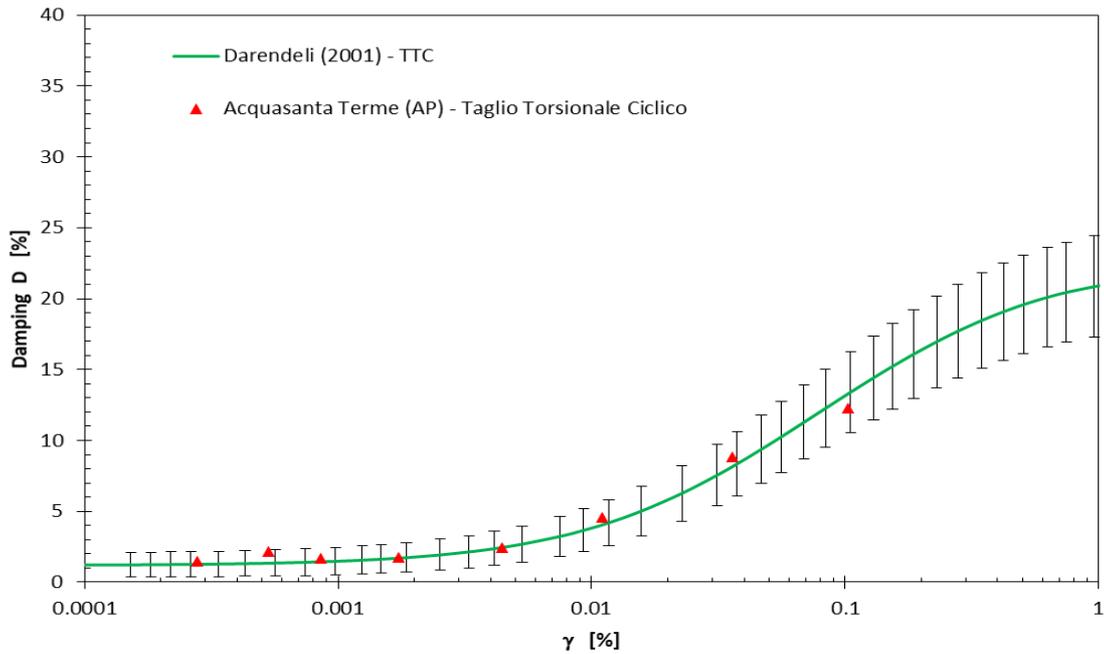


Figura 6.52. Confronto tra la curva relativa al rapporto di smorzamento, inerente al comune di Acquasanta Terme (AP), determinato tramite la prova di taglio torsionale ciclico (TTC) e l'andamento stimato dal modello di Darendeli ($f_R = 1 \text{ Hz}$, $N = 10 \text{ cicli}$).

Non risulta utile effettuare confronti tra gli andamenti delle curve di decadimento e del rapporto di smorzamento relativi a due diversi comuni sulla base di simili valori di pressione di confinamento e indice di plasticità, in relazione alle curve stimate da Darendeli, in quanto queste ultime variano a seconda delle suddette caratteristiche fisiche. Pertanto, risulta necessaria la suddivisione dei campioni esaminati appartenenti alle tre divisioni in due gruppi, in funzione dell'indice di plasticità.

Sono di seguito illustrati i grafici di confronto delle curve di decadimento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, relative alla zona Marche 3, determinate nel presente lavoro di tesi, con le curve individuate per la zona Marche 1 e la zona Marche 2, valutando l'adattamento alle curve stimate da Darendeli (2001).

Analogamente a quanto effettuato con l'andamento empirico di Vucetic e Dobry (1991), viene considerata la suddivisione dei campioni in funzione delle seguenti categorie di plasticità:

- $0 \% < IP < 20 \%$
- $20 \% < IP < 45 \%$

I parametri di input inseriti all'interno del modello di Darendeli sono stati valutati a partire dal valor medio sia dell'indice di plasticità dei campioni appartenenti a ciascuno dei suddetti gruppi, che della relativa pressione di confinamento. Inoltre, la determinazione del rapporto di smorzamento relativo ai campioni della divisione Marche 1, è stata eseguita esclusivamente tramite prove di colonna risonante, fatta eccezione esclusivamente per i comuni di Fiuminata (MC) e Treia (MC). Pertanto, in tal caso, non verrà considerata l'influenza della frequenza e del numero di cicli di carico sulla valutazione della suddetta proprietà dinamica.

Dai grafici relativi agli andamenti della curva di decadimento del modulo di taglio (Figure 6.53 e 6.54), è possibile osservare come per i terreni con plasticità maggiore si verifichi un miglior adattamento alla curva stimata da Darendeli, comprensiva del range di incertezza. Difatti, per $20\% < IP < 45\%$, le curve sperimentali relative ai comuni in esame, risultano all'interno della banda di dispersione per l'intero campo deformativo analizzato, fatta eccezione per Fiuminata (MC) e Sefro (MC) (Marche 1) e Tolentino (MC) e Urbisaglia (MC) (Marche 2) i quali mostrano una soglia di linearità di gran lunga maggiore rispetto a quella stimata dal modello di Darendeli.

Nel caso di Tolentino (MC), tale scostamento risulta giustificabile dall'elevato indice di plasticità, rispetto al valor medio considerato come dato di input. Per quanto concerne gli andamenti inerenti ai campioni di minore plasticità ($0\% < IP < 20\%$), viene evidenziato un maggiore grado di dispersione, soprattutto in relazione ai comuni di Marche 3 (Amandola (FM), Montedinove (AP) e Acquasanta Terme (AP)) e ai comuni di Esanatoglia (MC) e Fiuminata (MC) (Sondaggio 1, Campione 1) di Marche 1. Tuttavia, per quanto concerne le valutazioni oggetto del presente lavoro di tesi (inerenti alla divisione Marche 3), tale disallineamento si sviluppa a partire da livelli deformativi relativamente alti ($\gamma > 0.01\%$). Pertanto, le determinazioni inerenti al modulo di taglio a piccole deformazioni, che risulta particolarmente rilevante in quanto correlato ad un'analisi di risposta sismica di tipo lineare, possono essere ritenute valide anche per i campioni con basso indice di plasticità.

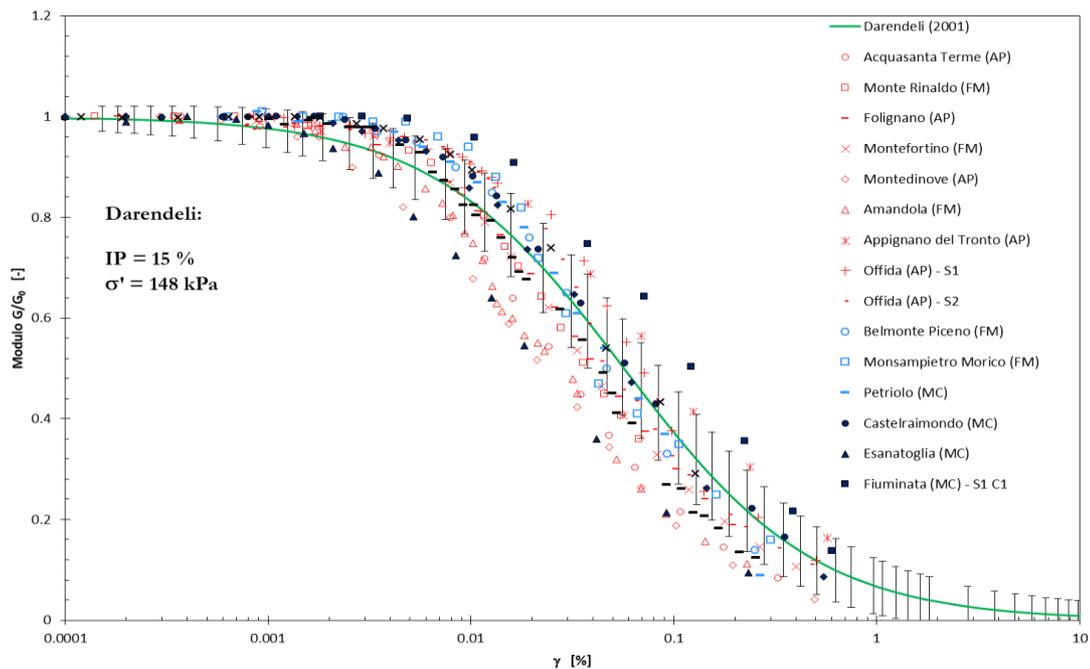


Figura 6.53. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento stimato da Darendeli (2001).

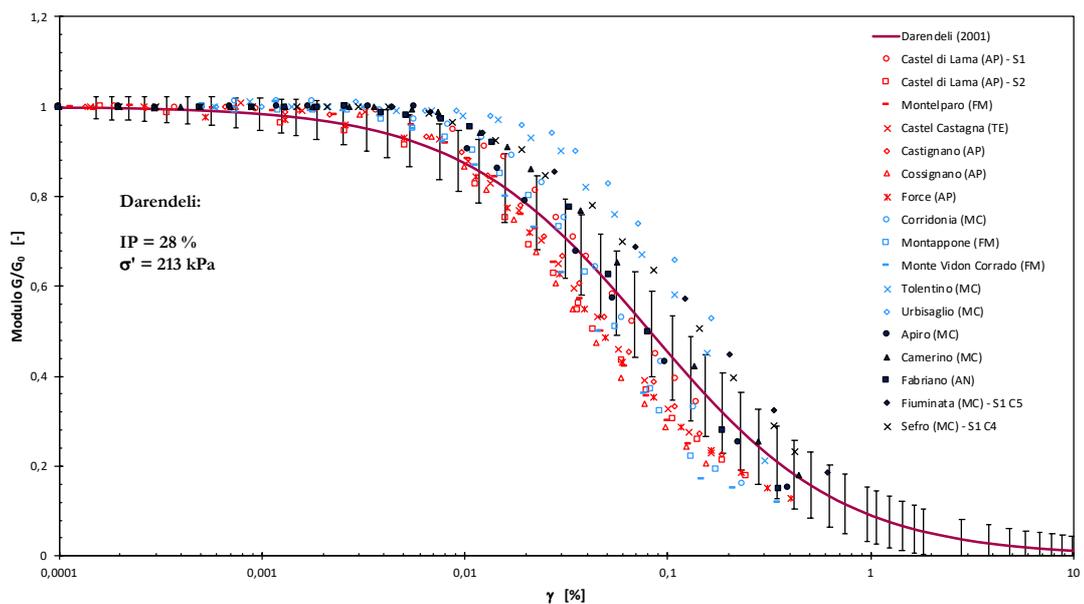


Figura 6.54. Andamento delle curve sperimentali di decadimento del modulo di taglio, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 20 e 45%, in relazione all'andamento stimato da Darendeli (2001).

Le curve relative al rapporto di smorzamento determinato tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' per i comuni di Marche 3, mostrano una dispersione maggiore rispetto alla banda di variazione stimata da Darendeli, in corrispondenza di indici di plasticità minori. Di contro, la curva di decadimento del modulo di taglio stimata da Darendeli per i terreni caratterizzati da 20

$0\% < IP < 45\%$, approssima in modo coerente tutti gli andamenti sperimentali relativi ai comuni appartenenti alla divisione Marche 3 sino ad un livello deformativo pari a circa lo 0.1% . In particolare, a partire dal livello deformativo dello 0.02% , si ha un andamento coincidente di questi ultimi e parallelo allo sviluppo definito dal limite inferiore del range di variazione. Viceversa, i terreni appartenenti alla divisione Marche 1, mostrano un comportamento opposto, nonostante appartengano allo stesso gruppo di indice di plasticità dei terreni relativi alla divisione Marche 3. In particolare, i campioni con bassa plasticità ($0\% < IP < 20\%$) e relativi alla zona Marche 1, presentano una rilevante congruenza con la curva di Darendeli per l'intero campo deformativo osservato. Di contro, ad elevata plasticità, la quasi totalità dei comuni appartenenti alla divisione Marche 1, non risulta approssimare il range di variazione della curva di letteratura. D'altra parte, i campioni appartenenti alla divisione Marche 2 mostrano un comportamento ancora differente, evidenziando una perfetta congruenza con l'andamento stimato da Darendeli, sia per ridotti (Figura 6.55) che per elevati livelli di plasticità (Figura 6.56), ad eccezione del comune di Belmonte Piceno (FM).

Tale eterogeneità è attribuibile alla differente zona di provenienza dei campioni esaminati, in quanto il comportamento dinamico e ciclico di un terreno risulta influenzato da un'ampia varietà di fattori, non considerabili semplicemente attraverso la comparabile plasticità del sottosuolo.

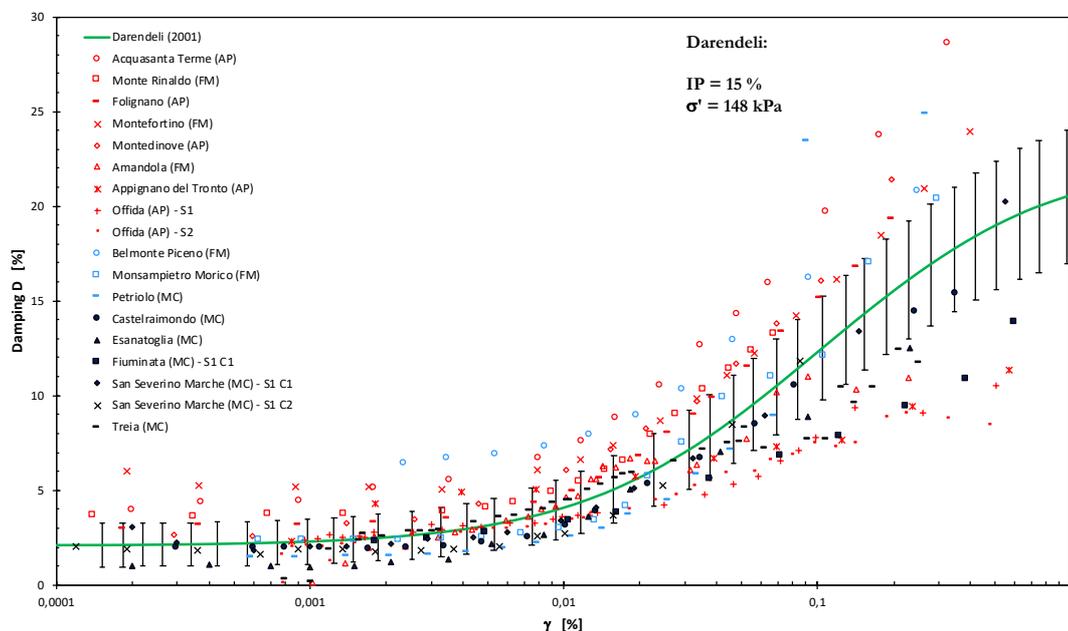


Figura 6.55. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento ricavato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento stimato da Darendeli (2001).

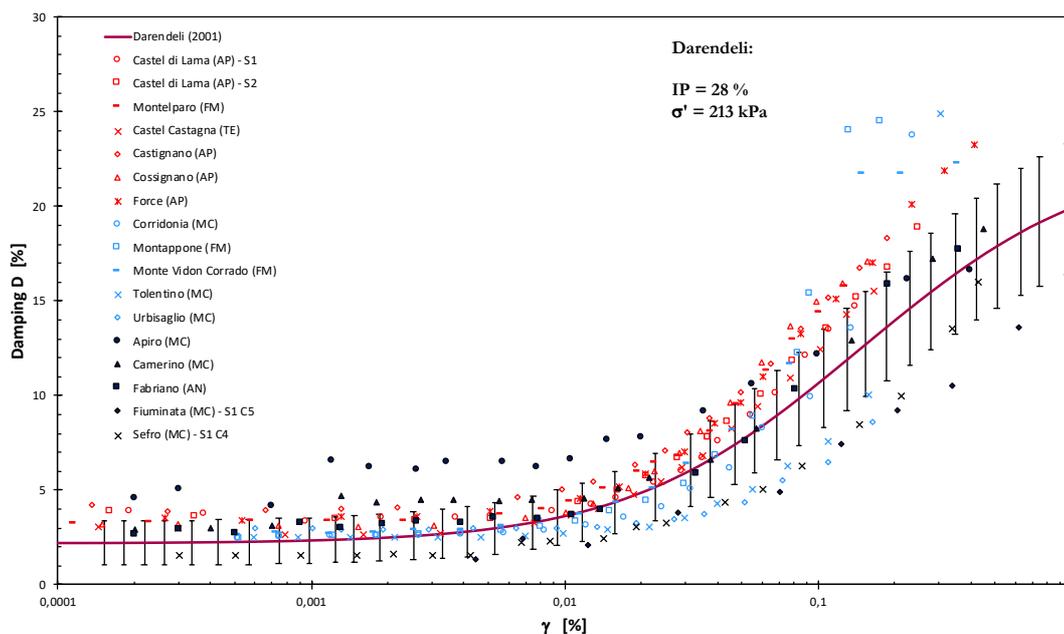


Figura 6.56. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento ricavato tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 20 e 45%, in relazione all'andamento stimato da Darendeli (2001).

Per quanto concerne l'andamento del rapporto di smorzamento determinato tramite la prova di taglio torsionale ciclico, è immediato osservare come le curve dei terreni appartenenti a tutte le divisioni considerate, presentino un migliore fitting fornito dalla curva di Darendeli, per plasticità maggiori. In particolare, si verifica non solo un andamento delle curve sperimentali all'interno del range di incertezza ammesso, bensì una totale coincidenza di tutti i campioni con la curva di Darendeli, sino ad un livello deformativo pari allo 0.1 %, ad eccezione del comune di Belmonte Piceno (FM), che risulta interamente al di fuori della stima.

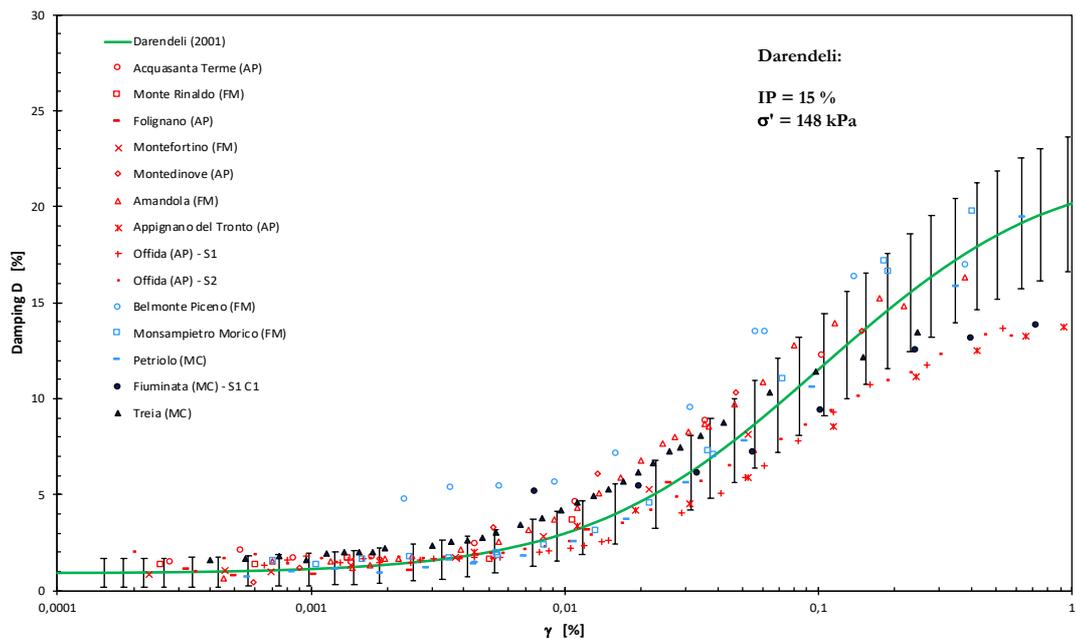


Figura 6.57. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento, valutate tramite la prova di Taglio Torsionale Ciclico, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 0 e 20%, in relazione all'andamento stimato da Darendeli (2001).

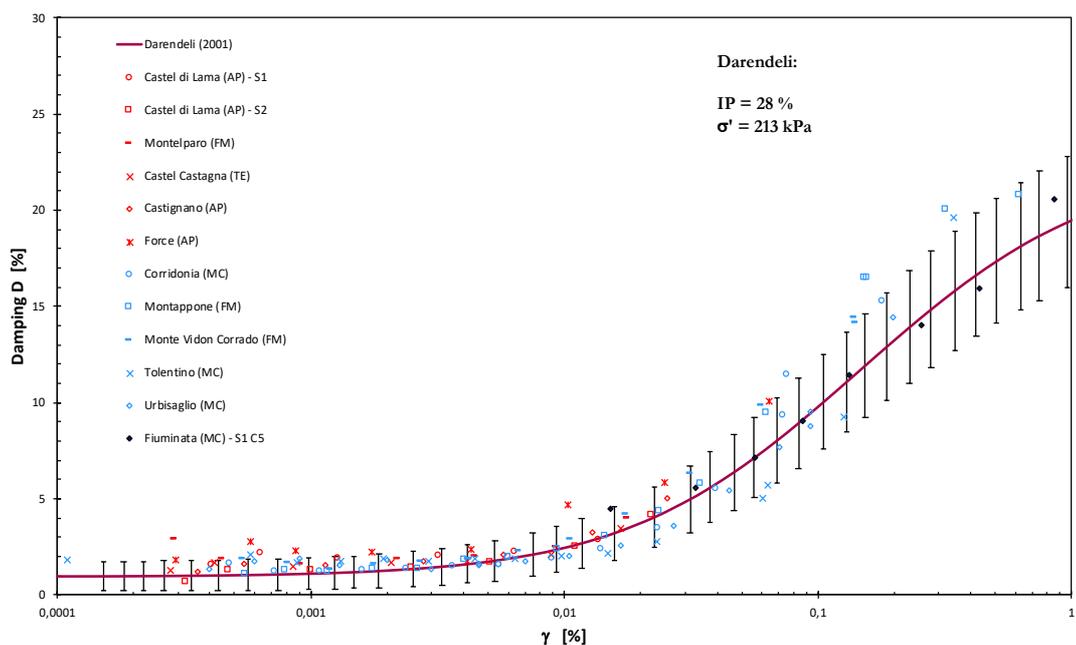


Figura 6.58. Andamento delle curve sperimentali del rapporto di smorzamento, valutate tramite la prova di Taglio Torsionale Ciclico, relative ai campioni delle zone Marche 1, Marche 2 e Marche 3, con IP compreso tra 20 e 45%, in relazione all'andamento stimato da Darendeli (2001).

6.3 Commento finale

Sulla base del livello di congruenza osservato tra gli andamenti delle curve di variazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento relativi alle tre divisioni delle Marche, è possibile valutare la curva di letteratura che garantisce il miglior adattamento ai dati sperimentali, sulla base delle determinazioni di laboratorio relative esclusivamente alla zona Marche 3.

Vengono definiti degli specifici livelli deformativi in corrispondenza dei quali valutare lo scostamento rispetto alle curve proposte da Darendeli (2001) e Vucetic e Dobry (1991). Tali valori di deformazione sono stati scelti sulla base del range di livelli deformativi generalmente provocato da un evento sismico (Figura 6.59). Essendo tale intervallo caratterizzato da entità comprese tra 0.001 e 1 %, i valori scelti come i più rappresentativi sono i terzi medi del suddetto range: 0.01 % e 0.1 %.

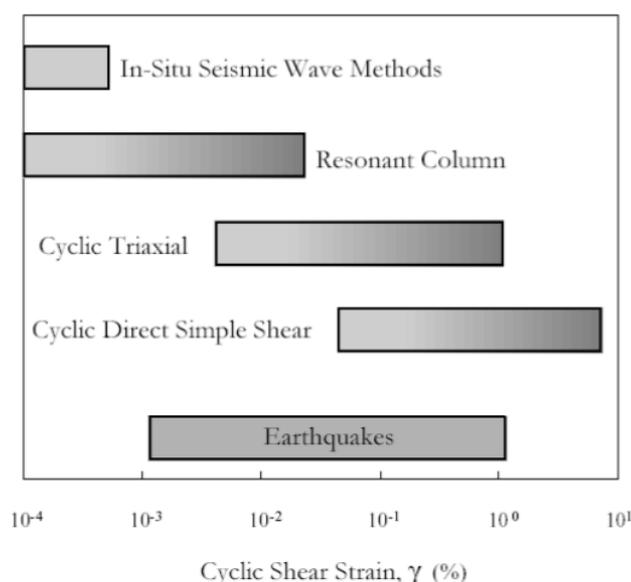


Figura 6.59. Intervallo di deformazioni relativo a diverse prove di caratterizzazione dinamica (Ishihara, 1996).

In relazione alla suddivisione dei comuni in funzione dell'indice di plasticità dei relativi campioni, sono state effettuate due valutazioni parallele, l'una per il range di plasticità 0 – 20 %, l'altra per il range 20 – 40%.

In primo luogo sono stati individuati i valori di modulo di taglio adimensionale e rapporto di smorzamento, determinato con il metodo del 'Decremento Logaritmico' e tramite la prova di Taglio Torsionale Ciclico, in corrispondenza dei livelli deformativi sopra citati, per ciascun comune esaminato. Dopo aver calcolato la media e la deviazione standard di ciascun indice sui

valori ottenuti per i campioni appartenenti allo stesso intervallo di plasticità, è stato definito l'intervallo di variazione di ciascuna grandezza come: $[\bar{x} - \sigma_x; \bar{x} + \sigma_x]$, con \bar{x} il valor medio e σ_x la deviazione standard o scarto quadratico medio.

Si riportano nelle seguenti Tabelle i risultati ottenuti.

Tabella 6.6. Proprietà dinamiche in corrispondenza dei livelli deformativi selezionati per i terreni che presentano indice di plasticità compreso tra 0 e 20 %.

	MARCHE 3 – IP: 0 ÷ 20 %					
	G/G ₀ [-]		D - Oscillazioni Libere [%]		D - Taglio Torsionale Ciclico [%]	
	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
Acquasanta Terme (AP)	0.98	0.22	4.45	19.72	4.59	12.24
Monte Rinaldo (FM)	0.99	0.36	5.44	13.25	3.68	-
Folignano (AP)	0.81	0.30	5.01	15.21	3.17	-
Montefortino (FM)	0.79	0.26	6.64	16.15	2.88	-
Montedinove (AP)	0.68	0.19	6.10	16.11	6.11	13.56
Amandola (FM)	0.75	0.21	4.61	10.99	4.37	13.96
Appignano del Tronto (AP)	0.93	0.41	5.03	7.68	3.42	8.59
Offida (AP) - S1 C1	0.90	0.38	3.59	7.79	2.23	9.33
Offida (AP) - S2 C1	0.89	0.33	3.48	7.51	2.59	9.39
Media	0.86	0.29	4.93	12.71	3.67	11.18
Deviazione Standard	0.11	0.08	1.05	4.45	1.20	2.36
Media + Dev. Std	0.97	0.38	5.98	17.16	4.87	13.54
Media - Dev. Std	0.75	0.21	3.88	8.26	2.47	8.82

Tabella 6.7. Proprietà dinamiche in corrispondenza dei livelli deformativi selezionati per i terreni che presentano indice di plasticità compreso tra 20 e 40 %.

	MARCHE 3 – IP: 20 ÷ 40 %					
	G/G ₀ [-]		D - Oscillazioni Libere [%]		D - Taglio Torsionale Ciclico [%]	
	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
Castel di Lama (AP) - S1	0.91	0.39	4.23	13.45	2.22	-
Castel di Lama (AP) - S2	0.83	0.31	4.34	13.52	2.46	-
Montelparo (FM)	0.88	0.30	4.41	14.43	3.95	-

Castel Castagna (TE)	0.88	0.33	3.65	12.41	3.44	-
Castignano (AP)	0.90	0.33	5.06	15.19	3.23	-
Cossignano (AP)	0.87	0.29	3.83	14.96	-	-
Force (AP)	0.84	0.29	4.54	15.08	4.63	-
Media	0.87	0.32	4.29	14.15	3.32	-
Deviazione Standard	0.03	0.04	0.46	1.05	0.90	-
Media + Dev. Std	0.90	0.36	4.76	15.20	4.23	-
Media - Dev. Std	0.84	0.28	3.83	13.10	2.42	-

Si è proceduto con i confronti dei valori medi e degli intervalli di variazione individuati con i modelli presenti in letteratura, in particolare con le curve empiriche proposte da Vucetic e Dobry (1991) e la curva stimata da Darendeli (2001). Per quanto riguarda l'andamento di Vucetic e Dobry (1991), è possibile effettuare un confronto esclusivamente in relazione ai valori medi delle proprietà dinamiche relative ai campioni appartenenti a ciascun range di plasticità, non essendo presente in letteratura alcun range di variazione ammesso. Di contro, la curva proposta da Darendeli individua un intervallo di dispersione e, pertanto, risulta possibile effettuare sia una comparazione dei valori più probabili della distribuzione ('Mean Values'), sia una comparazione dei range di dispersione in corrispondenza degli intervalli deformativi considerati.

Nelle Tabelle 6.8 e 6.9 sono riportate le caratteristiche medie, in termini di indice di plasticità e tensione di confinamento, relative a ciascuno dei due gruppi di comuni considerati.

Tabella 6.8. Valore medi di indice di plasticità e tensione di confinamento per i due gruppi considerati.

IP: 0 ÷ 20 %		IP: 20 ÷ 40 %	
IP	σ'_0	IP	σ'_0
[%]	[kPa]	[%]	[kPa]
17	60	36	248
18.4	349	23.5	220
16.8	199	24.1	299
20	110	22.1	298
7.9	60	21.7	199
4.47	50	20.6	231
12.38	250	24.9	100
14.85	100		
12.76	100		

	IP	σ'_0	IP	σ'_0
	[%]	[kPa]	[%]	[kPa]
Valore Medio	13.84	142.00	24.70	227.86

In relazione all'indice di plasticità medio relativo a ciascuno dei due raggruppamenti (Tabella 6.7) vengono considerate, rispettivamente, le curve proposte da Vucetic e Dobry per un indice di plasticità pari al 15 % e al 30 %. Sono di seguito mostrati i risultati di scostamento inerenti al valor medio delle proprietà dinamiche, ottenuti tramite il confronto con l'andamento empirico proposto da Vucetic e Dobry (1991).

Tabella 6.9. Individuazione dello scostamento dei valori medi di modulo di taglio e smorzamento rispetto ai corrispondenti valori definiti da Vucetic e Dobry per IP = 15 %.

	Vucetic e Dobry – IP: 15 %				MARCHE 3 – IP: 0 ÷ 20 %			
	G/G ₀ [-]		D [%]		G/G ₀ [-]		D [%]	
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
Media	0.82	0.41	4.34	11.27	0.86	0.29	4.93	12.71

	G/G ₀ [-]		D [%]	
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1
<i>Scostamento Media</i>	0.04	-0.12	0.59	1.44

Tabella 6.10. Individuazione dello scostamento dei valori medi di modulo di taglio e smorzamento rispetto ai corrispondenti valori definiti da Vucetic e Dobry per IP = 30 %.

	Vucetic e Dobry – IP: 30 %				MARCHE 3 – IP: 20 ÷ 40 %			
	G/G ₀ [-]		D [%]		G/G ₀ [-]		D [%]	
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
Media	0.90	0.55	3.55	8.25	0.86	0.29	4.93	12.71

	G/G ₀ [-]		D [%]	
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1
<i>Scostamento Media</i>	-0.03	-0.23	0.74	5.9

Per quanto concerne il confronto con le proprietà dinamiche derivanti dagli andamenti di Darendeli, è necessario considerare la distinzione delle curve in funzione sia dell'indice di plasticità che della tensione di confinamento. Inoltre, viene differenziato l'andamento del rapporto di smorzamento ricavato dalla prova di colonna risonante (metodo delle 'Oscillazioni Libere') dal relativo andamento ottenuto tramite l'elaborazione della prova di taglio torsionale ciclico, variando i dati di input inerenti al numero di cicli ed alla frequenza di carico.

Tabella 6.11. Scostamento dei valori medi e degli estremi di variazione delle proprietà dinamiche rispetto ai corrispondenti valori definiti da Darendeli per l'intervallo di plasticità 0 ÷ 20 %.

	Darendeli – IP: 0 ÷ 20 %						MARCHE 3 – IP: 0 ÷ 20 %					
	G/G ₀ [-]		D - Oscillazioni Libere [%]		D - Taglio Torsionale Ciclico [%]		G/G ₀ [-]		D - Oscillazioni Libere [%]		D - Taglio Torsionale Ciclico [%]	
	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
Media	0.81	0.36	4.44	12.66	3.35	11.93	0.86	0.29	4.93	12.71	3.67	11.18
Deviazione Standard	0.08	0.09	1.65	2.78	1.43	2.70	0.11	0.08	1.05	4.45	1.20	2.36
Media + Dev. Std	0.88	0.45	6.09	15.44	4.79	14.63	0.97	0.38	5.98	17.16	4.87	13.54
Media - Dev. Std	0.73	0.26	2.79	9.88	1.92	9.23	0.75	0.21	3.88	8.26	2.47	8.82

	G/G ₀ [-]		D [%] (Oscillazioni Libere)		D [%] (Taglio Torsionale Ciclico)	
	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
<i>Scostamento Media</i>	0.05	-0.06	0.49	0.05	0.32	-0.76
<i>Scostamento Estremi dell'Intervallo</i>	0.08	-0.07	-0.11	1.72	0.08	-1.10
	0.02	-0.05	1.09	-1.62	0.56	-0.41

Tabella 6.12. Scostamento dei valori medi e degli estremi di variazione delle proprietà dinamiche rispetto ai corrispondenti valori definiti da Darendeli per l'intervallo di plasticità 20 ÷ 40 %.

	Darendeli – IP: 20 ÷ 40 %			MARCHE 3 – IP: 20 ÷ 40 %		
	G/G ₀ [-]	D - Oscillazioni Libere [%]	D - Taglio Torsionale Ciclico [%]	G/G ₀ [-]	D - Oscillazioni Libere [%]	D - Taglio Torsionale Ciclico [%]

γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
Media	0.86	0.44	3.78	10.90	2.67	10.10	0.87	0.32	4.29	14.15	3.32	
Deviazione Standard	0.07	0.09	1.52	2.58	1.28	2.49	0.03	0.04	0.46	1.05	0.90	-
Media + Dev. Std	0.92	0.53	5.31	13.49	3.95	12.59	0.90	0.36	4.76	15.20	4.23	-
Media - Dev. Std	0.78	0.34	2.26	8.32	1.39	7.62	0.84	0.28	3.83	13.10	2.42	-

	G/G ₀ [-]		D [%] (Oscillazioni Libere)		D [%] (Taglio Torsionale Ciclico)	
γ [%]	0.01	0.1	0.01	0.1	0.01	0.1
<i>Scostamento Media</i>	0.02	-0.12	0.51	3.24	0.65	-
<i>Scostamento Estremi dell'Intervallo</i>	-0.02	-0.17	-0.55	1.71	0.28	-
	0.06	-0.06	1.57	4.78	1.03	-

Dai risultati mostrati nelle Tabelle 6.9 ÷ 6.12 si evidenzia che il miglior fitting dei dati sperimentali risulta sviluppato dalle curve empiriche di Darendeli (2001). Difatti, quest'ultimo garantisce il minore scostamento, in relazione al valor medio delle proprietà dinamiche ottenute in laboratorio, rispetto all'andamento di Vucetic e Dobry (1991), soprattutto per quanto concerne i terreni con indice di plasticità nell'intervallo 20 ÷ 40 %.

Successivamente, è stato possibile ottenere gli andamenti generalizzati delle curve sperimentali, andando ad individuare, in corrispondenza di ulteriori livelli deformativi, i valori delle proprietà dinamiche, ovvero modulo di taglio adimensionale e rapporto di smorzamento ricavato con i due metodi principali ('Decremento Logaritmico' e prova di Taglio Torsionale Ciclico). In particolare, per quanto concerne l'andamento del rapporto di smorzamento individuato tramite il metodo del 'Decremento Logaritmico' o 'Oscillazioni Libere', questo è stato considerato privato dell'entità di smorzamento aggiuntivo derivante dall'apparecchiatura e ricavato tramite la calibrazione sui provini di alluminio (Capitolo 5). Le curve sperimentali di variazione delle proprietà dinamiche presentano un andamento principale derivante dalla media dei valori ricavati per ciascun comune in corrispondenza del livello deformativo esaminato. Inoltre, viene indicato

il range di variazione dato dalla deviazione standard del campione di valori considerato, sia in positivo che in negativo, rispetto all'andamento principale corrispondente.

Vengono così ricavati due gruppi di curve aventi validità, rispettivamente, per i seguenti intervalli di plasticità:

- IP: 0 ÷ 20 %
- IP: 20 ÷ 40 %

I livelli deformativi in corrispondenza dei quali vengono definiti i valori delle proprietà dinamiche sono i seguenti:

0.0001 %; 0.0003 %; 0.001 %; 0.002 %; 0.003 %; 0.006 %; 0.01 %; 0.02 %; 0.03 %; 0.06%; 0.1 %; 0.2 %; 0.3 %.

In particolare, per quanto concerne la prova di taglio torsionale ciclico, nella maggior parte dei casi, il livello deformativo massimo raggiunto risulta pari allo 0.03 %; solo per alcuni campioni si giunge alla definizione del rapporto di smorzamento per deformazioni pari allo 0.1 %.

Inoltre, sulla base di quanto sopra esplicitato relativamente al miglior fitting dei dati sperimentali garantito dalle curve di Darendeli (2001), vengono effettuati gli opportuni confronti con gli andamenti sperimentali ottenuti (Figure 6.60 ÷ 6.65).

Per quanto riguarda i terreni appartenenti al primo intervallo di plasticità, è possibile osservare come, in relazione all'andamento sperimentale del modulo di taglio, si verifica un'elevata congruenza con la curva stimata da Darendeli sino ad un livello deformativo di circa 0.01 %. Per deformazioni maggiori si sviluppa un allontanamento dell'andamento medio di Darendeli che, tuttavia, prosegue parallelamente alla relativa curva media sperimentale. In particolare, il limite inferiore individuato dal range di variazione di Darendeli ripercorre perfettamente l'andamento principale derivante dai dati sperimentali.

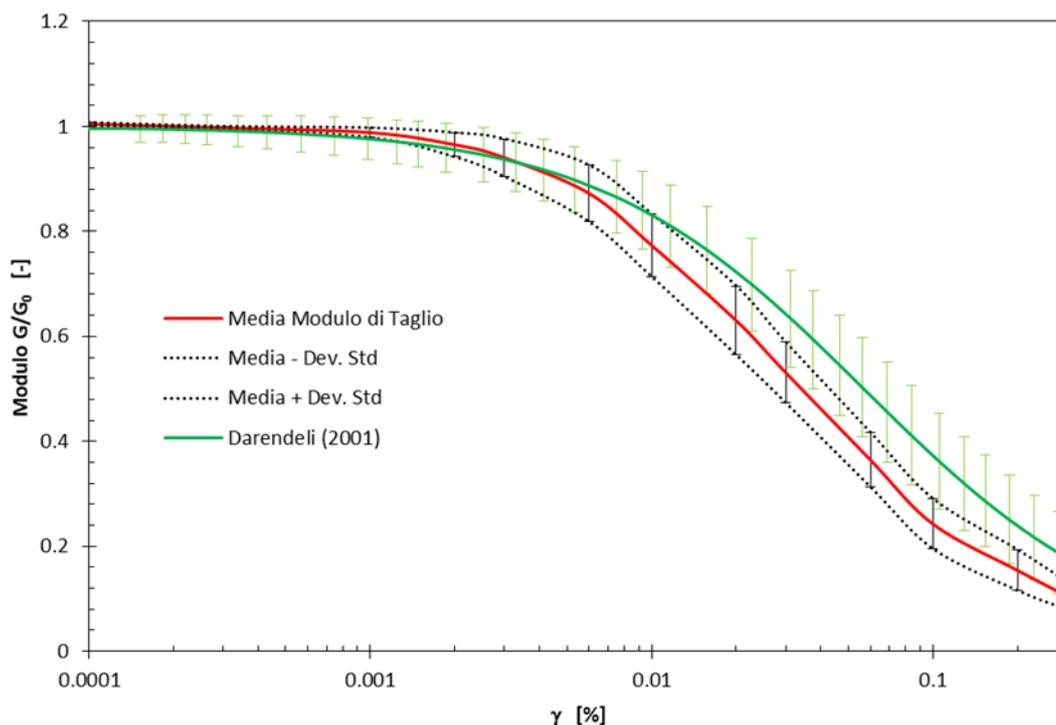


Figura 6.60. Confronto tra la curva del modulo di taglio stimata da Darendeli e l'andamento ottenuto tramite la prova di colonna risonante, in funzione del livello deformativo, con range di variazione ammesso, per terreni con indice di plasticità compreso tra 0 e 20 %.

In relazioni alle curve derivanti dal rapporto di smorzamento (Figure 6.61 e 6.62) si evince chiaramente una migliore approssimazione della curva di Darendeli all'andamento ottenuto tramite la prova di taglio torsionale ciclico che, pertanto, viene confermato essere la più affidabile. Tuttavia, la curva di smorzamento sperimentale, ottenuta tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' corretto dello smorzamento aggiuntivo dell'apparecchiatura (Figura 6.61), risiede all'interno del range di variazione individuato da Darendeli sino ad un livello deformativo abbastanza elevato che la prova di taglio torsionale ciclico non riesce ad investigare, ovvero pari a 0.1 %. In particolare, sino ad una deformazione di un'ordine di grandezza inferiore, la curva di letteratura coincide con il limite inferiore individuato dai dati sperimentali. D'altra parte, sino al medesimo livello deformativo (0.01 %), l'andamento di Darendeli relativo alla prova di taglio torsionale ciclico, risulta interno al range di variazione sperimentale. Inoltre, la curva sperimentale rientra nella banda di dispersione di Darendeli per l'intero campo deformativo investigato dalla prova di taglio torsionale ciclico.

Per quanto concerne lo scostamento sperimentale rispetto alla media, in relazione alla curva di smorzamento ricavata tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' (Figura 6.61), si evince un'entità a piccole deformazioni di circa l'1 %. Di contro, il taglio torsionale ciclico sviluppa una

variazione dello smorzamento a bassi livelli deformativi di circa lo 0.3 %. Tale scostamento maggiore nel caso della determinazione tramite colonna risonante potrebbe essere attribuibile alla dipendenza dell'entità di un ulteriore smorzamento aggiuntivo legato all'apparecchiatura (Capitolo 5) dalle caratteristiche fisiche (indice di plasticità) e dinamiche (frequenza di risonanza) del campione in esame. Inoltre, per quanto riguarda il range di variazione inerente al rapporto di smorzamento per elevati livelli deformativi, la prova di taglio torsionale ciclico mostra una maggiore dispersione rispetto alla media. Tale aspetto è legato probabilmente alla presenza di pochi dati sperimentali per γ alti.

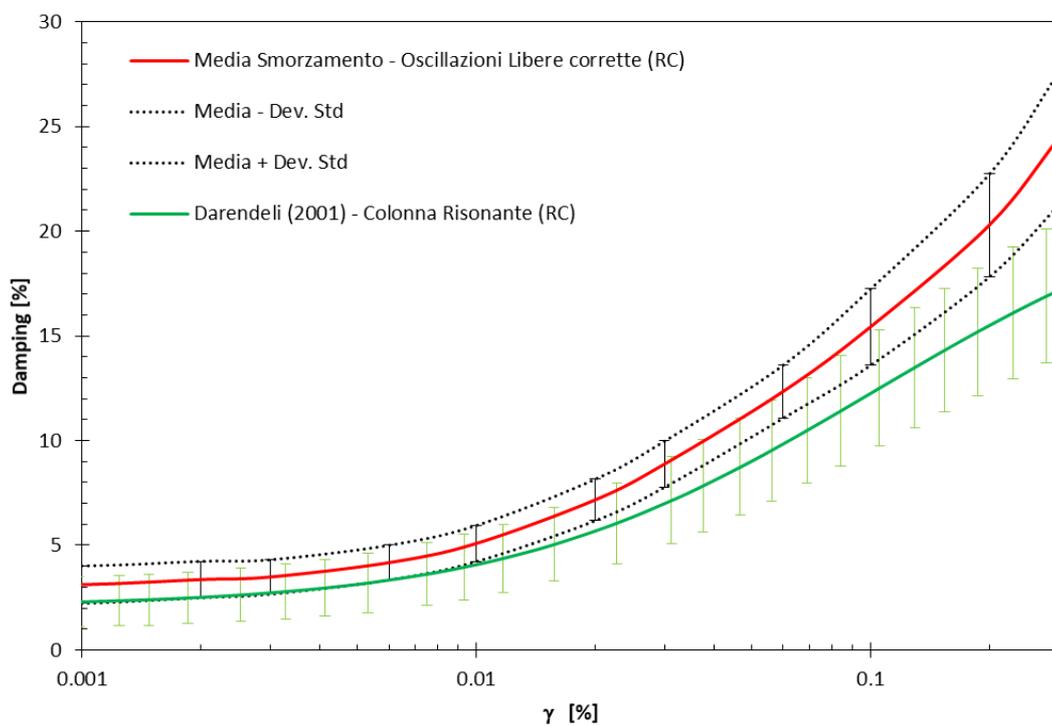


Figura 6.61. Confronto tra la curva del rapporto di smorzamento stimata da Darendeli, in condizioni di colonna risonante, e l'andamento sperimentale corretto ottenuto tramite la suddetta prova (metodo 'Oscillazioni Libere'), in funzione del livello deformativo, con range di variazione ammesso, per terreni con indice di plasticità compreso tra 0 e 20 %.

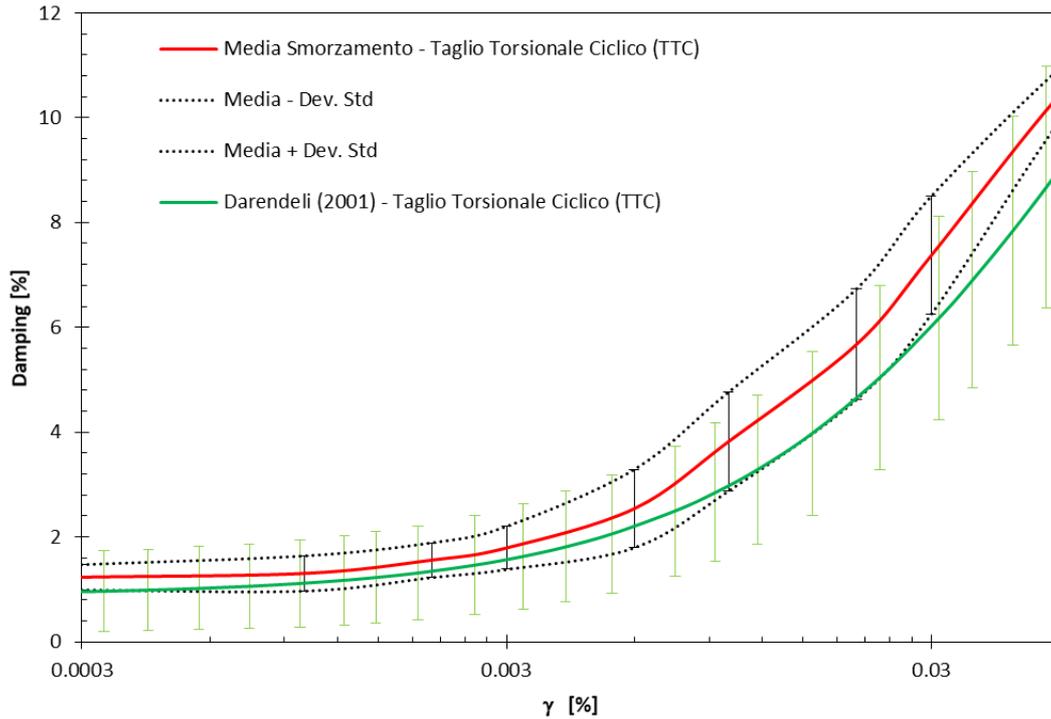


Figura 6.62. Confronto tra la curva del rapporto di smorzamento stimata da Darendeli, in condizioni di taglio torsionale ciclico, e l'andamento ottenuto tramite la suddetta prova, in funzione del livello deformativo, con range di variazione ammesso, per terreni con indice di plasticità compreso tra 0 e 20 %.

In generale, gli andamenti delle proprietà dinamiche relativi ai terreni con indice di plasticità maggiore mostrano un livello di dispersione più limitato, soprattutto in relazione al modulo di taglio adimensionale. In particolare, in riferimento all'approssimazione della curva del modulo di taglio stimata da Darendeli, si sviluppa il medesimo andamento osservato per terreni con plasticità minore.

La notevole differenza che si genera in terreni con elevata plasticità riguarda l'approssimazione della curva di Darendeli rispetto all'andamento sperimentale del rapporto di smorzamento ottenuto tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere', corretto dello smorzamento aggiuntivo generato dall'apparecchiatura. Difatti, in tal caso, per l'intero range deformativo esaminato, l'andamento stimato da Darendeli si sviluppa completamente all'interno della banda di dispersione sperimentale.

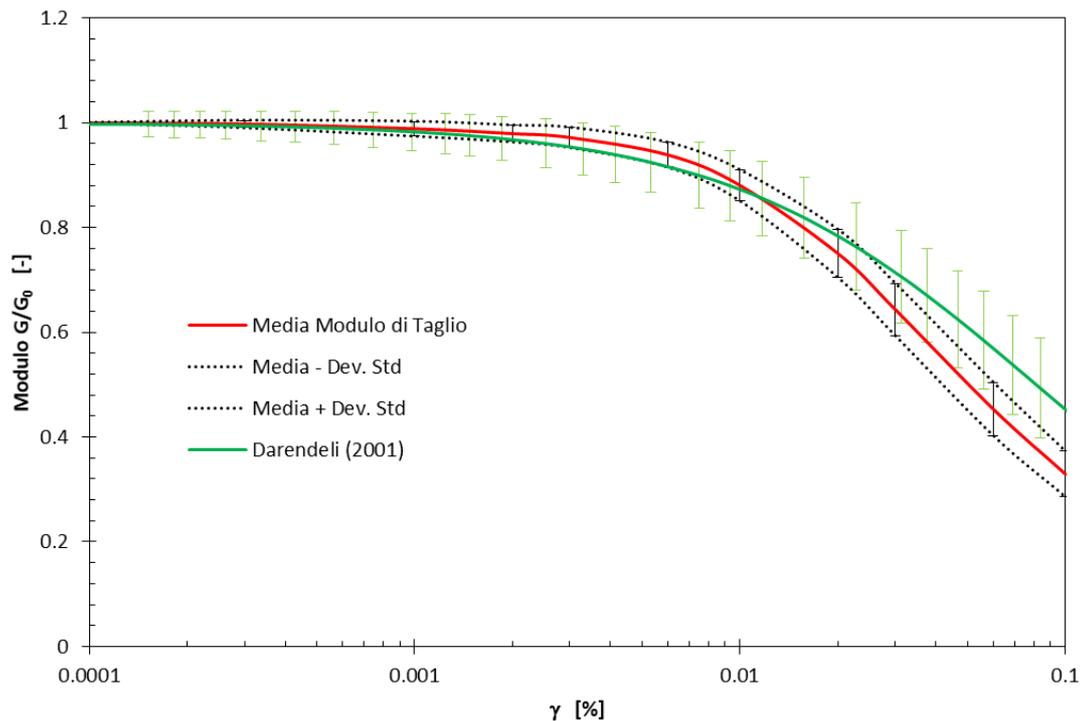


Figura 6.63. Confronto tra la curva del modulo di taglio stimata da Darendeli e l'andamento ottenuto tramite la prova di colonna risonante, in funzione del livello deformativo, con range di variazione ammesso, per terreni con indice di plasticità compreso tra 20 e 40 %.

Lo scostamento relativo al rapporto di smorzamento determinato tramite ‘Decremento Logaritmico’ a bassi livelli deformativi, risulta anche in questo caso maggiore rispetto alla determinazione tramite la prova di taglio torsionale ciclico. Tuttavia, l'entità inerente al metodo delle ‘Oscillazioni Libere’ risulta dimezzata rispetto a quella osservata per terreni con minore plasticità. Pertanto, il livello di dispersione osservato a piccole deformazioni dipende, come ipotizzato precedentemente, dalle caratteristiche fisiche del terreno esaminato. Di contro, il range di dispersione ad elevati livelli deformativi, come nel caso di terreni a bassa plasticità e per la stessa motivazione, è caratterizzato da una maggiore estensione in corrispondenza dei risultati ottenuti da prove di taglio torsionale ciclico.

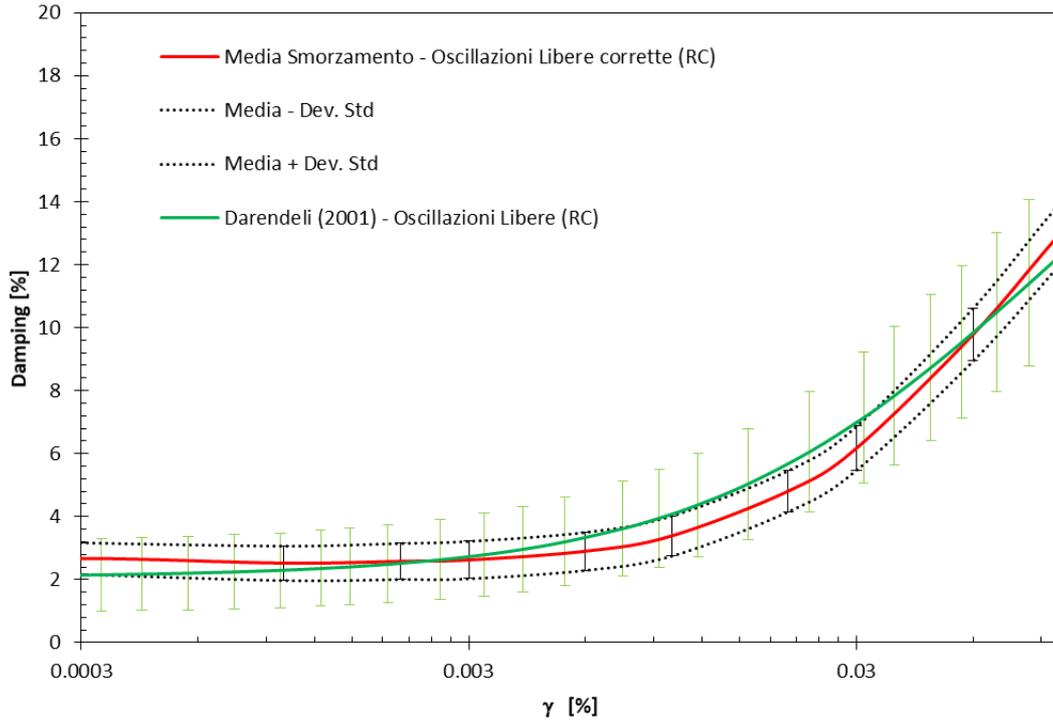


Figura 6.64. Confronto tra la curva del rapporto di smorzamento stimata da Darendeli, in condizioni di colonna risonante, e l'andamento corretto ottenuto tramite la suddetta prova (metodo "Oscillazioni Libere"), in funzione del livello deformativo, con range di variazione ammesso, per terreni con indice di plasticità compreso tra 20 e 40 %.

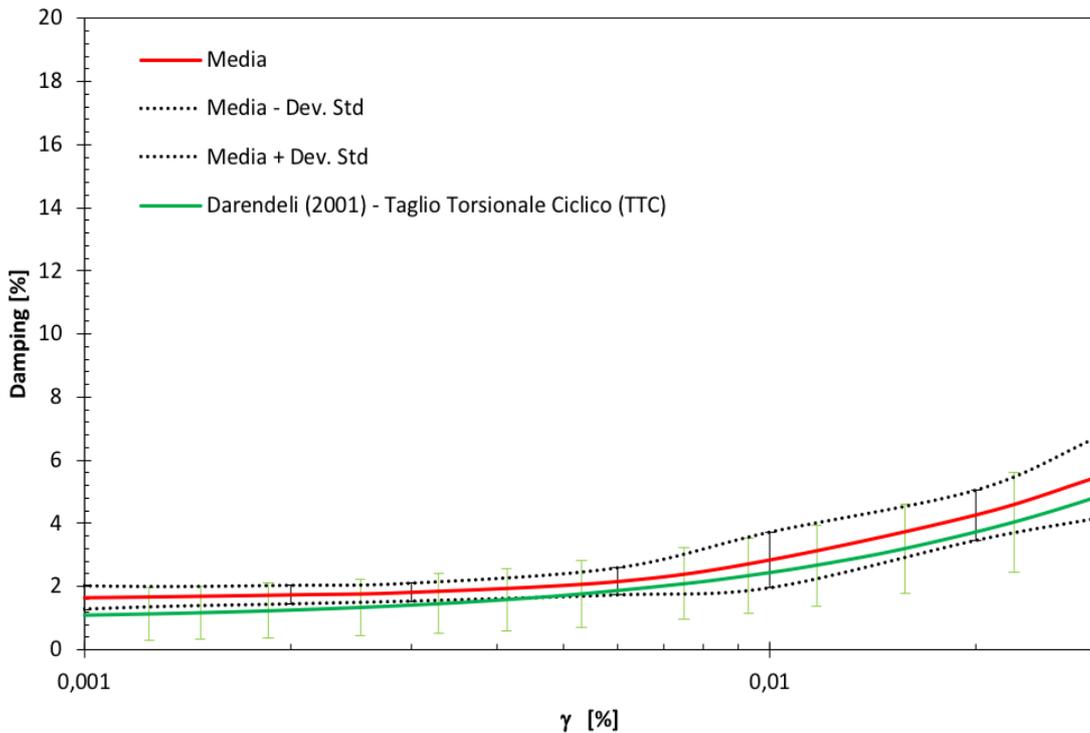


Figura 6.65. Confronto tra la curva del rapporto di smorzamento stimata da Darendeli, in condizioni di taglio torsionale ciclico, e l'andamento ottenuto tramite la suddetta prova, in funzione del livello deformativo, con range di variazione ammesso, per terreni con indice di plasticità compreso tra 20 e 40 %.

I confronti eseguiti sviluppano una comparazione tra gli andamenti sperimentali della variazione delle proprietà dinamiche relativi ai terreni esaminati e le curve empiriche ricavate da un modello parametrizzato tramite il ‘*First Order Second Moment Babesian Method*’, valutato su una più ampia base statistica. Pertanto, risulta di particolare interesse, individuare le curve di variazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, relative ai terreni esaminati nel presente lavoro di tesi, tramite la calibrazione dei parametri definiti nelle equazioni proposte da Darendeli (2001), sulla base del metodo analitico precedentemente enunciato. In tal modo, è possibile effettuare una comparazione con le curve di Darendeli, su di una base di determinazione comune, in corrispondenza di fissati valori di plasticità. Di conseguenza, viene eseguita una valutazione quantitativa dello scostamento tra i due gruppi di curve sulla base del confronto tra i parametri del modello stimati per i terreni di Marche 3 (solo quelli esaminati dal Politecnico di Torino, oggetto della presente tesi) e i parametri ottenuti da Darendeli.

La stima dei parametri è stata eseguita definendo, tramite la funzione *Risolutore* di EXCEL, i valori che garantiscono il miglior fitting dei dati sperimentali.

In particolare, per quanto concerne l’andamento relativo al modulo di taglio adimensionale, devono essere stimati i parametri $\varphi_1 \div \varphi_5$, i quali relazionano il suddetto modulo al tipo di terreno e alle condizioni di carico (pressione di confinamento efficace). Si fa riferimento alla seguente equazione, relativa ad un modello iperbolico e modificata da Darendeli tramite l’introduzione di un coefficiente di curvatura a , introdotta nel paragrafo 6.2:

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^a}$$

Per ciascun comune analizzato, viene considerato il relativo andamento del modulo di taglio adimensionale. È possibile risalire ai valori di γ_r ed a relativi a ciascun campione tramite un’interpolazione di potenza dei valori diagrammati, ottenuti sulla base di una manipolazione matematica della precedente equazione $\left(\frac{1}{\frac{G}{G_0}} - 1; \gamma\right)$.

Il valore del parametro a , pari al coefficiente φ_5 , viene ricavato effettuando la media dei valori ottenuti per ciascun campione.

Il parametro γ_r definisce il livello deformativo di riferimento. L’equazione che correla tale entità ed il coefficiente di curvatura a al tipo di terreno ed alle condizioni di carico è la seguente:

$$\gamma_r = (\varphi_1 + \varphi_2 \cdot PI \cdot OCR^{\varphi_3}) \cdot \sigma'_0{}^{\varphi_4}$$

In funzione di tale formulazione, vengono stimati i parametri φ_1 , φ_2 e φ_4 che garantiscono il minore scostamento tra i valori calcolati tramite la suddetta equazione e i valori ricavati precedentemente dall'andamento del modulo di taglio sperimentale di ciascun campione. Il parametro φ_3 non viene considerato in quanto risulta inerente al grado di sovraconsolidazione, caratteristica non determinata dalla caratterizzazione sperimentale eseguita, non essendo state svolte prove edometriche sui campioni.

Nella Tabella 6.13 sono riportati i valori dei parametri φ_1 , φ_2 , φ_4 e φ_5 inerenti alla corrente calibrazione ed al modello di Darendeli.

Tabella 6.13. Parametri di calibrazione del modello, inerenti al modulo di taglio adimensionale, ottenuti in relazione ai campioni esaminati e alla base statistica di Darendeli.

	φ_1	φ_2	φ_3	φ_4	φ_5
	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
Marche 3 – Politecnico di Torino	0.0406	0.0010	-	0.2073	1.2915
Darendeli (2001)	0.0352	0.0010	0.3246	0.3483	0.9190

Sulla base dell'equazione prima esplicitata, la quale definisce la dipendenza del modulo di taglio adimensionale dai parametri a e γ_r , viene determinato l'andamento della suddetta proprietà dinamica al variare del livello deformativo e per determinati valori dell'indice di plasticità, scelti in funzione delle caratteristiche fisiche dei campioni esaminati: 10 – 30 – 50 %.

Per quanto riguarda la tensione di confinamento (σ'_0), da cui dipende la deformazione di riferimento (γ_r), viene considerato un valore fissato e pari all'incirca alla media dei valori relativi a ciascun campione: 200 kPa.

La Figura 6.66 riporta il confronto tra gli andamenti del modulo di taglio adimensionale e le curve proposte da Darendeli per i suddetti valori dell'indice di plasticità e della tensione di confinamento. Viene, inoltre, definito il range di validità delle curve sperimentali sulla base del massimo livello deformativo indagato dalle prove dinamiche condotte, in tal caso la prova di colonna risonante. Dal confronto emerge una buona approssimazione tra le due diverse calibrazioni. Tuttavia, le curve ottenute sulla base dei campioni di Marche 3 evidenziano una soglia di linearità maggiore rispetto alla stima di Darendeli ed, inoltre, un decadimento più marcato.

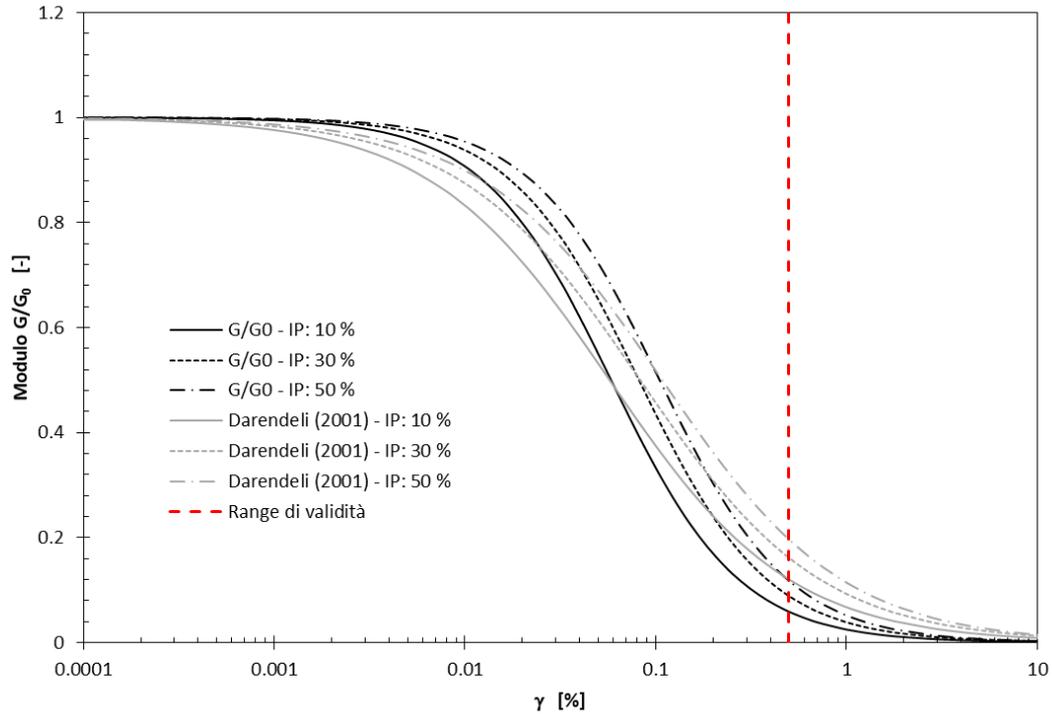


Figura 6.66. Confronto tra le curve sperimentali inerenti ai campioni di Marche 3, ricavate dalla calibrazione dei parametri del modello di Darendeli e le relative curve proposte da Darendeli (2001).

Per quanto concerne la curva di variazione del rapporto di smorzamento in funzione del livello deformativo, vengono stimati i parametri $\varphi_6 \div \varphi_{12}$. In tal caso, viene effettuata una distinzione in funzione della prova dinamica considerata. Tale considerazione è necessaria in quanto nella formulazione del rapporto di smorzamento sono presenti sia la frequenza di caricamento che il numero di cicli di carico, differenti a seconda che si consideri la prova di colonna risonante o di taglio torsionale ciclico:

- $frq = 100 \text{ Hz}; N = 1000 \text{ cicli}$ – Colonna risonante
- $frq = 1 \text{ Hz}; N = 10 \text{ cicli}$ – Taglio torsionale ciclico

Si fa riferimento alla seguente equazione:

$$D = b \cdot \left(\frac{G}{G_{max}} \right)^{0.1} \cdot D_{Masing} + D_{min}$$

Con b un fattore di scala della curva, espresso come:

$$b = \varphi_{11} + \varphi_{12} \cdot \ln(N)$$

I parametri φ_{11} e φ_{12} vengono considerati coincidenti con quelli proposti dal modello di Darendeli, in quanto correlati al valore del numero di cicli (N), che risultano di entità pari ai valori scelti da Darendeli.

Vengono di seguito riportate le espressioni relative allo smorzamento di Masing (D_{Masing}) e allo smorzamento minimo (D_{min}), enunciate nel paragrafo 6.2.

$$D_{Masing} = c_1 \cdot D_{Masing,a=1.0} + c_2 \cdot D_{Masing,a=1.0}^2 + c_3 \cdot D_{Masing,a=1.0}^3$$

$$D_{Masing,a=1.0}(\%) = \frac{100}{\pi} \cdot \left[4 \cdot \frac{\gamma - \gamma_r \ln\left(\frac{\gamma + \gamma_r}{\gamma_r}\right)}{\frac{\gamma^2}{\gamma + \gamma_r}} - 2 \right]$$

$$D_{min} = (\varphi_6 + \varphi_7 \cdot PI \cdot OCR^{\varphi_8}) \cdot \sigma'_0{}^{\varphi_9} \cdot [1 + \varphi_{10} \cdot \ln(frq)]$$

Dall'espressione dello smorzamento minimo emerge come il parametro φ_8 non venga stimato per la stessa motivazione relativa al parametro φ_3 , ovvero in quanto correlato al grado di sovraconsolidazione (OCR).

Per quanto riguarda la quantità tra parentesi $[1 + \varphi_{10} \cdot \ln(frq)]$, come per i parametri φ_{11} e φ_{12} , viene considerato un valore di φ_{10} pari a quello stimato da Darendeli. Tale scelta è effettuata in quanto, le frequenze di risonanza dei terreni esaminati ricoprono un range eccessivamente ristretto per una stima significativa e tale parametro risulta, difatti, direttamente associato alla frequenza di caricamento.

L'espressione relativa allo smorzamento di Masing mostra la dipendenza da coefficienti c_1 , c_2 e c_3 , i quali sono funzione esclusivamente del parametro di curvatura a determinato in precedenza e dallo smorzamento con coefficiente di curvatura unitario. Tale valore dipende essenzialmente dal parametro (γ_r) e, pertanto, essendo stato anche questo determinato in precedenza, la valutazione di D_{Masing} è immediata.

I parametri φ_6 , φ_7 e φ_9 vengono stimati tramite una procedura analoga a quella applicata per i coefficienti $\varphi_1 \div \varphi_5$. In particolare, si ricava il rapporto di smorzamento minimo per ciascun campione esaminato come la media dei valori relativi al range di piccole deformazioni, per i

risultati ottenuti sia dalla prova di colonna risonante, sia dalla prova di taglio torsionale ciclico. L'equazione considerata è la seguente

$$D_{min} = D - b \cdot \left(\frac{G}{G_{max}} \right)^{0.1} \cdot D_{Masing}$$

L'andamento del rapporto di smorzamento D è relativo a quello ricavato sperimentalmente dalle prove dinamiche.

I parametri φ_6 , φ_7 e φ_9 vengono stimati in funzione del miglior fitting tra i valori di D_{min} calcolati in funzione di questi ultimi e i rispettivi valori ottenuti dagli andamenti sperimentali, per ciascun campione.

Nella Tabella 6.14 sono riportati i valori dei parametri $\varphi_6 \div \varphi_{12}$, inerenti alla corrente calibrazione ed al modello di Darendeli, per la prova di colonna risonante e la prova di taglio torsionale ciclico.

Tabella 6.14. Parametri di calibrazione del modello inerenti al rapporto di smorzamento, ottenuti in relazione ai campioni esaminati, tramite la prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico e alla base statistica di Darendeli.

	φ_6 [-]	φ_7 [-]	φ_8 [-]	φ_9 [-]	φ_{10} [-]	φ_{11} [-]	φ_{12} [-]
Marche 3 - Politecnico di Torino - RC	0.9229	0.0248	-	-0.2205	0.2919	0.6329	-0.0057
Marche 3 - Politecnico di Torino - TTC	0.1703	0.0258	-	-0.2699	0.2919	0.6329	-0.0057
Darendeli (2001)	0.8005	0.0129	-0.1069	-0.2889	0.2919	0.6329	-0.0057

Analogamente a quanto effettuato in relazione all'andamento del modulo di taglio adimensionale, vengono fissati tre valori di indice di plasticità (10 – 30 – 50 %) e la tensione di confinamento efficace pari a 200 kPa. Pertanto, sulla base dei parametri calibrati (φ_i) relativi alla prova di colonna risonante e di taglio torsionale ciclico (Tabella 6.15), vengono ricavati i corrispondenti valori di D_{min} (Tabella 6.15).

Tabella 6.15. Valori del rapporto di smorzamento a piccole deformazioni per determinati valori dell'indice di plasticità e relativamente alle due tipologie di prove dinamiche considerate.

	<i>Colonna risonante</i>			<i>Taglio torsionale ciclico</i>		
IP [%]	10	30	50	10	30	50
D_{min} [%]	2.21	3.15	4.08	0.31	1.73	2.67

Tramite l'equazione che definisce la correlazione tra D , D_{min} e D_{Masing} , sono sviluppati gli andamenti del rapporto di smorzamento, per le due prove dinamiche, al variare del livello deformativo, in funzione dei tre valori di plasticità considerati.

Vengono di seguito riportati i confronti tra gli andamenti ottenuti dalla corrente calibrazione e le relative curve proposte da Darendeli (Figure 6.67 e 6.68). Analogamente a quanto effettuato per le curve relative al modulo di taglio adimensionale, viene indicato graficamente il massimo livello deformativo raggiunto durante l'esecuzione di ciascuna delle prove di laboratorio, in termini di validità dell'analisi condotta.

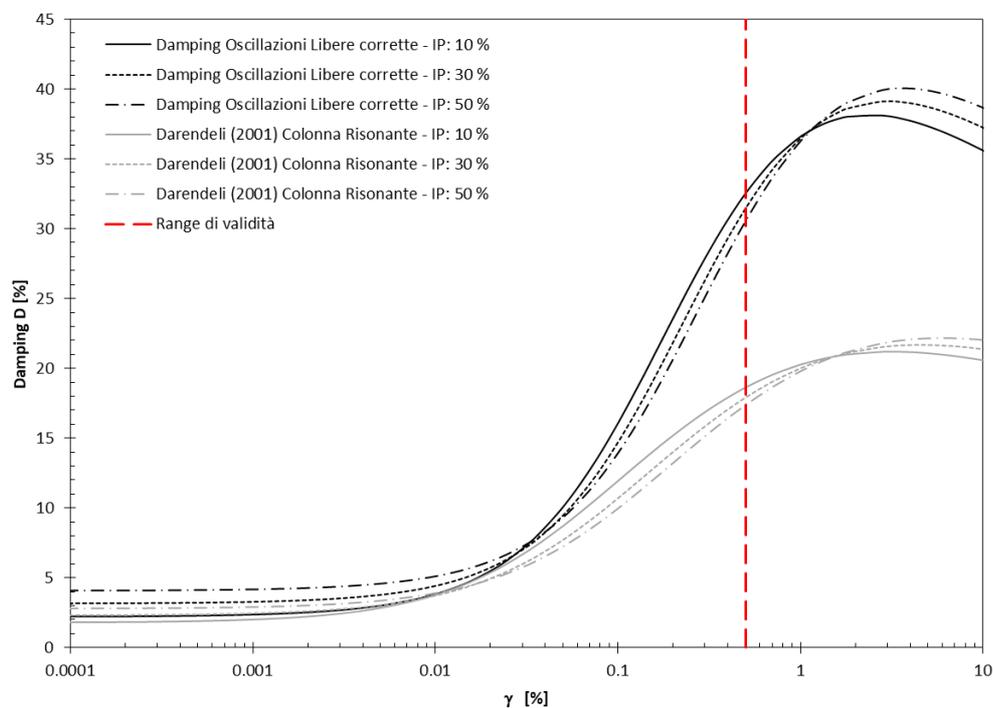


Figura 6.67. Confronto tra le curve sperimentali del rapporto di smorzamento ottenute tramite il metodo delle Oscillazioni Libere corrette, inerenti ai campioni di Marche 3 e ricavate dalla calibrazione dei parametri del modello di Darendeli con le relative curve proposte da Darendeli (2001).

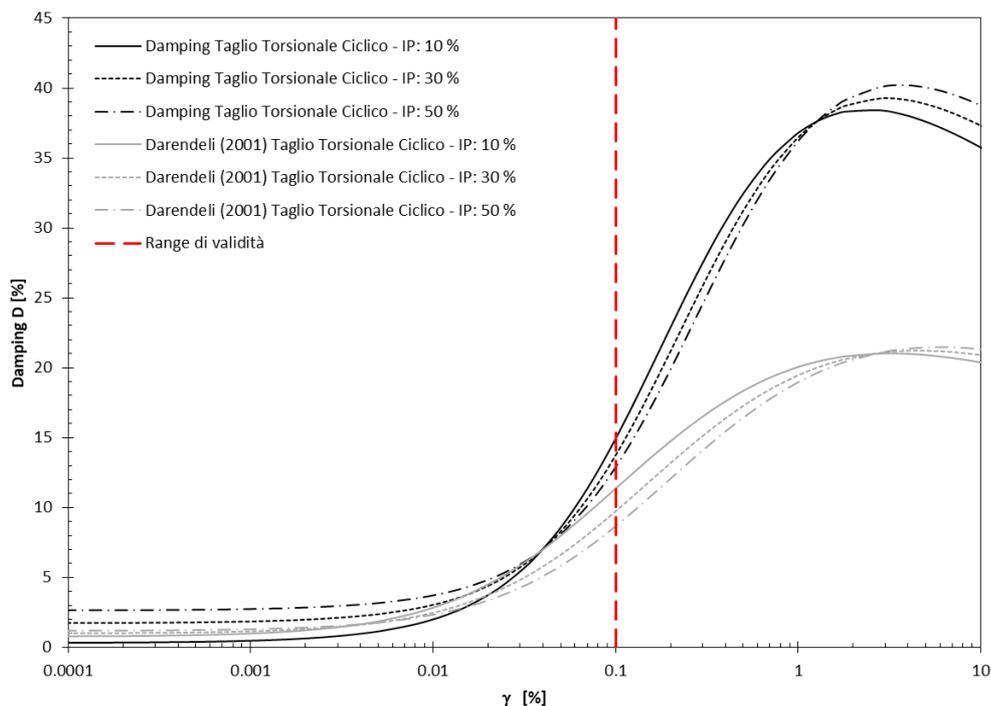


Figura 6.68. Confronto tra le curve sperimentali del rapporto di smorzamento ottenute tramite il metodo delle Oscillazioni Libere corrette, inerenti ai campioni di Marche 3 e ricavate dalla calibrazione dei parametri del modello di Darendeli con le relative curve proposte da Darendeli (2001).

Dalle Figure 6.67 e 6.68 viene confermato come, in corrispondenza di bassi livelli deformativi, la prova di taglio torsionale ciclico generi una stima del rapporto di smorzamento minore rispetto alla prova di colonna risonante (metodo delle ‘Oscillazioni Libere’), di una quantità pari a circa l’1 %. Inoltre, emerge una buona approssimazione, a piccole deformazioni, tra le curve calibrate relative ai comuni esaminati e le curve proposte da Darendeli, soprattutto in corrispondenza di ridotti valori di plasticità (IP: 10 %), per quanto riguarda sia la determinazione tramite colonna risonante che taglio torsionale ciclico. Relativamente agli andamenti validi per maggiori valori di plasticità, è possibile individuare uno scarto di circa l’1% tra i due gruppi di curve a bassi livelli deformativi, ad eccezione di uno scostamento del 2 % relativo alla determinazione tramite la prova di taglio torsionale ciclico per un indice di plasticità pari al 50 %. Probabilmente tale differenza è dovuta alla ridotta presenza di campioni, tra quelli esaminati nel presente lavoro di tesi, con indice di plasticità maggiore del 30 %.

Per quanto riguarda lo scostamento tra i due gruppi di curve in corrispondenza del massimo livello deformativo investigato da ciascuna delle prove dinamiche, si evince che il taglio torsionale ciclico genera delle curve stimate sperimentali maggiormente congruenti con quelle relative allo

studio di Darendeli. Tuttavia, è necessario considerare che tale osservazione scaturisce dal maggiore livello deformativo raggiunto durante le prove di colonna risonante.

6.4 Conclusioni

L'obiettivo del presente lavoro di tesi è stato quello di analizzare le caratteristiche dinamiche dei terreni appartenenti alla zona Marche 3, con riferimento al progetto di Microzonazione Sismica di III Livello relativo ai comuni interessati dagli eventi sismici verificatisi a far data dal 24 agosto 2016, al fine di ricavare un andamento generale a cui poter fare riferimento per le analisi di risposta sismica locale.

La caratterizzazione dinamica dei terreni, rappresentata dall'andamento del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento al variare del livello deformativo, viene ottenuta tramite l'elaborazione dei dati ricavati dalle prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico, a cui corrispondono, rispettivamente, un diverso intervallo di frequenze e di deformazioni indagate. In particolare, la prova di colonna risonante consente di esaminare un campo di frequenze da due a quattro ordini di grandezza più elevato rispetto alla prova di taglio torsionale ciclico. Di conseguenza, anche i massimi livelli deformativi in corrispondenza dei quali vengono determinate le proprietà dinamiche risultano ridotti. Tuttavia, le frequenze di carico relative ad un'eccitazione sismica risultano comprese, nella maggior parte dei casi, nel range individuato dalla prova di taglio torsionale ciclico. Inoltre, a ciascuna delle suddette prove corrisponde una diversa metodologia di determinazione delle proprietà dinamiche. Sulla base del minor grado di disturbo fornito dall'apparecchiatura e della considerazione prima definita sul campo di frequenze investigato, le misure di smorzamento ottenute tramite la prova di taglio torsionale ciclico sono ritenute le più attendibili. Per quanto concerne la determinazione tramite la prova di colonna risonante, la metodologia di valutazione considerata ai fini della caratterizzazione, in funzione della medesima motivazione prima esposta, risulta quella del 'Decremento Logaritmico' o 'Oscillazioni Libere', a scapito della determinazione tramite il metodo delle 'Oscillazioni Forzate'. Tale metodologia prevede l'individuazione dello smorzamento del campione sulla base del fitting esponenziale delle relative oscillazioni libere in condizioni di risonanza. Anche quest'ultima determinazione risulta però affetta da diversi fattori di disturbo i quali portano ad una sovrastima del rapporto di smorzamento, soprattutto a piccole deformazioni, rispetto alla valutazione tramite la prova di

taglio torsionale ciclico. Tuttavia, nonostante si verifichi tale bias, la curva di variazione del rapporto di smorzamento, ottenuta tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’, viene considerata affidabile ai fini della successiva analisi di risposta sismica locale. Quanto detto trova giustificazione nella generale sovrastima del rapporto di smorzamento in situ rispetto a quello ricavato tramite test di laboratorio. Pertanto, paradossalmente, si viene a verificare una sorta di compensazione degli errori che genera una riduzione dello scostamento tra lo smorzamento derivante da simulazioni monodimensionali di risposta sismica sulla base di prove in situ e la relativa grandezza ottenuta sperimentalmente.

D'altra parte, successivamente alla determinazione dell'entità di smorzamento aggiuntivo prodotta dall'apparecchiatura, è stato verificato che gli andamenti del rapporto di smorzamento valutati tramite il metodo delle ‘Oscillazioni Libere’ e depurati di quest'ultima entità, ripercorressero le curve di variazione ottenute dalle prove di taglio torsionale ciclico, per ciascun campione esaminato.

Le curve di variazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento, ottenute con entrambi i metodi sopra citati (‘Oscillazioni Libere’ non corretto e ‘Taglio Torsionale Ciclico’), inerenti alla divisione Marche 3, oggetto del presente lavoro di tesi, sono state confrontate con le curve ricavate per le rimanenti divisioni della regione Marche interessate dal progetto di microzonazione sismica. È stato possibile osservare come, in presenza di simili caratteristiche fisiche e stati tensionali di confinamento in situ, gli andamenti sia delle curve di variazione del modulo di taglio sia delle curve di smorzamento risultino sufficientemente congruenti, in particolar modo per terreni con plasticità elevata. Pertanto, è stato identificato l'andamento di letteratura che garantisce un miglior adattamento alle suddette curve di variazione, relative alle tre divisioni della regione Marche, sulla base dell'individuazione del più congruente fitting dei dati sperimentali ricavati nel corso del presente lavoro di tesi, inerenti alla sola divisione Marche 3. Tale andamento risulta essere quello proposto da Darendeli (2001).

Tramite l'individuazione dei valori del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento in corrispondenza di determinati livelli deformativi, sono stati ottenuti gli andamenti delle curve di variazione delle proprietà dinamiche per due gruppi di plasticità e inerenti ai soli comuni esaminati nel presente lavoro di tesi. Sulla base di tali andamenti e dei rispettivi range di dispersione, è possibile stimare la relativa variazione delle proprietà dinamiche per un terreno aventi simili caratteristiche fisiche e appartenente a zone limitrofe rispetto a quelle direttamente esaminate.

In tal modo, sui sottosuoli non investigati tramite prove di laboratorio, è possibile eseguire un'analisi di risposta sismica locale appropriata, facendo riferimento a degli andamenti del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento che, con elevata probabilità, ripercorrono quelli ricavati mediando i valori sperimentali ottenuti.

Inoltre, al fine di effettuare un confronto più congruente tra le curve di Darendeli e gli andamenti sperimentali, è stata valutata la stima dei parametri di calibrazione del modello di riferimento tramite un fitting delle curve di variazione del modulo di taglio e del rapporto di smorzamento inerenti a ciascun comune esaminato. Tale operazione ha consentito di confrontare l'andamento proposto da Darendeli con le curve di laboratorio stimate in funzione di tali parametri, per fissati valori di indice di plasticità, da cui è emersa una buona approssimazione sia inerente all'andamento del modulo di taglio che al rapporto di smorzamento, entro determinati livelli deformativi. D'altra parte, si osserva come la valutazione relativa allo smorzamento inerente alla prova di colonna risonante, seppur ottenuta tramite il metodo delle 'Oscillazioni Libere' depurata dall'aliquota aggiuntiva dovuta a cause secondarie, risulti sovrastimata rispetto all'andamento definito da Darendeli. Tuttavia, è rilevante considerare che le curve di variazione riportate si riferiscono ad una ridotta base statistica di campioni. Pertanto, un opportuno sviluppo futuro sarebbe l'ampliamento della quantità di campioni esaminati, al fine di ottenere degli andamenti più affidabili delle curve di variazione di riferimento.

Bibliografia

- Andreasson B. A. (1979). *Deformation characteristics of soft, high-plastic clays under dynamic loading conditions*. Ph. D. Thesis, Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden.
- Armandi M., Lancellotta R., Lo Presti D.C.F., Maniscalco R., Pallara O., (1993). *Monotonic and cyclic loading behavior of two sands at small strains*. Geotechnical Testing Journal, Vol. 16.
- Barla G., Perino A. (2015). *Resonant Column Apparatus Tests on Intact and Jointed Rock Specimens with Numerical Modelling Validation*. PhD dissertation.
- Braginsky V.B., Mitrofanov V.P., Panov V.I., (1985). *Systems with small dissipation*. Chicago: University of Chicago Press.
- Cascante G., Chung W., Vanderkooy J., (2003). *Difference between current and voltage measurements in resonant-column testing*. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 40.
- Cascante G., Santamarina J.C. and Wang Y.-H., (2003). *Resonant column testing: the inherent counter EMF effect*. Geotechnical Testing Journal, Vol. 26.
- Chopra, A. K. (2002). *Dynamics of Structures*. Prentice-hall International Series in Civil Engineering and Engineering Mechanics. William J. Hall, Editor.
- Convenzione tra commissario straordinario del governo per la ricostruzione sisma 2016 e istituto di geologia ambientale e geingegneria del consiglio nazionale delle ricerche (2017). *Protocolli di acquisizione dati ed elaborazione relative attività di Microzonazione di Livello III nei 140 Comuni di cui all'Ordinanza n. 24 del 12 maggio 2017 della Presidenza del Consiglio dei Ministri*.
- d'Onofrio A., Silvestri F., Vinale F., (1999). *Strain rate dependent behaviour of a natural stiff clay*. Soils and Foundations, Vol. 39.
- Darendeli M.B. (2001). *Development of a new family of normalized modulus reduction and material damping curves*. Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin.
- Drnevich, V.P., (1978). *Resonant-column testing: problems and solutions*. Dynamic geotechnical testing, STP 654. Philadelphia: American Society for Testing and Materials.
- Drnevich, V.P. (1985). *Recent developments in resonant column testing*. Richart Commemorative Lectures (ed. R.D. Woods). American Society of Civil Engineers.
- Foti S., (2016). *La caratterizzazione geotecnica per la progettazione in zona sismica. Risposta sismica locale. Comportamento dinamico dei terreni e prove di laboratorio*. Dispense dal Corso di Geotecnica Sismica. Politecnico di Torino, Torino.
- Georgiannou V. N., Rampello S., Silvestri F., (1991). *Static and dynamic measurements of undrained stiffness of natural overconsolidated clays*. Proc., 10th European Conf. on Soil Mech. And Found. Engrg., Vol. 1.
- Hashash Y. M.A., Park D., (2001). *Non-linear one-dimensional seismic ground motion propagation in the Mississippi embayment*. Engineering Geology, Vol. 62.

- Hwang S.-K., (1997). *Dynamic properties of natural soils*. PhD dissertation, University of Texas at Austin.
- Idriss I.M., Seed H.B., Tokimatsu K., Wong R.T., (1986). *Moduli and Damping Factors for Dynamic Analysis of Cohesionless Soils*. Journal of Geotech. Eng., ASCE, Vol. 112.
- Ishibashi I., Zhang X., (1993). *Unified dynamic shear moduli and damping ratios of sand and clay*. Soil and Foundations, Vol. 33.
- Kim D.-S., (1991). *Deformational characteristics of soils at small to intermediate strains from cyclic tests*. PhD dissertation, University of Texas at Austin.
- Kramer S. L., (1996). *Geotechnical earthquake engineering*. Prentice Hall, Upper Saddle River, N.J.
- Laboratori di Geotecnica appartenenti a: Università degli studi di Messina, Università degli studi di Enna, Università degli studi di Roma (La Sapienza), Università degli studi di Firenze, Università degli studi di Napoli (Federico II), (2017): *Risultati di elaborazione delle prove di colonna risonante e taglio torsionale ciclico per la Microzonazione Sismica di Livello III dei territori colpiti dagli eventi sismici a far data dal 24 agosto 2016*.
- Ladd R. S., (1982). *Geotechnical laboratory testing program for study and evaluation of liquefaction ground failure using stress and strain approaches: Heber Road site, October 15, 1979 Imperial Valley earthquake*. Vol. I-III, Woodward – Clyde Consultants, Eastern Region, Wayne, N. J.
- Lai C., Paolucci R., (2008). *L'input sismico nelle applicazioni di ingegneria geotecnica*. Research Publications at Politecnico di Milano.
- Lakes, R.S. (1999). *Viscoelastic solids*. Boca Raton, FL: CRC Press.
- Lancellotta R., (2012). *Geotecnica*. Quarta edizione, Zanichelli.
- Lanzo G., Silvestri F., (1999). *Risposta sismica locale. Teoria ed esperienze*. Argomenti di ingegneria geotecnica. Hevelius editore.
- Masing G. (1926). *Eigenstressungen und verfestigung beim messing*. Proc. 2nd International Congress of Applied Mechanics, Zurich, Swisse. (in German).
- Meng J., Rix G.J., (2003). *Reduction of equipment-generated damping in resonant column measurements*. Géotechnique, Vol. 53.
- Pallara O. (1995). *Comportamento sforzi – deformazioni di due sabbie soggette a sollecitazioni monotone e cicliche*. Tesi di dottorato.
- Park D., Hashash Y. M.A. (2004). *Soil damping formulation in nonlinear time domain site response analysis*. Journal of Earthquake Engineering, Vol. 08.
- Phillips C., Hashash Y. M.A., (2009). *Damping formulation for nonlinear 1D site response analyses*. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol. 29.
- Simoni G, (2004). *Prove dinamiche di laboratorio colonna risonante e taglio torsionale ciclico*. Università degli studi di Firenze (<http://geotecnica.dicea.unifi.it>).

Stewart J.P., Kwok A., Hashash Y. M.A., Matasovic N., Pyke R., Wang Z., Yang Z., (2008). *Benchmarking of nonlinear geotechnical ground response analysis procedures*. PEER Report, Vol. 04.

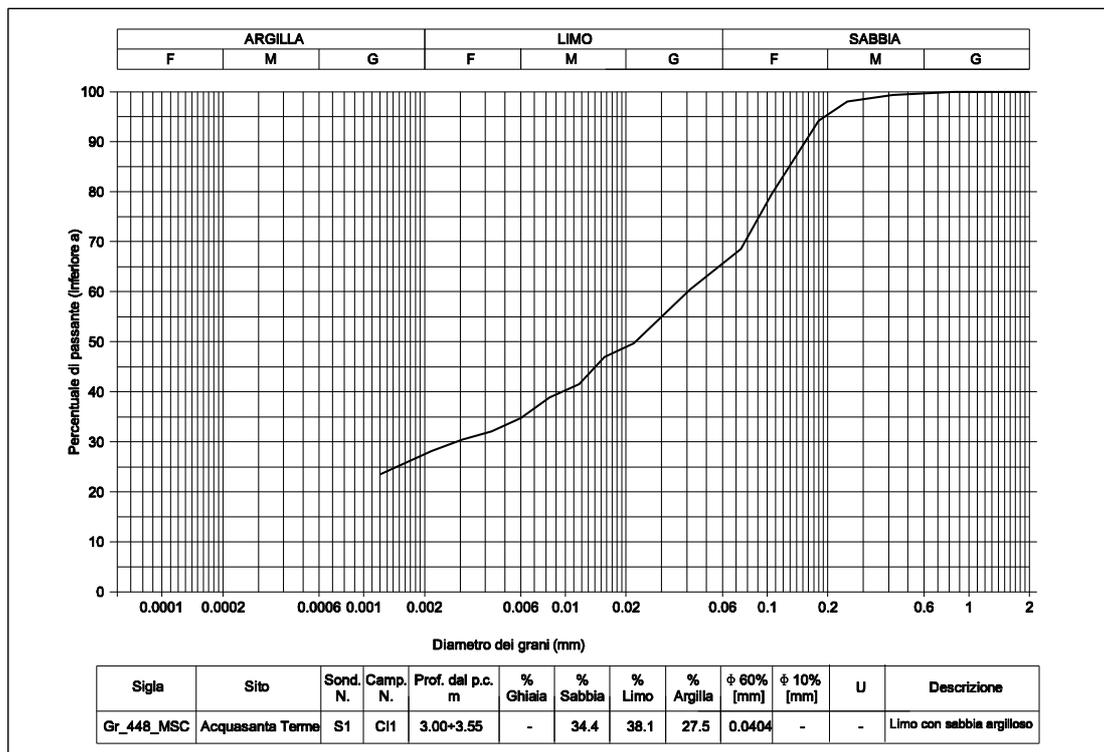
Vucetic M., Dobry R. (1991). *Effect of soil plasticity on cyclic response*. Journal of Geotech. Eng., ASCE, Vol. 117.

Vucetic M., (1994). *Cyclic threshold shear strains in soils*. Journal of Geotech. Eng., ASCE, Vol. 120.

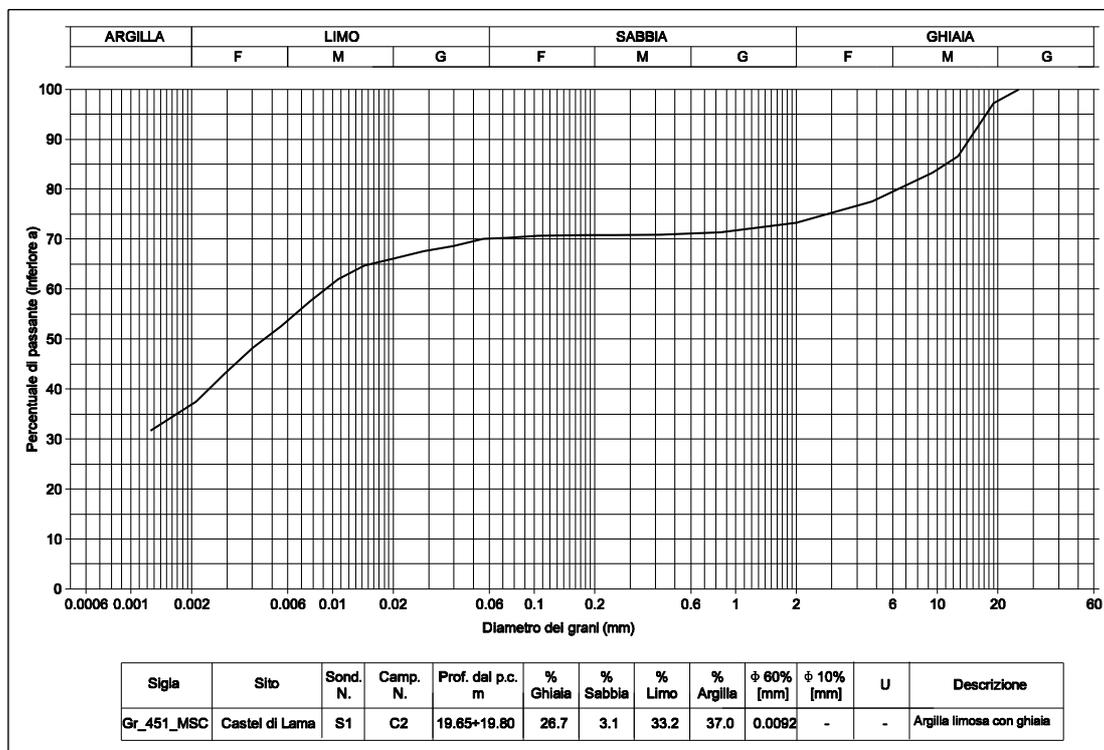
Wang Y.-H., Cascante G., Santamarina J.C., (2003). *Resonant column testing: the inherent counter EMF effect*. Geotech. Test. J., Vol. 26.

Wegel R.L., Walther H., (1935). *Internal dissipation in solids for small cyclic strains*. Physics, Vol. 6.

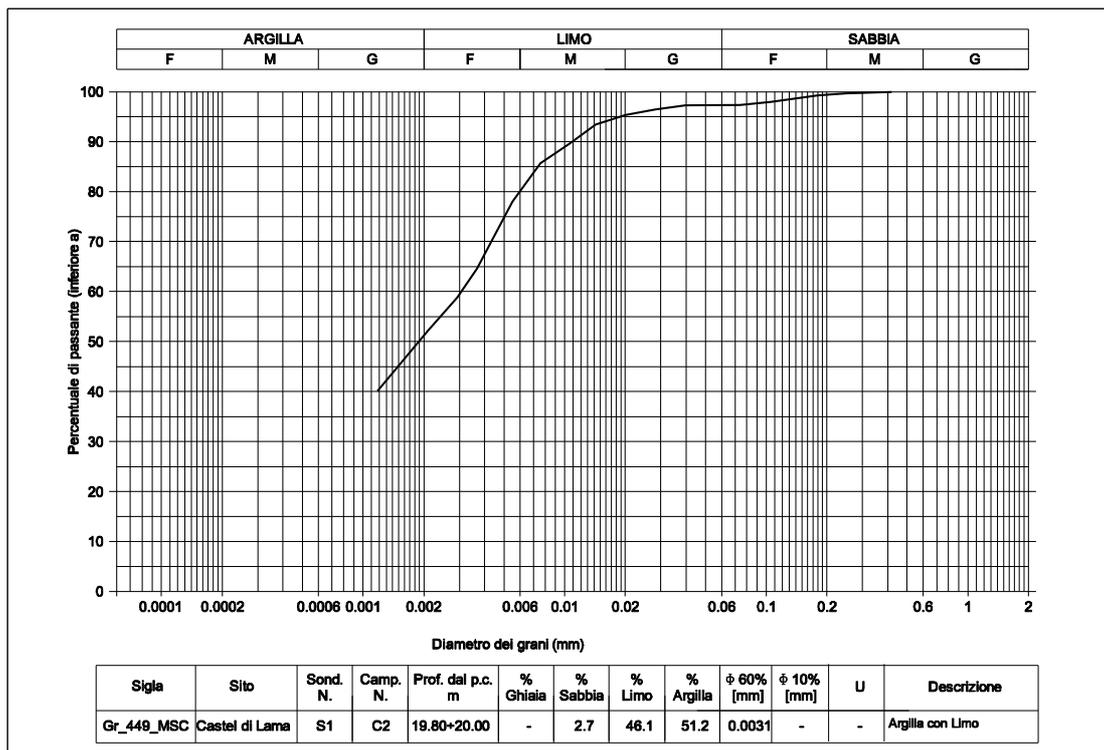
Appendice A – Curve granulometriche di laboratorio dei terreni esaminati.



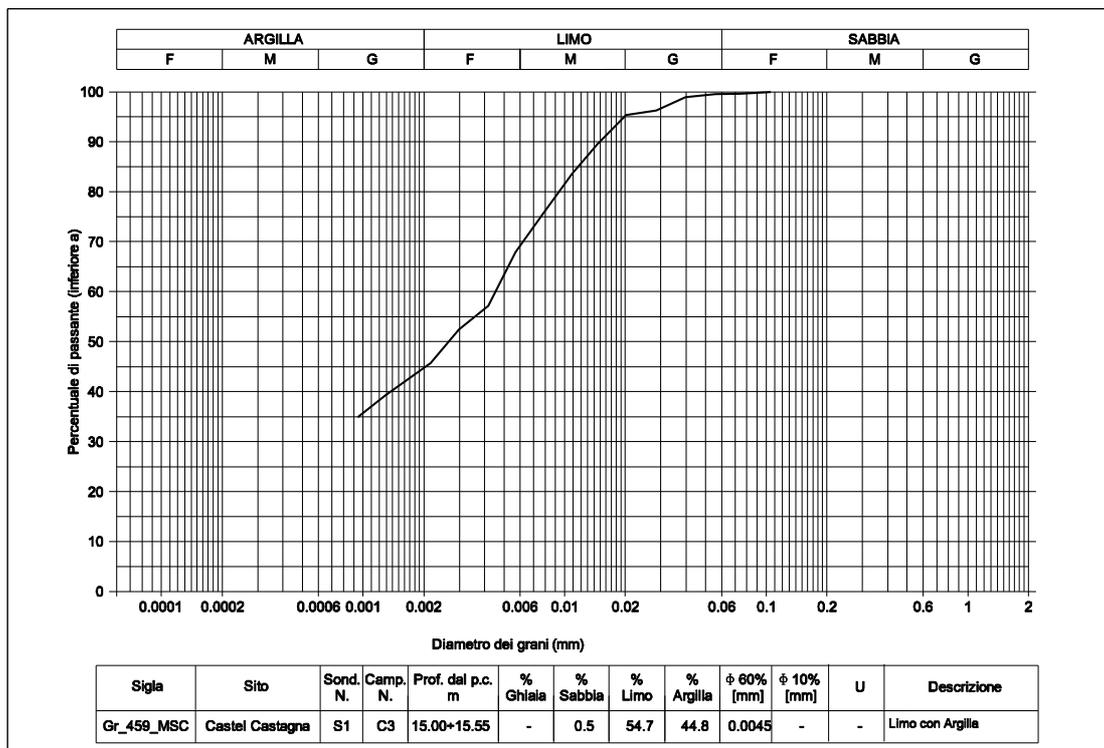
Curva granulometrica relativa al campione di Acquasanta Terme (AP).



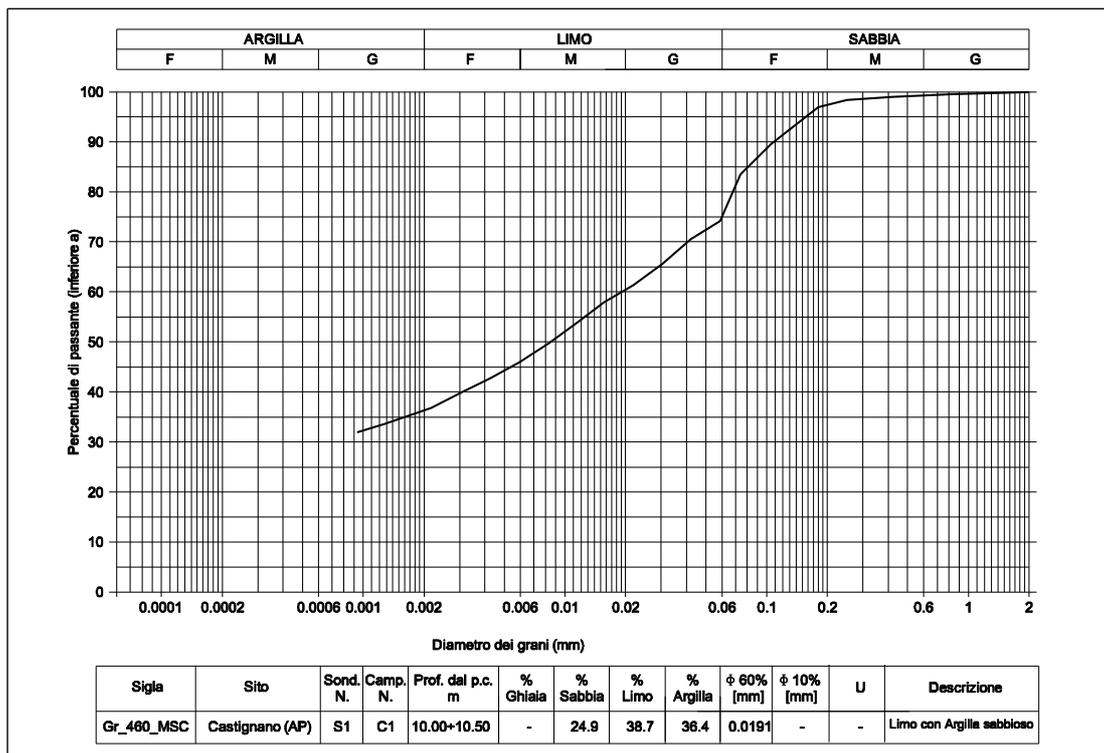
Curva granulometrica relativa al campione di Castel di Lama (AP), sondaggio S1 alla profondità 19.65 / 19.80 m.



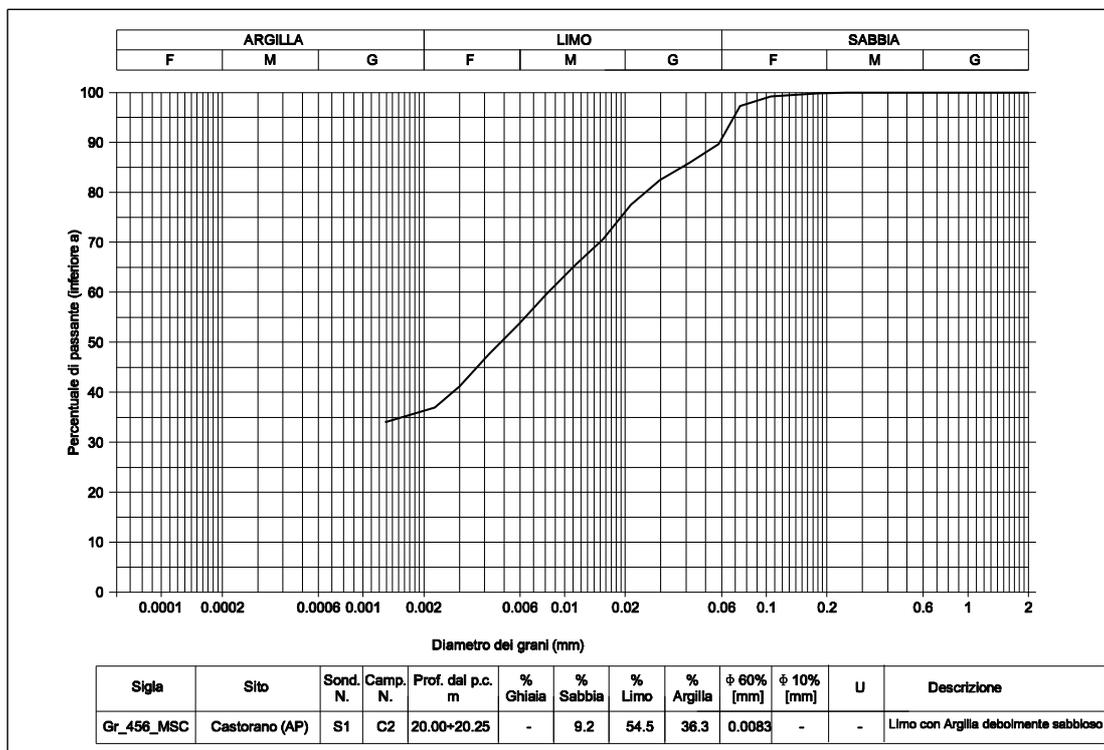
Curva granulometrica relativa al campione di Castel di Lama (AP), sondaggio S1 alla profondità 19.80 / 20.00 m.



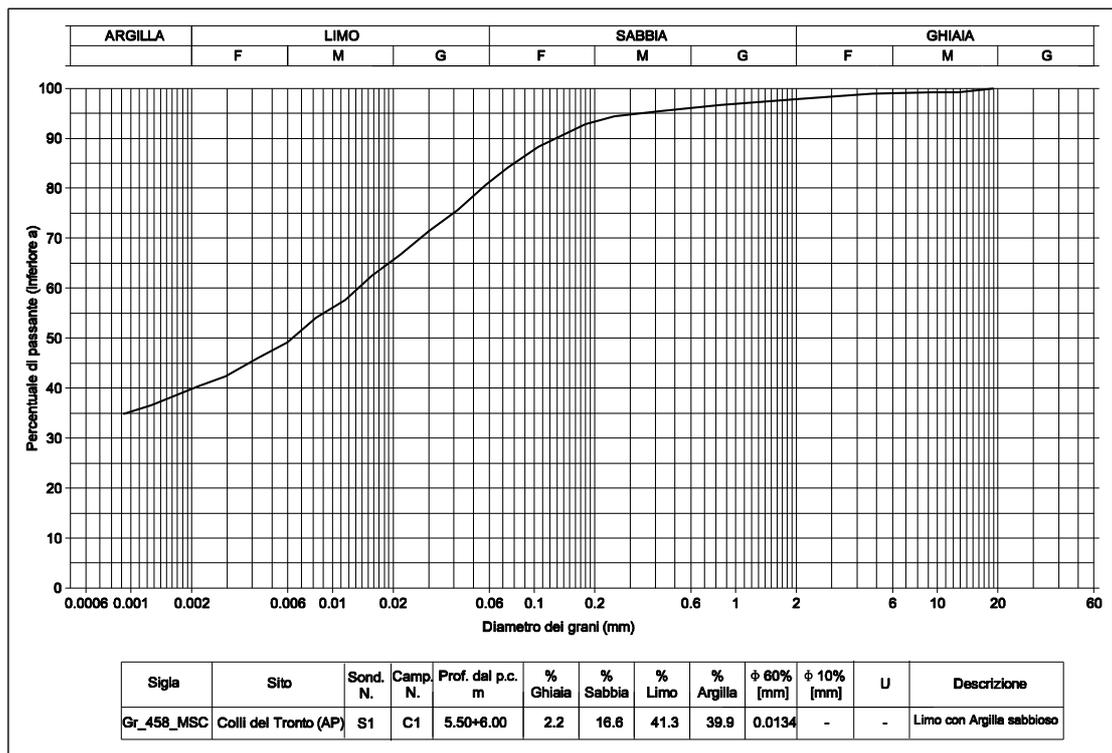
Curva granulometrica relativa al campione di Castel Castagna (TE).



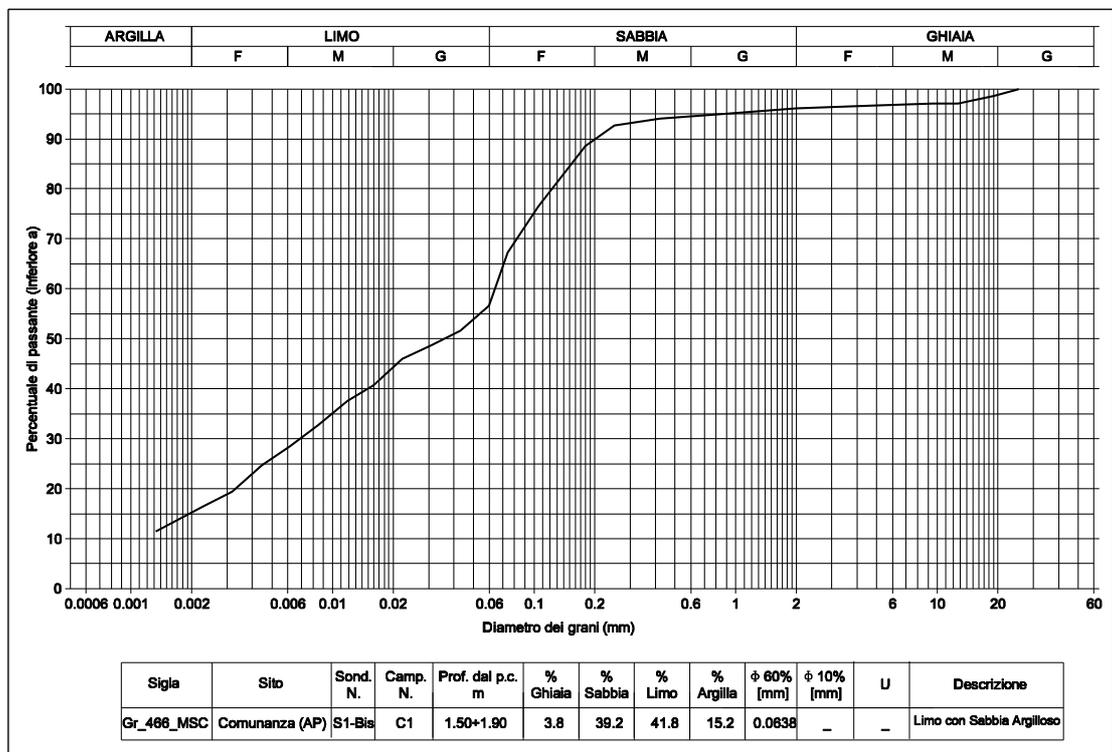
Curva granulometrica relativa al campione di Castignano (AP).



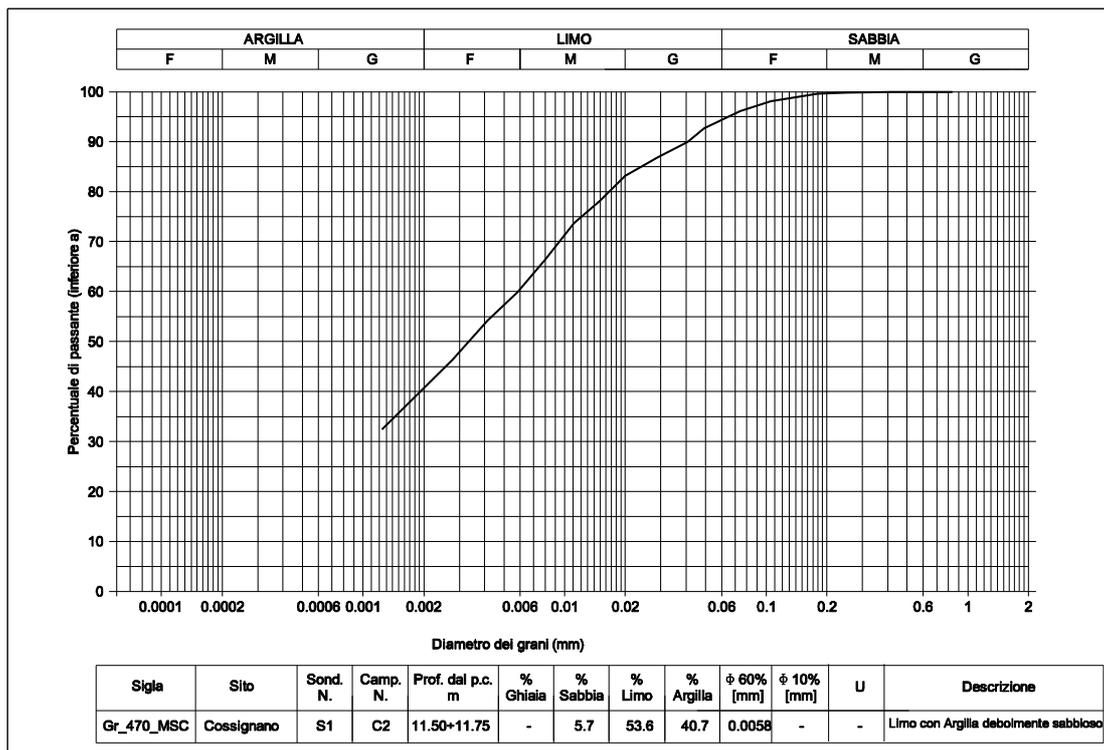
Curva granulometrica relativa al campione di Castorano (AP).



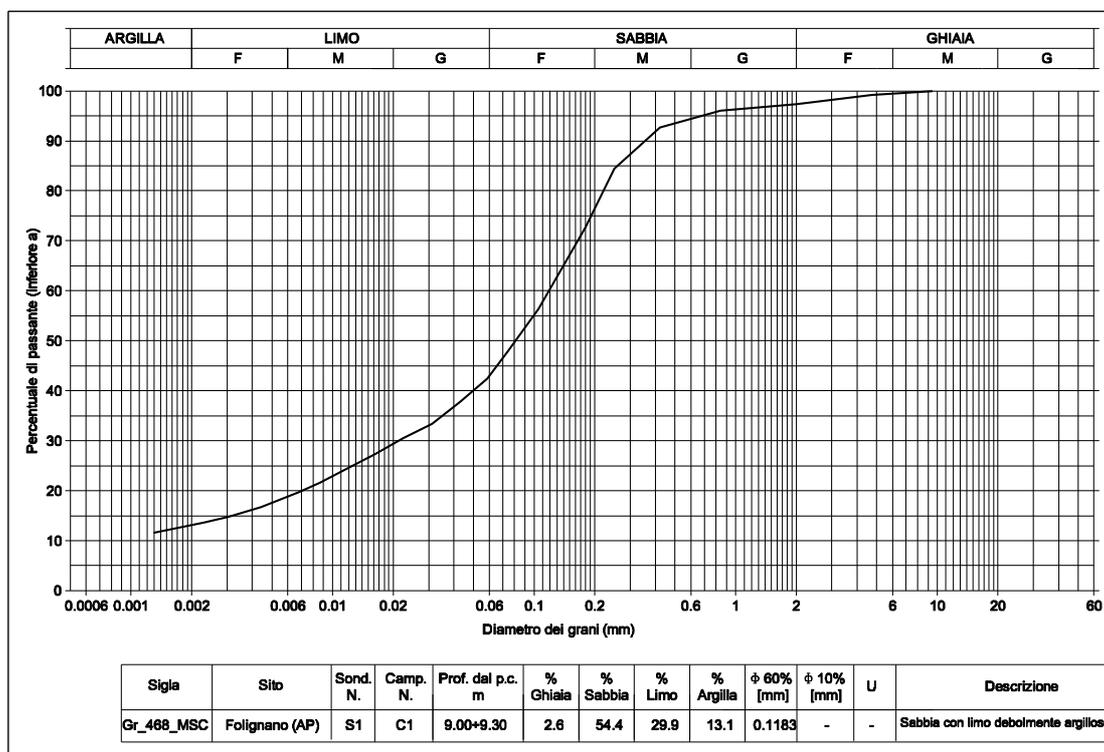
Curva granulometrica relativa al campione di Colli del Tronto (AP).



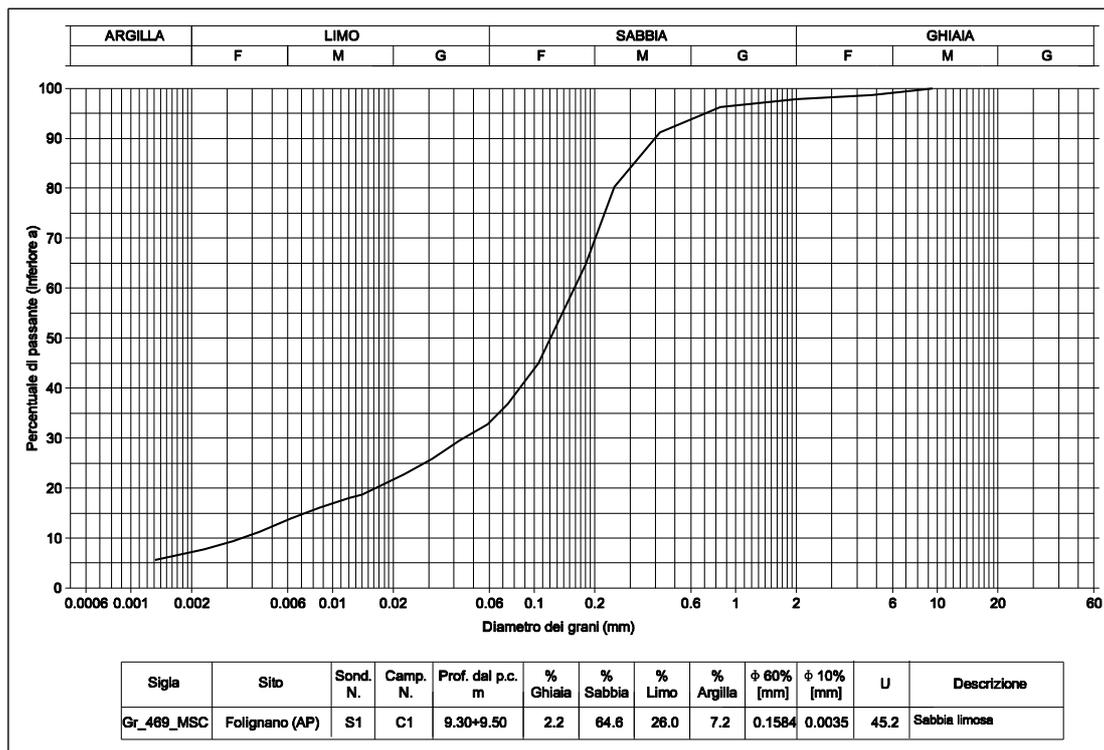
Curva granulometrica relativa al campione di Comunanza (AP).



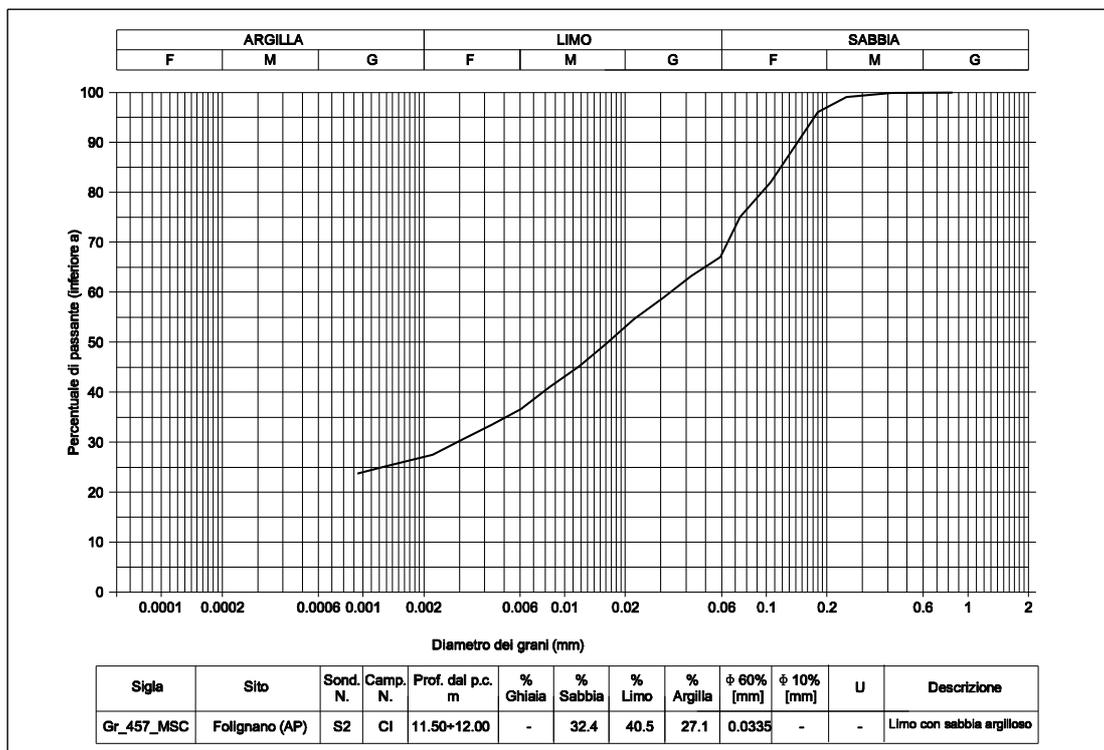
Curva granulometrica relativa al campione di Cossignano (AP).



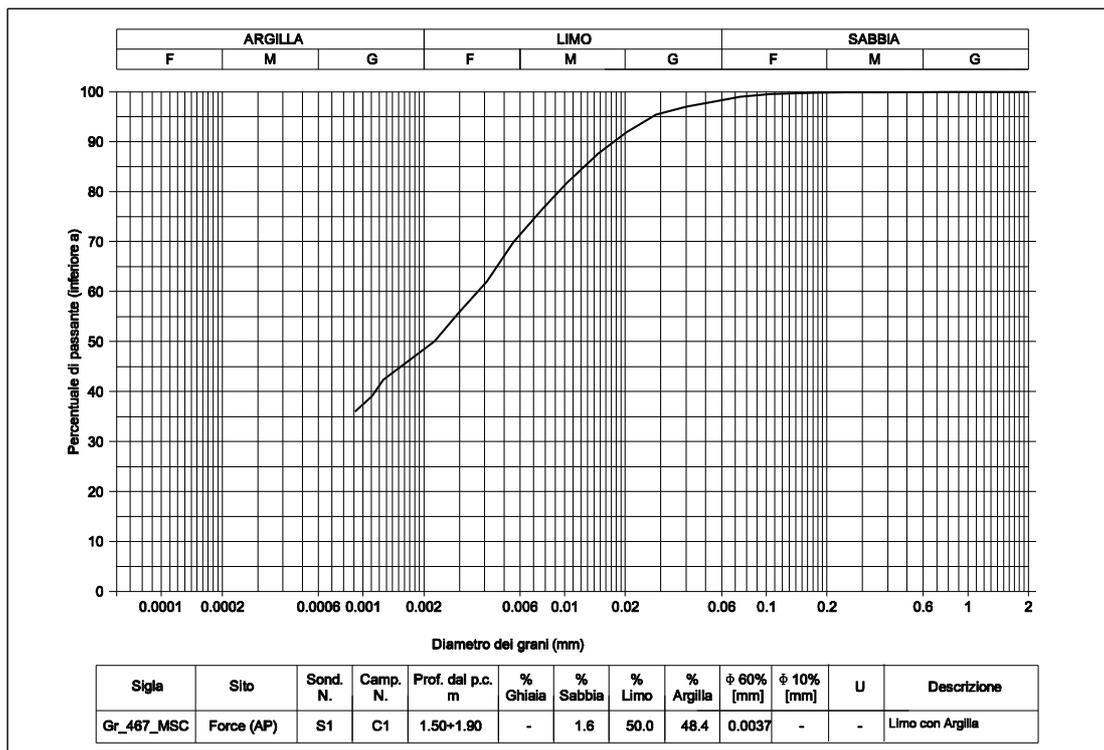
Curva granulometrica relativa al campione di Folignano (AP), sondaggio S1 alla profondità 9.00 / 9.30 m.



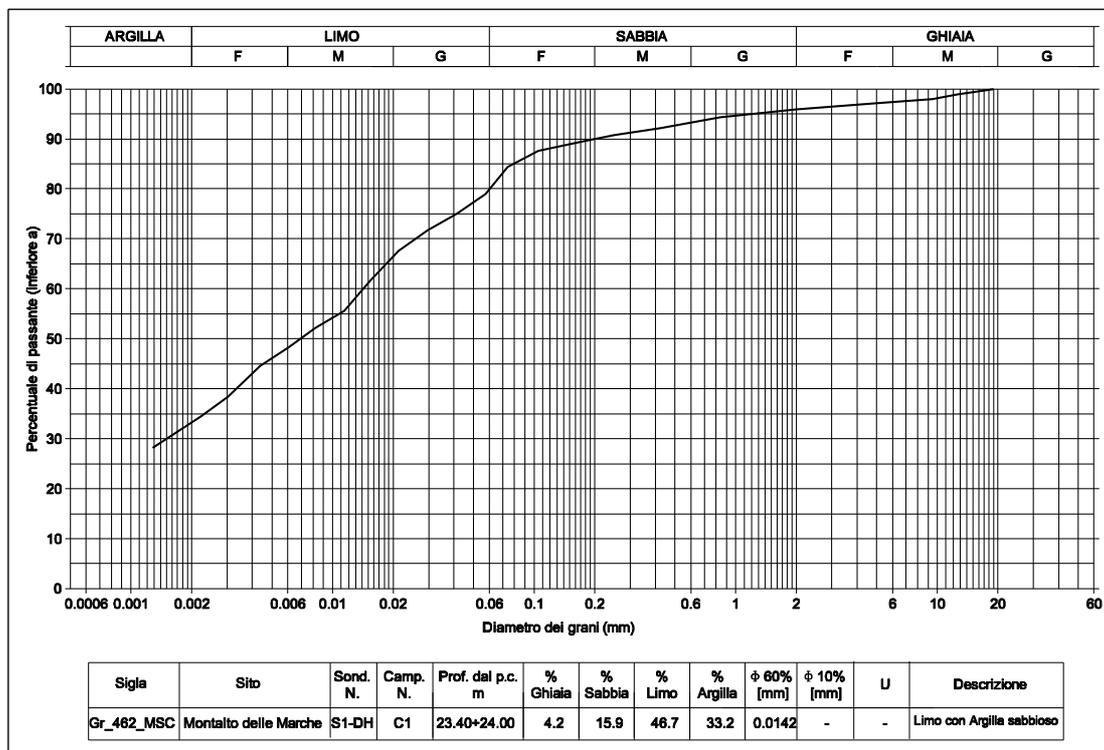
Curva granulometrica relativa al campione di Folignano (AP), sondaggio S1 alla profondità 9.30 / 9.50 m.



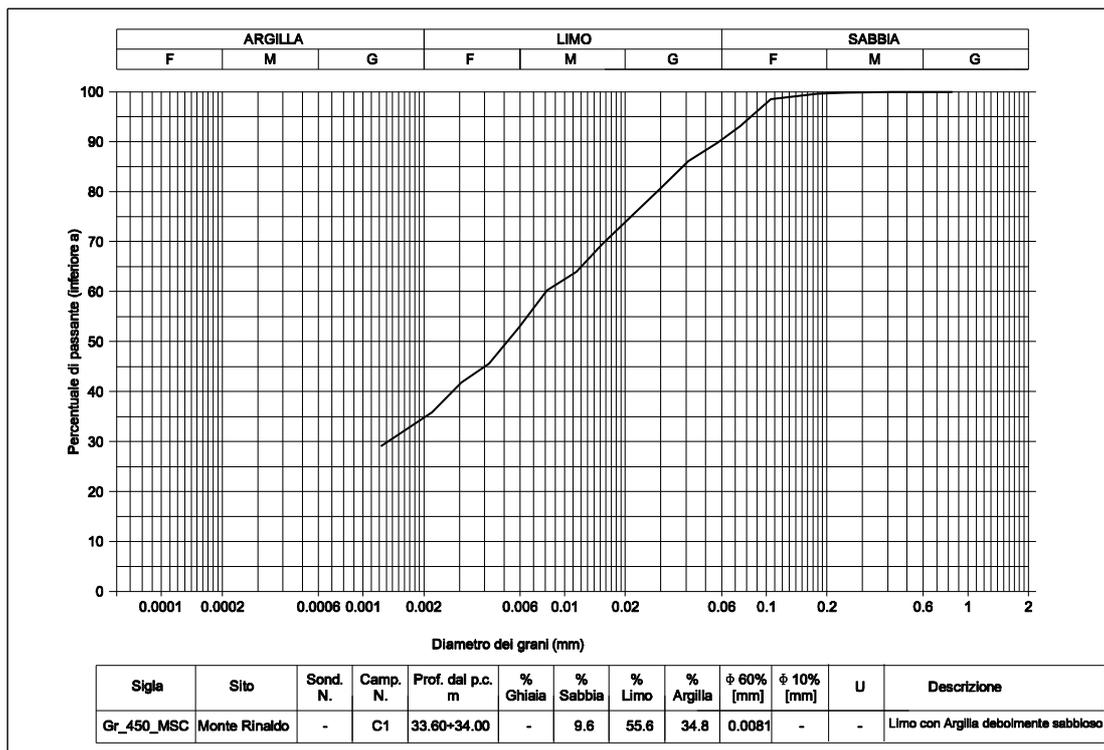
Curva granulometrica relativa al campione di Folignano (AP), sondaggio S2.



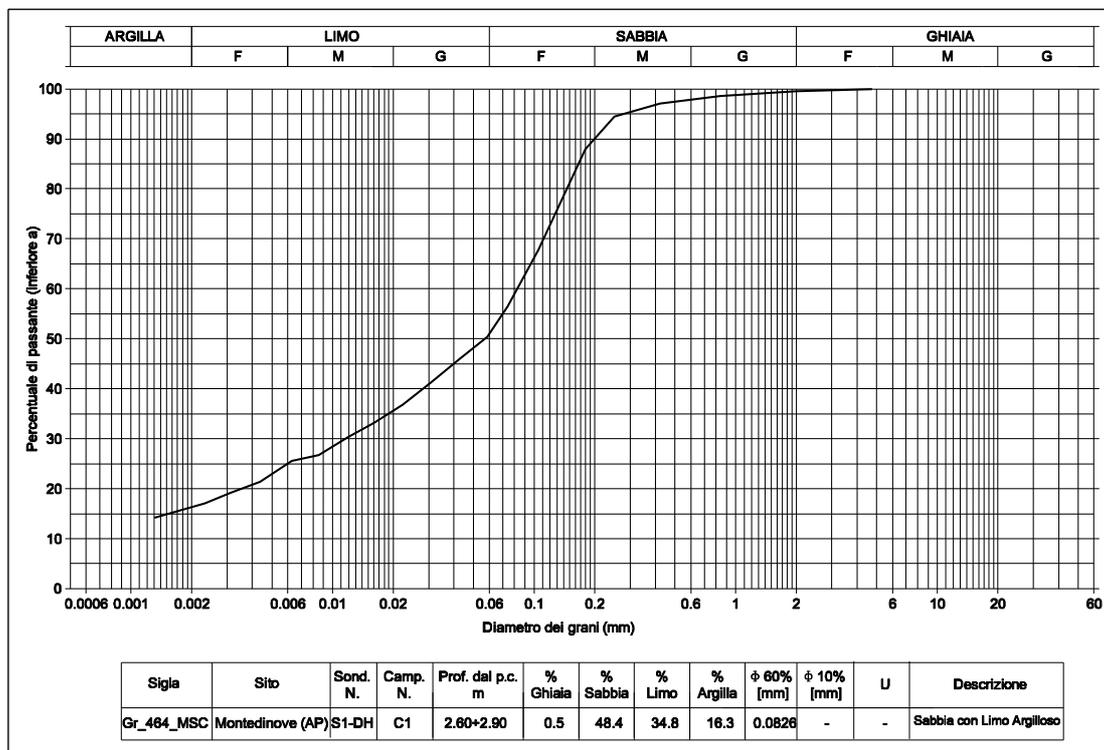
Curva granulometrica relativa al campione di Force (AP).



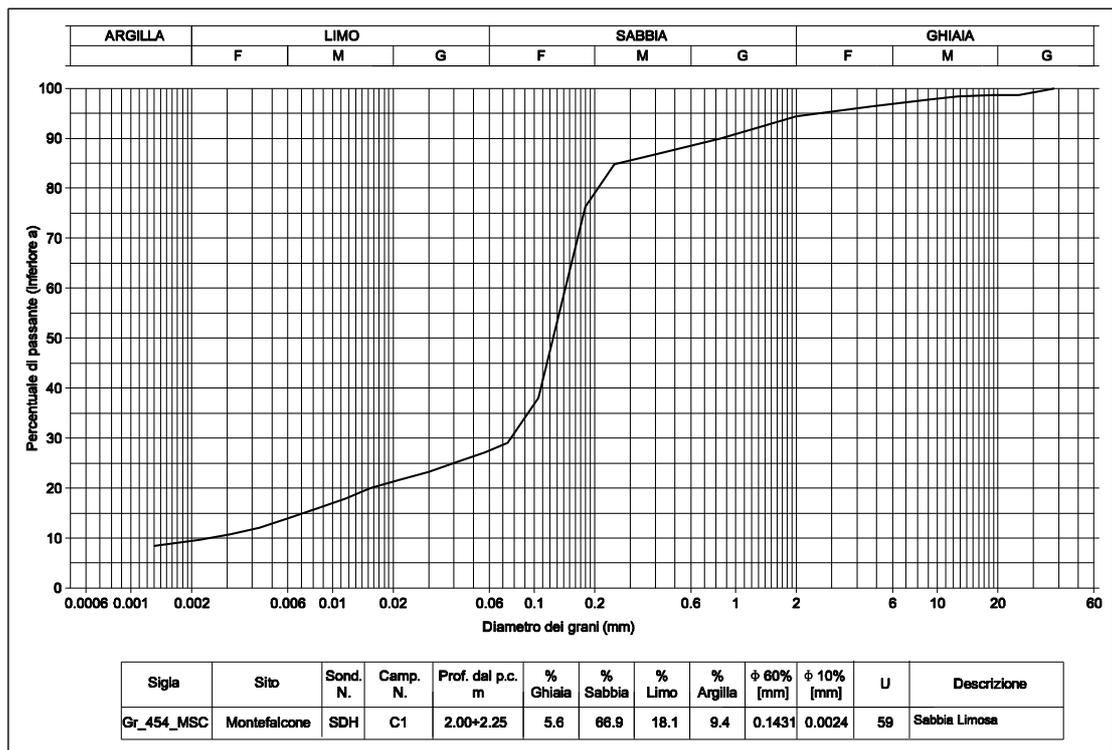
Curva granulometrica relativa al campione di Montalto delle Marche (AP).



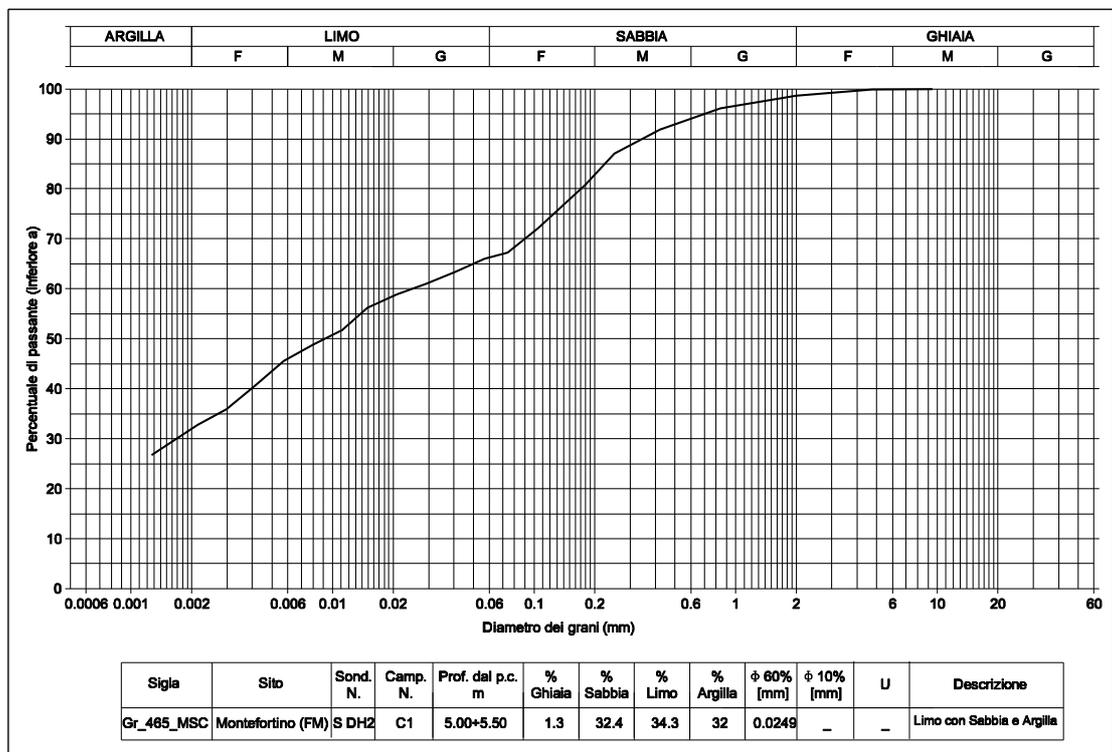
Curva granulometrica relativa al campione di Monte Rinaldo (FM).



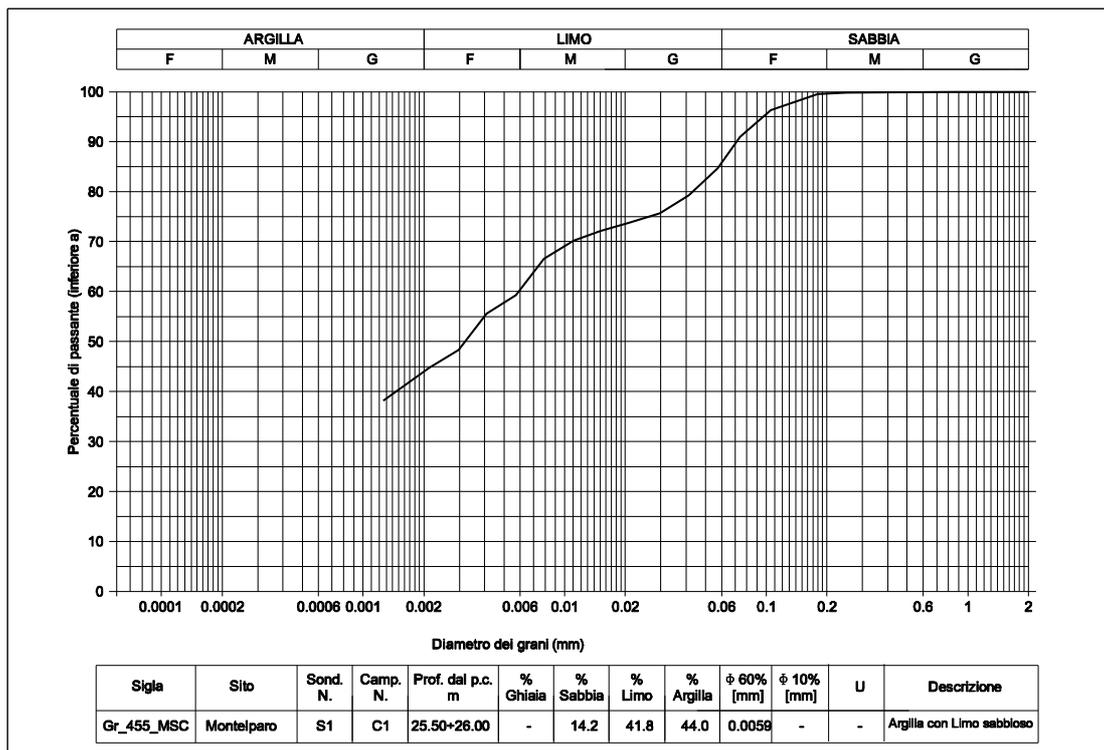
Curva granulometrica relativa al campione di Montedinove (AP).



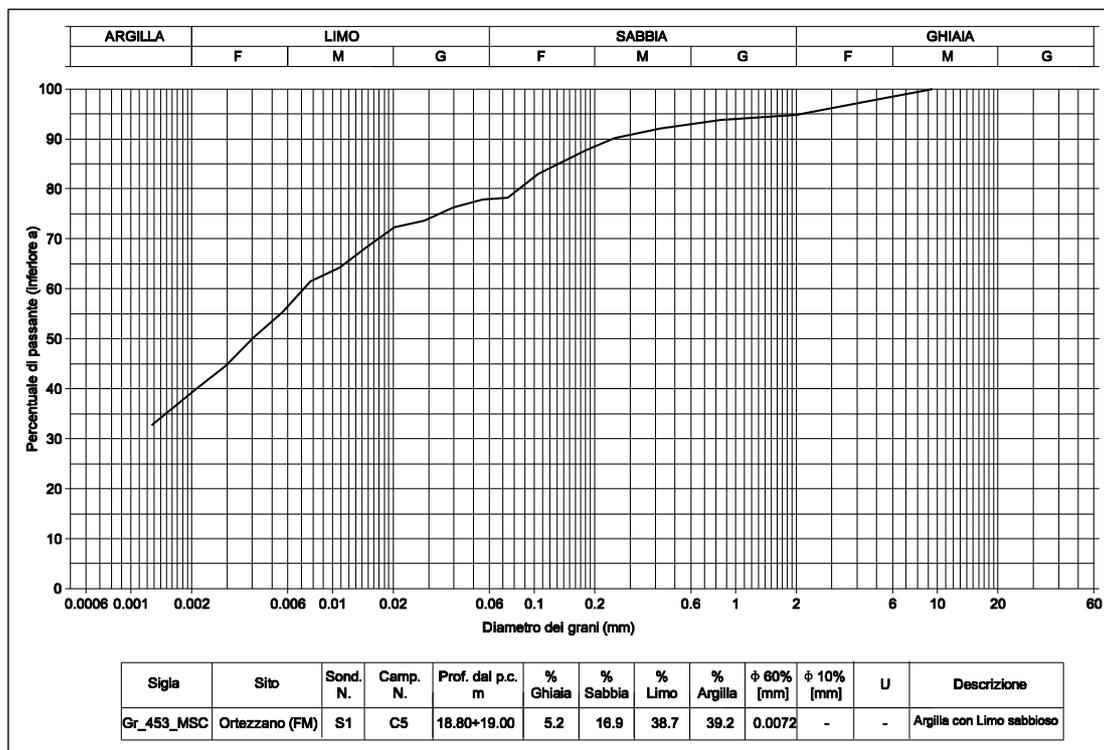
Curva granulometrica relativa al campione di Montefalcone Appennino (AP).



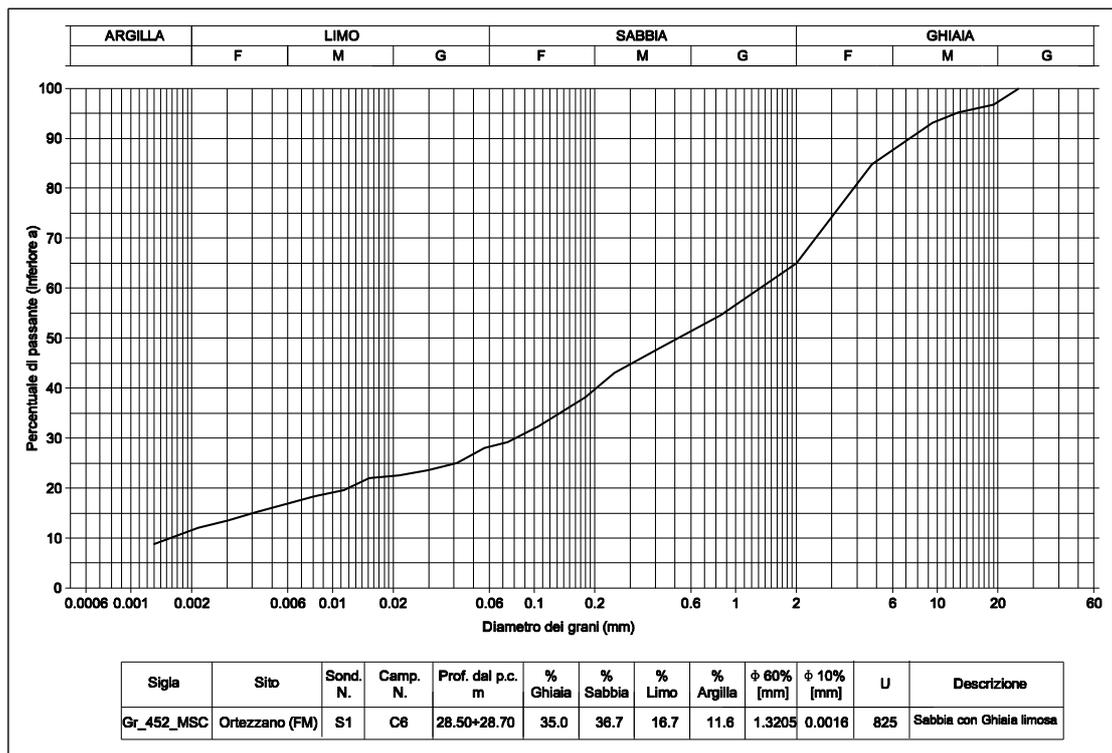
Curva granulometrica relativa al campione di Montefortino (FM).



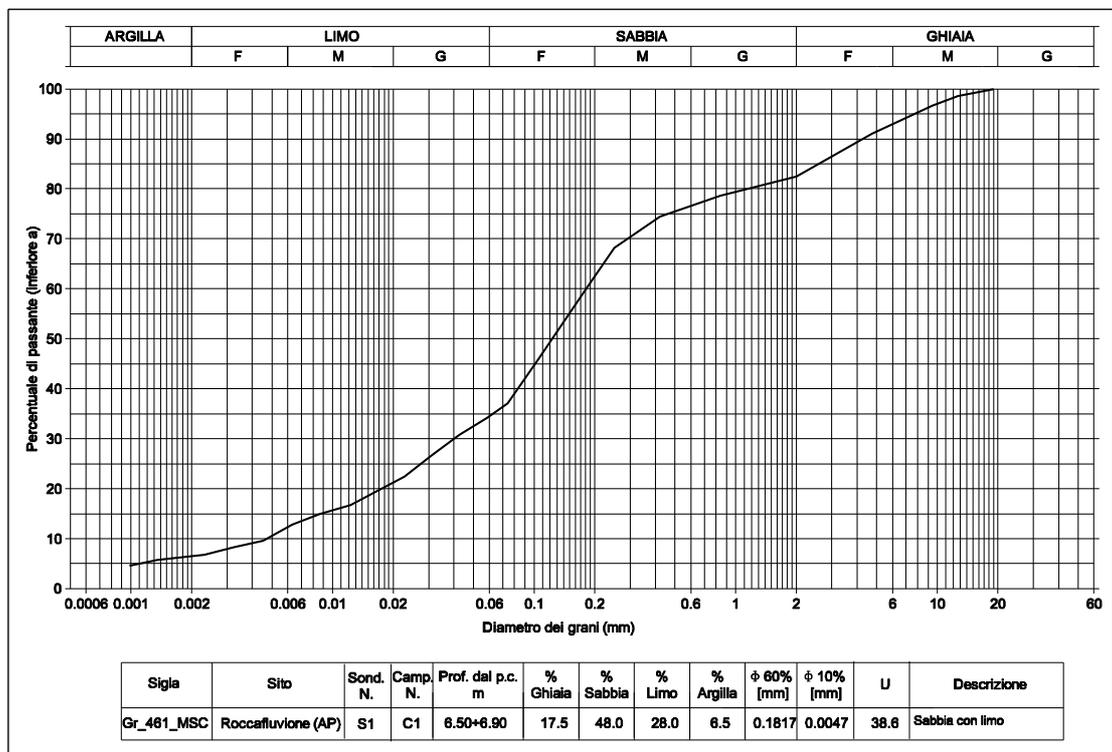
Curva granulometrica relativa al campione di Montelparo (FM).



Curva granulometrica relativa al campione di Ortezzano (FM), sondaggio S1, campione C5.

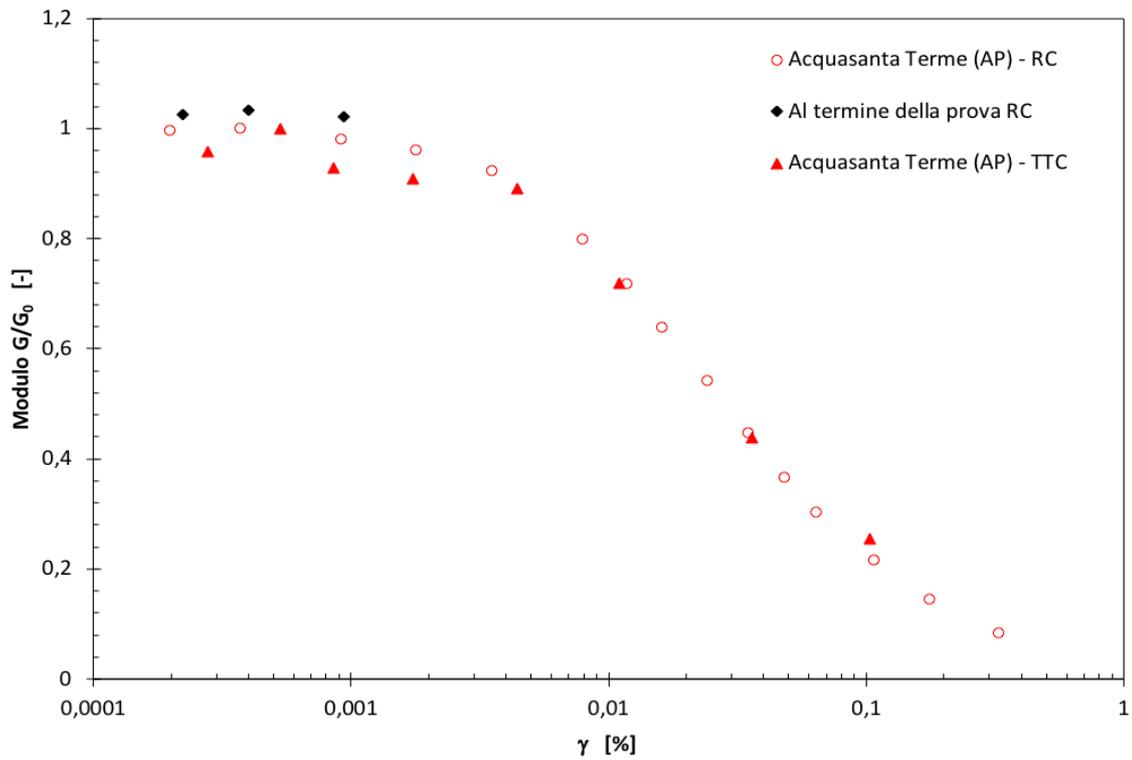


Curva granulometrica relativa al campione di Ortezzano (FM), sondaggio S1, campione C6.

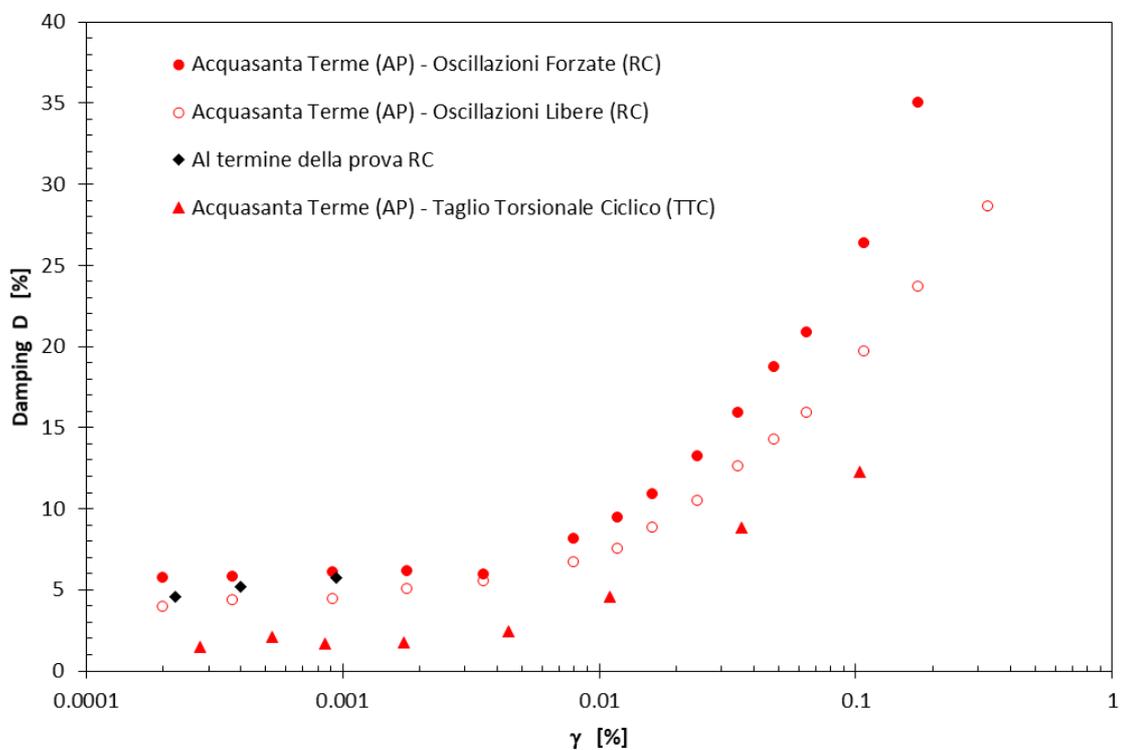


Curva granulometrica relativa al campione di Roccafluvione (AP).

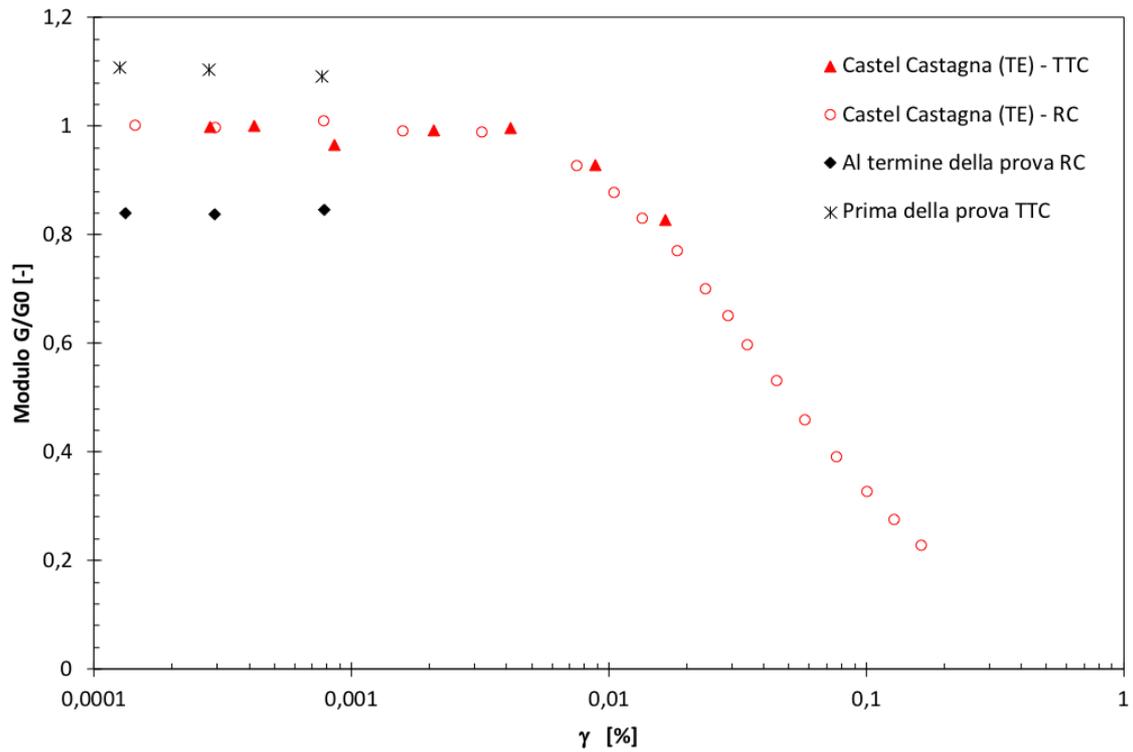
Appendice B – Curve di variazione delle proprietà dinamiche di laboratorio dei terreni esaminati.



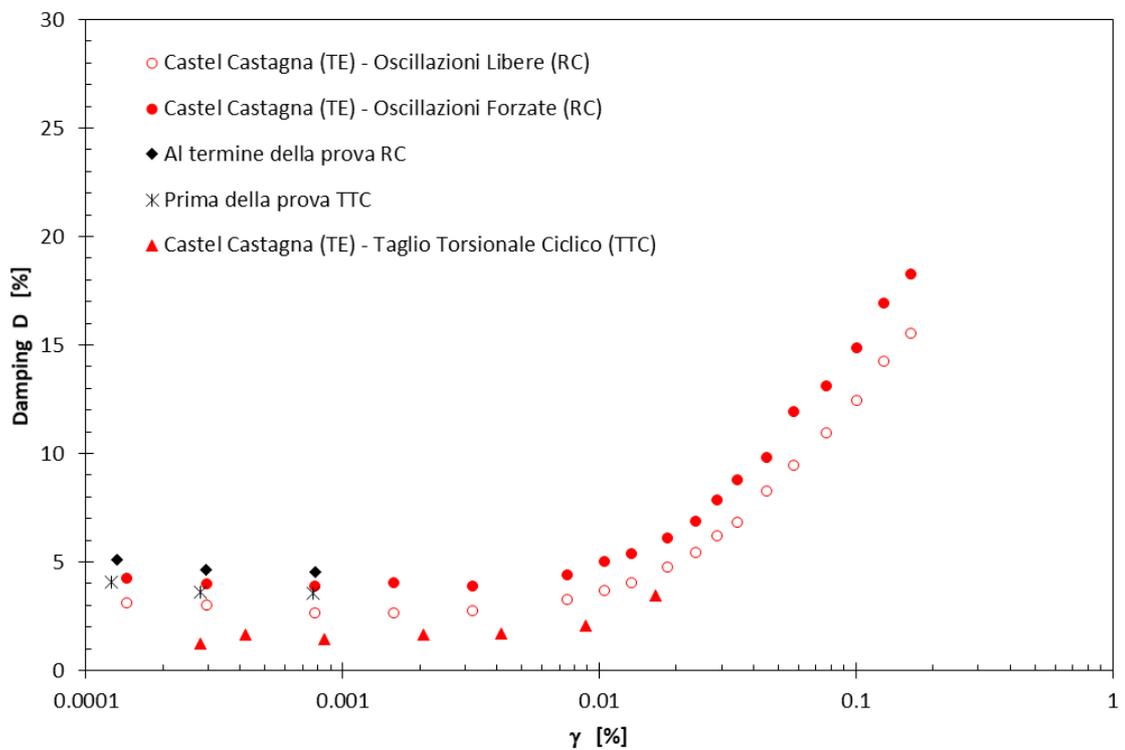
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Acquasanta Terme (AP).



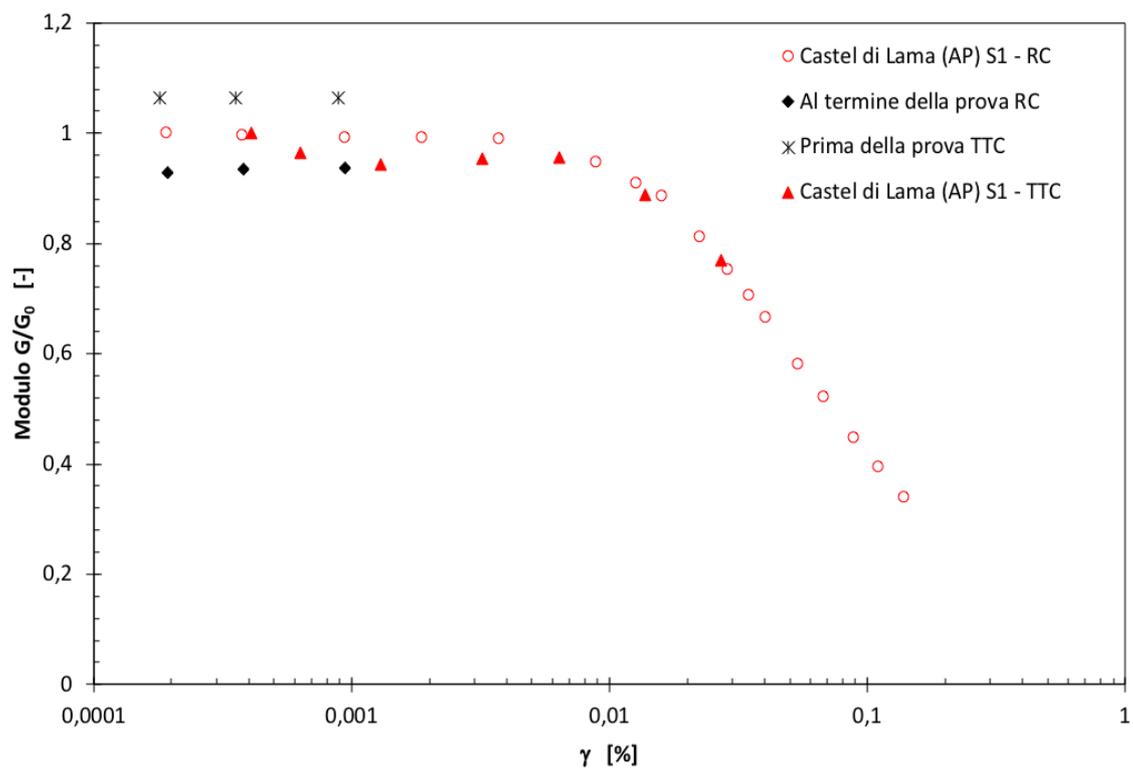
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Acquasanta Terme (AP).



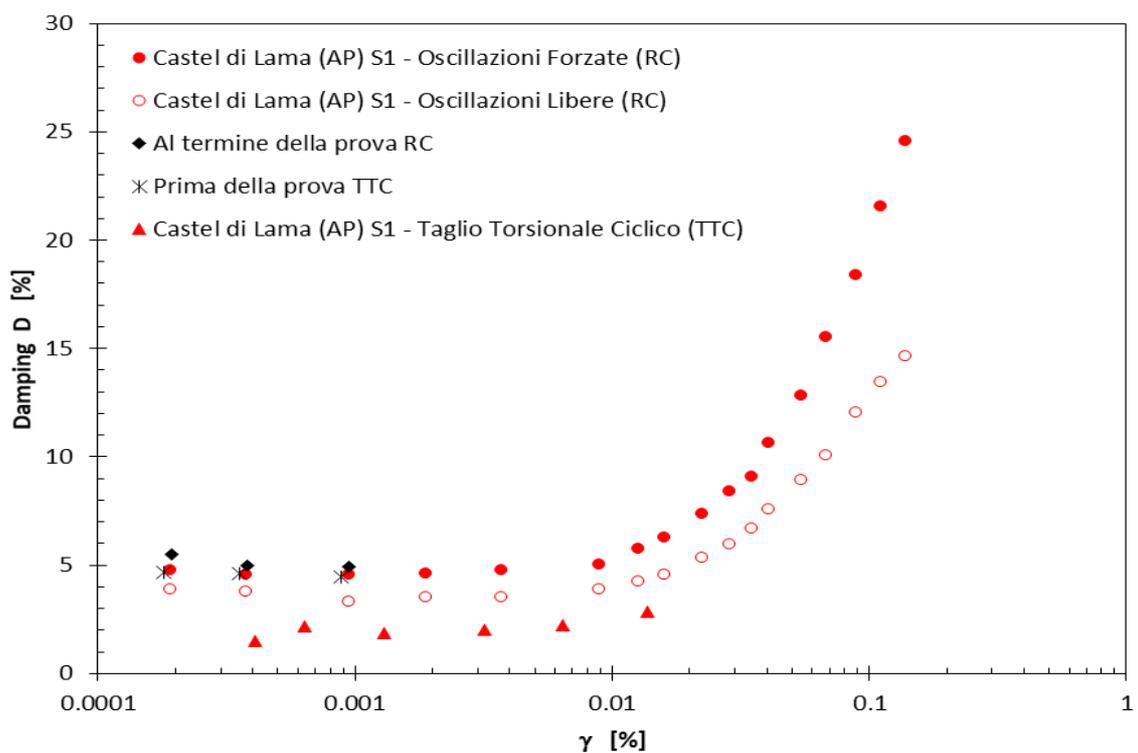
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Castel Castagna (TE).



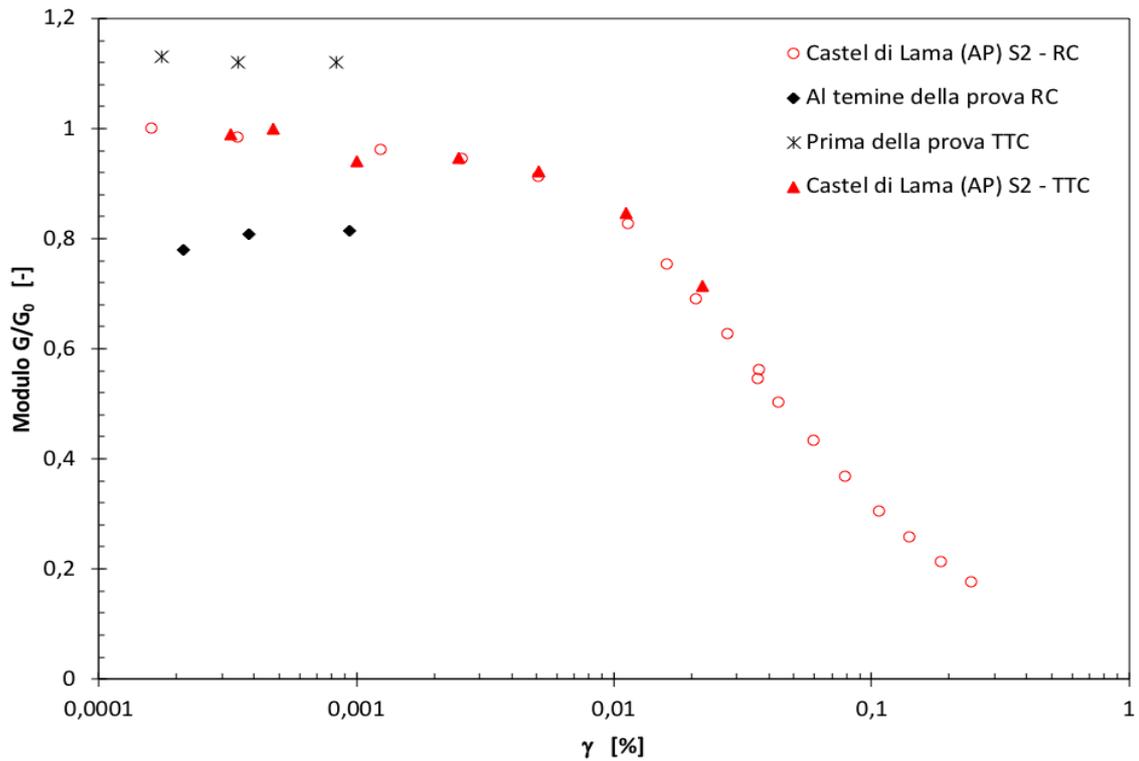
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Castel Castagna (TE).



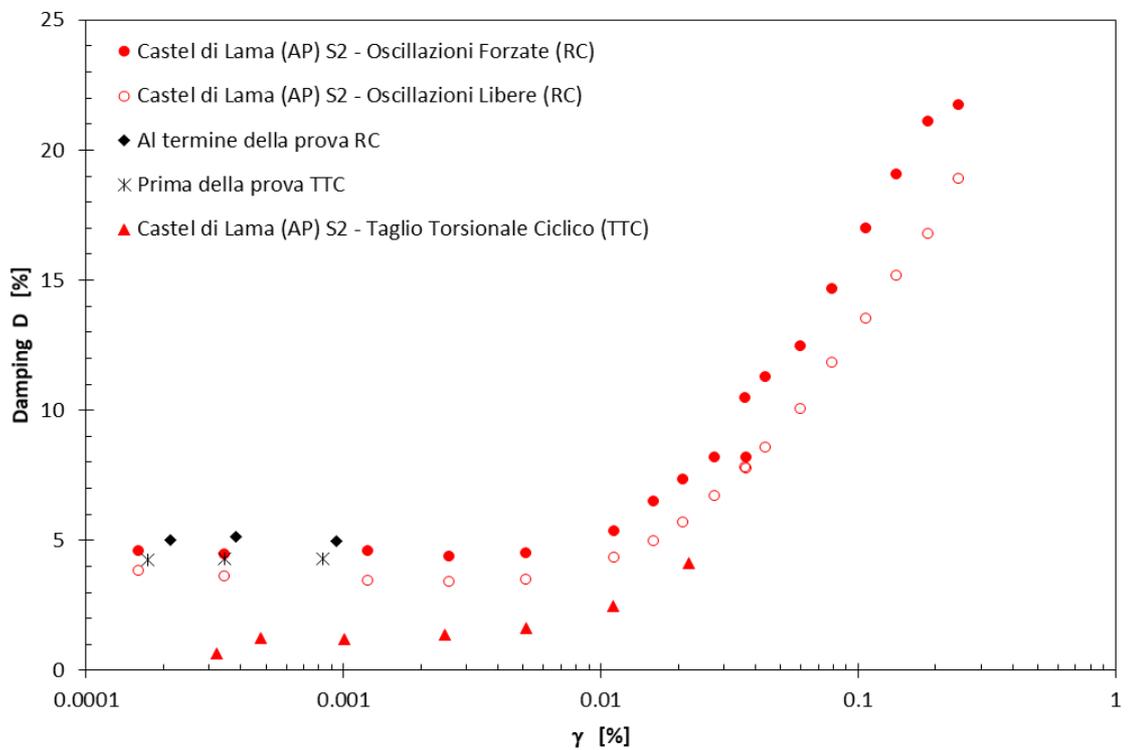
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Castel di Lama (AP), sondaggio 1.



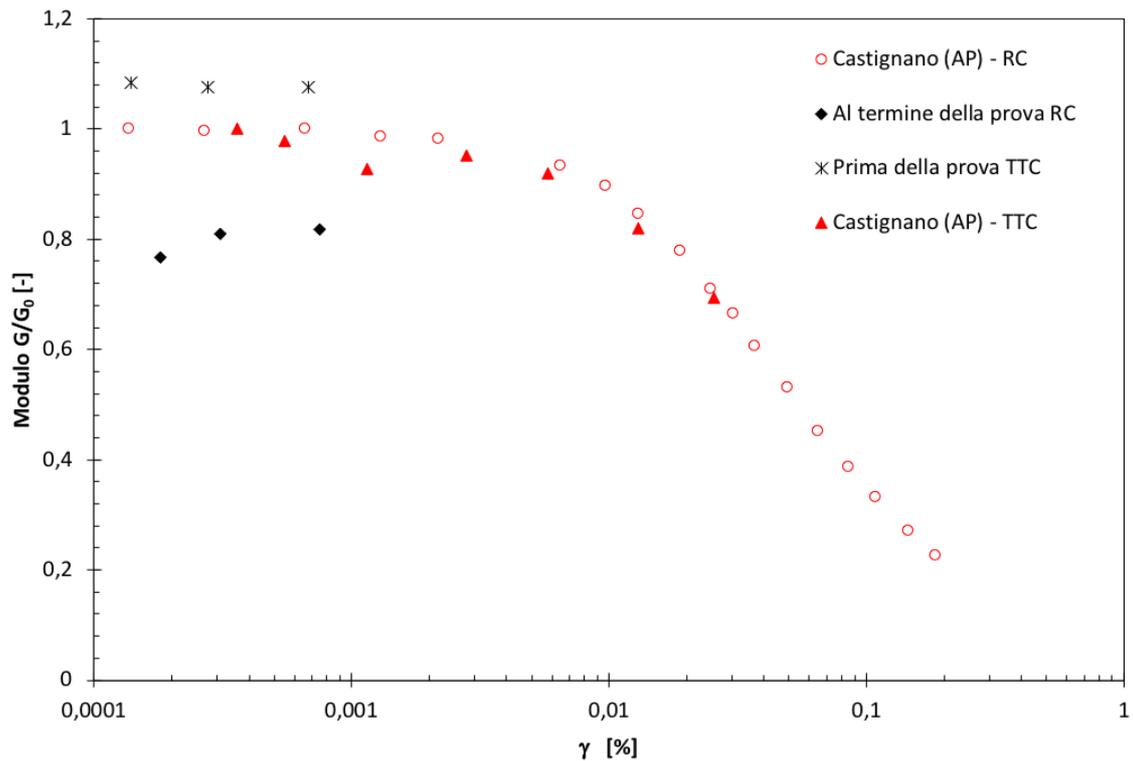
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Castel di Lama (AP), sondaggio 1.



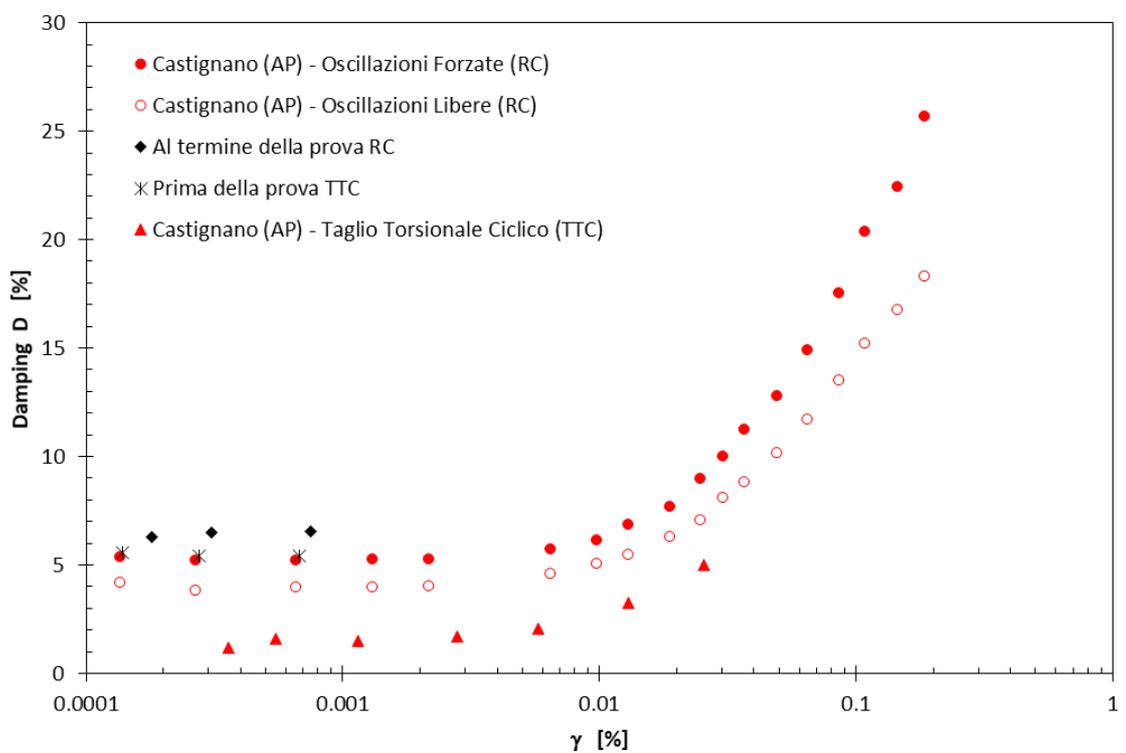
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Castel di Lama (AP), sondaggio 2.



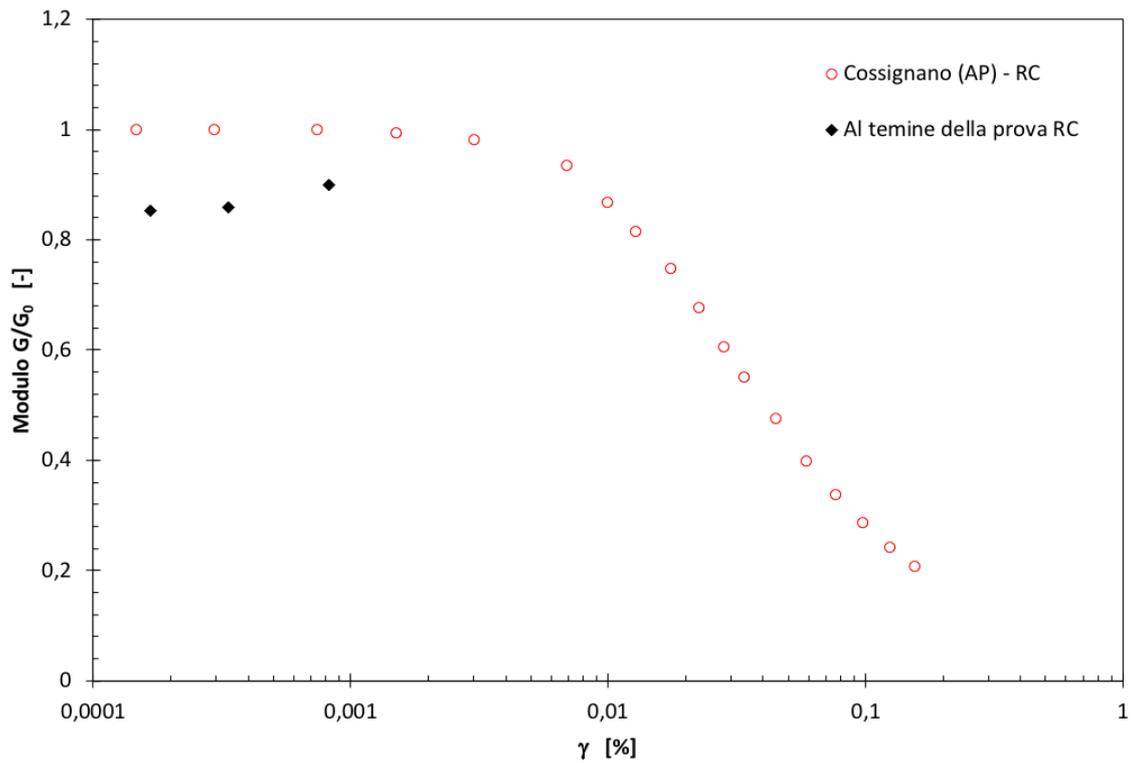
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Castel di Lama (AP), sondaggio 2.



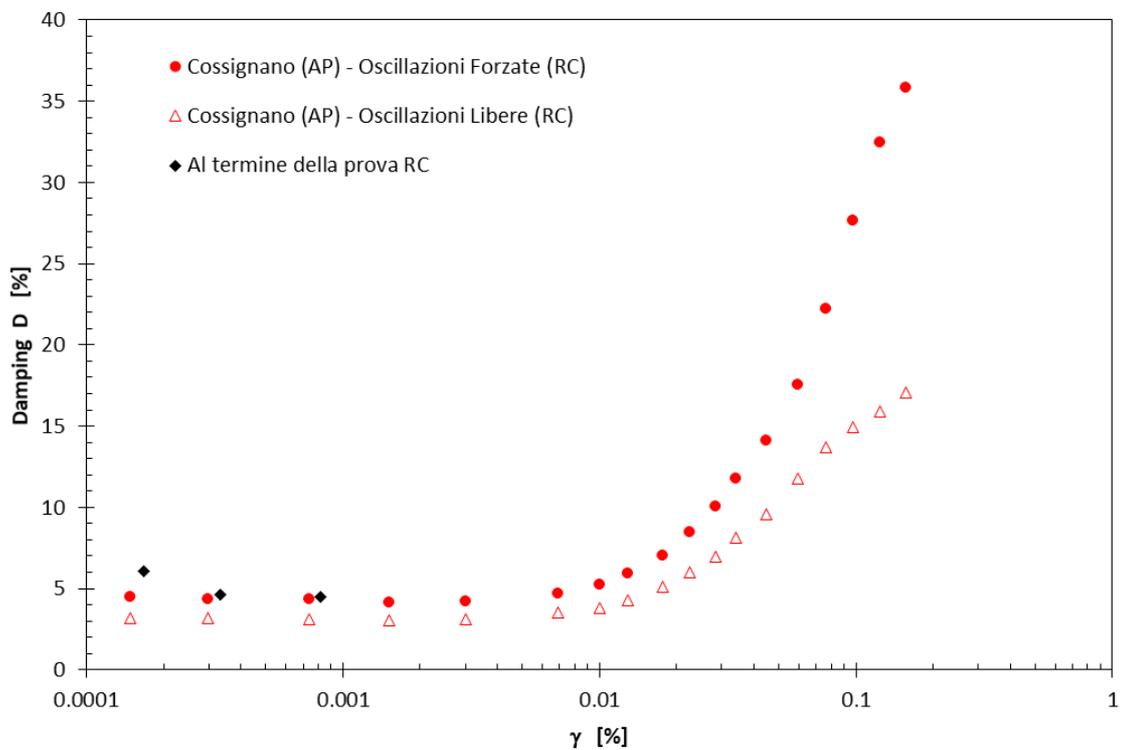
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Castignano (AP).



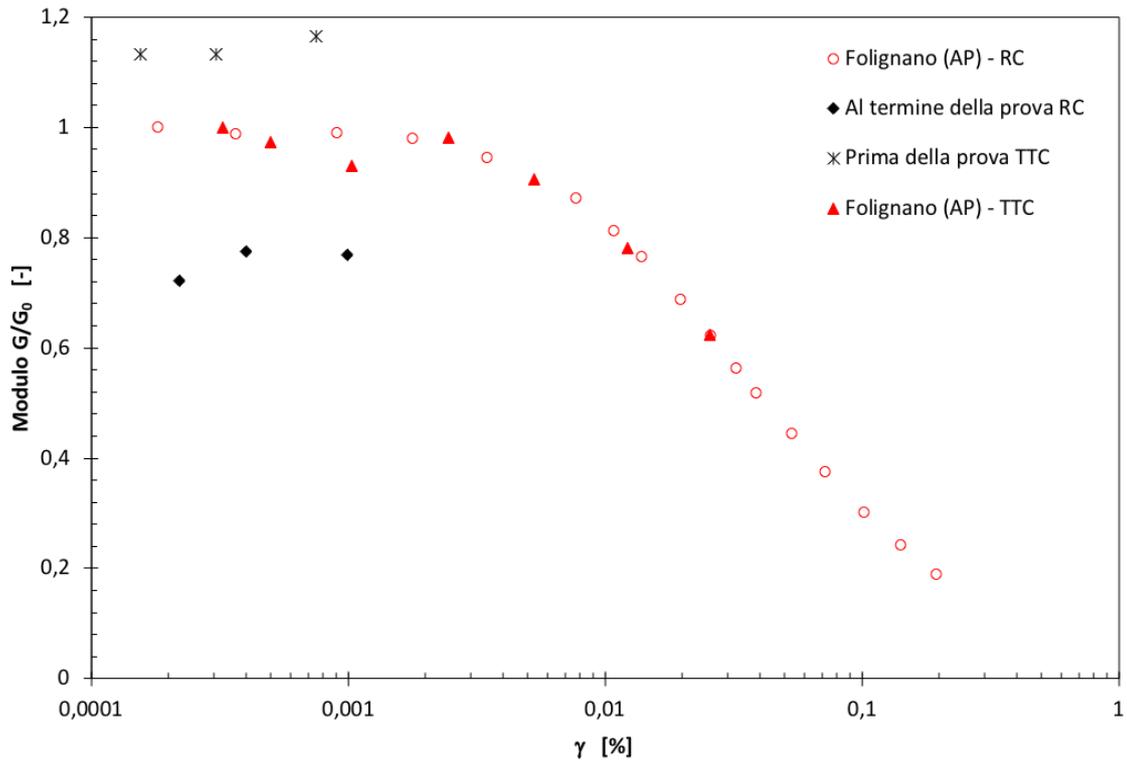
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Castignano (AP).



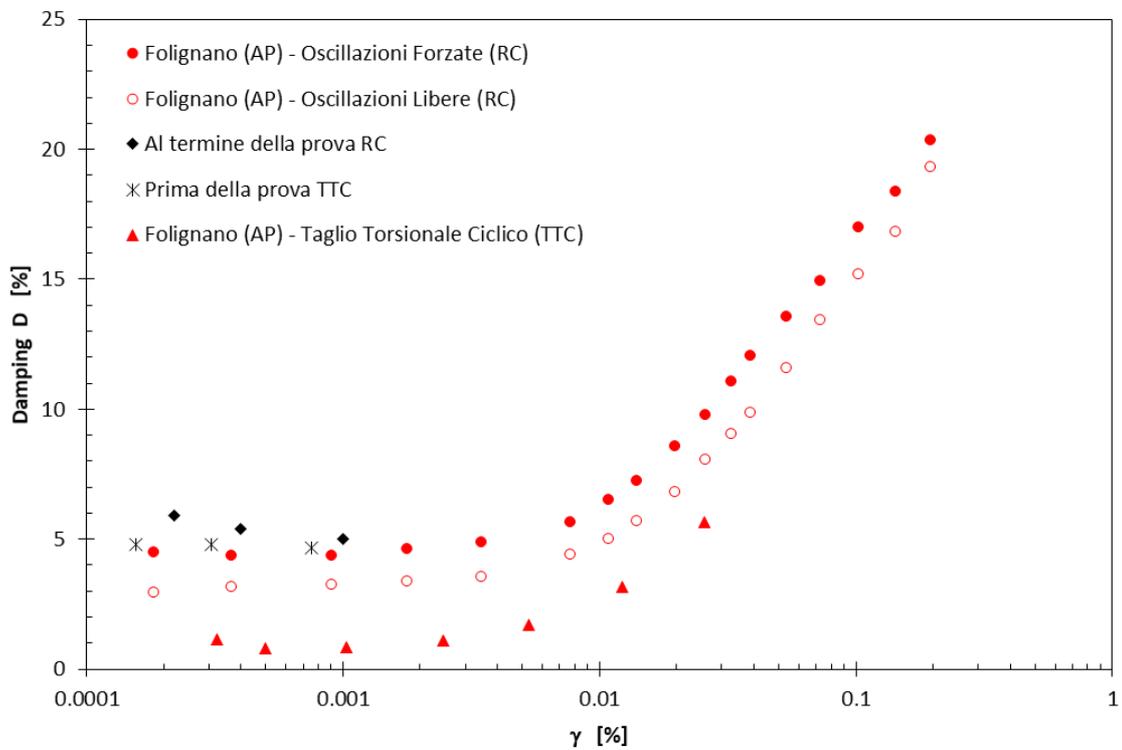
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Cossignano (AP).



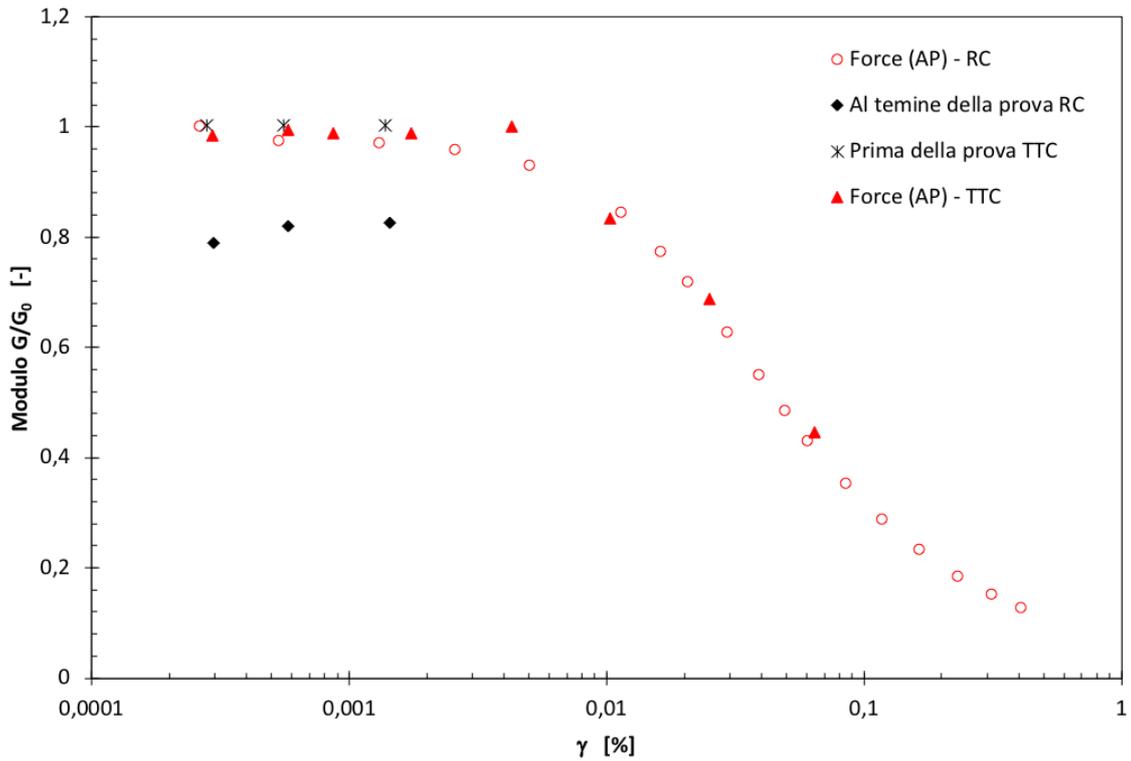
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Cossignano (AP).



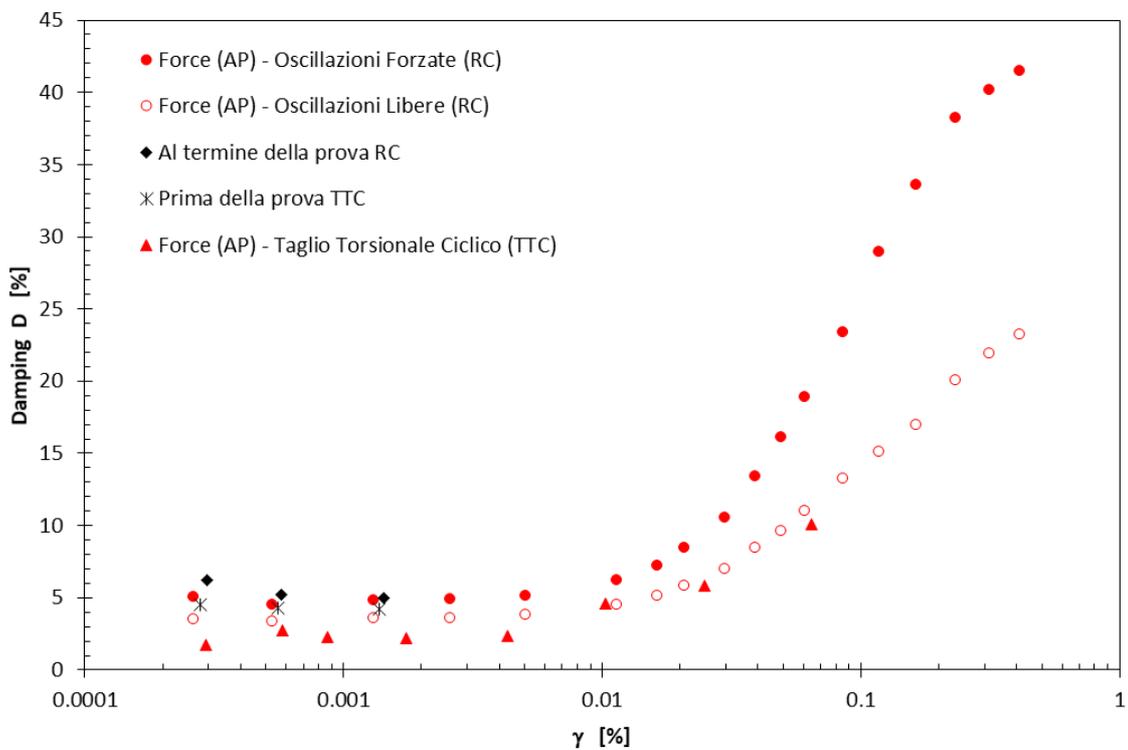
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Folignano (AP).



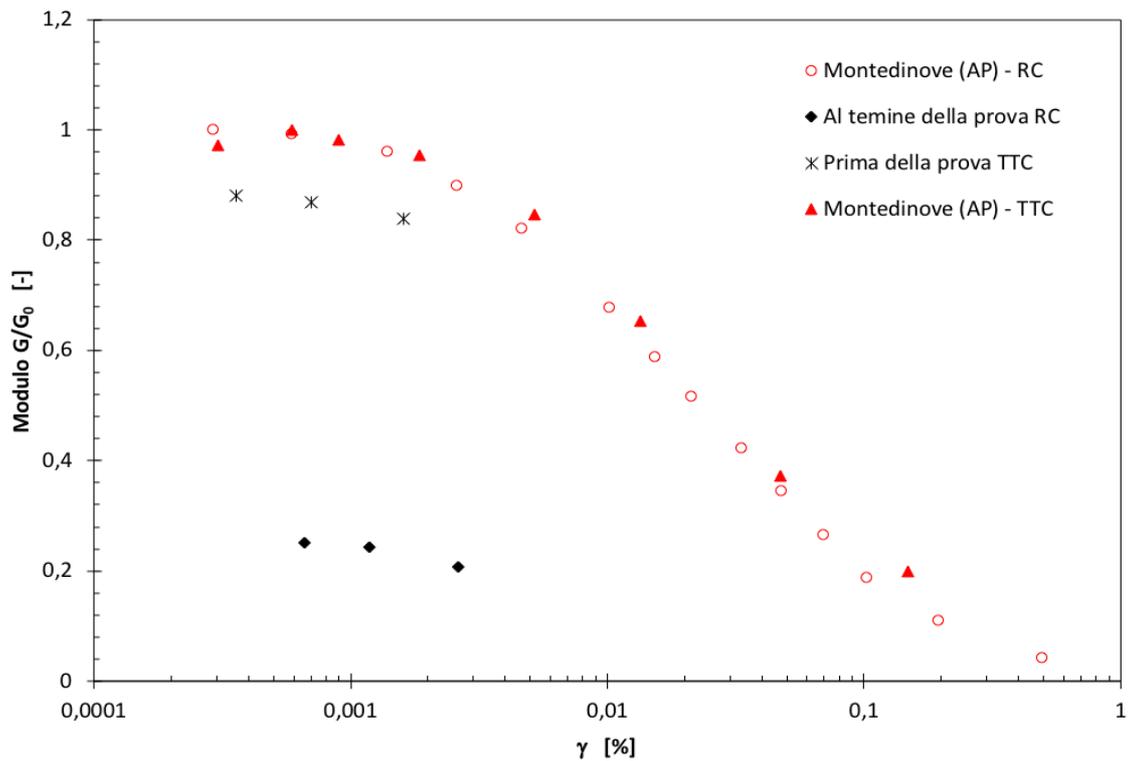
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Folignano (AP).



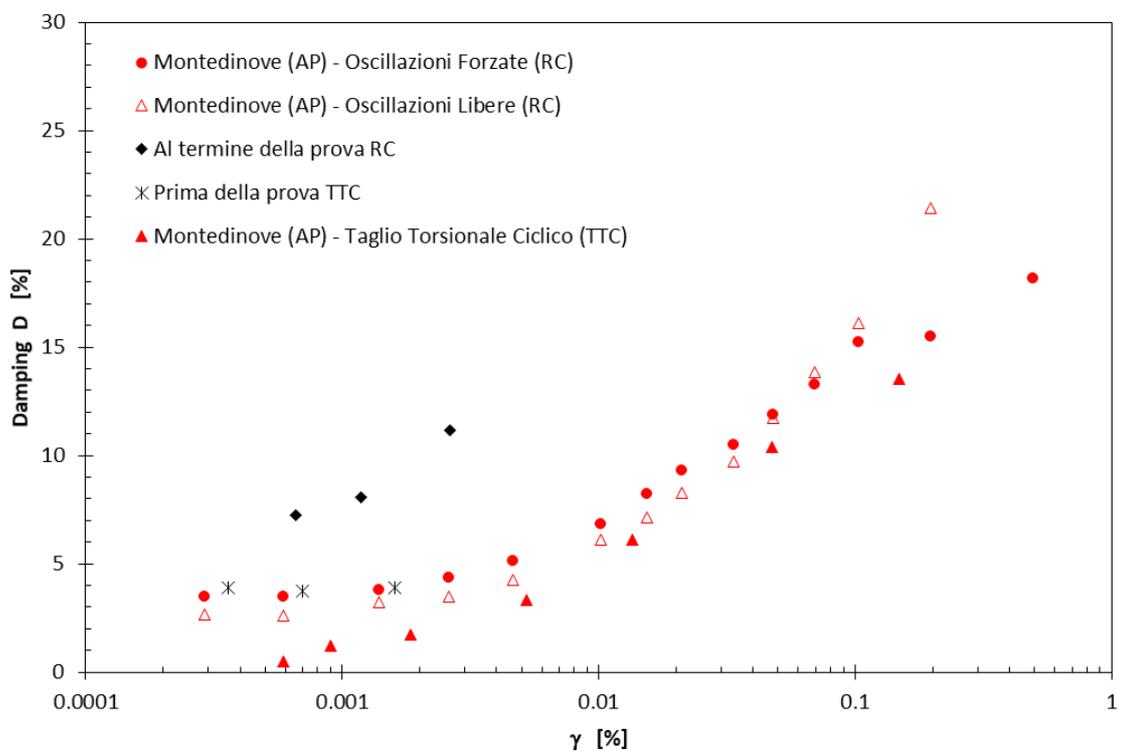
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Force (AP).



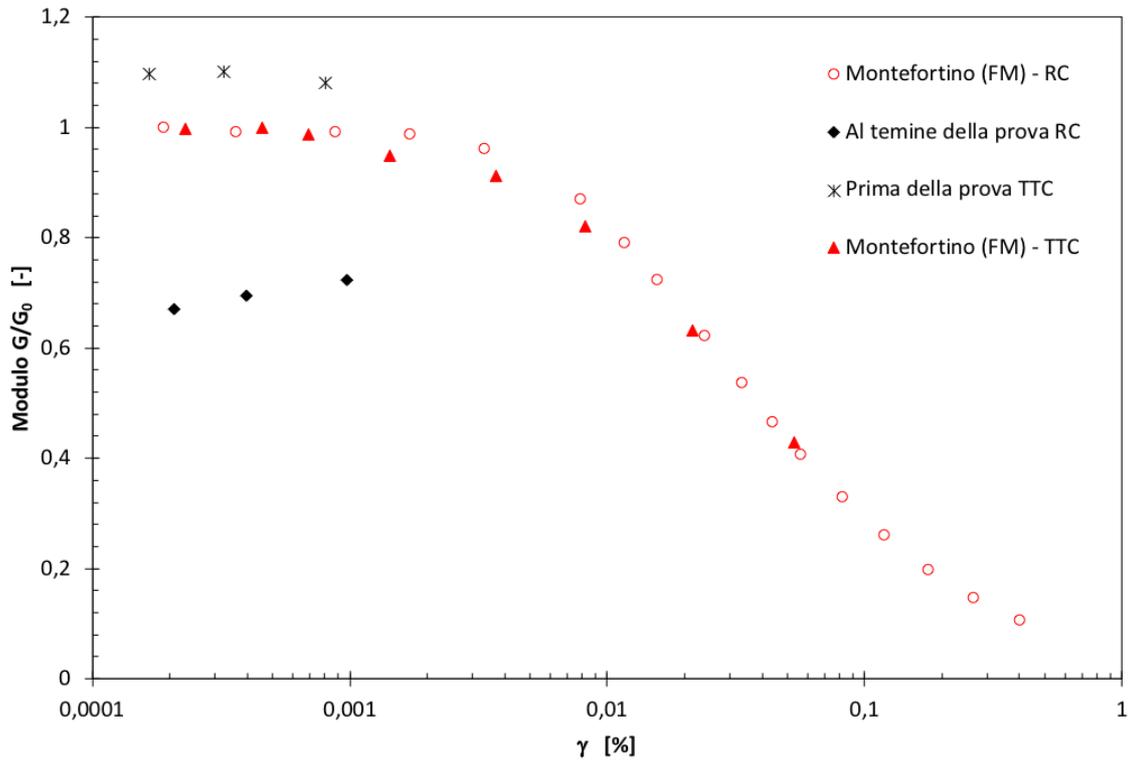
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Force (AP).



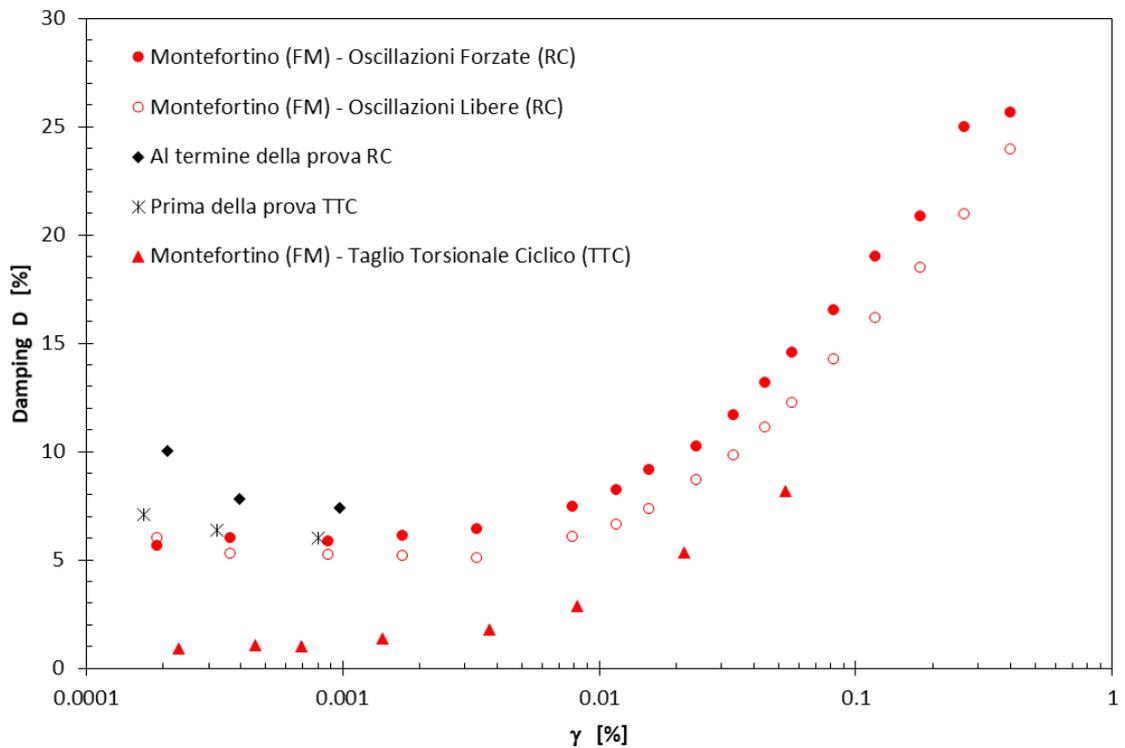
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Montedinove (AP).



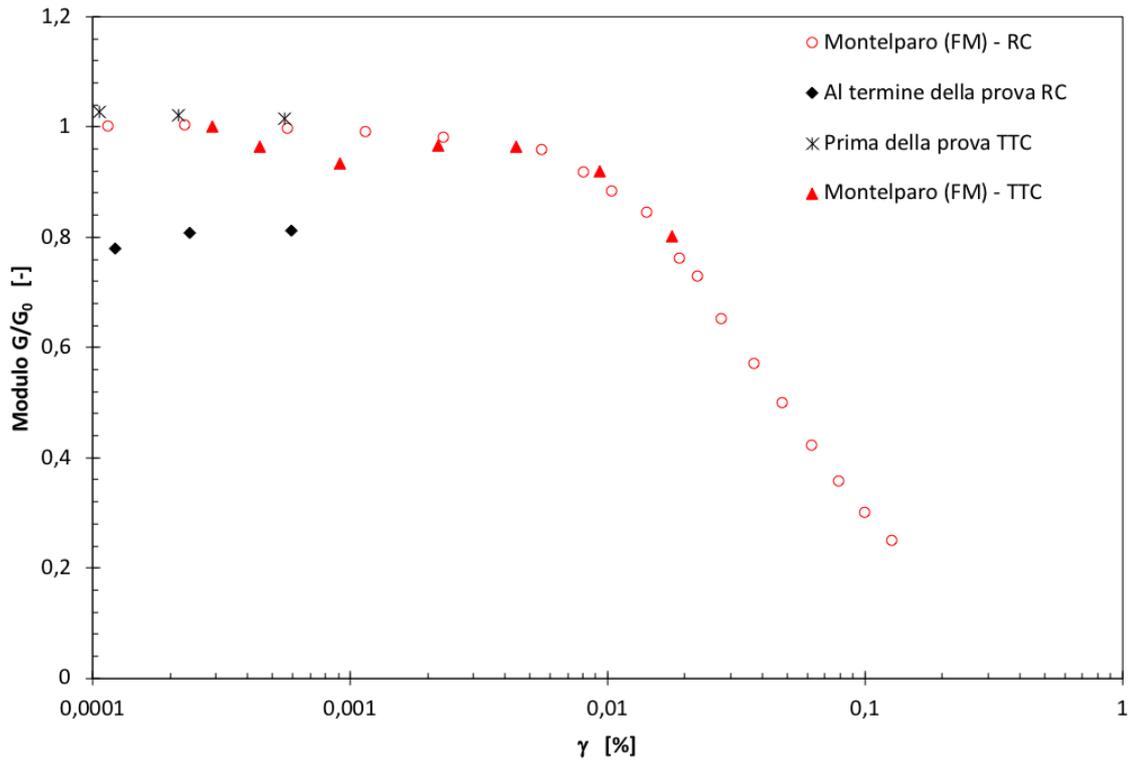
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Montedinove (AP).



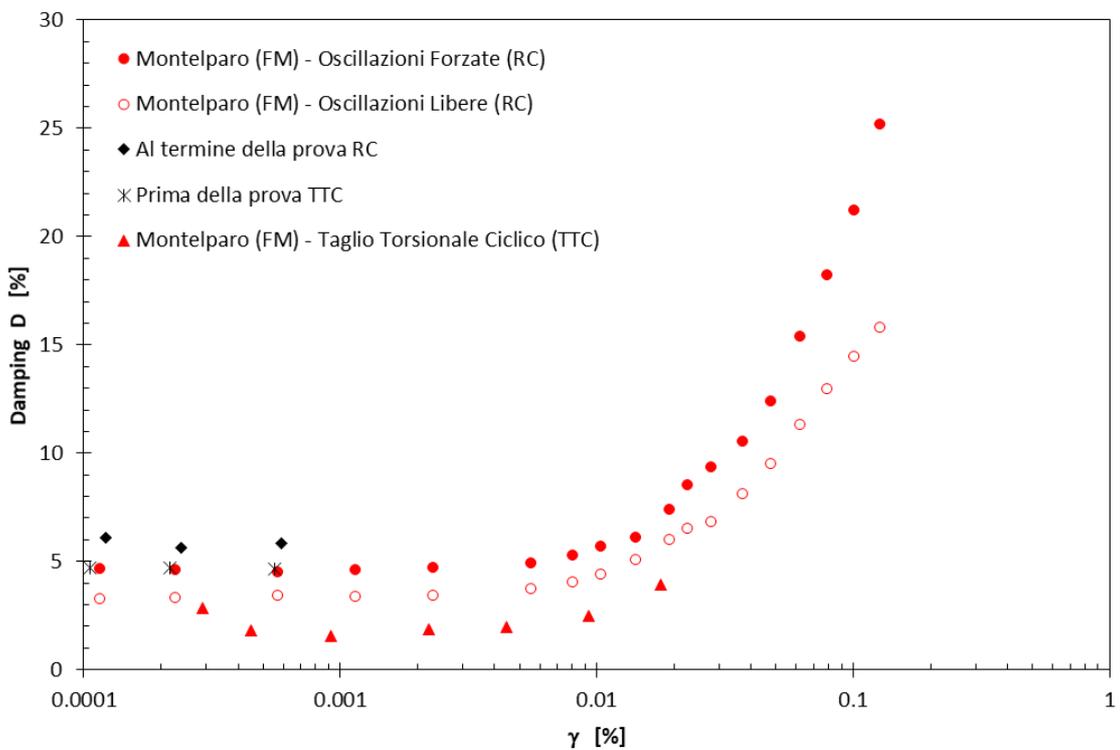
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Montefortino (FM).



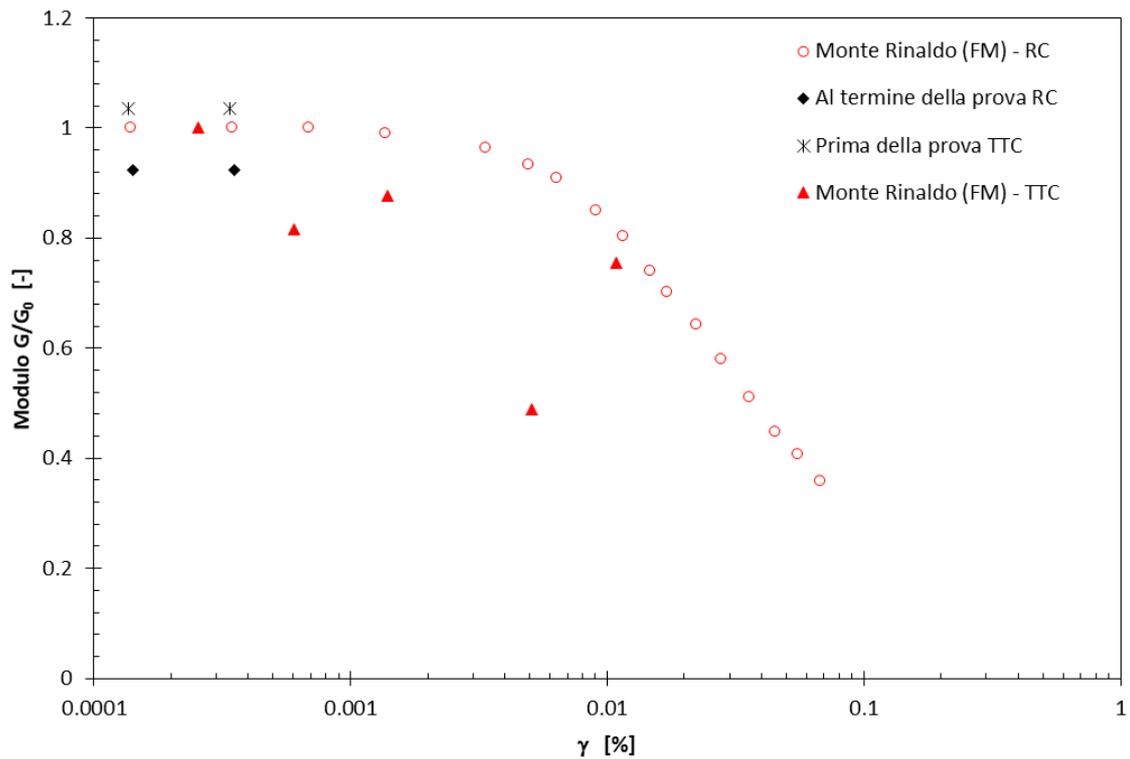
Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Montefortino (FM).



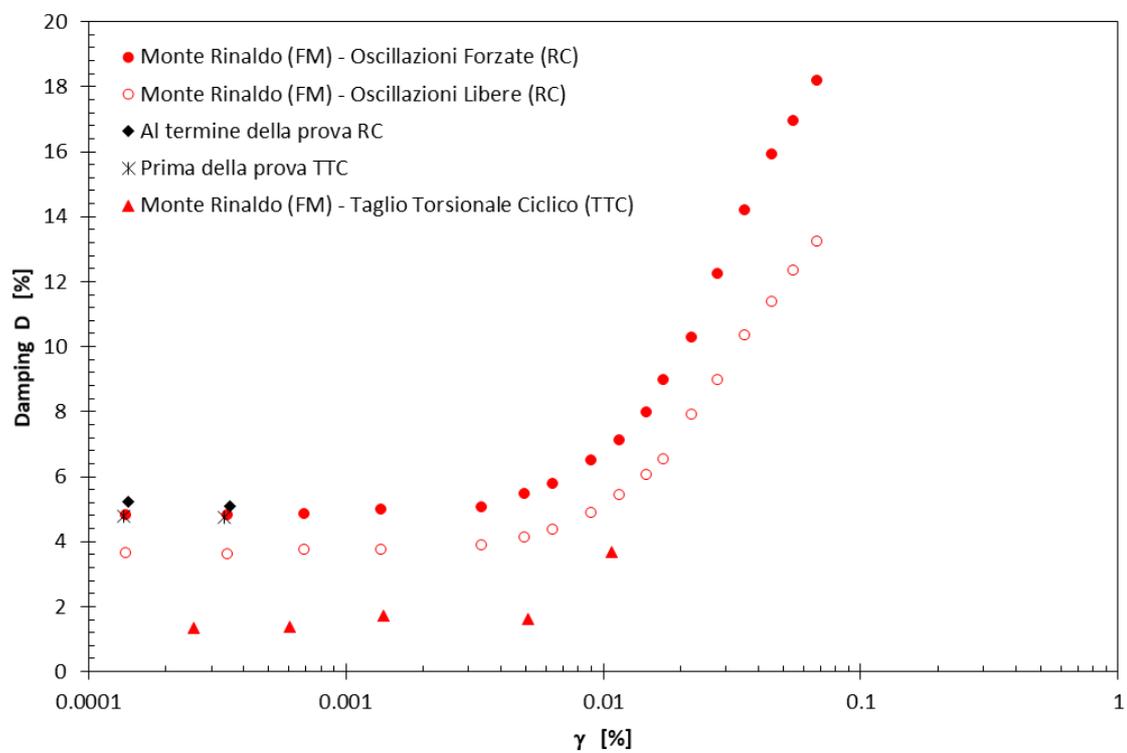
Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Montelparo (FM).



Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Montelparo (FM).



Curve di variazione del modulo di taglio adimensionale relative al comune di Monte Rinaldo (FM).



Curve di variazione del rapporto di smorzamento relative al comune di Monte Rinaldo (FM).

Ringraziamenti

Finalmente il momento che aspettavo da tanto tempo è arrivato, quel momento di cui conoscevo solo l'idea fino ad ora. Davvero tante persone mi hanno accompagnata sino a questo punto.

Ringrazio innanzitutto i miei genitori, la mia ancora, il mio rifugio. Mia sorella che mi è sempre stata vicina, nei momenti più belli ma soprattutto in quelli più complicati. Mio fratello, che ha sempre fatto sentire la sua presenza e il suo appoggio ogni volta che ne avevo bisogno. Ringrazio i miei nipoti perchè con un solo sorriso o con una sola parola sono stati sempre capaci di far svanire in un momento qualsiasi preoccupazione.

Un 'grazie' agli amici di una vita, rimasti accanto a me dall'inizio del mio percorso fino ad ora. Ringrazio anche quelli di passaggio che nel loro piccolo mi hanno aiutata a crescere e mi hanno fatto capire che c'è bisogno di tenere gli occhi aperti e non dare il cuore a chiunque, che non tutti lo meritano. Ringrazio tutti gli amici che ho conosciuto qui, con cui ho condiviso questi fantastici anni tra risate, feste, giornate di studio e lunghe chiacchierate. Spero continueranno a far parte della mia vita e di affrontare ciò che il futuro ci riserverà, insieme.

Ringrazio Edoardo, il mio migliore amico, la metà di me, quella persona che è cresciuta con me e che mi ha aiutata a maturare, c'è sempre stato, mi sa ascoltare anche stando lontani. Mi da un senso di sicurezza indescrivibile da sempre. Grazie a lui che nei momenti difficili mi ha aiutata a tranquillizzarmi. Quindi oggi è anche grazie a te se sono finalmente riuscita a realizzare il mio sogno.

Chiara, lei è stata fondamentale, mi ha aiutata a non demordere quando tutto sembrava insormontabile. Tutto ciò che abbiamo condiviso non si può descrivere a parole. Una volta partita, è stato come se avessi perso la mia bussola. È stata il mio punto fermo sin dal primo istante. Ho avuto bisogno di tanta forza di volontà per ricominciare da capo senza un pezzo di quella che era stata la mia vita da due anni a quella parte.

Ringrazio me stessa per essere quella che sono, per aver trovato la forza in ogni cosa, per non aver mollato mai anche quando i "non ce la faccio" erano superiori dei "ci provo". Ringrazio la mia testardaggine, la mia tenacia, la mia determinazione, perché da quando ho lasciato la mia città per trasferirmi a Torino mi sono aggrappata ai miei sogni con le unghie e con i denti e mi sono detta "ce la farò!". Mi ringrazio per aver imparato a stare bene, ad essere forte ma a rimanere me stessa.

Torino

19/03/2018