

Università degli Studi di Napoli Federico II



DOTTORATO DI RICERCA IN INGEGNERIA GEOTECNICA (XXV CICLO)

*COORDINATORE:
Prof. Ing. CLAUDIO MANCUSO*

*ANALISI DELLA RISPOSTA SISMICA LOCALE IN PRESENZA
DI MORFOLOGIE COMPLESSE DI SOTTOSUOLO:
IL CASO DI CASTELNUOVO(AQ)*

Napoli, 2 Aprile 2013

DOTTORANDO:

Luigi Landolfi

TUTORI::

prof. Francesco Silvestri
prof.ssa Anna d'Onofrio

SOMMARIO

INTRODUZIONE	I
---------------------	----------

CAPITOLO I

IL CASO DI CASTELNUOVO

I.1	Effetti osservati del terremoto aquilano del 2009	I.2
I.2	Distribuzione del danno e carta di vulnerabilità dell'edificio	I.5
I.3	Inquadramento geologico e geotecnico	I.8
I.3.1	Inquadramento geologico	I.8
I.3.2	Analisi dei terreni e modelli derivati da prove in sito e in laboratorio	I.9
I.4	Risposta sismica locale del colle di Castelnuovo	I.12
I.4.1	Risposta sismica del colle in presenza di cavità	I.16
BIBLIOGRAFIA		I.17

CAPITOLO II

STUDIO PARAMETRICO SUGLI EFFETTI DELLE CAVITÀ

II.1	Disamina della letteratura reperita	II.1
II.1.1	Metodi analitici	II.1
II.1.2	Studi numerici	II.3
II.2	Studio parametrico preliminare	II.26
II.2.1	Modello di sottosuolo	II.26
II.2.2	Caratteristiche dei materiali	II.27
II.2.3	Dimensione delle cavità e relativo ricoprimento	II.28
II.2.4	Discretizzazione della mesh	II.29
II.2.5	Modellazione delle frontiere	II.30
II.2.6	Input sismico	II.30
II.2.7	Risultati	II.32
II.3	Studio parametrico di dettaglio	II.38
II.3.1	Finalità delle analisi	II.38
II.3.2	Modello di sottosuolo e input sismico	II.39
II.3.3	Analisi con $c/D=1$	II.40
II.3.4	Analisi al variare dello spessore dello strato deformabile	II.44
II.3.5	Analisi relative al ricoprimento c della cavità	II.45
II.3.6	Analisi relative alla forma della cavità	II.46
II.3.7	Analisi in presenza di più cavità	II.47
II.3.8	Analisi nell'ipotesi di riempimento della cavità	II.47
II.3.9	Criteri di rappresentazione dei risultati	II.47
II.3.10	Risultati	II.55
BIBLIOGRAFIA		II.105

CAPITOLO III

CARATTERIZZAZIONE GEOTECNICA DEI LIMI BIANCHI DI CASTELNUOVO

III.1	Studi pregressi	III.1
III.2	Siti di indagine	III.5
III.3	Materiale testato, attrezzature utilizzate e programma delle prove.	III.7
III.4	Compressibilità	III.10
III.5	Comportamento a piccole e medie deformazioni	III.12
III.5.1	Comportamento a piccole deformazioni	III.13
III.5.2	Comportamento a medie deformazioni	III.16
III.6	Stato critico	III.18
III.6.1	Prove drenate (CID)	III.18
III.6.2	Prove non drenate (CIU)	III.21
III.7	Modellazione del comportamento a piccole e medie deformazioni finalizzata alle analisi numeriche	III.26
III.7.1	Legge di variazione di G_0 con la tensione media efficace p' .	III.26
III.7.2	Curve $G(\gamma)$ e $D(\gamma)$ interpretate con un modello tipo sigmoide.	III.28
	BIBLIOGRAFIA	III.31

CAPITOLO IV

IL MOTO SISMICO DI RIFERIMENTO

IV.1	Evento del 6 Aprile del 2009	IV.1
IV.2	Ricostruzione del moto sismico al sito di Castelnuovo	IV.1
IV.2.1	Scelta della stazione per l'acquisizione dell'accelerogramma	IV.1
IV.2.2	Analisi degli accelerogrammi relativi all'evento del 6 Aprile 2009 regi-strati in AQG	IV.2
IV.2.3	Deconvoluzione del segnale registrato in AQG	IV.4
IV.2.4	Ricostruzione del segnale sismico al sito di Castelnuovo	IV.9
IV.3	Input sismico per l'analisi di risposta sismica del colle di Castelnuovo	IV.15
	BIBLIOGRAFIA	IV.18

CAPITOLO V

ANALISI DI RISPOSTA SISMICA LOCALE SU MODELLO 3D DEL COLLE DI CASTELNUOVO.

V.1	Obiettivi ed organizzazione delle analisi	V.1
V.2	Costruzione del modello geometrico tridimensionale.	V.3
V.2.1	Il modello geometrico del colle	V.3
V.2.2	Rappresentazione dell'insieme di cavità ipogee	V.8
V.3	Il modello numerico	V.10
V.3.1	Discretizzazione del modello geometrico tridimensionale	V.10
V.3.2	Materiali del modello numerico	V.14
V.3.3	Modello del comportamento meccanico sotto azioni	

	dinamiche	V.16
V.3.4	Condizioni al contorno	V.17
V.4	Validazione del modello numerico.	V.19
V.5	Analisi con accelerogramma reale	V.25
V.5.1	Analisi in ipotesi di materiali a comportamento visco-elastico li-neare	V.25
V.5.2	Effetti della non linearità	V.31
V.5.3	Analisi su modello completo: effetti delle deformazioni in corrispondenza delle cavità	V.40
BIBLIOGRAFIA		V.44

CONCLUSIONI

INTRODUZIONE

A seguito dell'evento sismico della conca aquilana del 6.IV.2009, il centro abitato di Castelnuovo (comune di S. Pio delle Camere) distante oltre 20km dall'epicentro, ha mostrato risentimenti associabili ad una intensità macrosismica IX-X (Camassi et al., 2009). L'intenso danneggiamento trova giustificazione nella particolare risposta sismica del colle su cui sorge l'edificato, così come nella vulnerabilità dello stesso.

Un primo approfondito studio della risposta sismica del colle di Castelnuovo, eseguito in ambito di micro-zonazione dell'area aquilana, ha evidenziato che gli effetti di amplificazione topografica e stratigrafica agiscono in intervalli di frequenza differenti, in misura tale da poter essere distinti semplicemente in base alla scelta del parametro di quantificazione dello scuotimento in superficie (Lanzo et al. 2011). Nello specifico, gli effetti di amplificazione topografica sono evidenti solo negli andamenti del fattore di amplificazione dell'intensità di Housner calcolata integrando la pseudo-velocità spettrale nell'intervallo di periodi $T=0.7-1.3s$, in cui ricade la prima frequenza propria di vibrazione del colle e completamente assenti nel fattore di amplificazione dell'accelerazione di picco (Lanzo et al. 2011)

Studi di dettaglio del danneggiamento indotto all'edificato, eseguiti in ambito di micro-zonazione (Borghini et al. 2011), hanno ipotizzato l'incidenza, sul danno rilevato, del sistema di cavità ipogee che sottende la quasi totalità degli edifici presenti sul versante Sud del colle.

Generalmente, le zone interessate da cavità ipogee sono fortemente instabili e le conseguenze sulla sicurezza statica dei manufatti sono ben note: lesioni o crolli degli edifici, per effetto di subsidenza o voragini. Il moto sismico mediamente trasmesso in superficie non dovrebbe però in linea di principio risultare amplificato dalla presenza di vuoti nel sottosuolo. Lo scuotimento potrà essere però caratterizzato da una distribuzione non uniforme degli effetti inerziali sulle costruzioni, e da concentrazione di fenomeni deformativi localizzati nei diaframmi di terreno tra cavità e cavità ed in volta.

Sempre in ambito di micro-zonazione sismica, una prima caratterizzazione geotecnica dei limi di cui è costituito il colle (limi bianchi della formazione di San

Nicandro) ha evidenziato il legame tra le peculiarità microstrutturali delle due facies individuate, distinguibili per il diverso contenuto in argilla, ed il comportamento meccanico, in particolar modo quello a piccole e medie deformazioni.

Alla luce delle conoscenze acquisite da studi precedenti in merito alle caratteristiche geologiche, morfologiche e di risposta sismica (Gruppo di Lavoro MS-AQ 2010, Lanzo et al. 2011), s'individuano tre livelli di complessità che incidono sulla risposta sismica del colle, ognuno dei quali definisce un ambito di ricerca sostanzialmente indipendente (Capitolo I)

Questo lavoro, in linea di principio orientato a un'analisi di scenario sismico al sito di Castelnuovo, è stato quindi articolato in modo da dare spazio alla ricerca nei tre ambiti, sfruttando le naturali connessioni tra questi per definire un modello geotecnico maggiormente rappresentativo della realtà al sito.

La prima parte del lavoro si propone di quantificare l'incidenza della presenza di cavità ipogee sullo scuotimento indotto in superficie (Capitolo II).

Da una disamina della letteratura esistente, è stato sviluppato un articolato studio parametrico finalizzato all'identificazione dei parametri geometrici che influenzano la propagazione di onde sismiche in sottosuoli semplificati, in presenza di cavità di geometria nota.

I risultati hanno avvalorato la scelta d'introdurre le cavità all'interno di un modello geometrico tridimensionale per un'analisi di risposta sismica alla scala del colle.

Il comportamento meccanico a piccole, medie e grandi deformazioni, dei limi bianchi di Castelnuovo, è stato studiato sviluppando una serie d'indagini di laboratorio su campioni prelevati in sito (Capitolo III), finalizzate a:

- ottenere informazioni sufficienti alla taratura di modelli costitutivi da usare nelle analisi numeriche di risposta sismica locale;
- confermare la correlazione tra la complessa microstruttura di questo materiale e l'atipicità del suo comportamento meccanico.

Il segnale accelerometrico per l'analisi di scenario è stato ricostruito dalla registrazione dell'evento del 6 Aprile 2009 effettuata in prossimità dell'epicentro, attraverso un modello d'attenuazione opportunamente selezionato (Capitolo IV).

Le analisi numeriche di risposta sismica locale sono state sviluppate in modo da evidenziare gli effetti dei livelli di complessità individuati (Capitolo V).

A tal fine, sono state eseguite simulazioni su un modello numerico tridimensionale del colle, generato dal quadro geo-morfologico prodotto in ambito di micro-zonazione, e progressivamente completato con le informazioni derivate dallo studio parametrico e da quello sui limi bianchi.

I risultati sono stati resi in termini di distribuzione ed andamenti del fattore di amplificazione dell'accelerazione di picco, e dell'intensità di Housner, coerentemente con gli studi precedenti (Lanzo et al. 2011).

Il lavoro svolto si colloca nell'ambito del macrotema MT1 'Risposta sismica locale e lifelines' (coordinatore Francesco Silvestri) della linea trasversale geotecnica relativa alla convenzione di ricerca ReLUIIS – Dipartimento di Protezione Civile 2011-2013.

CAPITOLO I

IL CASO DI CASTELNUOVO.

A seguito del recente evento sismico della conca aquilana del 6 Aprile 2009, la frazione di Castelnuovo (comune di San Pio delle Camere), situata su di una collina a circa 20 km dall'epicentro del sisma, è stata quasi completamente distrutta (Figura 1.1).



Figura I.1 Castelnuovo prima (sinistra) e dopo (destra) l'evento del 6 Aprile 2009

L'intenso danneggiamento, associabile a un'intensità macrosismica del IX-X grado MCS rappresenta una singolarità nell'area circostante (Figura I.2), dove i nuclei urbani, situati approssimativamente alla stessa distanza epicentrale, sono caratterizzati anche dalla stessa vulnerabilità dell'edificato, costituito principalmente da edifici in muratura con numero di piani limitato (generalmente 2 o 3).

Le ragioni di questa singolarità, peraltro già verificata storicamente (evento del 1461), sono da ricercarsi nella particolare risposta sismica del colle.

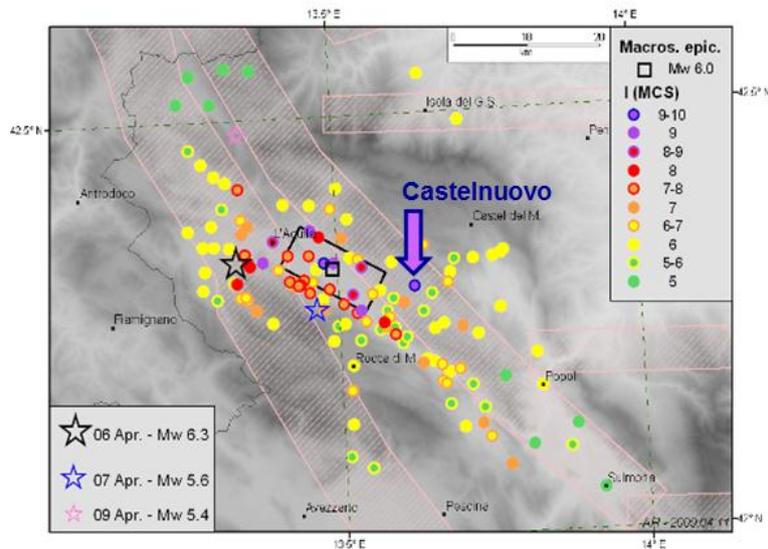


Figura I.2. Evento del 6 Aprile 2009, distribuzione delle intensità macrosismiche (QUEST, 2009)

I.1 Effetti osservati del terremoto aquilano del 2009

A seguito del recente evento del 6.IV.2009, il centro abitato di Castelnuovo, frazione di S. Pio delle Camere, distante oltre 20 km dall’epicentro, ha mostrato risentimenti associabili ad una intensità $I_{MCS} = IX-X$. (rapporto QUEST, 2009) L’intenso danneggiamento trova sicura giustificazione sia nella particolare risposta sismica del colle su cui sorge l’edificato, sia nella vulnerabilità dello stesso, e forse anche nella probabile incidenza della diffusa presenza di cavità antropiche.

Misure di microtremori eseguite (UniBasDiSGG) hanno evidenziato che la frequenza dominante permane la stessa in tutti i punti della collina con un marcato picco a 1 Hz, mentre l’ampiezza ad essa associata varia con proporzionalità diretta alla quota, (fig.8)

Questo fa supporre un’amplificazione condizionata da fattori topografici (cioè influenzata dalla geometria del colle) piuttosto che dalla stratigrafia, che in condizioni di propagazione mono-dimensionale farebbe attendere frequenze variabili con lo spessore dei depositi. Questo effetto è confermato dalle registrazioni accelerometriche degli *aftershock* (INGV Milano-Pavia) che

mostrano un'identica frequenza a 1 Hz, con ampiezza maggiore sulla sommità rispetto al versante della collina.

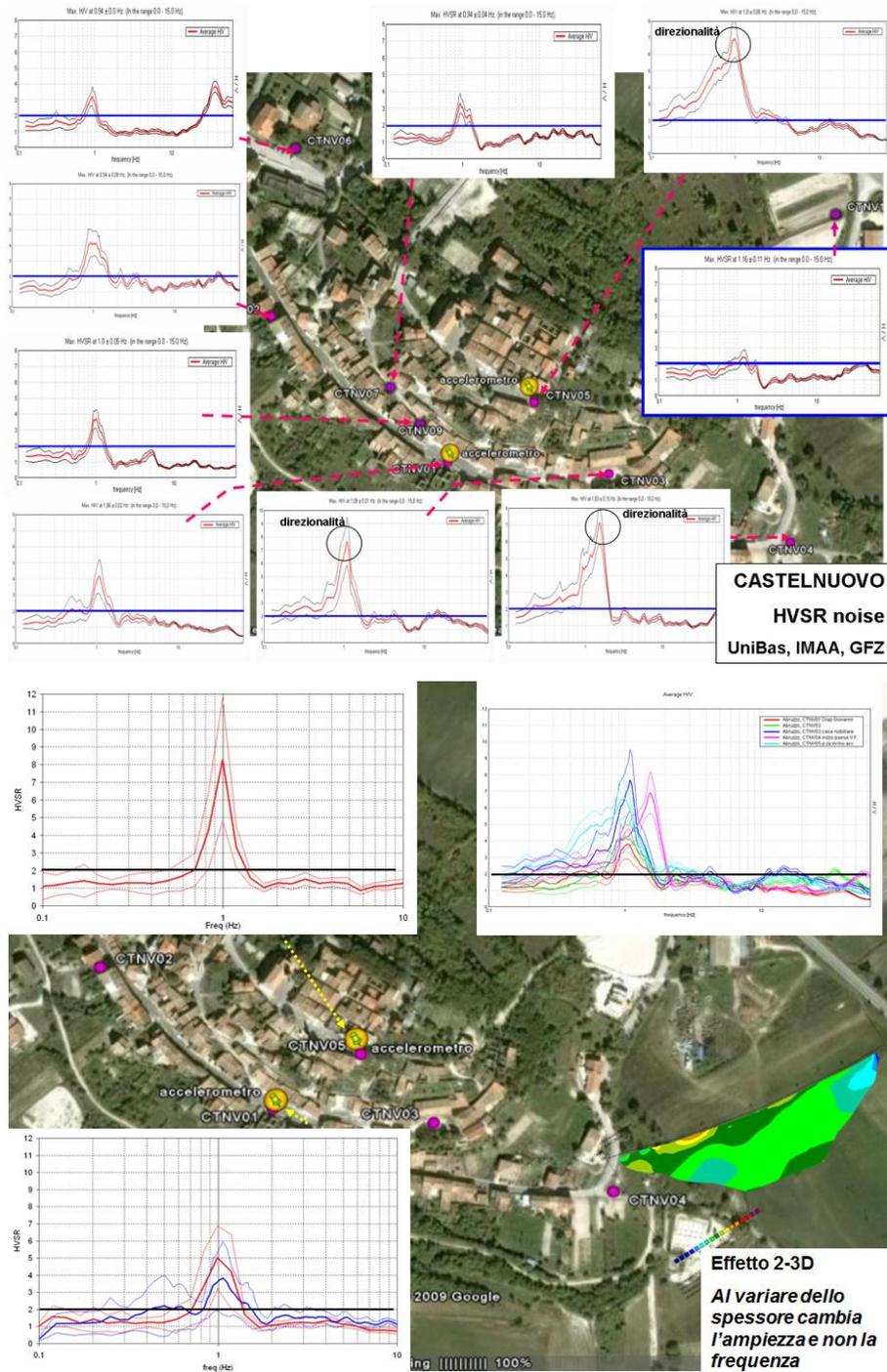


Figura I.3 Localizzazione delle postazioni di misura di micro-tremori (UniBas, IMAA, GFZ) e ed aftershock e risultati delle elaborazioni HVSAR, con indicazione della frequenza dominante e relativa amplificazione.

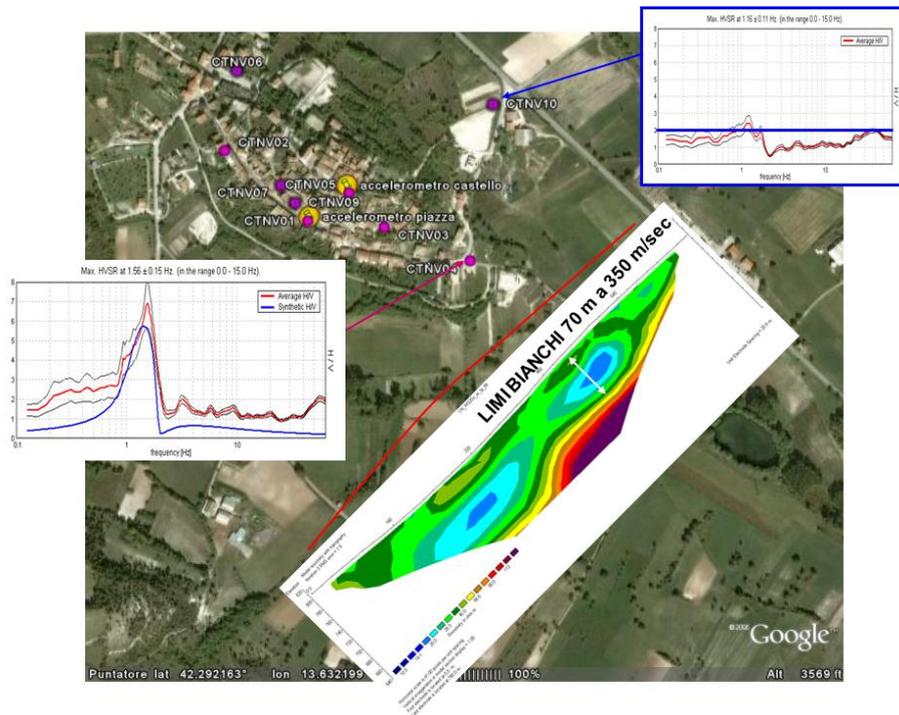


Figura I.4 Localizzazione della ERT che individua il bedrock e la faglia nel sottosuolo di Castelnuovo

I.2 Distribuzione del danno e carta di vulnerabilità dell'edificato

A Castelnuovo è stata fatta un'analisi della distribuzione del danno e una valutazione della vulnerabilità edilizia dal gruppo di lavoro del Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale dell'Università degli Studi di Firenze (UniFI-DICeA). Nel rapporto prodotto (“Studio dei danni causati dal sisma del 6.IV.2009 alla frazione di Castelnuovo, comune di S. Pio delle Camere”, Vignoli et al., Working Group, 2010) si afferma che, in virtù delle informazioni reperite durante le operazioni di indagine, il grado di danneggiamento raggiunto è principalmente riconducibile da un lato allo stato di conservazione fatiscente in cui versavano circa la metà delle unità strutturali danneggiate, dall'altro ad una vulnerabilità intrinseca delle strutture, dovuta, in prevalenza, alla tipologia muraria, in pietrame disorganizzato con malta di qualità scadente. Strutture a bassa vulnerabilità ed in buono stato di conservazione, come ad esempio edifici con struttura in c.a. o in muratura di blocchetti di calcestruzzo di recente

costruzione, hanno risposto in maniera soddisfacente all'azione sismica, riportando in alcuni casi lievi lesioni alle parti non strutturali. In generale, gli edifici di recente costruzione, ubicati nella zona circostante la parte storica, hanno riportato un livello di danneggiamento inferiore rispetto all'edilizia storica.

È opinione degli autori che nel definire il quadro del danno rilevato un ruolo non secondario sia stato svolto dal cedimento della calotta di alcune cavità ipogee. Infatti, per gli edifici in muratura di pietrame con cavità ipogea sottostante, è stato rilevato un Livello di Danno D4 e D5 nel 61.3% dei casi a fronte del 44.8% relativo a tutto il patrimonio edilizio. Si riportano di seguito la mappa di vulnerabilità dell'edificato fig. 10 e la mappa della distribuzione del danno fig. 11 in ognuna sono riportate le cavità censite.



Figura I.5 Carta della vulnerabilità del centro storico di Castelnuovo, in cui sono riportate le cavità censite che sottendono l'edificato (Vignoli et al., Working group 2010)



Figura I.6. Carta del danno rilevato (Borghini et al. 2011)

In più punti, nel sottosuolo di Castelnuovo, sono state, infatti, rinvenute cavità di natura antropica (Figura I.5), generalmente di pertinenza degli edifici sovrastanti, usate come deposito di materiali e/o stalle (Borghini et al.2011).

In un recente sopralluogo è stato possibile visitare alcune delle cavità censite nel rapporto di Borghini et al.(2011). Le cavità visitate sono state scavate direttamente nel banco di limi per una lunghezza non superiore ai 15-17m ad una profondità del tetto mediamente pari a 5m, rispetto al piano stradale. La sezione trasversale approssima una volta ogivale con altezza al vertice di 3.50m e larghezza variabile da 3 a 4m. In alcuni casi, nei primi 6-7m dall'ingresso, è presente un grossolano intervento di consolidamento per sottomurazione con volta a botte e piedritti, realizzati con conci di pietra non sbozzati e malta.



Figura I.7. Cavità ipogee rinvenute a Castelnuovo (sinistra); l'interno di una cavità (destra). Modificato da Borghini et al. 2011.

I.3 Inquadramento geologico e geotecnico

I.3.1 Inquadramento geologico

Il centro storico di Castelnuovo sorge su un lembo residuo di terrazzo, elevato circa 60 m rispetto alla pianura circostante, di forma leggermente ellittica, con asse maggiore orientato circa WNW-ESE, acclività media dei versanti circa 17°, base circa 600 m x 500 m e sommità circa 150 m x 100 m. I rilievi geologici, effettuati dalla Regione Emilia-Romagna, e i sondaggi, spinti fino a profondità di 50 m nella piana alla base del rilievo, hanno evidenziato che sia il rilievo che la pianura sottostante sono prevalentemente costituiti dai limi calcarei bianchi di San Nicandro, di origine fluvio-lacustre, potenti oltre 100 m dalla superficie al substrato. Solo nella piana circostante sono presenti alluvioni recenti, di spessore massimo di poche decine di metri, e, ai piedi del rilievo, detriti di versante con spessori metrici che rapidamente si riducono allontanandosi dal pendio.

Il rilievo di Castelnuovo è probabilmente ciò che rimane di un'estesa superficie terrazzata. Nella piana sono infatti presenti altri rilievi il cui sottosuolo è costituito da depositi quaternari e la cui sommità è sub-pianeggiante e a quote comprese tra 850 e 870 m s.l.m. Il substrato carbonatico si approfondisce gradualmente da nord a sud, passando dalla profondità di circa 90 m, in corrispondenza della SS17, a

oltre 100 m a sud del rilievo di Castelnuovo. Ciò per effetto, probabilmente, di una serie di faglie dirette, appenniniche ad E-W, immergenti verso sud. La variabilità dello spessore dei limi bianchi è pertanto essenzialmente condizionata dalla topografia.

Si riporta di seguito uno stralcio della carta geologica 1:5000 (Martelli et al., Working group, 2010) prodotta per lo studio di microzonazione con le tracce delle sezioni esaminate nello studio di risposta sismica locale.

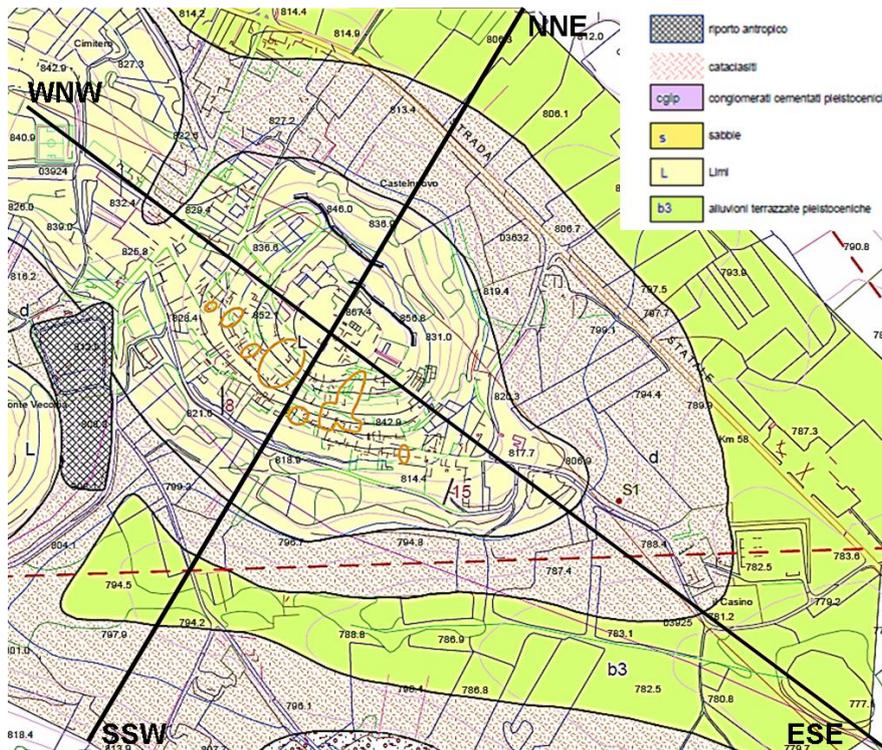


Figura I.8. Particolare della mappa geologica 1:5000 (Martelli et al., Working group, 2010)

I.3.2 Analisi dei terreni e modelli derivati da prove in sito e in laboratorio

La caratterizzazione geotecnica dei limi calcarei bianchi di San Nicandro è stata effettuata su provini ricavati da due campioni prelevati a fronte scavo in località Poggio Picenze.

Si tratta di terreni con una matrice limosa sostanzialmente omogenea inframezzata da sottili lenti sabbiose. L'analisi granulometrica li classifica come limo con argilla.

La compressibilità è stata studiata in edometro e in cella triassiale in fase di consolidazione isotropa per prova CIU. Le prove edometriche (Figura I.8) indicano un brusco e netto passaggio alla fase di normalconsolidazione. Si tratta di terreni che esibiscono un brusco aumento di compressibilità passando in fase plastica.

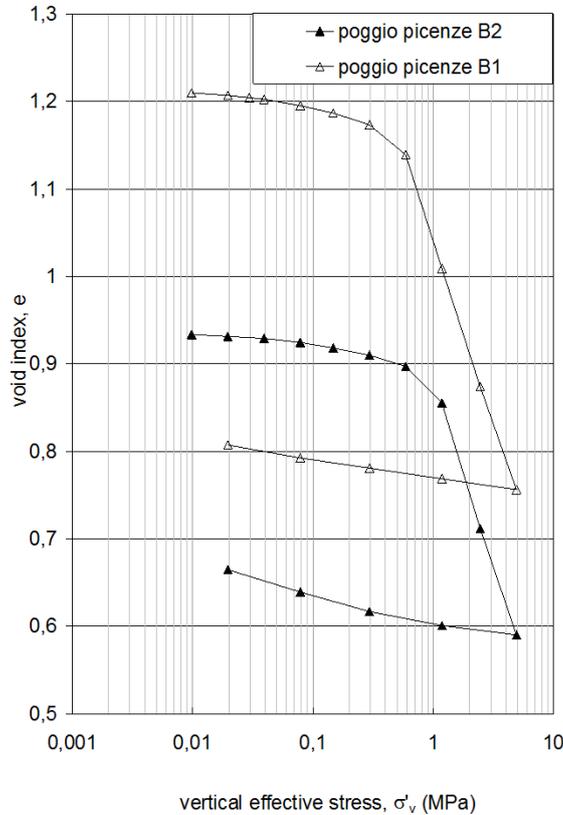


Figura I.9. Risultati della prova edometrica condotta su provini estratti dai due campioni di limi bianchi di S.Nicandro, prelevati in località Poggio Picenze (Working group 2010)

La giustificazione di questo comportamento è in parte da ricercarsi nella particolare struttura evidenziata da indagini al SEM (Figura I.9) svolte presso l'UniRoma1 (Tommasi, 2010, c.p.); le particelle tendono a formare aggregati uniti tra di loro da ponti di particelle o da singole particelle a formare una struttura con pori di dimensioni variabili (10-100 μ m) Tutti i provini sono stati esaminati in completa saturazione.

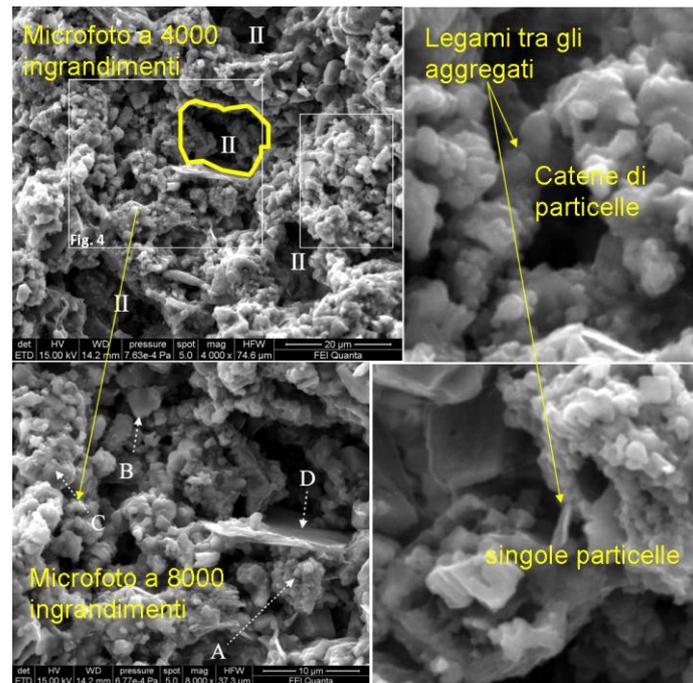


Figura I.10. Microfoto a 4000, ed 8000 ingrandimenti, con particolari dei legami tra gli aggregati (Tommasi, Working Group, 2010)

La deformabilità è stata studiata in cella triassiale, prova CIU. Prove RC e CTS sono state eseguite per la definizione delle curve $G(\gamma)/G_0$ e $D(\gamma)$, nonché per la valutazione del valore di G_0 e D_0 e della loro variazione con p' . Poiché i metodi numerici di analisi utilizzati nelle analisi di risposta sismica locale nel presente studio fanno riferimento al tradizionale approccio di legame costitutivo visco-elastico lineare equivalente, il comportamento di ciascun materiale è stato espresso attraverso il peso dell'unità di volume (γ), le velocità delle onde di taglio e di compressione (V_S) (Figura I.10a), e le curve di variazione di rigidezza e smorzamento con la deformazione al taglio, $G(\gamma)/G_0$ e $D(\gamma)$ (Figura I.10b). Le velocità delle onde S sono state determinate a partire dalle prove DH, elaborate in termini di dromocrone associate alle colonne stratigrafiche dei sondaggi fornendo i valori medi di V_S da attribuire alle singole formazioni ai diversi campi di profondità. Tali valori sono risultati in buon accordo sia con le prove MASW eseguite in precedenza a Poggio Picenze e Castelnuovo dalle Università di Napoli e del Molise

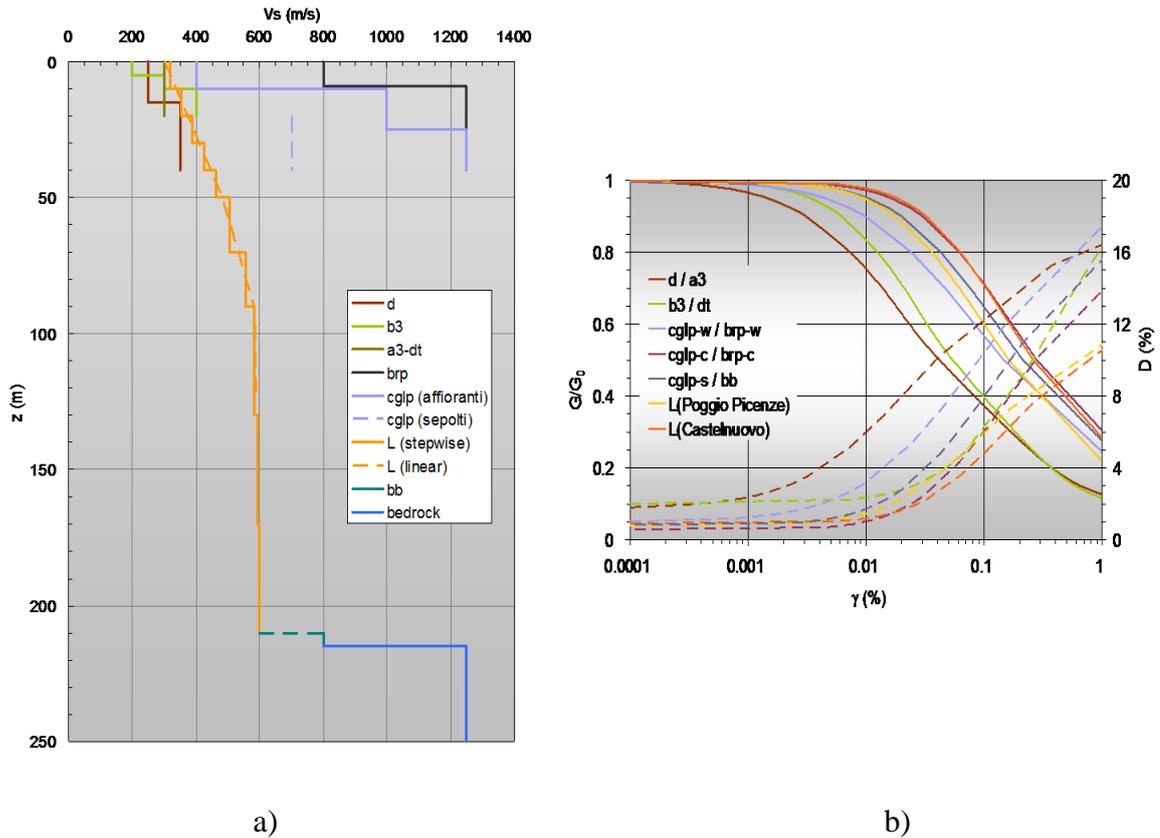


Figura I.11. a) Quadro sintetico dei profili di V_s per singola litologia prodotti per lo studio di microzonazione macroarea 4 b) Curve di decadimento da prove RC prodotte per la caratterizzazione geotecnica dei terreni della macroarea 4 (Working group 2010)

I.4 Risposta sismica locale del colle di Castelnuovo

Per il centro abitato di Castelnuovo il gruppo di lavoro per la micro-zonazione sismica della Macroarea 4 ha effettuato analisi numeriche 2D sulle sezioni WNW-ESE e NNE-SSW la cui traccia è riportata in figura 9 §4.1.

L'analisi di risposta sismica locale del colle di Castelnuovo è stata eseguita con riferimento alle sezioni SSW-NNE e WNW-ESE (Figura I.9) con il codice FDM 2D FLAC.

Il modello geotecnico sottoposto ad analisi numerica (Figura I.11) considera la variazione di rigidità a taglio con la profondità indicata dal profilo di V_s (Figura I.10a)

Le figure 15 e 16 rappresentano i confronti tra i risultati delle analisi 2D lungo le sezioni esaminate. Le analisi sono state eseguite per cinque diversi input sismici, costituiti da accelerogrammi artificiali, derivanti da analisi di pericolosità di tipo

deterministico e probabilistico, oppure compatibili con lo spettro di riferimento di normativa.

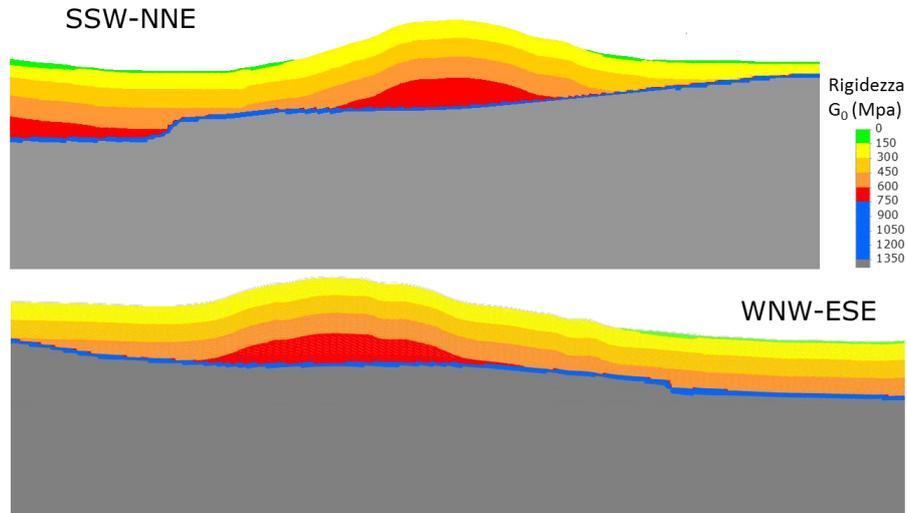


Figura I.12. Modello geotecnico sottoposto ad analisi 2D con codice FDM FLAC, variazione della rigidezza con la profondità (Costanzo, c.p.)

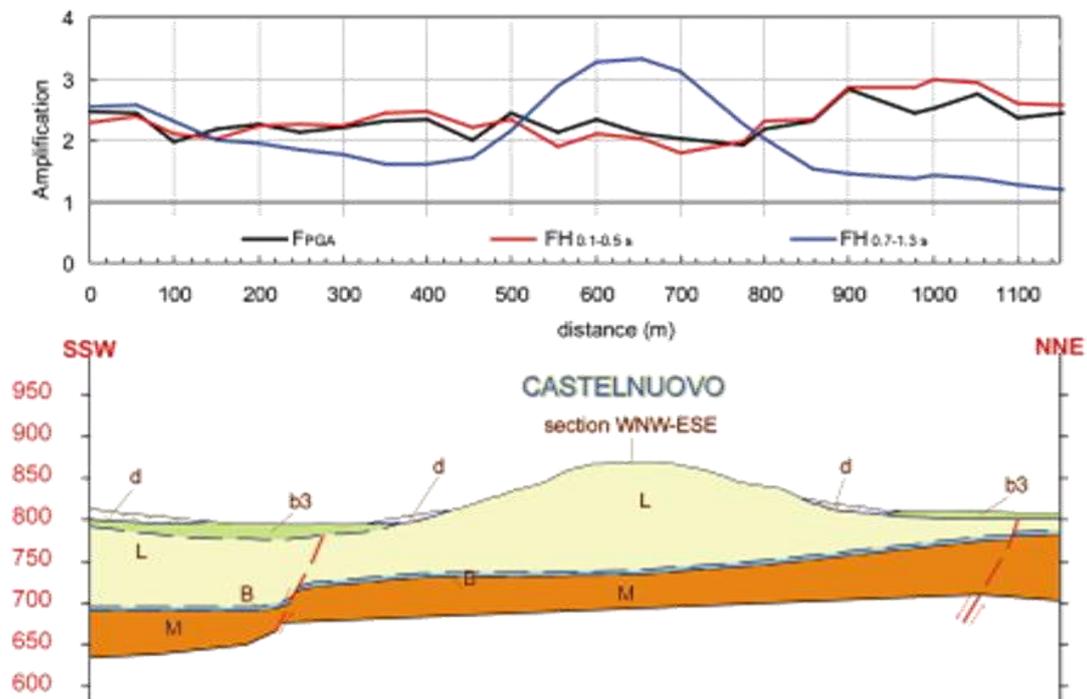


Figura I.13. Risultati dell'analisi di risposta sismica locale relative alla sezione SSW-NNE espressi in termini di fattore di amplificazione delle PGA e dell'intensità di Housner (Lanzo et al. 2011, sottoposto per la pubblicazione)

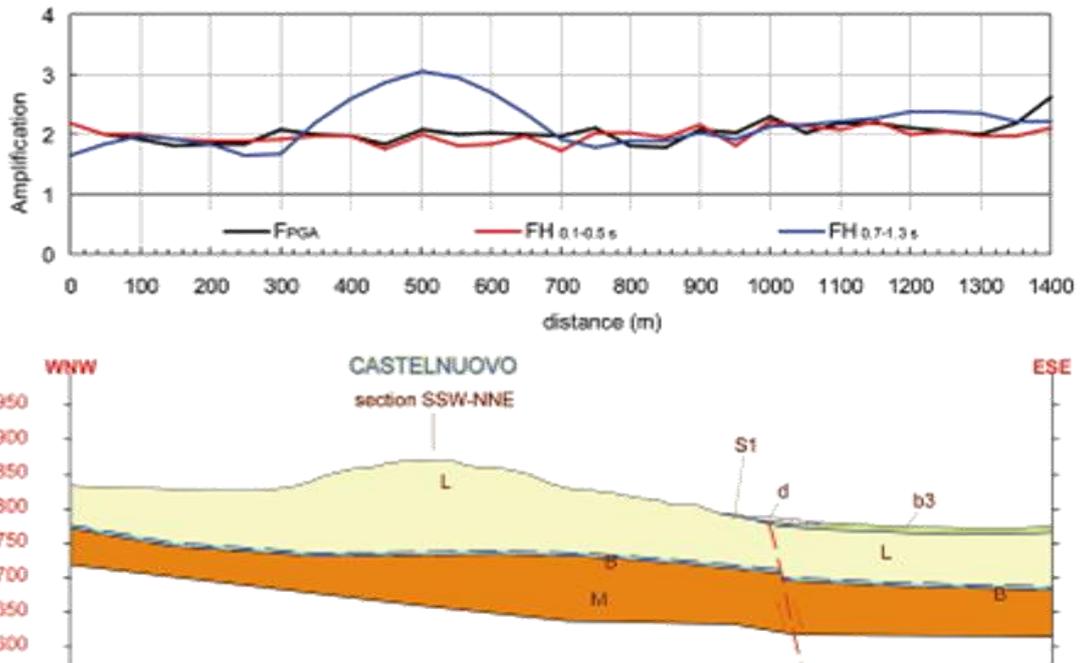


Figura I.14. Risultati dell’analisi di risposta sismica locale relative alla sezione WNW-ESE espressi in termini di fattore di amplificazione delle PGA e dell’intensità di Housner (Lanzo et al. 2011, sottoposto per la pubblicazione)

I risultati sono espressi in termini di fattori di amplificazione (medie sui 5 input sismici utilizzati) della PGA (F_{PGA}) e dell’intensità di Housner, (F_H) ottenuta integrando lo spettro di pseudo-velocità su due diversi intervalli di periodi (T): $F_{H(0.1-0.5s)}$, per $T \in (0.1s: 0.5s)$ e $F_{H(0.7-1.3s)}$ per $T \in (0.7s: 1.3s)$

Per la sezione SSW-NNE (Figura I.13), il fattore di amplificazione $F_{H(0.1-0.5s)}$, sia alla cresta che lungo i fianchi del rilievo di limi calcarei, assume un valore compreso tra 1.8 e 2.3. Valori dello stesso ordine di grandezza si hanno al piede del rilievo ove sono presenti spessori di 5-20 m di alluvioni sovrapposte ai limi. Il valore massimo di $F_{H(0.1-0.5s)}$, compreso tra 2.6 e 3, si raggiunge in corrispondenza delle progressiva 900-1100 m dove lo spessore dei limi è più ridotto. Questa distribuzione dei valori di $F_{H(0.1-0.5s)}$ sembrerebbe indicare una modesta influenza della morfologia del rilievo. Poiché tali valori sono stati calcolati nell’intervallo di periodi 0.1-0.5 s, e in considerazione del fatto che i dati strumentali indicano la presenza di un picco significativo a 1Hz, è stato calcolato, per il solo caso di Castelnuovo, il fattore di amplificazione F_H anche nel campo di periodi compreso tra 0.7 e 1.3 s. Questi profili, riportati nelle stesse figure, indicano la presenza di

un'amplificazione significativa in cresta, con valori massimi compresi tra 3 e 5 (sezione SSW-NNE), e una riduzione dell'amplificazione lungo i fianchi fino alla base del rilievo. Ciò evidenzia che la topografia influenza le caratteristiche del moto sismico in un campo di frequenza corrispondente a lunghezze d'onda incidenti comparabili con la dimensione orizzontale del rilievo.

Per valutare su scale dimensionali diverse l'eventuale effetto di confinamento della conca e focalizzazione delle onde nel rilievo di Castelnuovo la risposta sismica è stata valutata, oltre che lungo le sezioni SSW-NNE e WNW-ESE limitate alla zona del colle, anche attraverso tutta la piana. E' stata perciò realizzata una sezione SSW-NNE "estesa" (Figura I.14) prolungamento sia verso NNE che SSW della sezione SSW-NNE, dai versanti di Madonna della Neve a nord alla dorsale di Prata di Ansidonia a sud. I risultati delle elaborazioni lungo le sezioni SSW-NNE e SSW-NNE "estesa" non presentano sostanziali differenze in corrispondenza del rilievo.

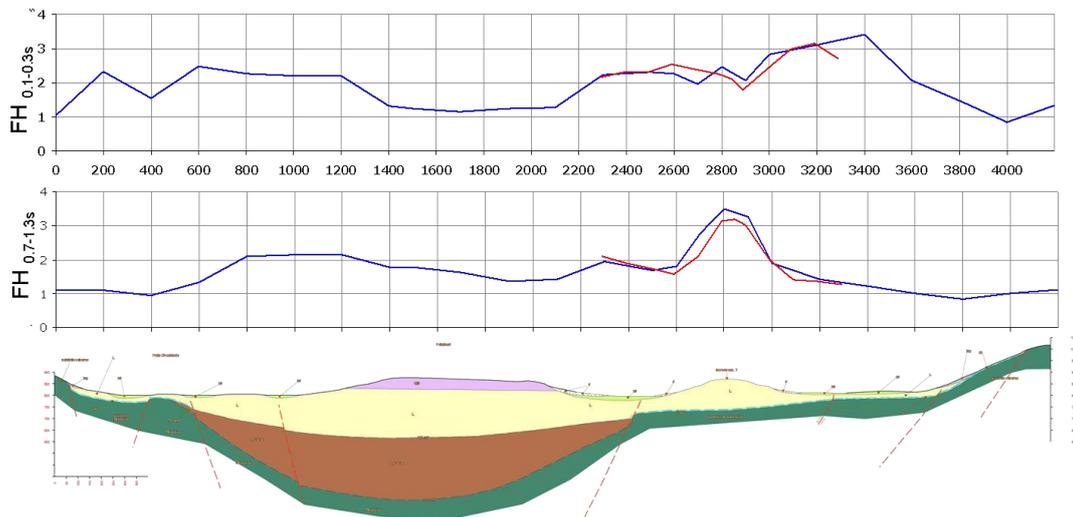


Figura I.15. Risultati dell'analisi di risposta sismica locale relativi alla sezione SSW-NNE "estesa" espressi in termini di fattore di amplificazione dell'intensità di Housner (Working group 2010)

La massima amplificazione si ha nella piana a nord del rilievo, dove F_{PGA} e $F_{H(0.1-0.5s)}$ risultano entrambi maggiori di 2.5. Tutta l'area studiata è comunque suscettibile di amplificazioni elevate, sia F_{PGA} che $F_{H(0.1-0.5s)}$ risultano infatti sempre prossimi e maggiori di 2.

Dato che le registrazioni strumentali hanno evidenziato per questa zona effetti di amplificazione particolarmente elevati per frequenze intorno a 1 Hz, con maggiore ampiezza sulla sommità del rilievo ed evidenze di marcata direzionalità, è stata realizzata anche una mappa di amplificazione in base a valori di F_H compresi tra 0.7s e 1.3s. Le analisi di RSL confermano che la massima amplificazione (> 2.5) per frequenze intorno a 1 Hz si ha proprio in corrispondenza della sommità e nella piana a WNW e ESE lungo una direttrice coincidente con l'asse longitudinale del rilievo e della valle. I valori di $F_{H_{0.7-1.3s}}$ diminuiscono scendendo dal rilievo in direzione trasversale (NNE-SSW) all'asse longitudinale del rilievo e delle valle; in particolare $F_{H_{0.7-1.3s}}$ diminuisce fino a 1.4 nel fondovalle a NNW, dove lo spessore dei limi è stimato inferiore a 100m.

I.4.1 Risposta sismica locale del colle di Castelnuovo in presenza di cavità

Un tentativo di studio della risposta sismica del colle di Castelnuovo in presenza di cavità ipogee è stato condotto da UniSannio (tesi di laurea, Rotili 2010) mediante analisi 2D con il codice di calcolo FEM QUAD4-M.

La caratterizzazione geotecnica dei terreni è quella prodotta durante gli studi di microzonazione sismica (Figura I.10a, Figura I.10b).

Il modello di sottosuolo utilizzato nelle analisi tuttavia considera solo due valori di velocità per la formazione limosa del colle (Figura I.15). Le velocità considerate sono rispettivamente le medie dei valori di V_S tra 0 e 35 m (limo superiore) e tra 35 e 110 m (limo inferiore)



Figura I.16. Modello sottoposto ad analisi con codice di calcolo FEM (F. Rotili, 2010)

Le cavità sono state modellate come rettangoli con base 5m ed altezza 3m collocate ad una profondità di 3m dal piano campagna. In figura sono rappresentati i risultati ottenuti in assenza di cavità, in presenza di una sola cavità, in presenza di 13 cavità.

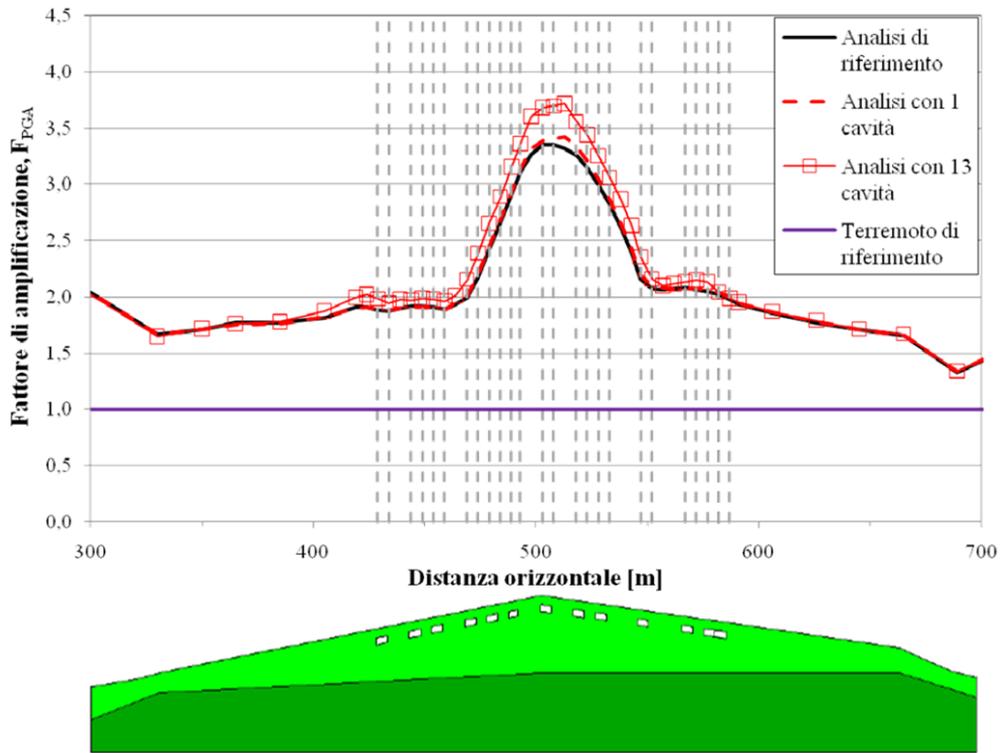


Figura I.17. Risultati delle analisi. Andamento del fattore di amplificazione dell PGA, nel caso 1) senza cavità, 2) con una cavità, 3) con 13 cavità (F. Rotili, 2010)

L'analisi sul modello evidenzia in tutti e tre i casi un picco di amplificazione in corrispondenza della progressiva 500-550 (vertice del pendio). I valori del fattore di amplificazione calcolati nel caso in cui sia presente una singola cavità non differiscono sensibilmente dal caso in cui nessuna cavità è presente. Un incremento sensibile del fattore di amplificazione si ha in sommità al colle, nel caso in cui sono presenti le 13 cavità.

L'andamento del fattore di amplificazione F_{PGA} calcolato su questo modello in assenza di cavità ipogee superficiali differisce notevolmente da quello prodotto nello studio di microzonazione (Costanzo, c.p.). In questo caso si ha un picco di amplificazione in sommità: il fattore di amplificazione passa rapidamente da valori prossimi a 2 a 3.0-3.5 e oltre. Per la stessa sezione il modello sottoposto ad

analisi 2D con codice FDM (Costanzo, c.p.) non mostra un picco di amplificazione per le PGA; F_{PGA} è sostanzialmente costante e pari a 2.

Bibliografia

J.P. Bardet, K. Ichii, C.H. Lin, 2000, *EERA a Computer Program for Equivalent-linear Earthquake site Response Analyses of Layered Soil Deposits*. Univ. of Southern California, Dep. of Civil Eng.

E. Conte, G. Dente, 1993, *effetti sismici in presenza di gallerie*, Associazione Geotecnica Italiana, XVIII convegno nazionale di geotecnica, Rimini 11-13 Maggio 1993.

NTC 2008 - Ministero delle infrastrutture e dei trasporti. - DM 14/1/2008. Norme Tecniche per le Costruzioni. S.O. n. 30 - Gazzetta Ufficiale della Repubblica Italiana, No. 20 - 4/2/2008.

SESAME, 2004, *Guidelines for the implementation of the H/V spectral ratio technique on ambient vibrations measurements, processing and interpretation*. SESAME European research project. WP12 – Deliverable D23.12 (<http://sesame-fp5.obs.ujf-grenoble.fr/index.htm>)

F. Silvestri, A. d’Onofrio, L. Landolfi, G. Tropeano, 2010, *Subsoil data and amplification factors used for new site corrections in Shakemap*. Deliverable by UR7 UniNa-DIGA to Project S3 “Fast evaluation of parameters and effects of strong earthquakes in Italy and in the Mediterranean” agreement INGV-DPC 2007-2009

C. Smerzini, J. Aviles, R. Paolucci, F. J. Sanchez-Sesma, 2009, *Effect of underground cavities on surface earthquake ground motion under SH wave propagation*, Earthquake Engineering and Structural Dynamics 2009; **38**:1441–1460

Working Group, 2010, *La Microzonazione sismica dell'area aquilana*. Regione Abruzzo, 2010

CAPITOLO II STUDIO PARAMETRICO SUGLI EFFETTI DELLE CAVITÀ

II.1 Esamina della letteratura reperita

II.1.1 Metodi analitici

La quasi totalità degli studi reperibili in letteratura riguarda la risoluzione analitica del problema della propagazione di onde di volume in un semispazio elastico, omogeneo ed isotropo, in cui esiste una cavità di geometria e dimensioni note. Il lavoro più significativo per la valutazione dei risultati prodotti in questo studio è quello di Lee e Karl (1992). Essi calcolano le componenti orizzontali e verticali dello spostamento in superficie indotto dalla propagazione di onde armoniche nel piano, S_v e P , noto il raggio della cavità cilindrica, le proprietà meccaniche del mezzo (densità ρ , velocità di propagazione delle onde di compressione V_p e di taglio V_s), ampiezza, frequenza e direzione di propagazione dell'onda. I risultati, rappresentati in **Figura II.1**, esprimono lo spostamento orizzontale, u_x , in superficie, adimensionalizzato rispetto all'ampiezza dell'onda incidente, in dipendenza da:

x/a , ascissa adimensionalizzata rispetto al raggio, a , della cavità,

$\eta=2\cdot(a/\lambda)$, diametro adimensionalizzato rispetto alla lunghezza d'onda, λ , della sollecitazione armonica,

h/a , profondità del centro della cavità adimensionalizzata rispetto al raggio della stessa.

I risultati, confrontati in **Figura II.1** con quelli relativi al caso *free-field*, mostrano che la presenza di una cavità induce mediamente un'attenuazione del moto in superficie. L'entità dell'attenuazione diminuisce con il rapporto tra il diametro della cavità e la lunghezza d'onda dell'armonica propagata, e con lo spessore dello strato di ricoprimento. È possibile inoltre individuare una zona a cavallo dell'asse del dominio in esame, in cui l'attenuazione è più intensa. Cavità più superficiali determinano un andamento più irregolare (**Figura II.1**) del moto in superficie.

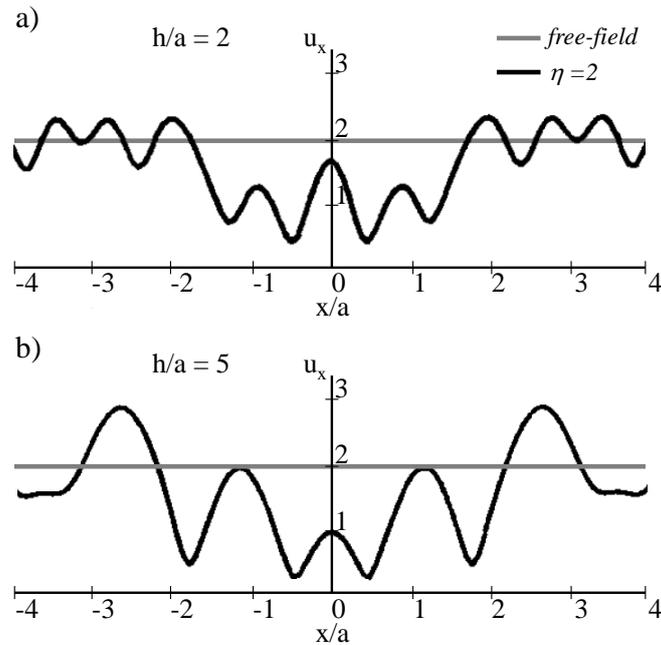


Figura II.1 Andamento dello spostamento orizzontale in superficie, u_x , adimensionalizzato rispetto all'ampiezza dell'onda incidente nei due casi: a) $h/a=2$, b) $h/a=5$ (modificata da Lee e Karl, 1992)

In un altro caso (Smerzini et al., 2009), gli autori pervengono ad una soluzione in forma chiusa che esprime la dipendenza di una o più componenti dello spostamento indotto dai parametri geometrici e fisici che caratterizzano il dominio entro cui si propaga l'onda ed i parametri che definiscono ampiezza, frequenza e direzione di propagazione dell'onda stazionaria.

Smerzini et al., (2009), calcolano in forma chiusa la componente orizzontale dello spostamento al piano limite, w , prodotta dalla propagazione di un'onda SH. La funzione w dipende da parametri caratterizzanti il mezzo di propagazione (densità ρ_s , velocità di propagazione delle onde di taglio V_s , smorzamento Q), geometria del sistema (profondità della cavità H , raggio della stessa a_c) e numero d'onda

$$k_s = \frac{\omega}{\sqrt{\frac{G}{\rho_s}}}$$

I risultati sono espressi sempre in forma adimensionalizzata e sinteticamente illustrati nelle Figura II.2, Figura II.3 e Figura II.3. In Figura II.2 è rappresentata la storia temporale della componente w in punti equidistanti dalla verticale alla cavità (ascissa $x=0$) ottenuta per convoluzione della soluzione prodotta con un

wavelet Ricker (frequenza dominante $f=0.5$ Hz). Si osserva un'attenuazione del segnale in asse alla cavità e si legge con chiarezza l'arrivo di fasi dirette (D), sostanzialmente indisturbate a distanza $x = 5a_c$

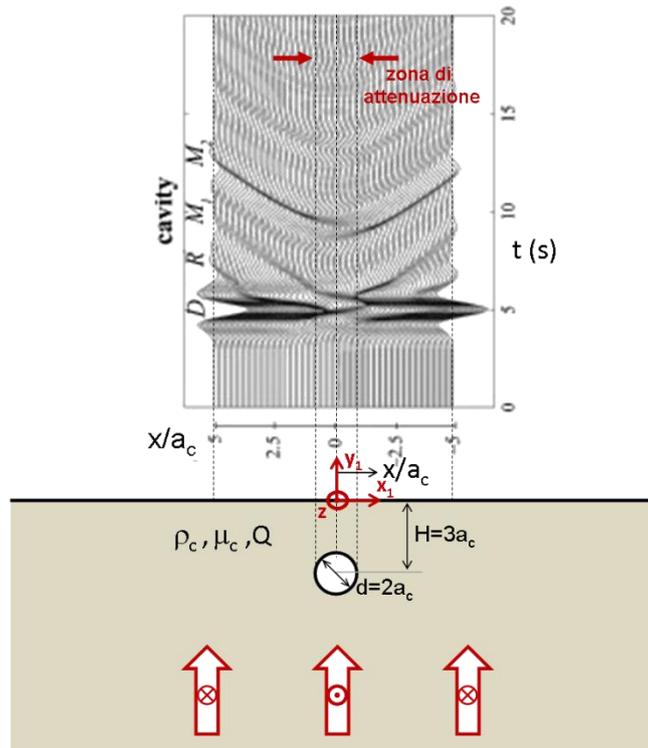


Figura II.2 Effetti della presenza di una sola cavità sul moto indotto in superficie dalla propagazione di una forma d'onda tipo *wavelet* Ricker (Smerzini et al. 2009)

In **Figura II.3** è rappresentata la funzione di interpolazione dei punti (η , H/a_c)

calcolati analiticamente, con $\eta = \frac{\omega \cdot a_c}{\pi \cdot V_s}$, che illustra l'influenza della profondità

della cavità sulla frequenza dominante del segnale in superficie.

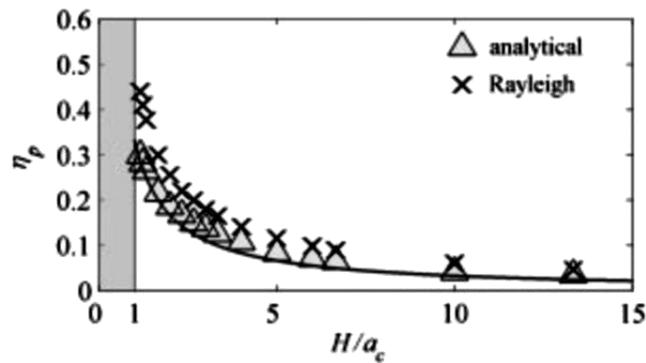


Figura II.3. Diminuzione della frequenza fondamentale (η_p) del moto prodotto in superficie in funzione della profondità a cui si trova la cavità (H). (Smerzini et al. 2009). Aumentando H , a parità di a_c diminuisce η quindi diminuisce ω .

La **Figura II. 4** illustra l'influenza sulla funzione di amplificazione di un'eventuale rivestimento interno alla cavità (*lined tunnel*) o di un possibile riempimento della cavità (*elastic inclusion*); entrambe le soluzioni sono realizzate con un materiale 1.5 volte più denso e 2.5 volte più rigido. Rispetto al caso di cavità non rivestita si osserva l'aumento della frequenza fondamentale, e la forte deamplificazione su tutti i modi eccetto il primo.

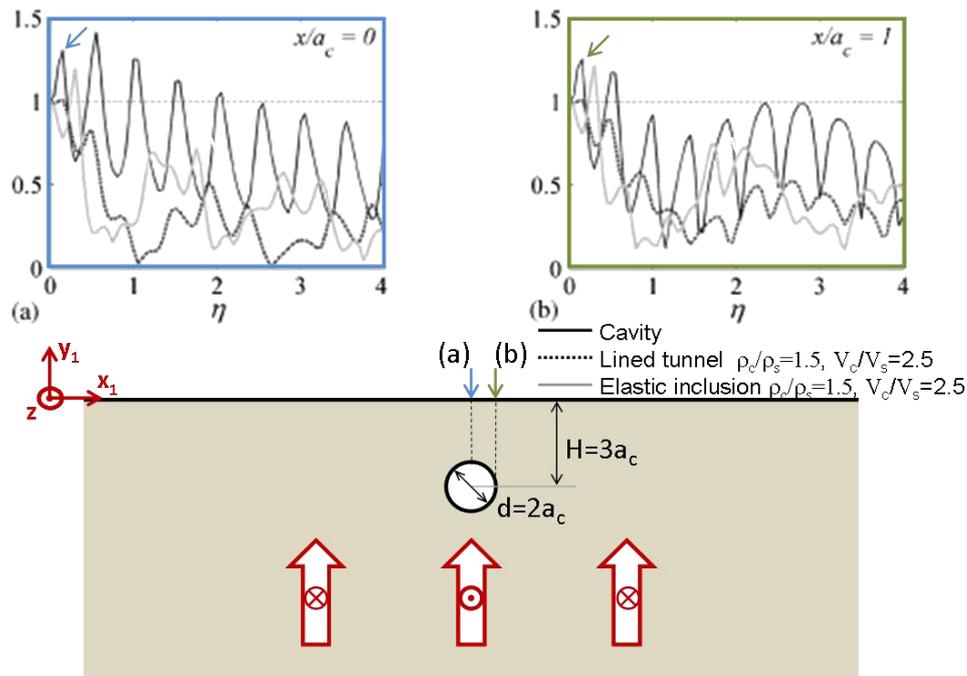


Figura II. 4. Funzione di amplificazione calcolata nei tre casi di cavità non rivestita, con rivestimento e riempita di un materiale più rigido (Smerzini et al. 2009)

Da quanto illustrato si deduce che la risposta sismica teorica di un semispazio omogeneo, isotropo nell'ipotesi di mezzo visco-elastico lineare nel quale si propaga un'onda monocromatica SH di ampiezza unitaria, dipende dalla geometria del problema (raggio della cavità, dalla profondità a cui essa si trova), dalle caratteristiche fisico-meccaniche del mezzo (densità, rigidità a taglio, fattore di smorzamento) e dalla lunghezza dell'onda incidente (dal rapporto tra diametro della cavità e lunghezza d'onda).

In virtù di quanto illustrato ci si aspetta che un sistema di più cavità cilindriche affiancate tenda ad amplificare l'ampiezza del moto indotto in superficie, a causa dell'interazione dinamica tra le gallerie. Un intervento di risanamento eseguito riempiendo le cavità con un materiale più rigido potrebbe ridurre sensibilmente

l'amplificazione del moto, al limite induce una deamplificazione, in dipendenza dalla frequenza η dell'onda propagata.

II.1.2 Studi numerici

Le soluzioni analitiche disponibili, anche se applicate a configurazioni geometriche particolarmente semplici, risultano poco adatte ad essere utilizzate nei casi pratici, in quanto conducono a sistemi di equazioni di non facile risoluzione. Pertanto, in genere, si preferisce ricorrere all'impiego di procedure numeriche, che, tra l'altro, consentono di simulare una più vasta gamma di situazioni reali.

Le tecniche numeriche attualmente più vantaggiose, per flessibilità di applicazione, versatilità e accuratezza della soluzione, sono il Metodo degli Elementi Finiti (FEM) ed il Metodo degli Elementi di Contorno (BEM). Sotto certe ipotesi, l'applicazione di quest'ultimo comporta oneri di calcolo relativamente ridotti, dal momento che viene richiesta la descrizione in termini finiti delle sole superfici di contorno del problema in esame (la condizione di radiazione all'infinito è implicitamente soddisfatta).

II.1.2.1 Studi secondo il Metodo degli Elementi di Contorno (BEM)

Alcuni risultati con il metodo degli elementi di contorno relativi alla risposta dinamica di una galleria cilindrica investita da onde incidenti del tipo SH , P , SV e Rayleigh si devono a Conte e Dente (1993). Il Metodo degli Elementi di Contorno opera nel dominio delle frequenze e fa riferimento ad onde armoniche incidenti con un fissato angolo.

Per quanto riguarda le altre ipotesi che stanno alla base del modello di calcolo, il sottosuolo in cui si propagano le onde è assimilato ad un semispazio elastico, omogeneo ed isotropo. La galleria è considerata priva di rivestimento.

Gli autori si occupano del comportamento sismico di una galleria, al variare della sua posizione nel sottosuolo e delle caratteristiche delle onde incidenti.

Per quanto riguarda i fenomeni fisici legati alla propagazione di onde sismiche nel semispazio, il moto del terreno in un punto è prodotto esclusivamente dalle onde incidenti e da quelle riflesse dalla superficie libera del piano limite (condizione di

campo libero o *free-field*). Per l'onda di Rayleigh si ha, ovviamente, il solo contributo dovuto alle onde incidenti.

In presenza di una cavità le onde sono soggette a più complessi fenomeni di riflessione (diffrazione), che determinano anomalie del moto sismico, soprattutto nelle immediate vicinanze della cavità stessa. Ciò comporta che è possibile avere zone dove il moto viene amplificato e zone dove, al contrario, si verifica un'attenuazione degli effetti sismici rispetto alla condizione di campo libero. Inoltre, ad eccezione delle sole onde SH, può accadere che una parte dell'energia contenuta nelle onde incidenti venga convertita in altre forme d'onda, ovvero vengono generati tipi di onde diverse da quelle incidenti (fenomeni di conversione dell'energia o *mode conversion*).

Questi fenomeni possono influenzare il comportamento dinamico di un'opera in sotterraneo e, quindi, devono essere portati in conto nei modelli di calcolo. Il problema della propagazione di onde armoniche in un mezzo elastico lineare ed isotropo, è retto dalla seguente equazione differenziale:

$$\begin{aligned} \mu \nabla^2 \vec{u} + (\lambda + \mu) \nabla \nabla \cdot \vec{u} + \rho \omega^2 \vec{u} = 0 \quad \mu \nabla^2 \vec{u} + (\lambda + \mu) \nabla \nabla \cdot \\ \vec{u} + \rho \omega^2 \vec{u} = 0 \end{aligned} \quad (\text{II.1})$$

Nella quale \vec{u} è il vettore spostamento, λ e μ sono le costanti elastiche del mezzo, ρ è la densità di massa ed ω la frequenza di eccitazione. Nella (II.1) è ommesso il termine $\exp(-i\omega t)$ che descrive la dipendenza dello spostamento dal tempo. Se si ipotizza uno stato di deformazione piana, come è verosimile per la maggior parte delle gallerie, la soluzione può essere perseguita più agevolmente, dato che è lecito trattare il problema della propagazione di onde P, SV e Rayleigh separatamente da quello relativo alle onde SH. In quest'ultimo caso l'equazione reggente si riduce all'equazione di Helmholtz.

Attesa la linearità del problema, è possibile determinare il campo degli spostamenti sovrapponendo i contributi relativi alle onde incidenti, riflesse e diffratte. I primi due contributi rappresentano il termine noto del problema, mentre gli spostamenti associati alla diffrazione delle onde costituiscono le incognite. Quest'ultimi sono calcolati integrando la (II.1) con le condizioni al

contorno esprimenti l'annullamento del vettore tensione, sia sul contorno della cavità che sulla superficie limite, e la condizione di radiazione all'infinito.

La soluzione può essere vantaggiosamente ottenuta mediante il Metodo degli Elementi al Contorno che, una volta discretizzato il contorno della galleria unitamente ad un tratto di lunghezza finita della superficie limite, consente di pervenire ad un sistema algebrico nell'incognita spostamento diffratto. È da precisare che, per onde incidenti di tipo SH, si può limitare la discretizzazione unicamente al profilo della cavità, a patto di far uso di una particolare soluzione fondamentale la quale soddisfa implicitamente la condizione tensione nulla sul piano limite (Conte et al. 1988).

Le applicazioni relative fanno riferimento allo schema di Figura II.5, dove è rappresentata una galleria circolare, priva di rivestimento, per la quale si assume che sia verificata la condizione di stato piano di deformazione. Le analisi sono state effettuate per diversi valori della frequenza adimensionale $\eta = \omega A / \pi \beta$, dove A è il raggio della galleria e β la velocità di propagazione dell'onda di taglio. Più precisamente, si sono considerati valori di η variabili fra 0.25 e 1.5, corrispondenti a lunghezze d'onda comparabili con le dimensioni della cavità.

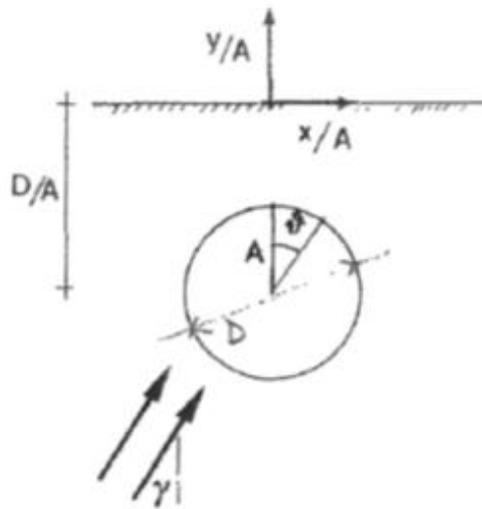


Figura II. 5. Problema esaminato da Conte e Dente (1993).

I risultati sono presentati in termini di ampiezza dello spostamento, relativamente al contorno della galleria ed al sovrastante piano campagna. I valori calcolati sono normalizzati rispetto all'ampiezza dell'onda incidente, assunta unitaria. La

posizione della galleria, all'interno del semispazio, è definita dal rapporto D/A , al quale vengono assegnati valori pari a 2, 6 e 12.

Le Figura II. 6, Figura II.7 e Figura II.8 riguardano il caso di onde SH incidenti. In Figura II. 6 viene mostrato l'andamento dello spostamento sul piano campagna per le differenti posizioni della galleria e per diversi valori dell'angolo d'incidenza delle onde, γ . Il parametro η è posto pari a 1. Come si può notare, allorquando la galleria è posizionata in prossimità della superficie limite, possono verificarsi notevoli amplificazioni del moto sismico, se la direzione di propagazione delle onde incidenti non è verticale. Ad esempio per $\gamma=\pi/6$, l'ampiezza dello spostamento raggiunge un massimo pari circa a 4 (il doppio, cioè, di quello che compete alla condizione di campo libero). Inoltre, nei casi in cui $\gamma \neq 0$, i maggiori spostamenti riguardano i punti del piano campagna localizzati a sinistra della cavità, vale a dire dal lato da cui provengono le onde incidenti; sulla parte opposta, al contrario, si determinano delle zone “d'ombra”, dove sono possibili sensibili attenuazioni del moto sismico.

Come si può notare, in tutte le situazioni esaminate, all'aumentare di D/A , l'entità dello spostamento sul piano limite risulta sempre meno influenzata dalla cavità. In particolare, per $D/A=12$ e $\gamma = 0$, si ritrova un andamento dello spostamento non molto discosto da quello che caratterizza la condizione di campo libero. Nel caso di una galleria profonda, quindi, gli effetti relativi ai fenomeni d'onda che si originano per la presenza della cavità nel sottosuolo, possono ritenersi, in pratica, poco significativi sul moto sismico in superficie.

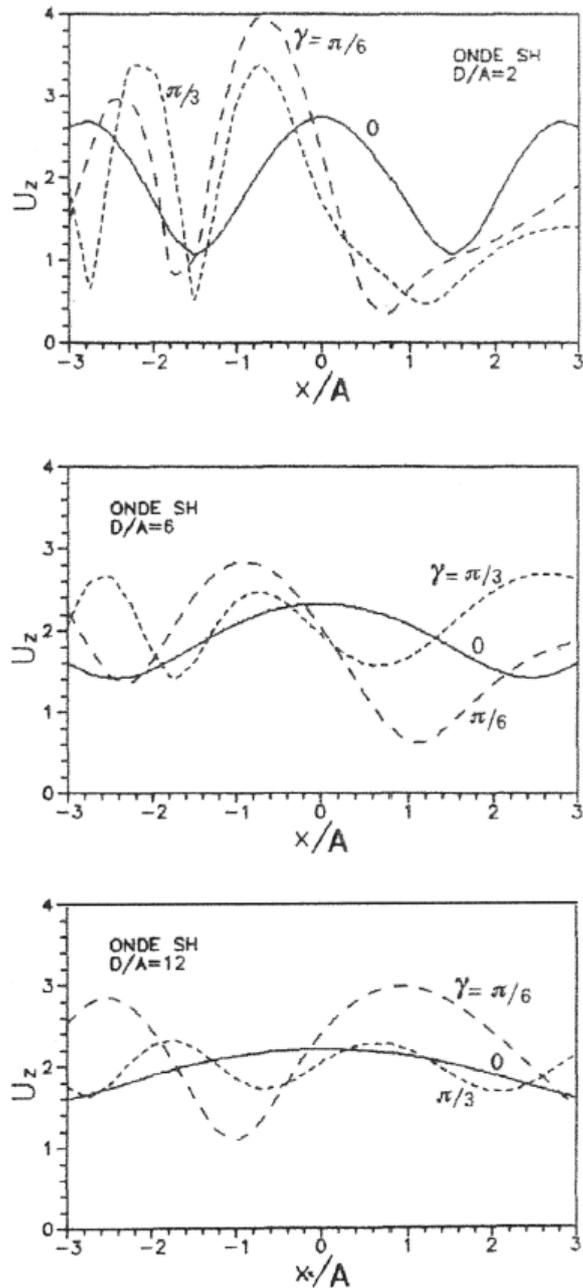


Figura II. 6. Ampiezza dello spostamento sul piano campagna indotto dalla propagazione di onde SH (Conte e Dente, 1993).

Nella Figura II.7 vengono riportati gli spostamenti lungo il contorno della cavità, al variare di D/A e per onde SH che incidono verticalmente. I risultati si riferiscono a due valori di η . Dall'esame dei grafici risulta che la risposta della galleria non dipende, in maniera significativa, dalla sua posizione all'interno del semispazio. Una tale situazione non si verifica, invece, se le onde incidono con $\gamma \neq 0$.

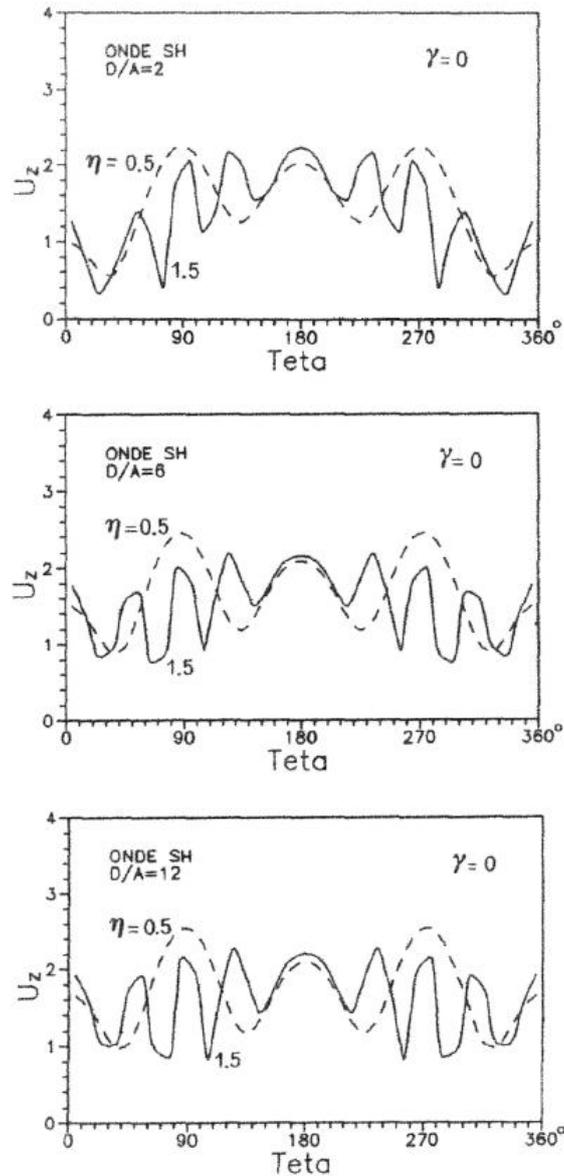


Figura II.7. : Spostamenti sul contorno della galleria indotti dalla propagazione di onde *SH* (Conte e Dente, 1993).

La Figura II.8 mostra, infatti, che la distribuzione dello spostamento lungo il contorno della galleria si diversifica a seconda del rapporto D/A adottato. Inoltre, i valori più elevati dello spostamento si registrano, principalmente, su quella parte del contorno che è direttamente investita dalle onde incidenti; i suddetti valori sono alquanto maggiori di quelli prodotti da onde *SH* che si propagano verticalmente (Figura II.7).

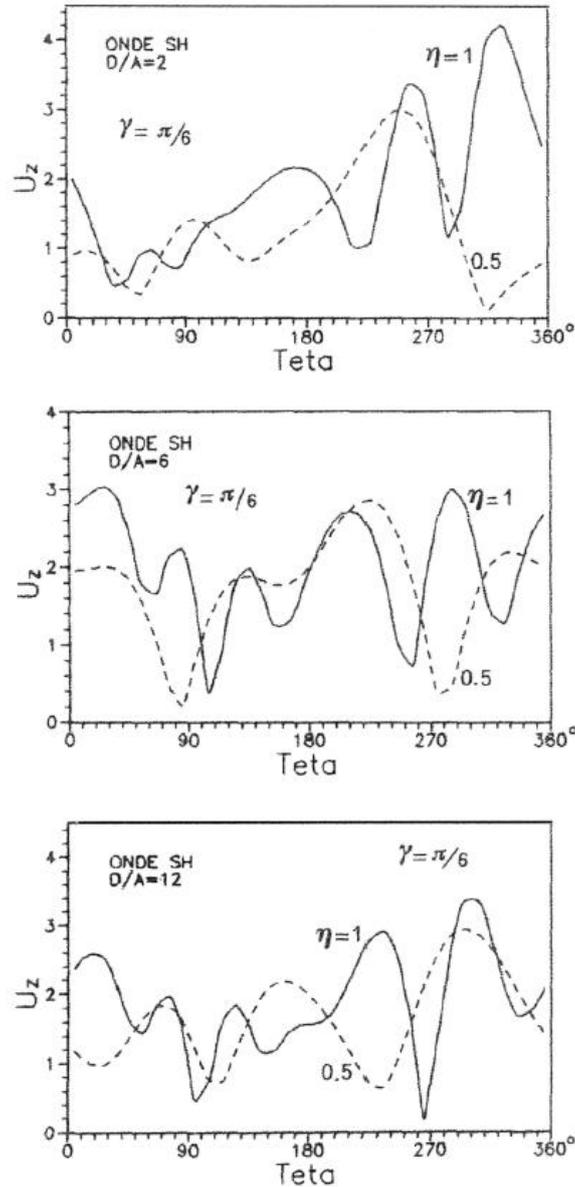


Figura II.8: Spostamento sul contorno della galleria indotti dalla propagazione di onde *SH* (Conte e Dente, 1993).

I risultati che formano oggetto delle Figure da Figura II.9 a **Figura II.14** riguardano la risposta dinamica di una cavità per effetto di onde del tipo *P*, *SV* oppure di *Rayleigh*. Si assume: $\eta=0.5$ ed il coefficiente di Poisson, $\nu=1/3$. A scopo di confronto, sono anche mostrati, con linea a tratti, gli spostamenti che si avrebbero negli stessi punti in assenza della cavità (condizione di campo libero).

Le Figura II.9 e **Figura II.10** riguardano onde *P* incidenti verticalmente. Si osserva che, la presenza della galleria determina, quasi ovunque, un'amplificazione della componente verticale del moto (Figura II.9).

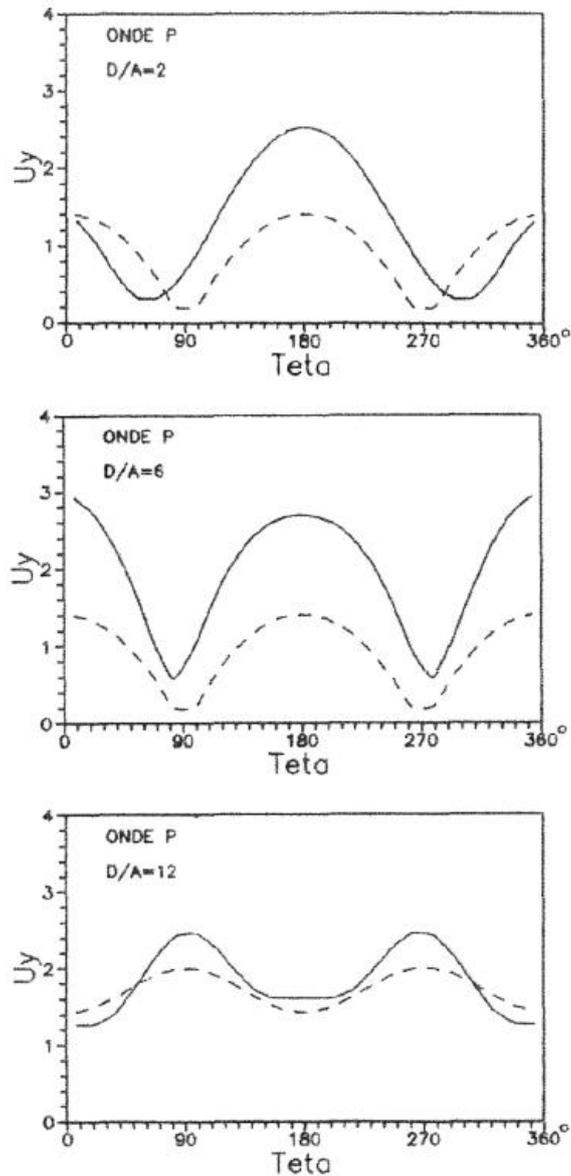


Figura II.9. Spostamento verticale sul contorno della galleria indotti dalla propagazione di onde P (Conte e Dente, 1993).

Questa ultima diventa più rilevante in corrispondenza del fondo della galleria, quando essa è prossima alla superficie. È altresì da notare che a causa dei già richiamati fenomeni di conversione dell'energia, hanno origine spostamenti orizzontali (**Figura II.10**) che, seppure nulli nella situazione di campo libero, andranno ad influenzare lo stato tensio-deformativo nell'intorno della galleria. L'entità di U_x , comunque, è poco rilevante nel caso della galleria profonda.

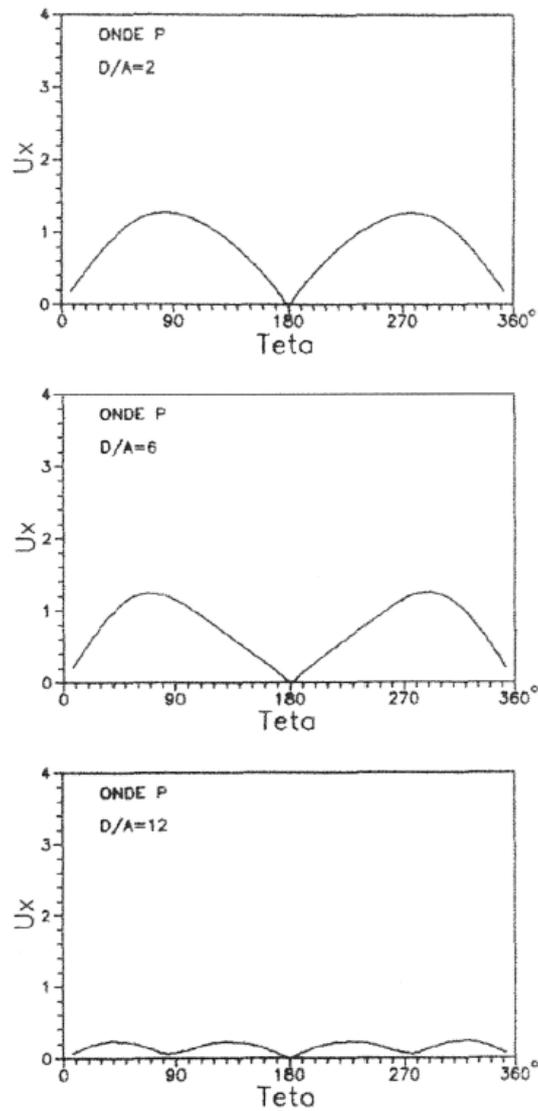


Figura II.10: Spostamento orizzontale sul contorno della galleria indotti dalla propagazione di onde P (Conte e Dente, 1993).

Gli andamenti dello spostamento orizzontale lungo il contorno della galleria, dovuti a onde SV incidenti verticalmente, sono mostrati in **Figura II.11**.

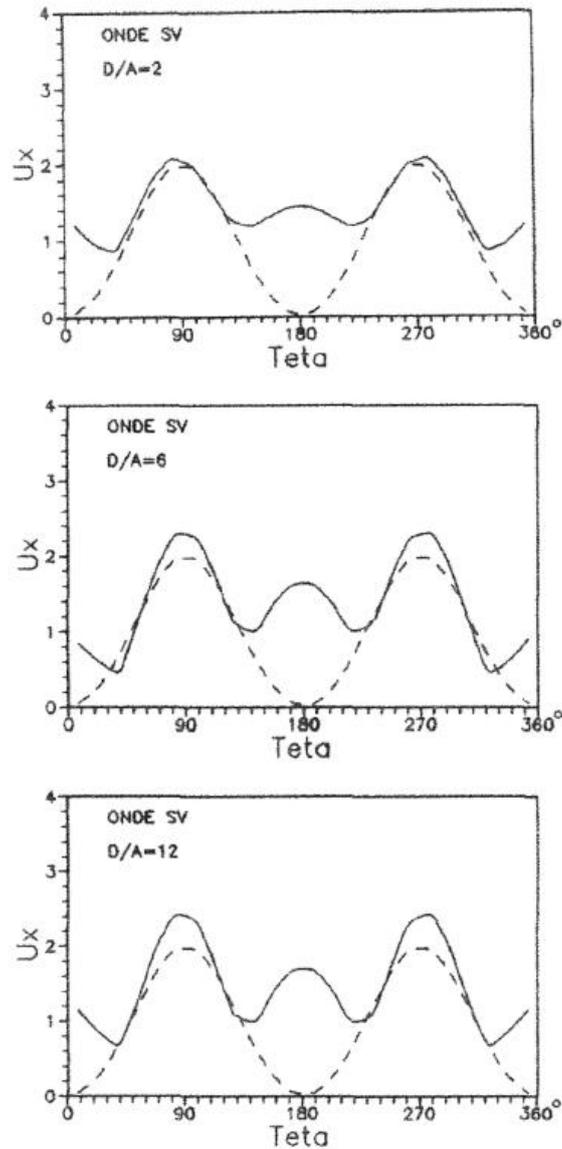


Figura II.11: Spostamento orizzontale sul contorno della galleria indotti dalla propagazione di onde SV (Conte e Dente, 1993).

Così com'è stato osservato in precedenza per le onde *SH*, i suddetti andamenti risultano comparabili tra di loro, indipendentemente dalla posizione della galleria. Poiché ciò si verifica anche nella condizione di campo libero (curve a tratti), si può ritenere che, in questi casi, i fenomeni di diffrazione sono poco influenzati dalla profondità. Elementi di differenziazione rispetto alla condizione di campo libero, sono rappresentati dal valore elevato di U_x , in asse alla galleria, e dalla comparsa della componente verticale, U_y (**Figura II.12**).

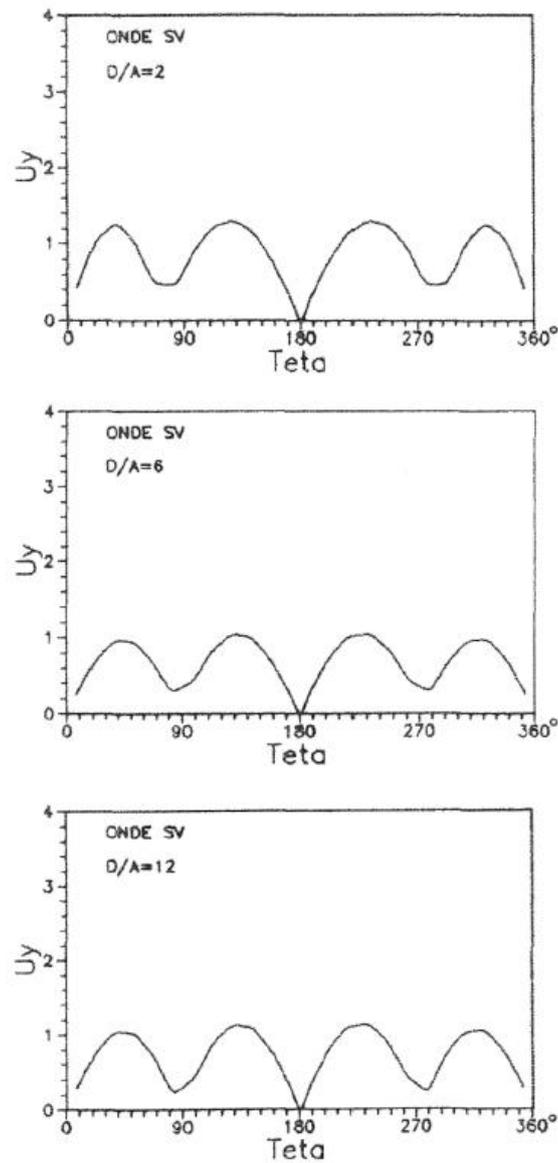


Figura II.12: Spostamenti verticali sul contorno della galleria indotti dalla propagazione di onde SV (Conte e Dente, 1993).

Per quanto riguarda le onde di *Rayleigh*, vengono forniti i risultati nella **Figura II.13** e **Figura II.14**.

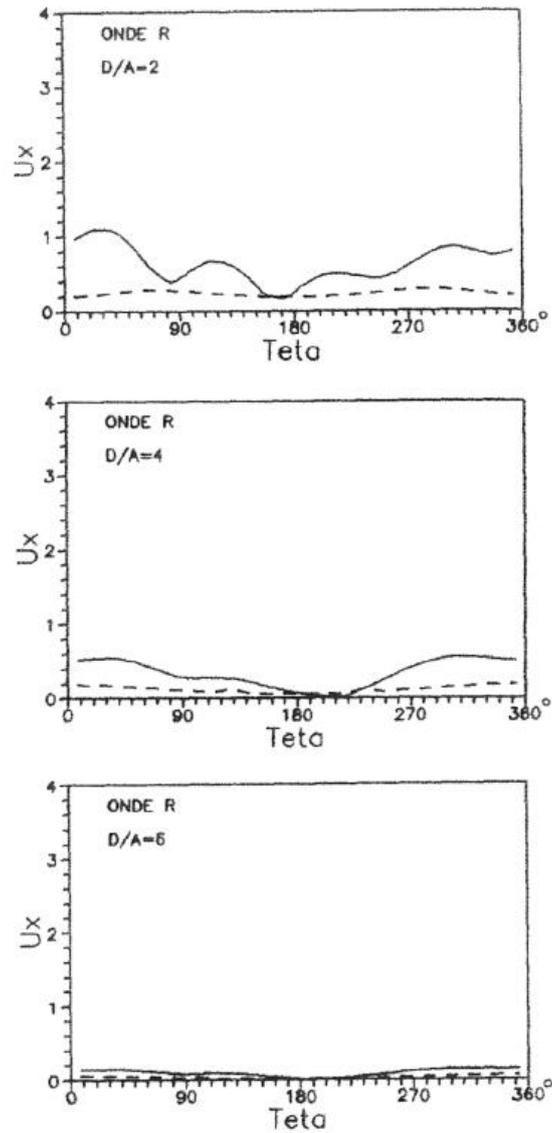


Figura II.13: Spostamento orizzontale sul contorno della galleria indotto dalla propagazione di onde di Rayleigh (Conte e Dente, 1993).

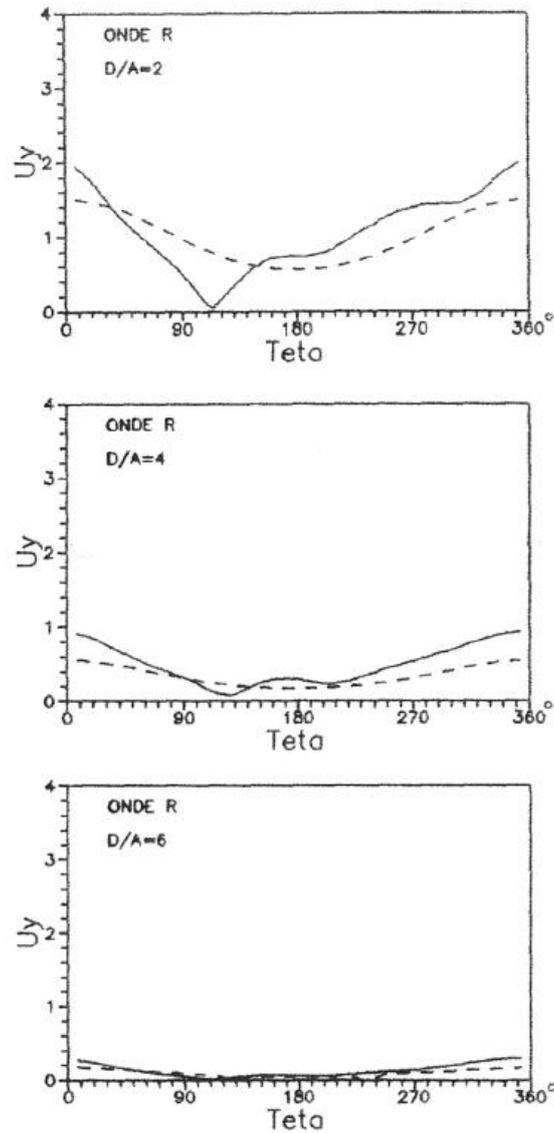


Figura II.14: Spostamento verticale sul contorno della galleria indotto dalla propagazione di onde di Rayleigh (Conte e Dente, 1993).

Come era da attendersi, trattandosi di onde superficiali, l'entità degli effetti dinamici si smorza con la profondità. Così, nel caso $D/A=6$, vale a dire per D pari a 1.5 la lunghezza d'onda, anche le componenti del moto imputabili alla diffrazione risultano trascurabili. Di conseguenza, se la galleria non ricade nelle immediate vicinanze del piano campagna, si può ritenere che essa sia preservata dagli effetti connessi con la propagazione di questo tipo di onde.

Infine, allo scopo di esaminare il comportamento sismico di due gallerie affiancate (Figura II.15), in Figura II.16 e in Figura II.17 vengono indicati con

linea a tratti e con quella intera sono indicati, rispettivamente, gli spostamenti che si ottengono in presenza di una singola cavità o di entrambe.

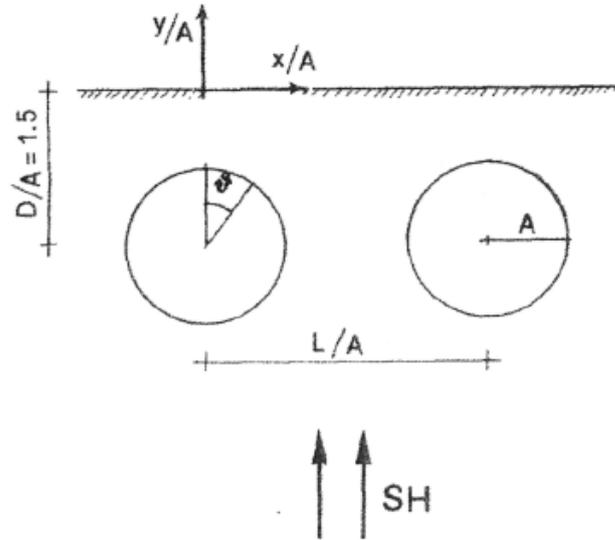


Figura II.15: Due gallerie affiancate investite da onde SH (Conte e Dente, 1993).

L'eccitazione dinamica è costituita da onde SH che si propagano verticalmente per $\eta=0.25$ (Figura II.16) o $\eta=0.50$ (Figura II.17).

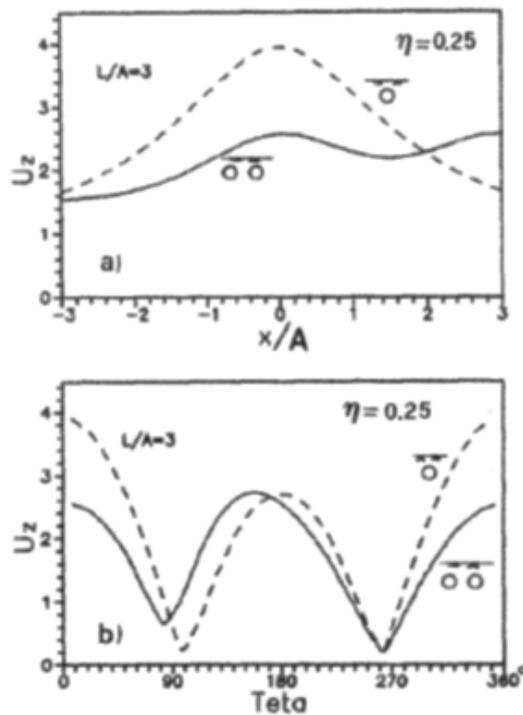


Figura II.16: a) Spostamento sul piano campagna; b) Spostamento sul contorno della galleria (Conte e Dente, 1993).

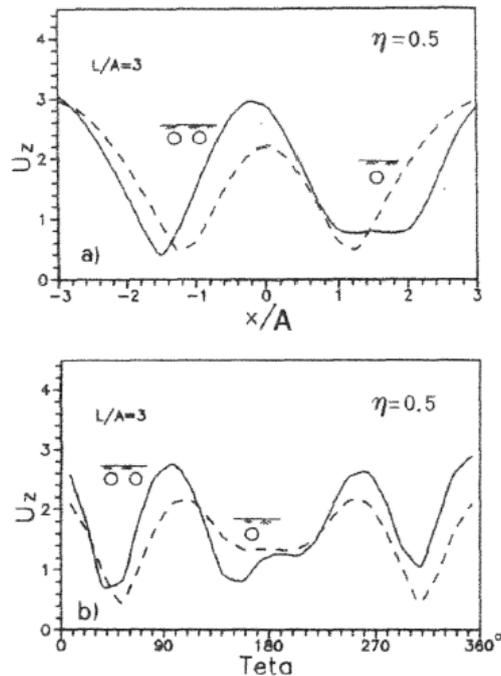


Figura II.17: a) Spostamento sul piano campagna; b) Spostamento sul contorno della galleria (Conte e Dente, 1993).

I grafici Figura II.16a e Figura II.17a mostrano l'ampiezza dello spostamento sul piano campagna; quelli delle figure Figura II.16b e Figura II.17b sono invece relativi al contorno di una delle due cavità. È evidente che l'interazione dinamica tra le due gallerie si può tradurre in una amplificazione del moto o in una attenuazione, rispetto al caso della singola galleria, a seconda della frequenza η del treno d'onde incidenti. Naturalmente, tali effetti si attenuano man mano che la distanza di separazione fra le due gallerie aumenta. A tal riguardo, sulla base di altri risultati qui non riportati, si è accertato che quando $L/A > 10$, l'influenza mutua diventa trascurabile, a prescindere dalla profondità D/A e dalle caratteristiche dell'input.

Riassumendo, i risultati dello studio dicono che in caso di onde di volume incidenti verticalmente, i fenomeni che si originano in corrispondenza del contorno della galleria, non conducono, in generale, a significative variazioni del moto sismico, rispetto alla condizione di campo libero. Anche se occorre dire che, per onde incidenti del tipo SV e P, insorgono componenti dello spostamento, inattese nella situazione di campo libero, che si riflettono necessariamente sullo stato tenso-deformativo nell'interno della galleria. Ai fini della risposta sismica di una galleria, eccitata da onde di compressione o di taglio con propagazione

verticale, si può assumere, quindi, che il campo degli spostamenti non sia sostanzialmente alterato dalla presenza della cavità.

Al contrario, se la direzione di propagazione delle onde è diversa dalla verticale, come ad esempio è lecito assumere per terremoti con ipocentro di breve o media profondità, possono verificarsi notevoli effetti amplificativi, sia sul contorno della galleria che in corrispondenza del piano campagna. Per i punti del piano campagna, ciò avviene, in particolare, se la galleria è poco profonda. All'aumentare della profondità, tali effetti si vanno attenuando e, di conseguenza, il moto poco si discosta da quello che caratterizza la condizione di campo libero.

Per quanto riguarda i fenomeni legati alla propagazione di onde Rayleigh, se la galleria è posizionata ad una distanza dal piano limite comparabile con la lunghezza dell'onda, essa, in pratica, non risente della propagazione di tale tipo di onde. Nell'analisi nel caso di due gallerie affiancate, quando la loro distanza di separazione è pari ad almeno dieci volte il valore del raggio, queste possono essere considerate isolate ai fini dell'analisi del loro comportamento dinamico e della valutazione degli effetti indotti sul moto in superficie.

Altro studio interessante relativo alla propagazione di onde di taglio S in sottosuolo in presenza di cavità è stato condotto da Sanò (2011).

L'autore considera il caso semplice di onde sismiche provenienti dalla sorgente in direzione perpendicolare alla superficie e suppone quindi che siano formate da onde di volume cioè onde di taglio S oppure di compressione P . Come illustrato dalla Figura II.18 esse, non potendosi propagare nell'aria, vengono riflesse, rifratte oppure girano intorno all'ostacolo rappresentato dalla cavità, che per semplicità rappresentata di forma circolare.

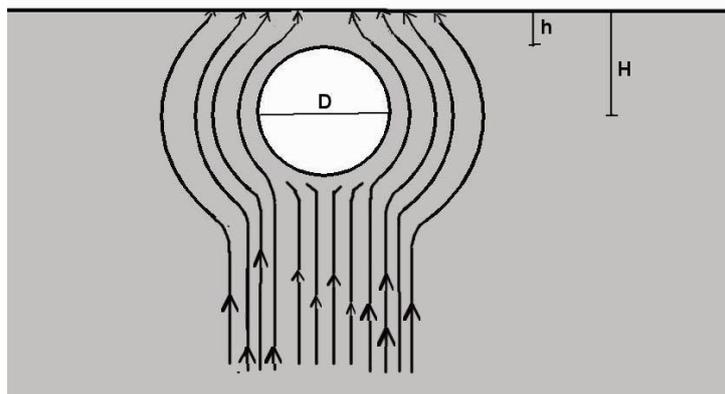


Figura II.18: Propagazione delle onde di volume in presenza di cavità (Sanò, 2011).

Per la presenza dell'ostacolo le onde che arrivano in superficie e che si riflettono più volte tra di essa e la cavità stessa, tendono a concentrarsi in corrispondenza dei bordi piuttosto che al centro della cavità stessa, come si vede nella **Figura II.19** estratta da Rodriguez-Castellanos (2006), sono mostrati gli spostamenti in funzione del tempo per differenti cavità e per un onda P semplice (*wavelet*) incidente.

Sono mostrate le risposte in 61 punti (stazioni) egualmente spaziate in superficie e si vede che tali risposte non dipendono tanto dalla forma della cavità e lo spostamento in superficie ha lo stesso andamento anche se la cavità si riduce ad una fessura. La risposta in corrispondenza del centro, stazione 31, è minima.

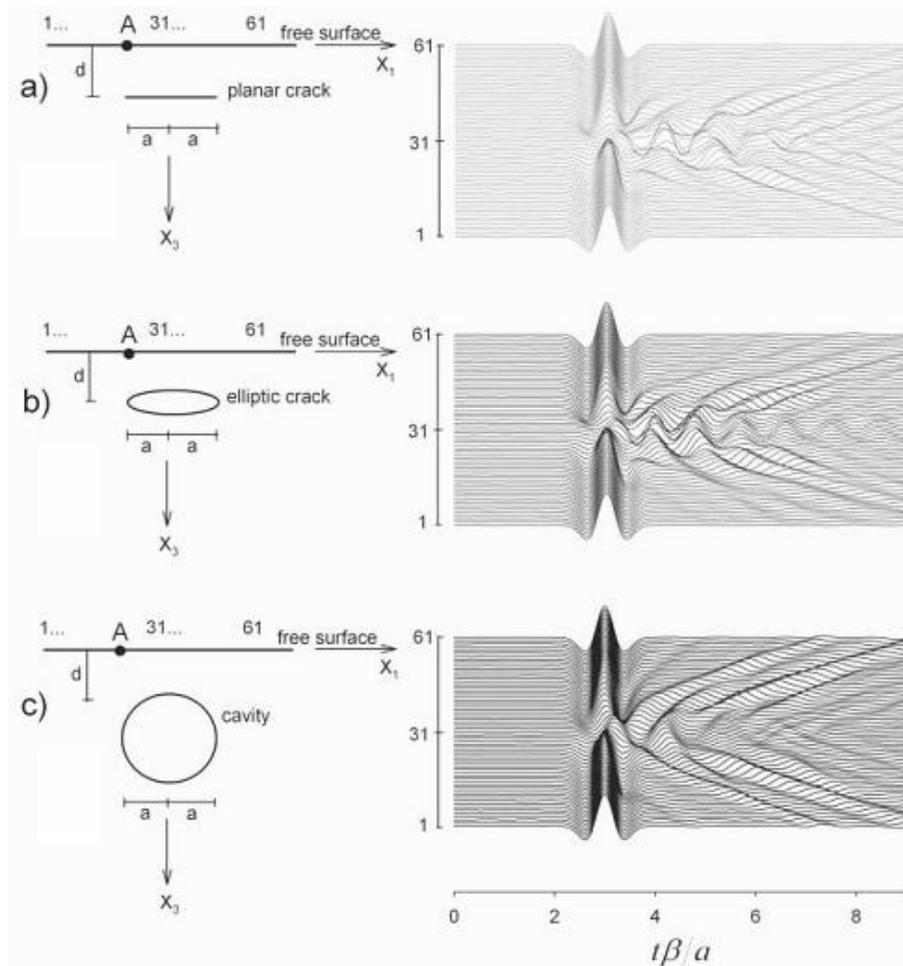


Figura II.19: Spostamenti in superficie per differenti tipi di cavità (Rodriguez-Castellanos, 2006).

Il fenomeno dipende dalle dimensioni della cavità D e dalla sua profondità H oppure dallo spessore della copertura. Tale affermazione viene illustrata dallo

schema della Figura II.20. Il moto sismico può essere considerato come somma di onde sinusoidali di differente frequenza, ampiezza e fase. Nella Figura II.20 viene mostrata una sola onda di una determinata frequenza f in un terreno di rigidezza corrispondente ad una V_s (velocità delle onde di taglio). Essa è rappresentata da una curva cosinusoidale che indica l'ampiezza del moto vibratorio in funzione della profondità. Il valore massimo è sempre in superficie e la sua ampiezza si riduce a zero (nodo) in corrispondenza ad un quarto della sua lunghezza d'onda $\lambda = V_s/f$.

Si osserva, anche visivamente, che se la dimensione della cavità è minore di un quarto della lunghezza d'onda la cavità stessa non altera sensibilmente la propagazione dell'onda.

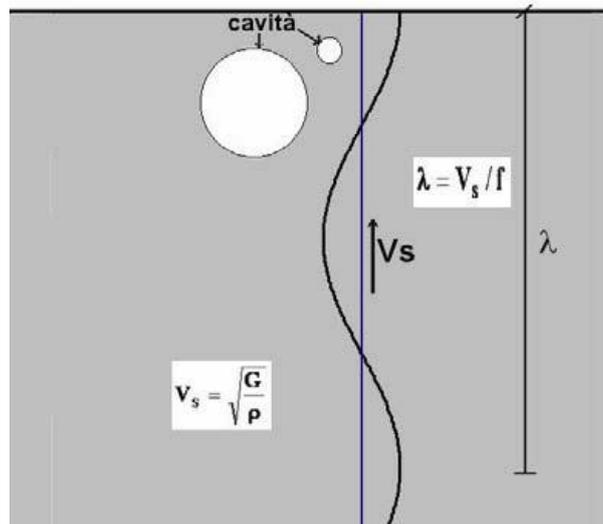


Figura II.20: Rappresentazione dell'ampiezza del moto in funzione della profondità per un'onda di frequenza f (Sanò, 2011).

È possibile pertanto avere un ordine di grandezza delle dimensioni che non alterano il moto sismico in superficie utilizzando una semplice espressione:

$$D < \frac{\lambda}{4} < \frac{V_s}{4f} \quad (\text{II.2})$$

Ponendo per esempio valori di f pari al massimo che interessa nel moto sismico, cioè 10-15hz, e V_s intorno a 400 m/s risulta, in tali condizioni, che le cavità delle dimensioni minori di 5m non alterano il moto stesso.

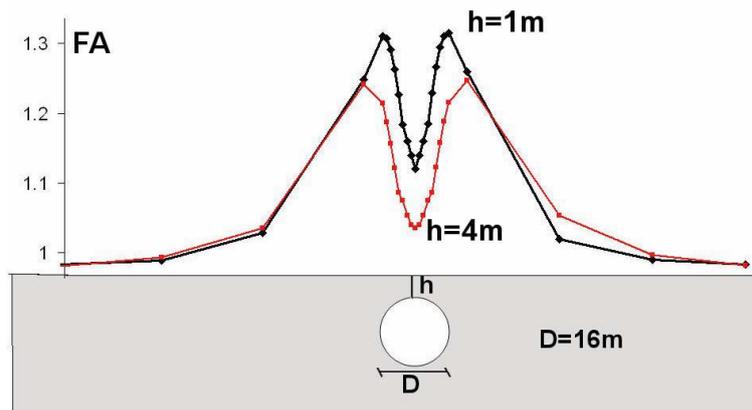


Figura II.21: Fattore di amplificazione in funzione dello spessore della copertura (Sanò, 2011).

Va però detto che c'è un altro parametro che va controllato e cioè lo spessore della copertura. I diagrammi della **Figura II.21** mostrano l'importanza della profondità sul fattore di amplificazione FA, dove per fattore di amplificazione si assume il rapporto tra il valore massimo dello spettro di risposta calcolato in sito, mediato su un definito intervallo di periodi, e quello dello spettro di riferimento su suolo rigido piano. Le due curve sono relative a due spessori delle coperture e si vede che il valore massimo dell'amplificazione si riduce da 1.31 a 1.24 al crescere dello spessore h da 1 a 4m.

La **Figura II.21** mostra anche l'andamento del fattore di amplificazione FA sulla superficie del terreno e mette in rilievo sia la grande variabilità spaziale della risposta sismica sia, come detto precedentemente, la grande amplificazione in corrispondenza dei bordi e la riduzione in corrispondenza del centro della cavità.

A differenza delle onde di volume provenienti direttamente dalla sorgente il comportamento del terreno per onde di superficie, in particolare quelle di Rayleigh, è differente. In genere per terremoti lontani il contenuto energetico delle onde di superficie può essere dominante e il loro comportamento è simile alle onde del mare in quanto: il moto delle particelle ha una forma ellittica e si riduce al crescere della profondità. A differenza delle onde del mare il moto è retrogrado nel senso che in superficie avviene in senso contrario a quello di propagazione.

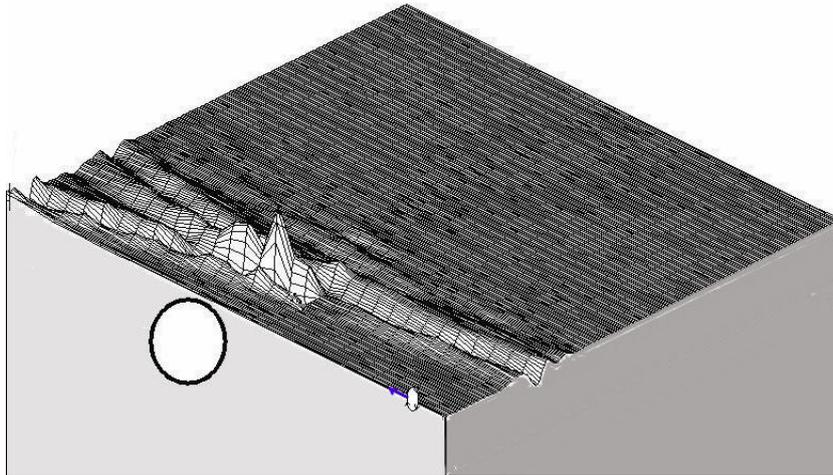


Figura II.22: Spostamenti per un'onda di Rayleigh proveniente da sinistra (Sanò, 2011).

La cavità rappresenta un ostacolo (scoglio) che l'onda supera innalzandosi. A dimostrazione di ciò è stata effettuata un'analisi considerando come input una *wavelet* centrata su di una frequenza f_0 pari a 1 Hz la cui espressione è:

$$w(t) = \{1 - 2[\pi \cdot f_0(t - t_0)]^2\} \cdot e^{[\pi \cdot f_0(t - t_0)]^2} \quad (\text{II.3})$$

Nella Figura II.22 sono rappresentate le storie temporali di un'onda di Rayleigh proveniente dalla destra in varie stazioni egualmente distanziate sulla superficie intorno all'area con una cavità circolare. In prossimità della cavità l'amplificazione aumenta rapidamente per poi attenuarsi dopo trasformandosi in tre onde più piccole dovute ad effetti di riflessioni ed interazioni reciproche. In realtà le analisi convenzionali di amplificazione sismica non comportano il caso di onde di superficie anche se in realtà esse possono fare parte in maniera consistente del moto sismico. La parte principale dello studio consiste nella modellazione di una cavità realistica nel sottosuolo (Figura II. 23).

La cavità modellata è larga circa 17m ed alta 7m in un terreno roccioso omogeneo caratterizzato da una V_s pari a 600 m/s ed una densità di 2 t/m^3 . È stato assunto in superficie, in assenza di cavità, un accelerogramma con una accelerazione di picco di 0.1g (Figura II. 24).

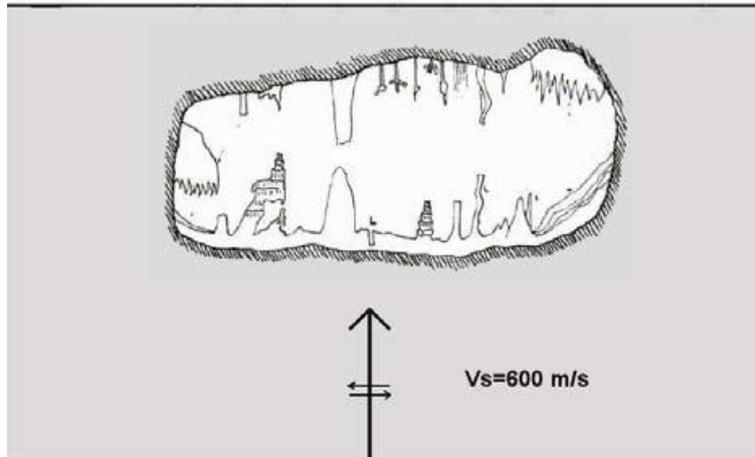


Figura II. 23: Cavità presa in considerazione nell'esempio (Sanò, 2011).

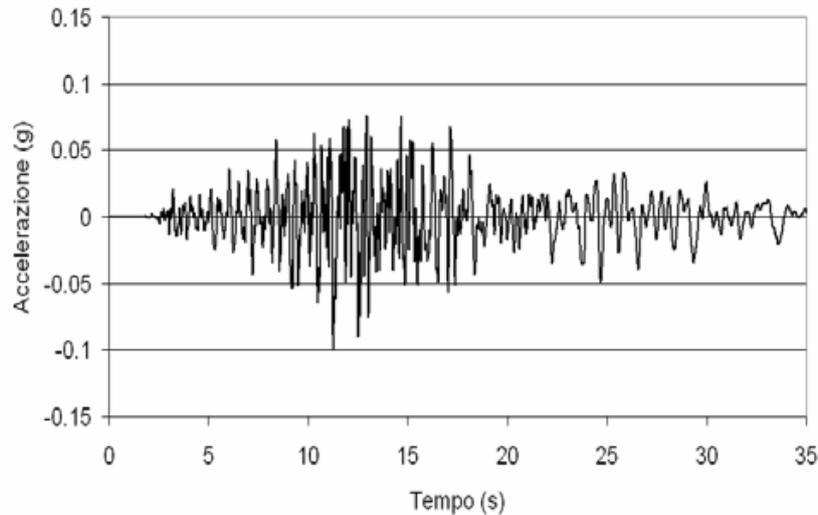


Figura II. 24: Accelerogramma di input per le analisi (Sanò, 2011).

Si è fatta l'ipotesi che il moto sismico arrivi dalla sorgente in direzione perpendicolare alla superficie e che sia formato solo da onde di taglio S. L'analisi viene condotta con il codice BESOil (Sanò), basato sul metodo degli elementi di contorno e, a parte le caratteristiche meccaniche del terreno: V_s e densità, richiede solo la descrizione della superficie e del contorno della cavità. È possibile considerare onde di qualsiasi tipo, di volume o di superficie con qualsiasi angolo di incidenza. Il calcolo è effettuato nel dominio delle frequenze e l'applicazione della teoria della dinamica probabilistica, "random vibration theory", permette di tenere conto della aleatorietà del moto su roccia affiorante. In tal maniera si è possibile definire in superficie un moto vibratorio, oltre come storia temporale,

anche come spettro di risposta che sia rappresentativo di famiglie di storie temporali e quindi più adatto per una progettazione.

È necessario considerare, con tale codice, sistemi bidimensionali, cioè che le cavità abbiano forma cilindrica o almeno che siano allungate in direzione perpendicolare alla figura. Il calcolo tridimensionale che tenga conto dell'effettiva geometria è ancora molto difficile in quanto richiede modelli di calcolo, memoria e velocità di calcolo non facilmente disponibili.

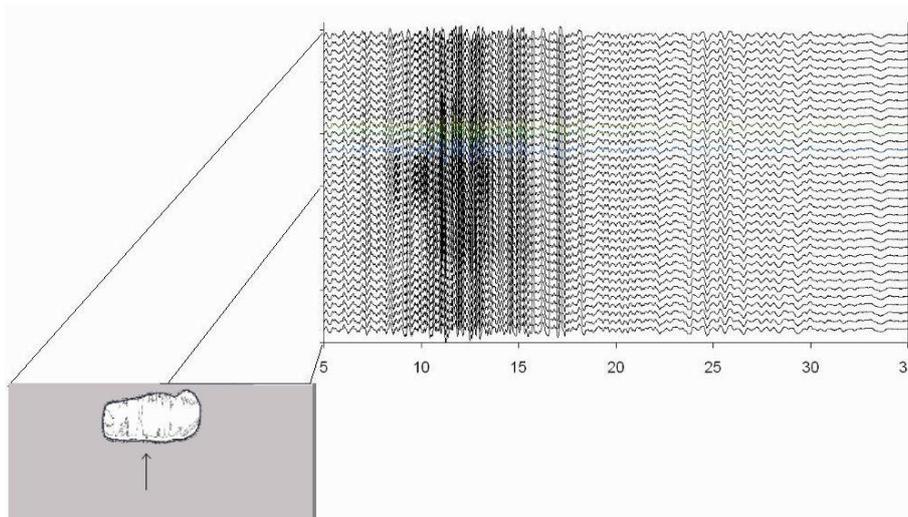


Figura II. 25: Accelerogrammi in superficie alterati dalla presenza della cavità (Sanò, 2011).

Nella Figura II. 25 sono mostrati gli accelerogrammi calcolati sulla superficie in stazioni egualmente distanziate nell'ipotesi che lo spessore della volta h sia di 2 m e risulta evidente l'amplificazione in corrispondenza della cavità. Nella Figura II. 26 è mostrata l'influenza dello spessore della copertura sui fattori FA di amplificazione che passano da 1.14 per $h=10$ a 1.3 per $h=3$ m.

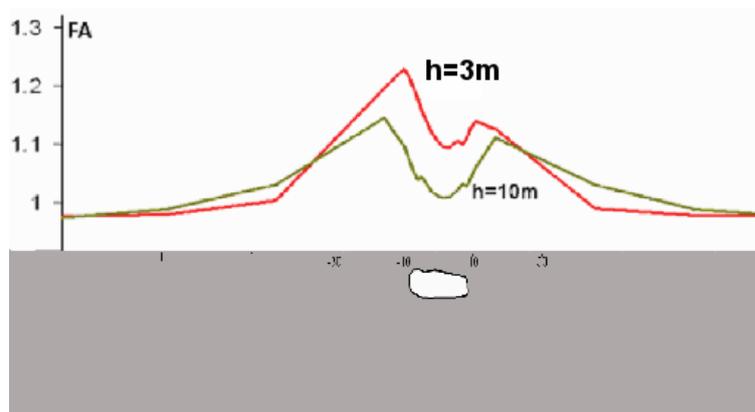


Figura II. 26: Influenza dello spessore h della copertura sul fattore di amplificazione FA (Sanò, 2011).

Lo studio presenta anche un'indagine parametrica per esaminare l'effetto della dimensione, a parità dello spessore della copertura: $h=3\text{m}$. Sono stati lasciati inalterati tutti i parametri e sono state aumentate in scala le dimensioni della cavità di 1.5, cioè $D=25.6\text{m}$ e ridotte ad $1/3$, cioè $D= 5.7\text{ m}$, ed a $2/3$, cioè $D= 11.3$. I risultati sono mostrati come fattori di amplificazione nella Figura II. 27.

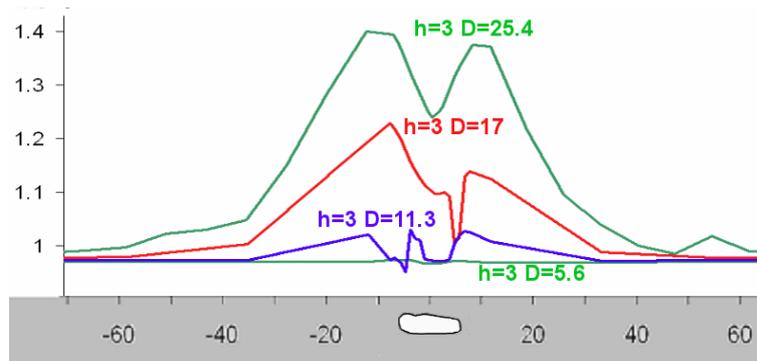


Figura II. 27: Effetto delle dimensioni della cavità sull'amplificazione (Sanò, 2011).

L'amplificazione si riduce fino a diventare trascurabile per dimensioni di 5.6m.

II.1.2.2 Studi secondo il metodo degli Elementi Finiti (FEM)

Un tentativo di studio della risposta sismica del colle di Castelnuovo in presenza di cavità ipogee è stato condotto da UniSannio (tesi di laurea, Rotili 2010) mediante analisi 2D con il codice di calcolo FEM QUAD4-M.

La caratterizzazione geotecnica dei terreni è quella prodotta durante gli studi di microzonazione sismica.

Il modello di sottosuolo utilizzato nelle analisi tuttavia considera solo due valori di velocità per la formazione limosa del colle (**Figura II. 28**). Le velocità considerate sono rispettivamente le medie dei valori di V_S tra 0 e 35 m (limo superiore) e tra 35 e 110 m (limo inferiore).



Figura II. 28: Modello sottoposto ad analisi con codice di calcolo FEM (F. Rotili, 2010)

Le cavità sono state modellate come rettangoli con base 5m ed altezza 3m collocate ad una profondità di 3m dal piano campagna. In

Figura II. 29 sono rappresentati i risultati ottenuti in assenza di cavità, in presenza di una sola cavità, in presenza di 13 cavità.

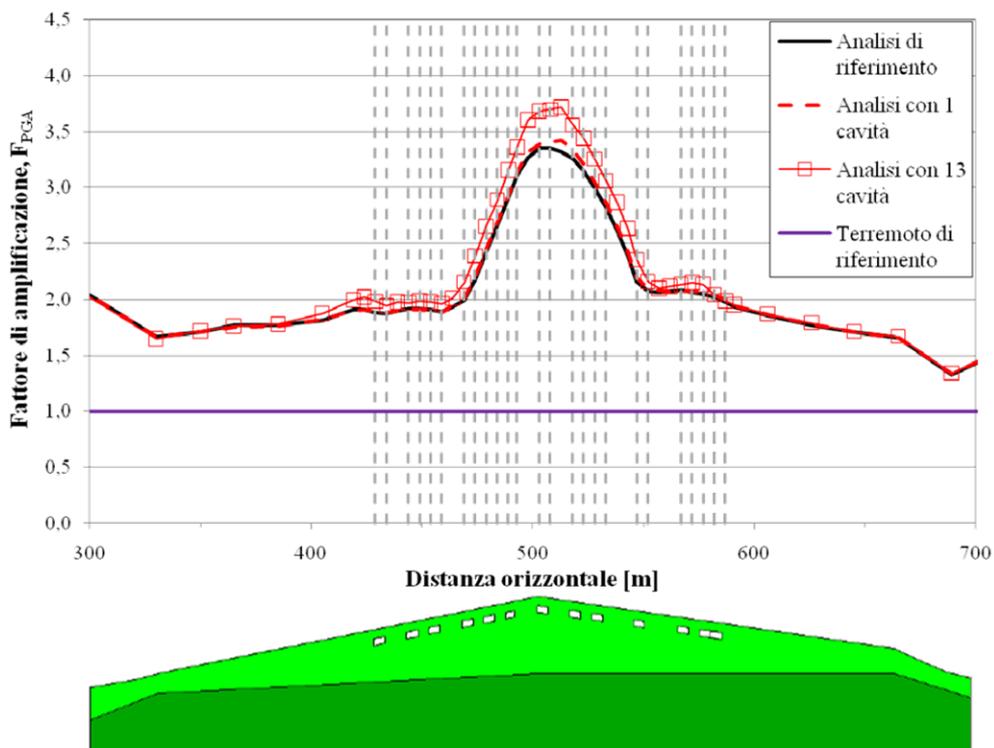


Figura II. 29: Risultati delle analisi. Andamento del fattore di amplificazione del PGA, nel caso 1) senza cavità, 2) con una cavità, 3) con 13 cavità (F. Rotili, 2010)

L'analisi sul modello evidenzia in tutti e tre i casi un picco di amplificazione in corrispondenza della progressiva 500-550 (vertice del pendio). I valori del fattore di amplificazione calcolati nel caso in cui sia presente una singola cavità non differiscono sensibilmente dal caso in cui nessuna cavità è presente. Un

incremento sensibile del fattore di amplificazione si ha in sommità al colle, nel caso in cui sono presenti le 13 cavità.

L'andamento del fattore di amplificazione F_{PGA} calcolato su questo modello in assenza di cavità ipogee superficiali differisce notevolmente da quello prodotto nello studio di microzonazione (Costanzo, c.p.). In questo caso si ha un picco di amplificazione in sommità: il fattore di amplificazione passa rapidamente da valori prossimi a 2 a 3.0-3.5 e oltre. Per la stessa sezione il modello sottoposto ad analisi 2D con codice FDM (Costanzo, c.p.) non mostra un picco di amplificazione per le PGA; F_{PGA} è sostanzialmente costante e pari a 2.

II.2 Studio parametrico preliminare

Un primo studio parametrico sugli effetti derivanti dalla presenza di una cavità sulla sola amplificazione stratigrafica del moto sismico è stato condotto da Landolfi et al. (2011), attraverso analisi numeriche alle differenze finite utilizzando il codice di calcolo FLAC 2D (ITASCA, 2005). Queste analisi focalizzano l'attenzione sulla dimensione della cavità, per semplicità supposta a sezione circolare, e sugli effetti in superficie indotti dalla variazione di essa.

Rispetto agli studi precedenti è stata rimossa l'ipotesi di semispazio, considerando sottosuoli costituiti da un banco di terreno di spessore finito e costante, H , poggiante su un substrato roccioso assunto quale *bedrock* sismico. Questi modelli sono tutti caratterizzati da un contrasto d'impedenza noto e costituiti da un mezzo omogeneo, isotropo a comportamento visco-elastico lineare.

II.2.1 Modello di sottosuolo

La geometria e le proprietà dei materiali del modello di sottosuolo sottoposto ad analisi (**Figura II. 30**) sono definite in base alle caratteristiche stratigrafiche medie della zona interessata dalle cavità nel centro abitato di Castelnuovo.

Il modello di sottosuolo è costituito da un banco di limi di spessore $H=150m$, prossimo a quello massimo (148m) in corrispondenza della cima del colle di Castelnuovo, sovrastante una formazione calcarea di pari spessore (**Figura II.**

30). Nel banco di limi è ipotizzata la presenza di una cavità cilindrica a sezione circolare, con diametro D e copertura c variabili.

II.2.2 Caratteristiche dei materiali

Entrambe le formazioni sono schematizzate come materiali omogenei, isotropi a comportamento visco-elastico lineare. Per la modellazione i parametri assunti (cfr. **Figura II. 30** e **Tabella 0.1**) sono il peso dell'unità di volume γ , le velocità di propagazione delle onde di taglio e di compressione V_S e V_P , ed il fattore di smorzamento D_0 , derivati da prove in sito ed in laboratorio eseguite per gli studi di microzonazione della conca aquilana (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010). Allo strato limoso è attribuita una velocità $V_S=300\text{m/s}$, misurata con prove Down-Hole alla profondità media di rinvenimento delle cavità.

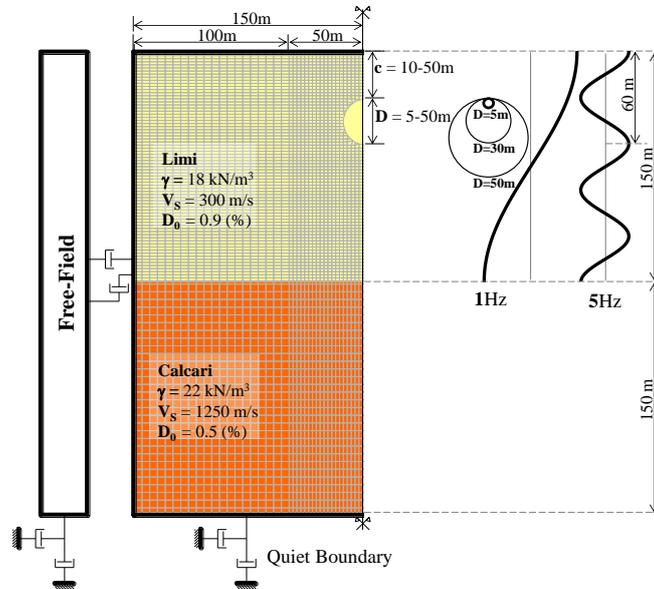


Figura II. 30: Modello di sottosuolo utilizzato nelle analisi e forme d'onda relative ad armoniche di frequenza 1Hz e 5Hz, la cui lunghezza d'onda è confrontata con tre dei 10 diametri utilizzati nelle analisi.

Il substrato calcareo è modellato come mezzo visco-elastico lineare a smorzamento costante, mentre nel banco di limi lo smorzamento ξ_j , associato al j -esimo modo di vibrazione del banco, è funzione della frequenza della sollecitazione sismica:

$$\xi_j = \frac{I}{2} \cdot \left(\frac{\alpha}{\omega_j} + \beta \cdot \omega_j \right) \quad (0.1)$$

dove:

- $\omega_j = 2\pi f_j$ è la frequenza angolare relativa al j-esimo modo di vibrazione;
- α e β sono i coefficienti di Rayleigh.

Lo smorzamento modale ξ_j è implementato nel codice FLAC secondo l’approccio a singola frequenza di controllo (Hashash e Park, 2002). In queste analisi, in conformità con quelle effettuate da Lanzo et al. (2011), partendo da un approccio a doppia frequenza di controllo, si è fatto in modo da far corrispondere al valore dello smorzamento sperimentale D_0 quello assunto dalla funzione $\xi_j(\omega_j)$ in corrispondenza della frequenza fondamentale del banco e della prima frequenza naturale superiore a quella massima di input considerata (5Hz cfr. § 0.2).

Per ragguagliare i due approcci, imponendo l’uguaglianza dei coefficienti α e β (cfr. **Tabella 0.1**), sono stati ricavati i valori della frequenza di controllo $f^*=2.1\text{Hz}$ e dello smorzamento $\xi^*=0.4$ da introdurre nel codice calcolo.

Tabella 0.1: Parametri del terreno utilizzati nelle analisi.

	γ [kN/m ³]	V_s [m/s]	V_p [m/s]	ν	D_0 [%]	α	β
Limo	18.0	300	721	0.379	0.9	5.30	0.04
Calc.	22.0	1250	1360	0.377	0.5	-	-

II.2.3 Dimensione delle cavità e relativo ricoprimento

Per le analisi sono stati scelti 10 valori del diametro D variabili da 5 a 50m con passo di 5m (**Figura II. 30**); per ogni dimensione di cavità è stata considerata una profondità di ricoprimento c (**Figura II. 30**) pari a 10, 30, 50m. In totale sono stati quindi esaminati 30 modelli.

Il limite inferiore dell’intervallo di diametri adottato nelle analisi è 5m, che corrisponde ad una sezione con la stessa area di quella media delle cavità rilevate. La ridotta dimensione della cavità impone di verificarne la compatibilità con la lunghezza d’onda del segnale sismico propagato, affinché questo ne risulti influenzato (**Figura II. 30**). Infatti diversi studi di base (Roesset, 1977) ed

applicativi (Sanò, 2010) precedenti mostrano che la dimensione minima della cavità, D_{min} , in grado di influenzare significativamente la propagazione di un segnale sismico in superficie dipende da V_S e dalla frequenza massima caratteristica dell'input f_{max} , secondo la relazione:

$$D_{min} = \frac{\lambda_{min}}{4} \quad (0.2)$$

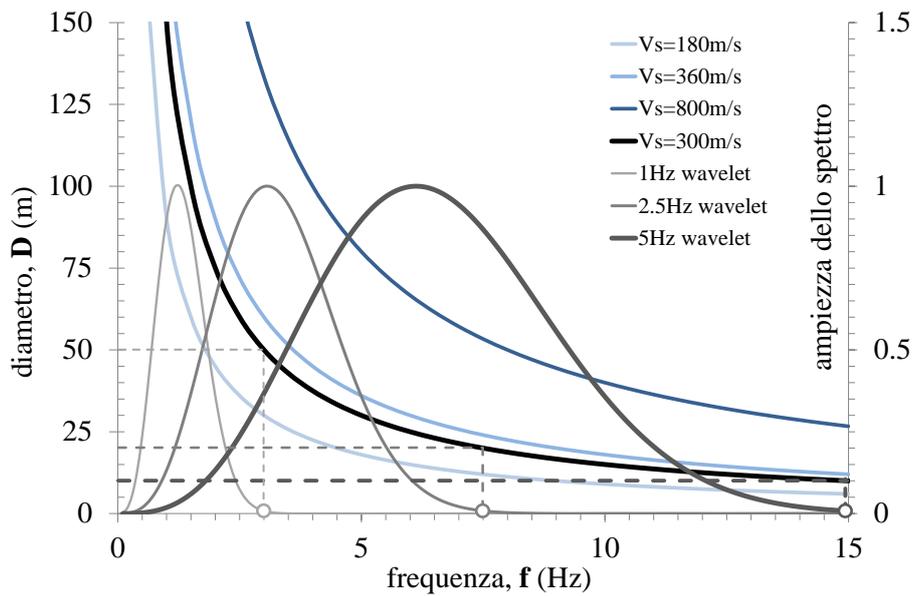


Figura II. 31: Curve rappresentative della relazione (III.2) tra D_{min} ed f_{max} , al variare di V_S .

essendo $\lambda_{min} = V_S / f_{max}$ la minima lunghezza dell'onda che si propaga nel materiale in esame.

La (III.2) è rappresentata dalla famiglia di curve in azzurro in **Figura II. 31**, relative a valori di V_S di 180, 360 e 800 m/s, rispettivamente rappresentanti i limiti di passaggio tra le classi di sottosuolo C-D, B-C e A-B definite dalle NTC (2008), e dalla curva nera, corrispondente al valore di 300m/s adottato per la formazione limosa.

In **Figura II. 31** il semispazio delimitato inferiormente dall'iperbole relativa a $V_S = 300$ m/s rappresenta, in definitiva, il luogo di tutte le possibili coppie frequenza-diametro che influenzano significativamente la risposta in superficie. Nel caso specifico, il diametro minimo di 5m, equivalente alla sezione media della cavità tipo, per la (III.2) corrisponde ad una frequenza massima pari a 15Hz, cioè quella di cut-off degli input sismici adoperati per la microzonazione della conca aquilana

(Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010). Il limite superiore dell'intervallo di diametri (50m) è scelto in funzione dell'elevato spessore della formazione limosa, che risulta quindi sufficientemente profonda per modellare adeguatamente la presenza di cavità di diametro D variabile fino a 50m, con spessore c della copertura fino a 50m. Tali dimensioni, anche se non caratteristiche del caso in esame, possono risultare peraltro significative di cavità antropiche e grotte naturali rilevabili in altri siti del territorio italiano.

II.2.4 Discretizzazione della mesh

La larghezza complessiva del dominio è 300 m, ed è suddivisa in tre settori di 100 m, ognuno dei quali discretizzato con una griglia di elementi rettangolari di larghezza Δx ed altezza Δy , quest'ultima fissata in conformità al criterio suggerito da Lysmer e Kuhlemeyer (1973) per un'accurata modellazione della propagazione di onde in un continuo discretizzato in elementi. Il criterio prevede che, lungo la direzione y di propagazione dell'onda, la dimensione massima Δy dell'elemento della griglia che discretizza il dominio in esame deve essere $\lambda_{min}/8$. In definitiva, imporre il soddisfacimento di questo criterio ($\Delta y < \lambda/8$) ed il rispetto della (0.2) equivale a discretizzare il contorno della cavità circolare in almeno 4 segmenti.

Nel caso in esame, tenendo conto delle velocità assegnate ai materiali ed assumendo una frequenza massima di propagazione pari a 15Hz, si è assunto $\Delta y=2m$ nel banco di limi e $\Delta y=5m$ nel banco calcareo. La larghezza degli elementi Δx è stata posta per entrambi i materiali pari a 5m nei settori laterali e 2.5m nel settore centrale. L'infittimento della griglia nel settore centrale è stato necessario per una più accurata modellazione della cavità di diametro minimo.

II.2.5 Modellazione delle frontiere

Lungo i contorni del dominio sono state imposte condizioni di *free field* ai lati e *quiet boundaries* alla base (**Figura II. 30**). La condizione di *free-field* consiste nell'adozione di due colonne monodimensionali di larghezza unitaria, situate ai lati del modello, che simulano il comportamento di un mezzo infinitamente esteso. Esse riproducono il moto libero del terreno che si avrebbe in assenza della cavità, ed allo stesso tempo impediscono la riflessione ai bordi del dominio delle

onde che si allontanano da essa verso l'esterno. I singoli nodi dei contorni laterali del dominio sono accoppiati alla colonna *free-field* attraverso smorzatori viscosi, che assorbono l'energia delle onde incidenti, applicando forze viscosi proporzionali alla differenza tra il campo di velocità esistente al bordo e quello in condizioni *free-field*.

I *quiet boundaries* applicati al bordo inferiore del dominio simulano la presenza di un semispazio elastico. Si tratta di barriere assorbenti costituite, secondo la formulazione di Lysmer e Kuhlemeyer (1969), da smorzatori viscosi connessi alla griglia ed agenti in direzione normale e tangenziale. Essi consentono il completo assorbimento delle onde di volume che incidono sul contorno del dominio con angoli maggiori di 30°, mentre sono meno efficienti per angoli minori e per onde di superficie.

II.2.6 Input sismico

In conformità con buona parte degli studi di letteratura citati in precedenza, l'input sismico è costituito da un *wavelet* tipo Ricker che, definito in termini di velocità (**Figura II. 32**), ha equazione:

$$v(t) = 2 \cdot \alpha \cdot \pi \cdot f_c \cdot (2 \cdot \alpha^2 - 3) \cdot e^{-\alpha^2} \quad (0.3)$$

con

- $\alpha = \pi \cdot f_c \cdot (t - t_0)$
- f_0 frequenza caratteristica, intorno a cui si concentra l'energia dell'onda;
- t_0 istante in cui l'onda raggiunge la massima ampiezza.

In **Figura II. 31** sono riportati gli spettri di Fourier di tre *wavelet* tipo Ricker con frequenza caratteristica f_0 rispettivamente pari a 1, 2.5 e 5Hz. Considerando la curva con $V_S=300\text{m/s}$, si osserva che i diametri in grado di influenzare la propagazione di tali segnali, sono rispettivamente maggiori di 50, 20 e 10m (linee tratteggiate in **Figura II. 31**).

Il periodo dominante del moto di riferimento al *bedrock* dell'area di Castelnuovo, per eventi comparabili al *mainshock* aquilano del 6.IV.2009, può essere stimato

dell'ordine di 0.5s utilizzando la legge di attenuazione proposta da Tropeano (2010). Ciò suggerirebbe di utilizzare un *wavelet* con frequenza dell'ordine di 2Hz. In base al criterio sintetizzato dalla (0.3), però, il moto sismico indotto da tali eventi non risulterebbe influenzato in maniera significativa da cavità di diametro inferiore a circa 20m. Considerando cautelativamente l'eventualità di terremoti *near-field*, caratterizzati quindi da frequenze dominanti superiori, si è utilizzato nelle analisi un input sismico costituito da un *wavelet* con frequenza caratteristica $f_c=5\text{Hz}$ (Figura II. 32).

La sollecitazione dinamica è stata applicata al bordo inferiore del dominio come storia temporale delle tensioni tangenziali, secondo la relazione:

$$\tau_s = \rho_{bedrock} \cdot V_{s,bedrock} \cdot v(t) \quad (0.4)$$

La necessità di applicare la sollecitazione dinamica in termini di storia temporale della tensione tangenziale nasce dall'aver imposto la condizione di *quiet boundary* nei punti del bordo inferiore del dominio. L'applicazione negli stessi punti di una storia temporale di accelerazioni, velocità o spostamenti annullerebbe infatti la condizione di *quiet boundary*, trasformando il contorno in una barriera perfettamente riflettente e dando luogo ad irrealistiche amplificazioni del moto sismico.

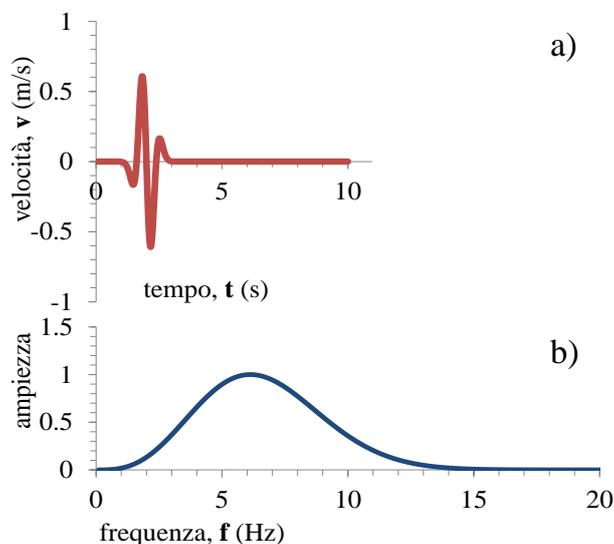


Figura II. 32: Wavelet tipo Ricker scelto come input sismico per le analisi parametriche, rappresentato in termini di velocità (a); e di spettro di Fourier (b).

II.2.7 Risultati

I risultati delle simulazioni sono le storie temporali delle accelerazioni in 30 nodi equispaziati di 10m in superficie e in 75 nodi equispaziati di 2m lungo la verticale in asse al dominio in esame, successivamente sintetizzati in termini di fattori di amplificazione della PGA (F_{PGA}) e dell'intensità di Housner (F_{HI}), calcolata nell'intervallo di periodi 0.1-2.5s.

La **Figura II. 33** mostra l'insieme (*stacking*) delle storie temporali della componente orizzontale dell'accelerazione lungo la verticale in asse al dominio, in condizioni *free-field* ed in presenza di una cavità con diametro e spessore del ricoprimento entrambi pari a 30m. Si riporta anche l'andamento del fattore di amplificazione della PGA (in rosso) e dell'intensità di Housner (in blu). In questa rappresentazione, il fattore di amplificazione alla generica profondità z è dato dal rapporto tra il valore calcolato della PGA (o dell'intensità di Housner) in z e quello in corrispondenza dell'interfaccia con il substrato roccioso di base ($z = H$).

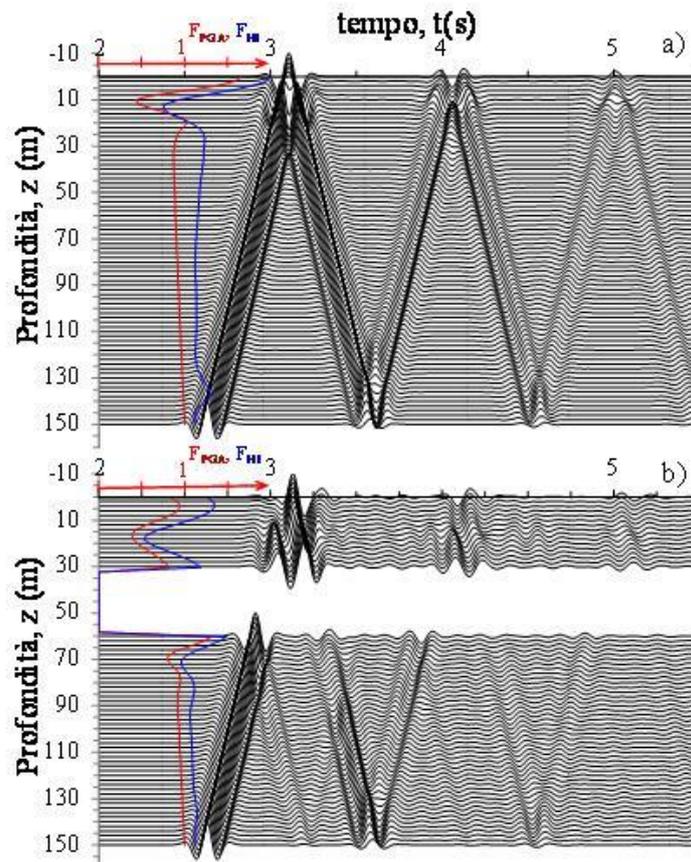


Figura II. 33: *stacking* degli accelerogrammi lungo la verticale in asse al dominio in esame nei due casi: a) condizioni *free-field*, b) in presenza di una cavità di diametro 30m, con spessore del

ricoprimento c pari a 30m. In rosso si riporta il fattore di amplificazione della PGA (F_{PGA}), in blu il fattore di amplificazione dell'intensità di Housner (F_{HI}).

Il confronto tra i risultati in assenza (Figura II. 30a) ed in presenza (Figura II. 30b) di cavità lungo la verticale in asse evidenzia l'influenza della discontinuità sulla propagazione dell'onda elementare considerata.

L'esame dei sismogrammi lungo la verticale in asse al dominio mostra l'esistenza sia di una marcata attenuazione della propagazione al di sopra della cavità, sia di ripetuti fenomeni di riflessione tra il *bedrock* ed il fondo della cavità

Osservando l'insieme dei sismogrammi riportati (Figura II. 33), si nota il susseguirsi dei fenomeni che caratterizza la propagazione dell'onda nei due casi. In assenza di cavità (Figura II. 33a) l'onda diretta che si origina dal substrato roccioso di base si propaga indisturbata nel banco di limi. Il segnale subisce una debole ma progressiva attenuazione in ampiezza, evidente nell'andamento debolmente decrescente del fattore di amplificazione F_{PGA} fino a $z=20m$. L'attenuazione è evidentemente dovuta ai fenomeni di dissipazione viscosa nel mezzo attraversato. Raggiunta la superficie libera, l'onda viene riflessa e, ripercorrendo a ritroso il banco di limi, ritorna al substrato roccioso carbonatico, dove viene nuovamente riflessa, e così via.

In prossimità della superficie libera, le interferenze distruttive e costruttive tra onda diretta e riflessa determinano rispettivamente il susseguirsi di zone di attenuazione e di amplificazione. Dai valori massimi in superficie ($F_{PGA}=1.6$, $F_{HI}=1.8$), i fattori di amplificazione decrescono rapidamente fino ad una profondità di circa $z=15m$, cioè un quarto di lunghezza d'onda.

In presenza della cavità (Figura II. 33b), l'onda risale pressoché indisturbata in asse al dominio fino a raggiungere il contorno inferiore del foro; qui viene in parte riflessa verso il basso, con alternanza di fenomeni di attenuazione ed amplificazione per una profondità ancora una volta dell'ordine di un quarto di lunghezza d'onda; in parte invece si diffrange lungo il contorno stesso, propagandosi verso la superficie libera. Qui si osserva lo sfasamento dell'onda diretta e l'arrivo delle successive onde riflesse approssimativamente a 4 e 5s.

Rispetto al caso *free-field*, i fenomeni di riflessione multipla tra i contorni inferiore e superiore della cavità, il substrato roccioso di base e la superficie libera sono nel complesso più articolati; di conseguenza, nell'intorno della cavità si

determinano profili di amplificazione oscillanti, qualitativamente simili a quello osservato in prossimità della superficie nel caso *free-field*.

Nello strato di ricoprimento si innescano in definitiva fenomeni di interferenza tra il campo d'onda riflesso e diffratto, che determinano fattori d'amplificazione tra la cavità e la superficie nel complesso inferiori al caso *free-field*, con valori di F_{PGA} in questo caso minori dell'unità.

Gli andamenti lungo la superficie della amplificazione in termini di accelerazione massima e di intensità spettrale sono rappresentati rispettivamente nelle Figura II. 34 e Figura II. 35, per tutti i diametri considerati e per i valori minimo e massimo ipotizzati per lo spessore di ricoprimento. In questa rappresentazione l'amplificazione in superficie è rapportata al moto in condizioni *free-field*, cui essa tende allontanandosi dalla cavità. Entrambe le figure mostrano un chiaro effetto complessivo di attenuazione in asse, sempre più marcato con l'aumento del diametro. L'attenuazione si estende lateralmente dando luogo ad una "zona d'ombra" entro cui l'effetto della cavità si risente apprezzabilmente in superficie.

Si osservi che i profili orizzontali appaiono lievemente più regolari per F_{HI} che per F_{PGA} , essendo l'accelerazione di picco maggiormente influenzata dalla propagazione dalle armoniche di alta frequenza e minore lunghezza d'onda. Il confronto tra i grafici superiori (Figura II. 34a e Figura II. 35a) ed inferiori (Figura II. 34b e Figura II. 35b) evidenzia inoltre che, all'aumentare della copertura c , i profili appaiono meno oscillanti, con attenuazione nel complesso meno intensa e meno diffusa lateralmente alla cavità.

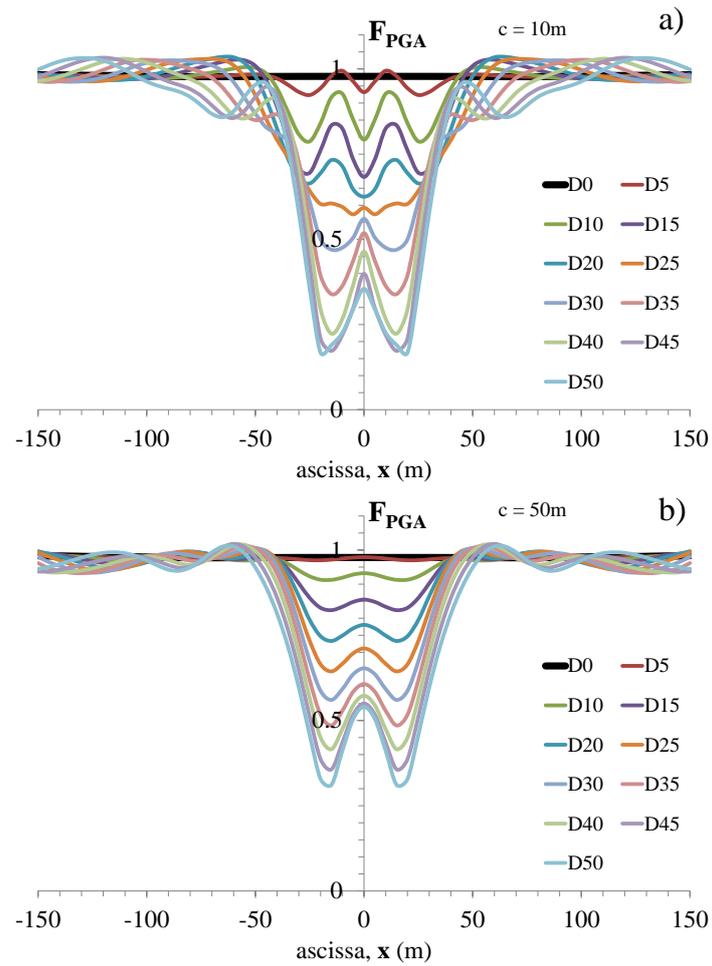


Figura II. 34: Distribuzione in superficie del fattore di amplificazione dell'accelerazione di picco F_{PGA} , per tutti i diametri esaminati e per valori dello spessore c dello strato di ricoprimento pari a 10m (a) e 50m (b).

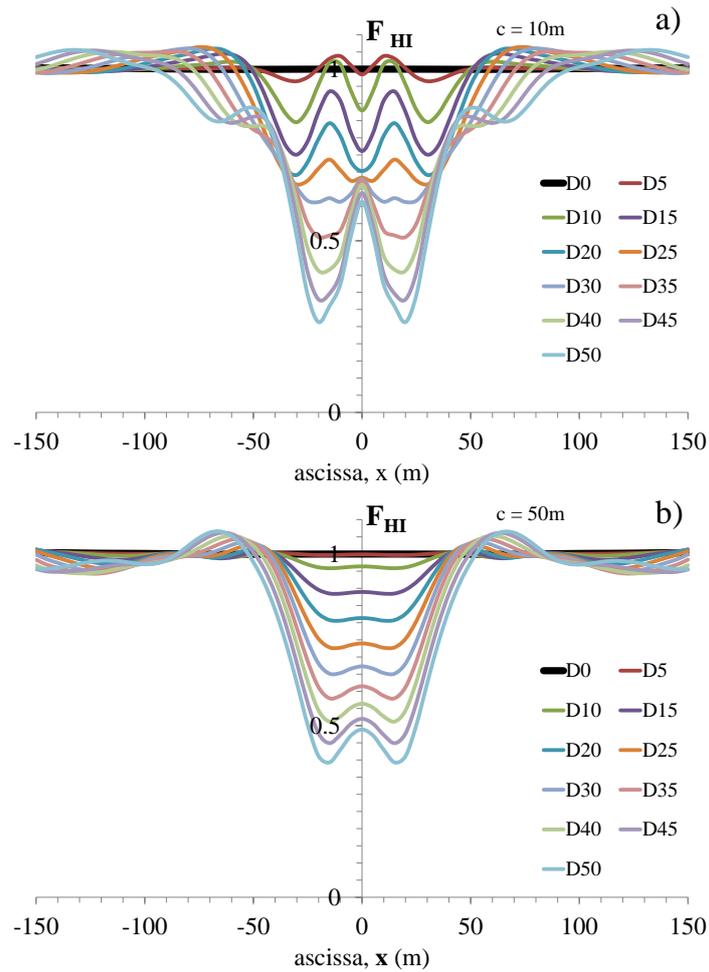


Figura II. 35: Distribuzione in superficie del fattore di amplificazione dell'intensità di Housner F_{HI} , per tutti i diametri esaminati e per valori dello spessore c dello strato di ricoprimento pari a 10m (a) e 50m (b).

La **Figura II. 36** rappresenta sinteticamente l'insieme di tutti i risultati numerici in termini di dipendenza di F_{PGA} e F_{HI} dal diametro e dalla copertura, entrambi normalizzati rispetto alla lunghezza d'onda λ , come suggerito dai citati studi di letteratura. Gli andamenti dell'attenuazione in asse decrescono con il diametro normalizzato D/λ , e sono relativamente poco influenzati dal rapporto di copertura c/λ , con un leggero incremento medio di F_{PGA} per valori di c/λ più elevati.

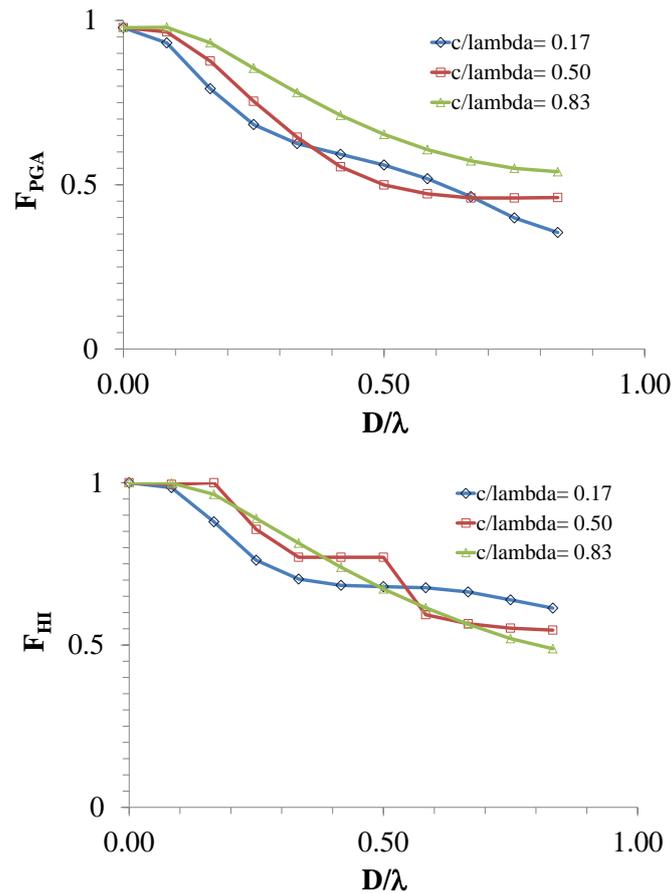


Figura II. 36: Andamenti del fattore di amplificazione dell'accelerazione massima (a) e dell'intensità spettrale (b) col diametro D , normalizzato rispetto alla lunghezza d'onda λ , per tre valori dello spessore del ricoprimento c , normalizzato anch'esso rispetto alla lunghezza d'onda λ .

L'estensione della 'zona d'ombra' in superficie può essere definita convenzionalmente attraverso la distanza dall'asse alla quale il fattore di amplificazione torna ad assumere valore praticamente unitario. Qui si è scelto di assumere per tale distanza il valore L_{PGA} , oltre cui le variazioni di F_{PGA} restano complessivamente contenute entro 1 ± 0.05 . La Figura II. 37 mostra l'andamento di L_{PGA}/λ con D/λ per tutti i casi esaminati. L'estensione della zona d'ombra di norma cresce con il diametro, e con andamento più deciso per cavità più superficiali ($c/\lambda=0.17$); all'aumentare del ricoprimento ($c/\lambda=0.50$ e 0.83), la zona d'ombra tende ad assumere andamenti meno chiaramente influenzati dalle dimensioni della cavità e con ampiezze tendenzialmente poco dissimili tra di loro.

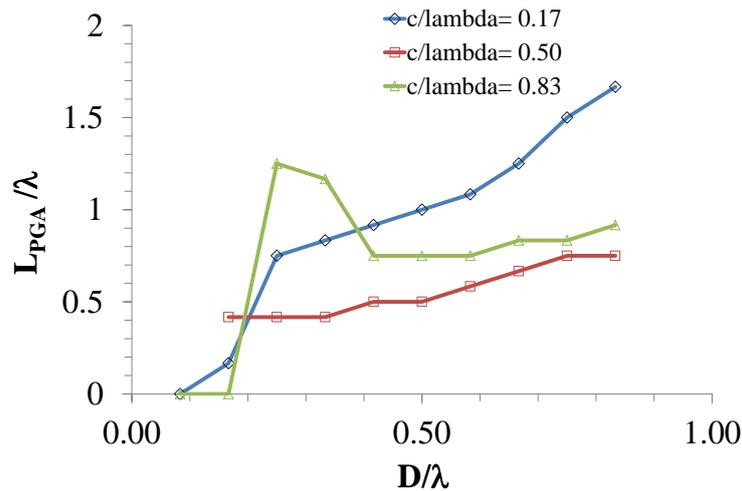


Figura II. 37: Estensione della zona d'ombra L_{PGA} , normalizzata rispetto alla lunghezza d'onda λ della sollecitazione sismica, al variare del diametro normalizzato D/λ e dello spessore del ricoprimento normalizzato c/λ .

II.3 Studio parametrico di dettaglio

II.3.1 Finalità delle analisi

Lo studio parametrico di dettaglio è volto ad investigare gli effetti indotti dalla presenza di cavità nel sottosuolo sulla risposta sismica locale del terreno, attraverso l'individuazione dei parametri geometrici e meccanici che influenzano significativamente il fenomeno. Lo scopo che ci si propone è quello di sintetizzare dei parametri adimensionali sufficienti a regolare il meccanismo di propagazione dell'input sismico quando quest'ultimo incontra un vuoto, ossia un particolare elemento di discontinuità.

Come accade ogni qualvolta ci si accinge a studiare un fenomeno ancora poco noto, si ricorre ad un modello semplicistico di sottosuolo che, a fronte di una eccessiva schematizzazione della realtà, consenta di limitare il numero delle variabili in gioco e controllarne meglio il comportamento.

Lo schema di sottosuolo di partenza è quello calibrato per il sito di Castelnuovo, ma le analisi si svincolano dal caso specifico al fine di ottenere risultati di validità generale, estendibili quindi anche ad altri siti con analogha problematica. Le ipotesi alla base degli studi di riferimento sono state progressivamente rimosse, pianificando più serie consequenziali di analisi con finalità differenti.

Se nello studio preliminare si è focalizzata l'attenzione sull'influenza della dimensione della cavità, nello studio di dettaglio si è approfondita l'indagine sullo

spessore dello strato di ricoprimento c e sono stati presi in esame altri parametri quali lo spessore dello strato di terreno deformabile H e la relativa velocità delle onde di taglio V_s , nonché la frequenza caratteristica f_c del segnale di input. Una parte dello studio è dedicata alla forma della cavità, improntata a determinare separatamente l'influenza della larghezza e dell'altezza della stessa sulla risposta sismica locale. Qualche accenno nelle analisi è riservato alla contemporanea presenza nel sottosuolo di più fori, posti alla stessa quota con distanza reciproca variabile. Infine le ultime simulazioni fanno riferimento allo schema di cavità riempite con materiale a differente rigidità; ipotesi che potrebbe configurarsi come un possibile intervento di risanamento.

Tutte le analisi sono state implementate nel codice di calcolo delle differenze finite FLAC 2D (ITASCA, 2005).

II.3.2 Modello di sottosuolo e input sismico

I modelli di sottosuolo analizzati sono stati definiti partendo da quello descritto nel § 0, costituito da materiale deformabile limoso con sottostante *bedrock* calcareo. I due strati sono a geometria orizzontale di uguale spessore.

Resta invariata la geometria e le dimensioni del dominio (cfr. § 0 e Figura II. 38), lo spessore del banco di limi e la relativa discretizzazione (§ 0), nonché le condizioni al contorno (§ 0), mentre variano dimensione e posizione della cavità a sezione circolare, rigidità e fattore di smorzamento dei limi, frequenza caratteristica dell'input sismico elementare, rappresentato sempre da un *wavelet* tipo beta (§ 0).

In linea con gli studi precedenti (Landolfi et al., 2011), si è assunta la dipendenza degli effetti in superficie dai parametri adimensionali D/λ e c/D .

Per il parametro c/D è stata ipotizzata la possibilità di individuare tre macrogruppi rappresentativi di cavità superficiali ($c/D=0.5$), intermedie ($c/D=1$) e profonde ($c/D=2$)¹.

¹ Ad ogni singolo gruppo appartengono cavità con diverso diametro D , e quindi anche diverso spessore del ricoprimento c (es. cavità con $D=7.5\text{m}$ e $c=7.5\text{m}$, ma anche $D=60\text{m}$ e $c=60\text{m}$ appartengono allo stesso gruppo $c/D=1$), per cui la dicitura di cavità superficiale, intermedia o profonda non è da leggersi in termini di profondità rispetto al piano campagna.

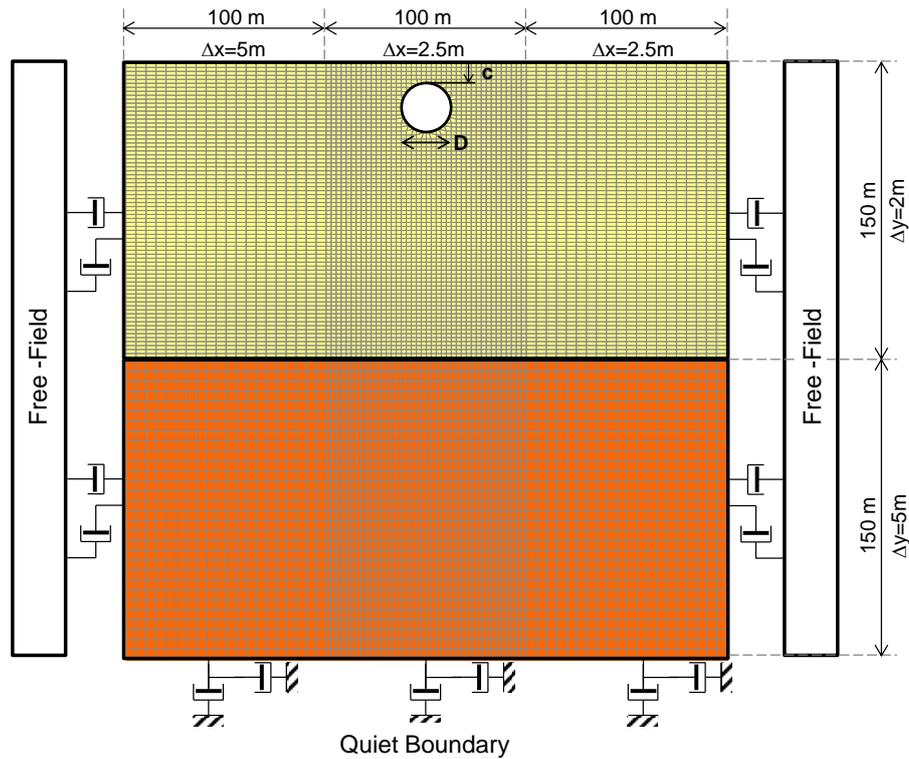


Figura II. 38: Modello di sottosuolo sottoposto ad analisi

II.3.3 Analisi con $c/D=1$

Ponendoci nel caso di cavità intermedie, $c/D=1$, si ha una notevole semplificazione dello studio parametrico poiché si elimina una variabile indipendente del problema c (o analogamente D) che viene a coincidere con l'altra e quindi ad essere dipendente da essa.

Dagli studi precedenti è emerso un ruolo chiave del parametro adimensionale D/λ (cfr. Figura II. 36 e Figura II. 37), per cui ne sono stati fissati tre valori, partendo da un minimo di 0.25, nel rispetto della (I.2), ed incrementando i valori in progressione geometrica (seconda colonna di Tabella 0.3).

Tabella 0.2: Caratteristiche delle tre tipologie di materiale deformabile in studio

Vs (m/s)	G (Pa)	ρ (kg/m ³)
150	4.17E+07	1853
300	1.67E+08	1853
600	1.43E+17	1853

Tabella 0.3: Quadro riassuntivo della procedura seguita per l’assegnazione dei valori numerici ai parametri del modello

D (m)	D/λ (-)	λ (m)	Vs (m/s)	f (Hz) per	
				Vs (m/s)	Vs (m/s)
			150	300	600
7.5	0.25	30	5	10	20
15		60	2.5	5	10
30		120	1.25	2.5	5
60		240	0.625	1.25	2.5
7.5	0.5	15	10	20	-
15		30	5	10	20
30		60	2.5	5	10
60		120	1.25	2.5	5
24	0.8	30	5	10	-
48		60	2.5	5	10
7.5	1	7.5	20	-	-
15		15	10	20	-
30		30	5	10	20
60		60	2.5	5	10

Quindi, ipotizzando quattro valori del diametro D crescenti anch’essi in progressione geometrica (prima colonna di Tabella 0.3), sono stati calcolati i corrispondenti valori della lunghezza d’onda λ.

Le analisi sono ancora di tipo elastico, ovvero entrambe le formazioni vengono trattate come materiali omogenei, isotropi a comportamento visco-elastico lineare, ma, mentre restano invariate le caratteristiche del substrato (Tabella 0.1), per lo strato deformabile si assume un materiale con rigidità doppia o dimezzata rispetto al caso di riferimento (cfr. Tabella 0.1 e Tabella 0.2). Si ottengono in definitiva 3 diversi modelli di sottosuolo al variare della velocità delle onde di taglio Vs .

Le frequenze di input sono state calcolate dalla relazione $\lambda=V_s/f$, per ciascun valore della velocità delle onde di taglio Vs ipotizzato (ultime tre colonne della Tabella 0.3, a seconda della velocità Vs). Le frequenze maggiori di 20Hz sono state escluse a causa dei limiti computazionali imposti dal software FLAC 2D (ITASCA, 2005) impiegato per le analisi, e perché poco rappresentative degli accelerogrammi naturali, generalmente caratterizzati da una banda spettrale sensibile estesa fino ad un massimo di 20-25Hz.

Ciascun *wavelet* di frequenza caratteristica f_c è implementato nel codice di calcolo come storia temporale di velocità (§ 0), campionate ogni 0.010s per un totale di 500 valori.

Una volta definite per ciascun analisi la rigidità del terreno deformabile e la frequenza del segnale sismico (Tabella 0.3), si può assegnare lo smorzamento ξ_j associato al j -esimo modo di vibrazione del banco. Come nello studio precedente (§ 0), lo smorzamento viene valutato secondo l'approccio alla Rayleigh con doppia frequenza di controllo, ed è quindi funzione della frequenza naturale del sistema (funzione di V_s) e della prima frequenza naturale superiore alla frequenza caratteristica del *wavelet* f_c (Appendice A.2).

I coefficienti di Rayleigh ottenuti secondo l'approccio a doppia frequenza di controllo sono riportati in Tabella 0.4, Tabella 0.5 e Tabella 0.6.

Tabella 0.4: Coefficienti di Rayleigh, frequenza di controllo e rapporto di smorzamento per strato deformabile con $V_s=150\text{m/s}$

f_c (Hz)	V_s (m/s)	α (s ⁻¹)	β (s)	f^* (Hz)	ξ^* (%)
0.625	150	2.36	0.19	0.6	0.7
1.25		2.54	0.11	0.8	0.5
2.5		2.67	0.06	1.0	0.4
5		2.75	0.03	1.5	0.3
10		2.78	0.02	1.9	0.2
20		2.81	0.01	2.9	0.2

Tabella 0.5: Coefficienti di Rayleigh, frequenza di controllo e rapporto di smorzamento per strato deformabile con $V_s=300\text{m/s}$

f_c (Hz)	V_s (m/s)	α (s ⁻¹)	β (s)	f^* (Hz)	ξ^* (%)
1.25	300	4.71	0.10	1.1	0.7
2.5		5.09	0.06	1.0	0.4
5		5.34	0.03	2.1	0.4
10		5.47	0.02	2.7	0.3
20		5.57	0.01	4.1	0.2

Tabella 0.6: Coefficienti di Rayleigh, frequenza di controllo e rapporto di smorzamento per strato deformabile con $V_s=600\text{m/s}$

f_c (Hz)	V_s (m/s)	α (s ⁻¹)	β (s)	f^* (Hz)	ξ^* (%)
2.5	600	9.424778	0.047746	2.2	0.7
5		10.17876	0.028648	3.0	0.5
10		10.60288	0.017905	3.9	0.4
20		11.09224	0.005509	7.1	0.2

Come detto in precedenza (0), nel codice di calcolo è possibile assegnare lo smorzamento modale solo secondo un approccio alla Rayleigh a singola frequenza di controllo (Hashash e Park, 2002). Si rende dunque necessario assumere la coincidenza delle curve di smorzamento $\xi(\omega)$ tra approccio a doppia frequenza e approccio monofrequenza (Lanzo et al., 2004). Dal ragguaglio dei due approcci si sono ricavati i valori della frequenza di controllo f^* e dello smorzamento ξ^* da introdurre nel codice di calcolo (Tabella 0.4, Tabella 0.5 e Tabella 0.6).

Relativamente al caso $c/D=1$, sono state eseguite 39 analisi, riassunte in Tabella 0.7. Ciascuna analisi è contrassegnata da un campo identificativo ID, secondo numerazione araba crescente, che consente una più rapida individuazione del caso considerato nel confronto con altri risultati. A seguire, la seconda colonna contiene una rapida descrizione dell'analisi, in termini di velocità del banco, diametro della cavità e frequenza del *wavelet*, mentre nelle colonne successive sono specificati i parametri adimensionalizzati e non.

Tabella 0.7: Analisi con diametro della cavità pari allo spessore dello strato di ricoprimento, $c/D=1^2$.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/ λ
1	_150_D7.5_f5	7.5	7.5	150	5	30	1	0.25
2	_150_D7.5_f10	7.5	7.5	150	10	15	1	0.5
3	_150_D7.5_f20	7.5	7.5	150	20	7.5	1	1
4	_150_D15_f2.5	15	15	150	2.5	60	1	0.25
5	_150_D15_f5	15	15	150	5	30	1	0.5
6	_150_D15_f10	15	15	150	10	15	1	1
7	_150_D30_f1.25	30	30	150	1.25	120	1	0.25
8	_150_D30_f2.5	30	30	150	2.5	60	1	0.5
9	_150_D30_f5	30	30	150	5	30	1	1
10	_150_D60_f0.625	60	60	150	0.625	240	1	0.25
11	_150_D60_f1.25	60	60	150	1.25	120	1	0.5
12	_150_D60_f2.5	60	60	150	2.5	60	1	1
13	_300_D7.5_f10	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25
14	_300_D7.5_f20	7.5	7.5	300	20	15	1	0.5
15	_300_D15_f5	15	15	300	5	60	1	0.25
16	_300_D15_f10	15	15	300	10	30	1	0.5

² le ultime due analisi in tabella non seguono l'iter descritto per la definizione dei parametri e verranno introdotte successivamente nella trattazione.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/ λ
17	_300_D15_f20	15	15	300	20	15	1	1
18	_300_D30_f2.5	30	30	300	2.5	120	1	0.25
19	_300_D30_f5	30	30	300	5	60	1	0.5
20	_300_D30_f10	30	30	300	10	30	1	1
21	_300_D60_f1.25	60	60	300	1.25	240	1	0.25
22	_300_D60_f2.5	60	60	300	2.5	120	1	0.5
23	_300_D60_f5	60	60	300	5	60	1	1
24	_600_D7.5_f20	7.5	7.5	600	20	30	1	0.25
25	_600_D15_f10	15	15	600	10	60	1	0.25
26	_600_D15_f20	15	15	600	20	30	1	0.5
27	_600_D30_f5	30	30	600	5	120	1	0.25
28	_600_D30_f10	30	30	600	10	60	1	0.5
29	_600_D30_f20	30	30	600	20	30	1	1
30	_600_D60_f2.5	60	60	600	2.5	240	1	0.25
31	_600_D60_f5	60	60	600	5	120	1	0.5
32	_600_D60_f10	60	60	600	10	60	1	1
33	_150_D24_f5	24	24	150	5	30	1	0.8
34	_150_D48_f2.5	48	48	150	2.5	60	1	0.8
35	_300_D24_f10	24	24	300	10	30	1	0.8
36	_300_D48_f5	48	48	300	5	60	1	0.8
37	_600_D48_f10	48	48	600	10	60	1	0.8
38	_150_D9_f10	9	9	150	10	15	1	0.6
39	_150_D12_f10	12	12	150	10	15	1	0.8

In Figura II. 39, Figura II. 40 e Figura II. 41 sono riassunti i diversi parametri coinvolti nelle analisi con i relativi range di variazione.

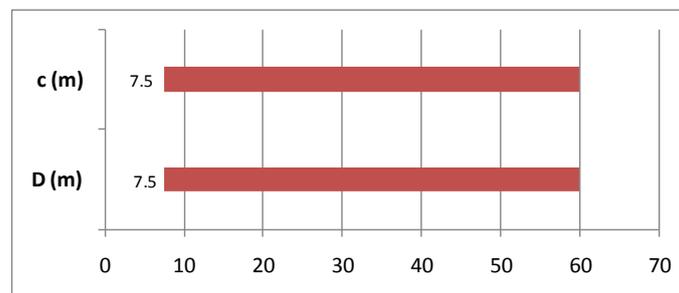


Figura II. 39: Variabilità del diametro della cavità e del ricoprimento.

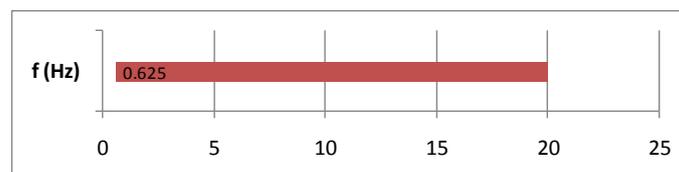


Figura II. 40: Variabilità delle frequenza caratteristica del *wavelet*.

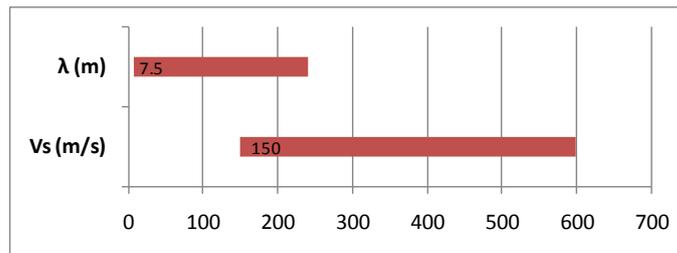


Figura II. 41: Variabilità della lunghezza d’onda e della velocità delle onde di taglio.

II.3.4 Analisi al variare dello spessore dello strato deformabile

Si sono effettuate 3 analisi (Tabella IV.7) volte a verificare l’influenza dello spessore dello strato deformabile H e la relativa interazione con il diametro D della cavità e la lunghezza d’onda λ .

Tabella 0.8: Analisi al variare dello spessore dello strato deformabile H .

I D	ANALISI	c (m)	D (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/ D	D/ λ	H (m)
88	_200_D20_f2. 5	20	20	200	2.5	80	1	0.25	200
89	_200_D15_f2. 5	15	15	200	2.5	80	1	0.187 5	200
90	_75_D15_f1.2 5	15	15	75	1.25	60	1	0.25	75

II.3.5 Analisi relative al ricoprimento c della cavità

Le analisi con $c/D=0.5$ e 2 sono state eseguite su un campo limitato di diametri e lunghezze d’onda (Tabella IV.8). Esse sono volte ad investigare l’influenza dello spessore c del ricoprimento della cavità a parità di tutte le altre condizioni del modello.

Tabella 0.9: Analisi al variare del rapporto tra ricoprimento e diametro della cavità, $c/D=0.5$ e $c/D=2$.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/ λ
40	_150_D15_c7.5_f2.5	7.5	15	150	2.5	60	0.5	0.25
41	_150_D30_c15_f2.5	15	30	150	2.5	60	0.5	0.5
42	_150_D48_c24_f2.5	24	48	150	2.5	60	0.5	0.8
43	_150_D60_c30_f2.5	30	60	150	2.5	60	0.5	1
44	_300_D15_c7.5_f5	7.5	15	300	5	60	0.5	0.25
45	_300_D30_c15_f5	15	30	300	5	60	0.5	0.5

46	_300_D48_c24_f5	24	48	300	5	60	0.5	0.8
47	_300_D60_c30_f5	30	60	300	5	60	0.5	1
48	_600_D15_c7.5_f10	7.5	15	600	10	60	0.5	0.25
49	_600_D30_c15_f10	15	30	600	10	60	0.5	0.5
50	_600_D48_c24_f10	24	48	600	10	60	0.5	0.8
51	_600_D60_c30_f10	30	60	600	10	60	0.5	1
52	_150_D15_c30_f2.5	30	15	150	2.5	60	2	0.25
53	_150_D30_c60_f2.5	60	30	150	2.5	60	2	0.5
54	_150_D48_c96_f2.5	96	48	150	2.5	60	2	0.8
55	_300_D15_c30_f5	30	15	300	5	60	2	0.25
56	_300_D30_c60_f5	60	30	300	5	60	2	0.5
57	_300_D48_c96_f5	96	48	300	5	60	2	0.8
58	_600_D15_c30_f10	30	15	600	10	60	2	0.25
59	_600_D30_c60_f10	60	30	600	10	60	2	0.5
60	_600_D48_c96_f10	96	48	600	10	60	2	0.8
61	_150_D15_c7.5_f5	7.5	15	150	5	30	0.5	0.5
62	_150_D7.5_c3.75_f10	3.75	7.5	150	10	15	0.5	0.5
63	_300_D15_c7.5_f10	7.5	15	300	10	30	0.5	0.5
64	_300_D7.5_c3.75_f20	3.75	7.5	300	20	15	0.5	0.5
65	_600_D15_c7.5_f20	7.5	15	600	20	30	0.5	0.5
66	_150_D15_c30_f5	30	15	150	5	30	2	0.5
67	_150_D7.5_c15_f10	15	7.5	150	10	15	2	0.5
68	_300_D15_c30_f10	30	15	300	10	30	2	0.5
69	_300_D7.5_c15_f20	15	7.5	300	20	15	2	0.5
70	_600_D15_c30_f20	30	15	600	20	30	2	0.5

II.3.6 Analisi relative alla forma della cavità

Si sono eseguite 17 analisi considerando cavità di forma ellittica (Tabella IV.9).

Come noto, l'ellisse è caratterizzato dalla dimensione dei due assi:

l asse orizzontale, che definisce la larghezza della cavità;

h asse verticale, che ne definisce invece l'altezza;

a cui corrispondono i due semiassi $\frac{l}{2}$ e $\frac{h}{2}$.

Per ciascuna cavità esaminata è possibile definire un diametro equivalente ad una cavità circolare D_{eq}

$$D_{eq} = \frac{1}{2} \sqrt{l \cdot h} \quad (0.1)$$

e un fattore di forma Ψ , definito come rapporto tra la larghezza e l'altezza della cavità

$$\psi = \frac{l}{h}$$

(0.2)

Tabella 0.10: Analisi con cavità di forma ellittica

ID	ANALISI	c (m)	l (m)	h (m)	Ψ	D_{eq} (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)
71	_150_E45x20_c30_f2.5	30	90	40	0.44	60	150	2.5	60
72	_150_E20x45_c30_f2.5	30	40	90	2.25	60	150	2.5	60
73	_150_E15x7.5_c15_f2.5	15	30	15	0.5	21.2	150	2.5	60
74	_150_E15x30_c15_f2.5	15	30	60	2	42.4	150	2.5	60
75	_150_E15x45_c15_f2.5	15	30	90	3	52	150	2.5	60
76	_150_E7.5x15_c15_f2.5	15	15	30	2	21.2	150	2.5	60
77	_150_E30x15_c15_f2.5	15	60	30	0.5	42.4	150	2.5	60
78	_150_E45x15_c15_f2.5	15	90	30	0.33	52	150	2.5	60
79	_300_D7.5_c7.5_f5	7.5	7.5	7.5	1	7.5	300	5	60
80	_300_E2.5x5.625_c7.5_f5	7.5	5	11.25	2.25	7.5	300	5	60
81	_300_E5.625x2.5_c7.5_f5	7.5	11.25	5	0.44	7.5	300	5	60
82	_150_E2.5x5.625_c7.5_f10	7.5	5	11.25	2.25	7.5	150	10	15
83	_150_E5.625x2.5_c7.5_f10	7.5	11.25	5	0.44	7.5	150	10	15
84	_300_E2.5x5.625_c7.5_f10	7.5	5	11.25	2.25	7.5	300	10	30
85	_300_E5.625x2.5_c7.5_f10	7.5	11.25	5	0.44	7.5	300	10	30
86	_300_E5x11.25_c15_f10	15	10	22.5	2.25	15	300	10	30
87	_300_E11.25x5_c15_f10	15	22.5	10	0.44	15	300	10	30

II.3.7 Analisi in presenza di più cavità

Si sono effettuate 3 analisi (Tabella 0.11) ipotizzando la presenza di tre cavità nel sottosuolo poste alla stessa quota, ma con interasse i variabile tra 2 e 5 volte il diametro.

Tabella 0.11: Analisi nell'ipotesi di 3 cavità circolari nel sottosuolo con interasse i variabile.

I D	ANALISI	c (m)	D (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/ D	D/ λ	i (m)
91	_300_D7.5_f10_i2 D	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	15
92	_300_D7.5_f10_i3 D	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	22.5
93	_300_D7.5_f10_i5 D	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	37.5

II.3.8 Analisi nell'ipotesi di riempimento della cavità

Nell'ottica di un possibile intervento sulle cavità esistenti, si è ipotizzato di riempire le cavità circolari con materiale a rigidità crescente. La rigidità del materiale di riempimento è stata fissata in modo da ottenere un rapporto di impedenza unitario, doppio o dimezzato rispetto al banco di terreno deformabile.

Tabella 0.12: Analisi nell'ipotesi di riempimento della cavità con materiale a diversa rigidità.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	V _s (m/s)	f (Hz)	Λ (m)	c/D	D/λ	H/λ	I
94	_300_D7.5_f10_I0.5	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	0.5
95	_300_D7.5_f10_I1	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	1
96	_300_D7.5_f10_I2	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	2

II.3.9 Criteri di rappresentazione dei risultati

I risultati delle simulazioni sono le storie temporali delle accelerazioni in 30 nodi equispaziati di 10m in superficie e in 75 nodi equispaziati di 2m lungo la verticale in asse al dominio in esame.

È consuetudine quantificare lo scuotimento in termini di accelerazione di picco (PGA), in quanto parametro di riferimento della normativa tecnica nazionale (NTC2008). In questo studio tuttavia si è preferito valutare gli effetti di amplificazione anche come variazioni di intensità spettrale (HI), conformemente ai citati studi di microzonazione (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010).

L'intensità spettrale o di Housner è data da:

$$HI = \int_{T_1}^{T_2} PSV \cdot dT$$

(0.3)

in cui, T è il periodo proprio dell'oscillatore armonico semplice, e T₁ e T₂ sono i limiti d'integrazione scelti nella banda di periodi dello spettro di risposta in termini di pseudo-velocità (PSV). Dimensionalmente è una lunghezza, quindi uno spostamento, ed in quanto parametro integrale, è rappresentativo del contenuto in frequenza del moto sismico, limitatamente alla banda d'integrazione. Questa è generalmente data dall'intervallo 0.1-2.5s, ma può essere scelta in funzione del periodo proprio caratteristico dei manufatti esistenti in sito, motivo per cui questo parametro è facilmente correlabile alla capacità sismica di edifici esistenti, quindi al danno indotto dal sisma.

Per tutte le analisi, lo scuotimento indotto in superficie è stato valutato in termini di fattore di amplificazione dell'accelerazione di picco, F_{PGA} , e di intensità spettrale o di Housner, F_{HI} dati dal rapporto tra i valori calcolati in presenza ed in assenza di cavità.

$$F_{PGA} = \frac{PGA_{cavità}}{PGA_{freefield}} \quad (0.4)$$

$$F_{HI} = \frac{HI_{cavità}}{HI_{freefield}}$$

(0.5)

dove l'intensità spettrale o di Housner (F_{HI}) è relativa all'intervallo di periodi 0.1-2.5s.

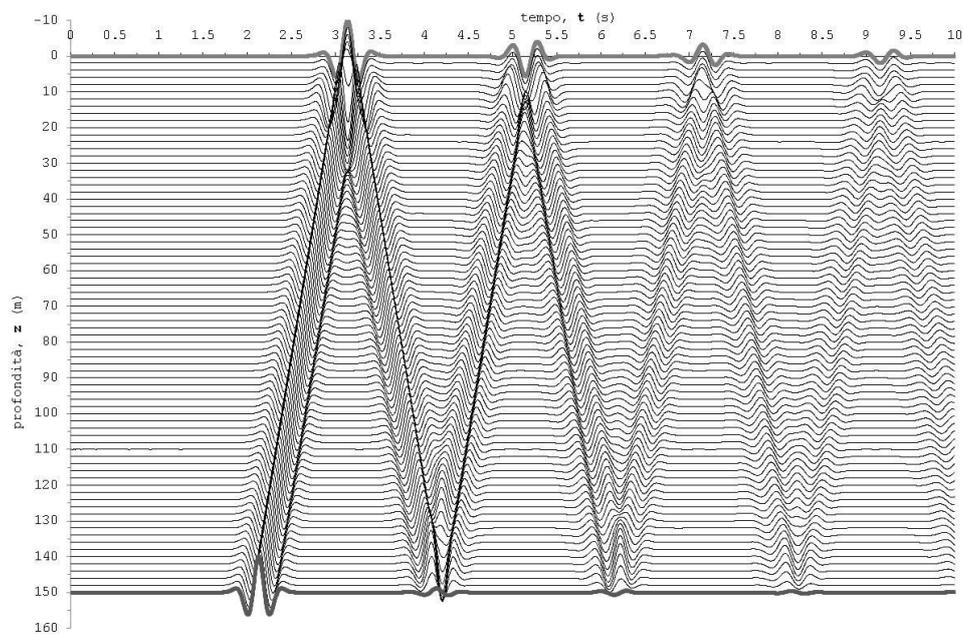


Figura II. 42: *Stacking* degli accelerogrammi lungo la verticale in asse al dominio in condizioni *free-field*.

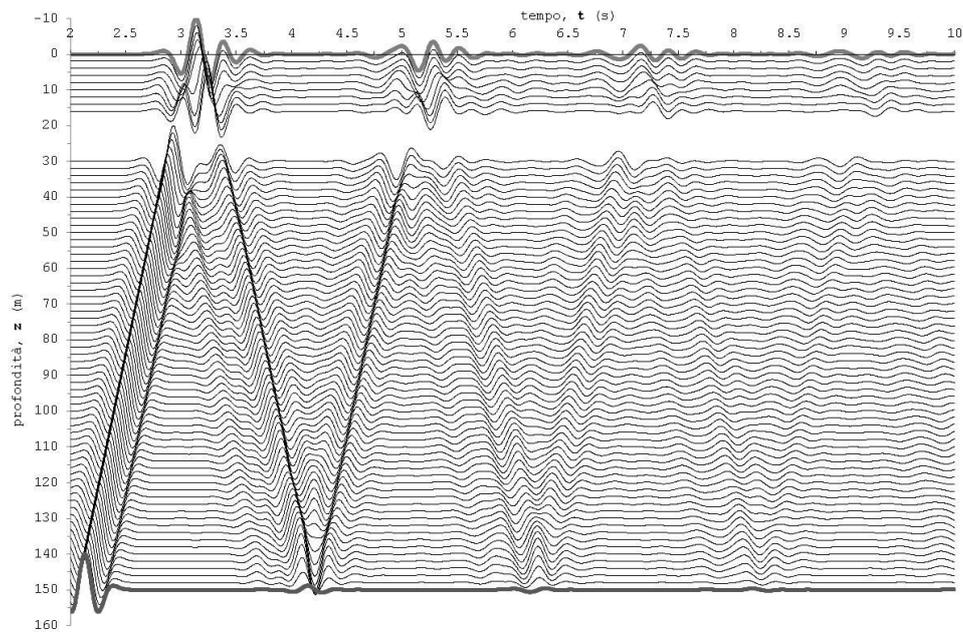


Figura II. 43: *Stacking* degli accelerogrammi lungo la verticale in asse al dominio in presenza di una cavità con diametro e spessore del ricoprimento pari a 15m.

Figura II. 42 e Figura II. 43 mostrano l'insieme (*stacking*) delle storie temporali della componente orizzontale dell'accelerazione lungo la verticale in asse al dominio, in condizioni *free-field* ed in presenza di una cavità per una esemplificazione con diametro e spessore del ricoprimento entrambi pari a 15m.

Il confronto tra i risultati in assenza (Figura II. 42) ed in presenza (Figura II. 43) di cavità lungo la verticale in asse evidenzia l'influenza della discontinuità sulla propagazione dell'onda elementare considerata.

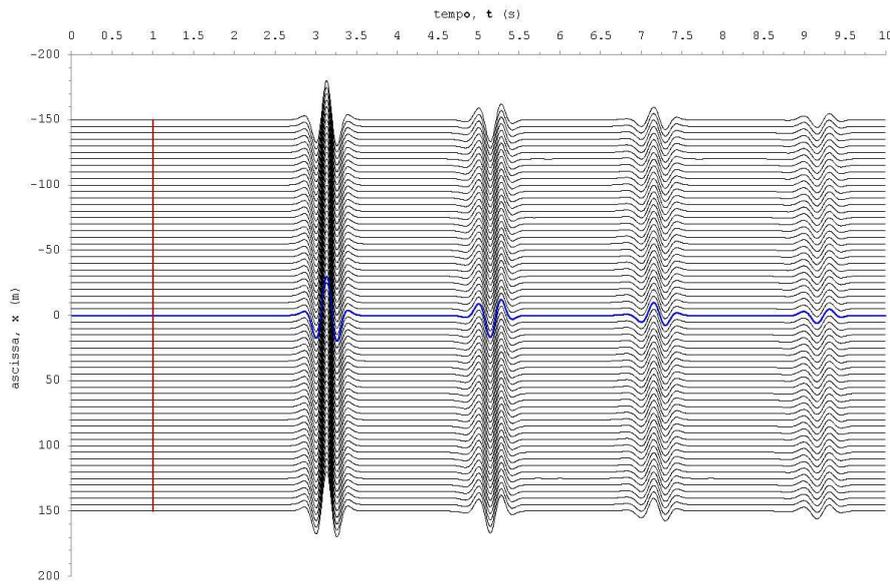


Figura II. 44: *Stacking* degli accelerogrammi lungo la superficie del dominio in assenza di cavità. In rosso è riportato il fattore di amplificazione F_{HI} .

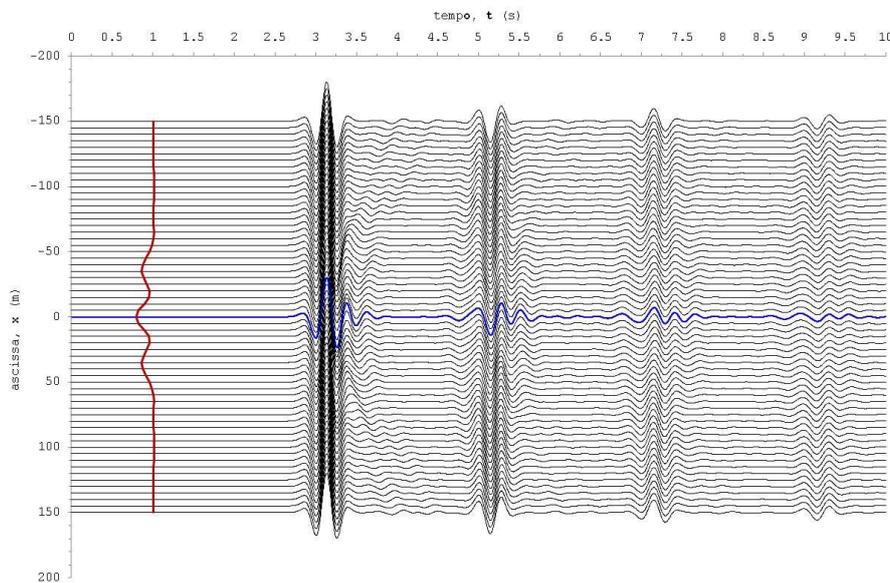


Figura II. 45: *Stacking* degli accelerogrammi lungo la superficie del dominio in presenza di cavità di 15m di diametro. In rosso è riportato il fattore di amplificazione F_{HI} .

Figura II. 44e Figura II. 45 mostrano l'insieme (*stacking*) delle storie temporali della componente orizzontale dell'accelerazione lungo la superficie del dominio, in condizioni *free-field* ed in presenza di una cavità per una esemplificazione con diametro e spessore del ricoprimento entrambi pari a 15m. Si riporta anche l'andamento del fattore di amplificazione dell'intensità di Housner (in rosso).

In assenza di cavità (Figura IV.7) le storie temporali dell'accelerazione registrano l'arrivo in successione dell'onda diretta e di quelle riflesse, via via più

smorzate. La presenza della cavità (Figura IV.8) si evidenziano invece delle perturbazioni che accompagnano i ripetuti fenomeni di riflessione in superficie.

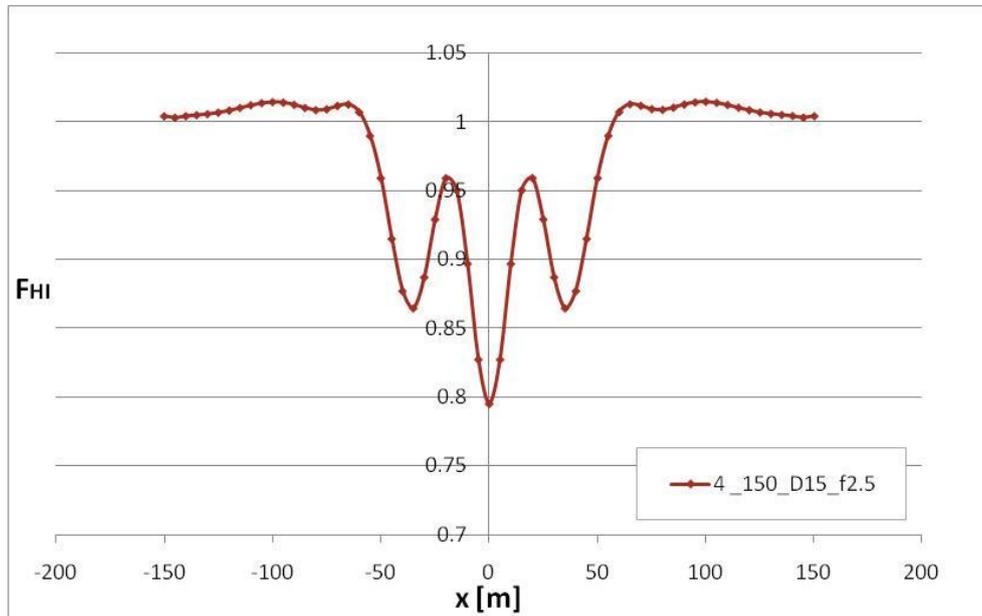


Figura II. 46: Andamento del fattore di amplificazione F_{HI} lungo la superficie del dominio per un esemplificazione con diametro 15m e strato deformabile con velocità 150m/s (ID=4).

La Figura II. 46 mostra l'andamento lungo la superficie del fattore di amplificazione in termini di intensità spettrale. Su questa curva è possibile definire una serie di grandezze caratteristiche: zona d'influenza, fattore di amplificazione mediato sulla zona di influenza, distanza dei primi punti di massimo/minimo locale dall'asse, zona d'ombra o di attenuazione, ampiezza picco-picco delle oscillazioni.

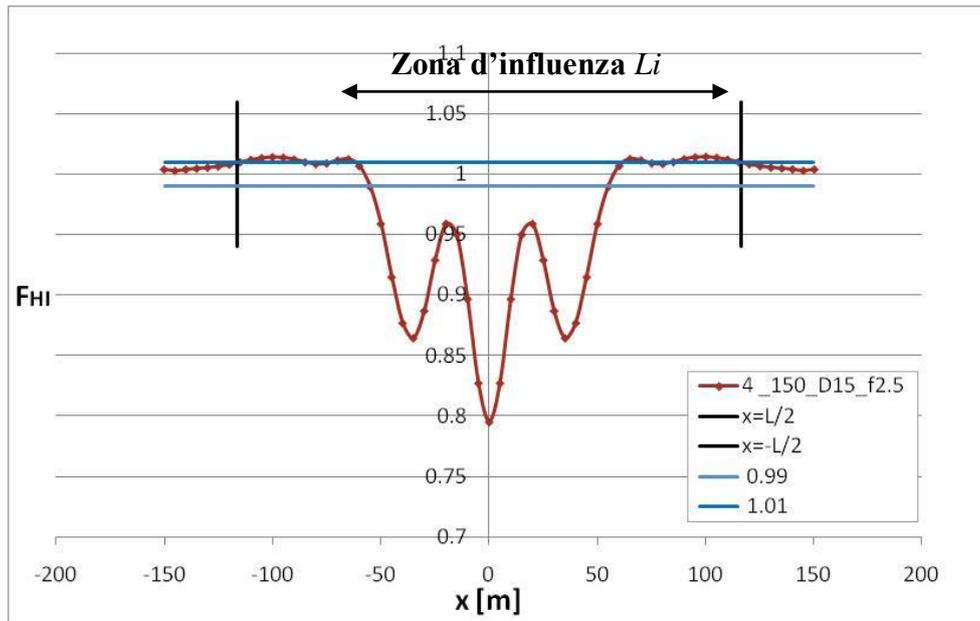


Figura II. 47: Determinazione della zona di influenza L_i per un'esemplificazione (ID=4). In blu sono rappresentati gli estremi dell'intervallo di tolleranza intorno all'unità.

La zona d'influenza L_i è la porzione di superficie a cavallo dell'asse del dominio entro cui la presenza di cavità induce effetti sensibili.

In questo studio, l'estensione della zona d'influenza è definita dalla lunghezza oltre la quale le oscillazioni del fattore F_{HI} sono sempre comprese nell'intervallo 1 ± 0.01 . Si ritiene quindi, che l'influenza della cavità in superficie sia trascurabile quando il fattore di amplificazione F_{HI} subisce piccole oscillazioni intorno all'unità, ovvero nell'intervallo $0.99 \div 1.01$ (Figura II. 47).

Ciò vuole altresì significare che quando si considera una distanza dall'asse della cavità tale da ricadere al di fuori della zona di influenza, la presenza della cavità nel sottosuolo può essere completamente trascurata e si può procedere con gli usuali studi di risposta sismica in condizioni monodimensionali.

Il fattore di attenuazione è stato finora definito solo in modo puntuale (IV.4 e IV.5). Al fine di ottenere un valore sintetico che sia al contempo rappresentativo del caso esaminato, si può procedere alla definizione di un valore mediato del fattore di amplificazione sulla lunghezza della zona di influenza.

Si definisce fattore di amplificazione medio dell'intensità spettrale F_{HI_m} la media dei fattori ricadenti nella zona di influenza.

In relazione alla curva di Figura II. 46 è possibile individuare altre lunghezze caratteristiche. Per ciascuna curva F_{HI} si riconoscono chiaramente i primi punti di

massimo o minimo locale a partire dall'origine degli assi, mentre i successivi non risultano facilmente individuabili poiché le oscillazioni si smorzano progressivamente all'aumentare della distanza dalla cavità³.

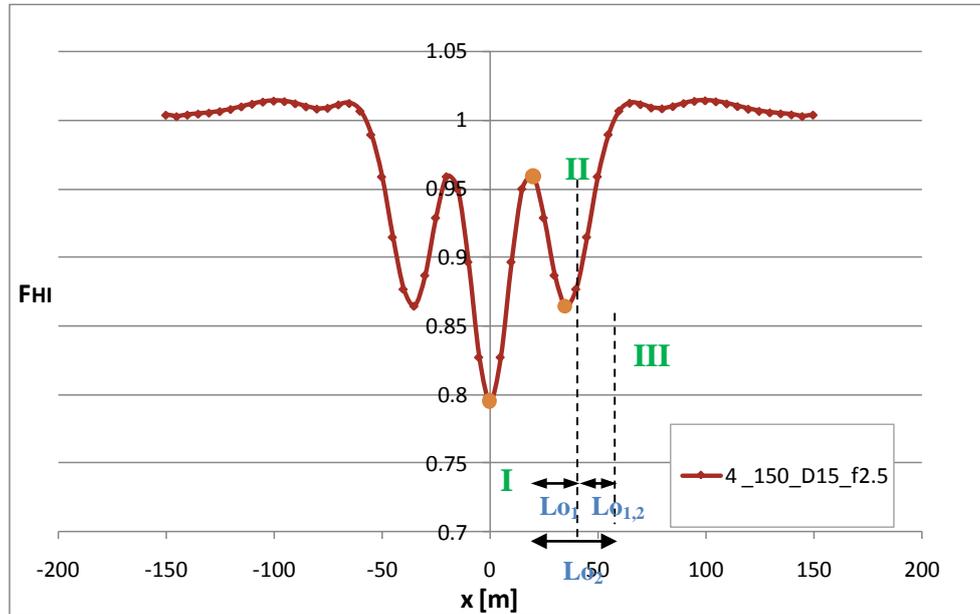


Figura II. 48: Determinazione delle lunghezze Lo_2 , Lo_1 e $Lo_{2,1}$.

I primi tre punti di massimo (o minimo) locale delle oscillazioni consentono di individuare tre lunghezze (Figura II. 48):

- Lo_2 distanza dall'asse del terzo punto di massimo/minimo locale;
- Lo_1 distanza dall'asse del secondo punto di massimo/minimo locale;
- $Lo_{2,1}$ differenza tra le ascisse del terzo e del secondo punto di massimo/minimo locale;
- Lo_2 in particolare, rappresenta la lunghezza di una singola oscillazione, ovvero la distanza tra un picco e il suo successivo nella curva del fattore di amplificazione.

³ Nel caso specifico di Figura II. 46 si nota che l'andamento di F_{HI} in prossimità dell'origine è piuttosto regolare, di conseguenza i punti di massimo e minimo locale coincidono con i picchi e le valli delle oscillazioni della curva. Data la simmetria della curva essi sono stati evidenziati solo nel quadrante positivo del diagramma.

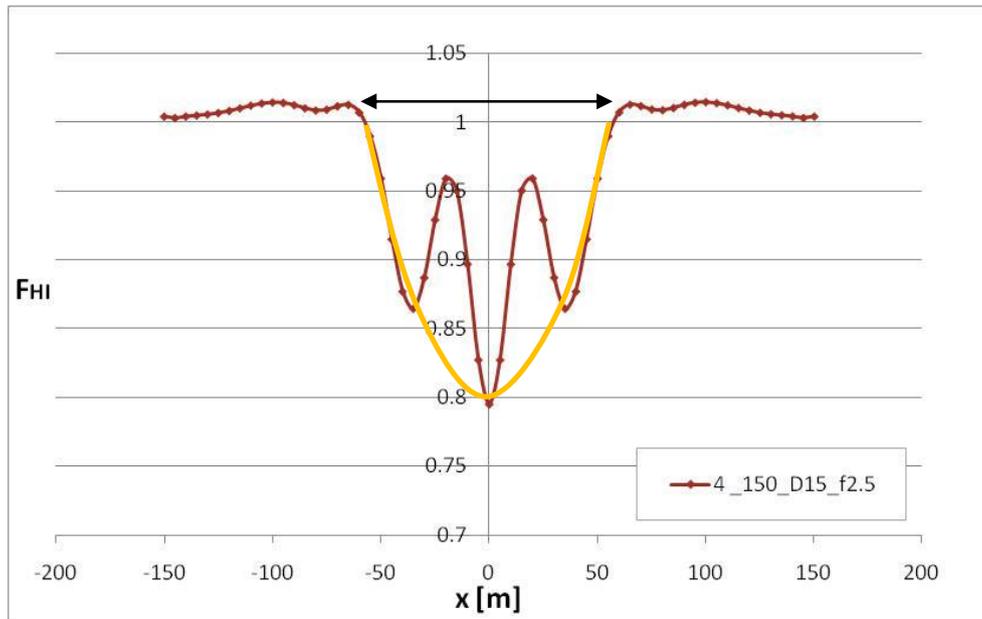


Figura II. 49: Individuazione della zona d'ombra o di attenuazione

All'interno della zona d'influenza (**Figura II. 47**) si osserva inoltre una zona di sostanziale attenuazione rispetto allo schema privo di cavità, caratterizzata da un andamento concavo con un massimo di attenuazione in asse e una leggera amplificazione ai bordi. Da questa considerazione deriva la definizione di zona d'ombra o di attenuazione (**Figura II. 49**).

L'estensione della zona d'ombra o di attenuazione L_s è pari alla distanza tra i due punti di massimo assoluto della curva F_{HI} , o analogamente tra i due punti cui corrisponde la massima amplificazione (**Figura II. 50**).

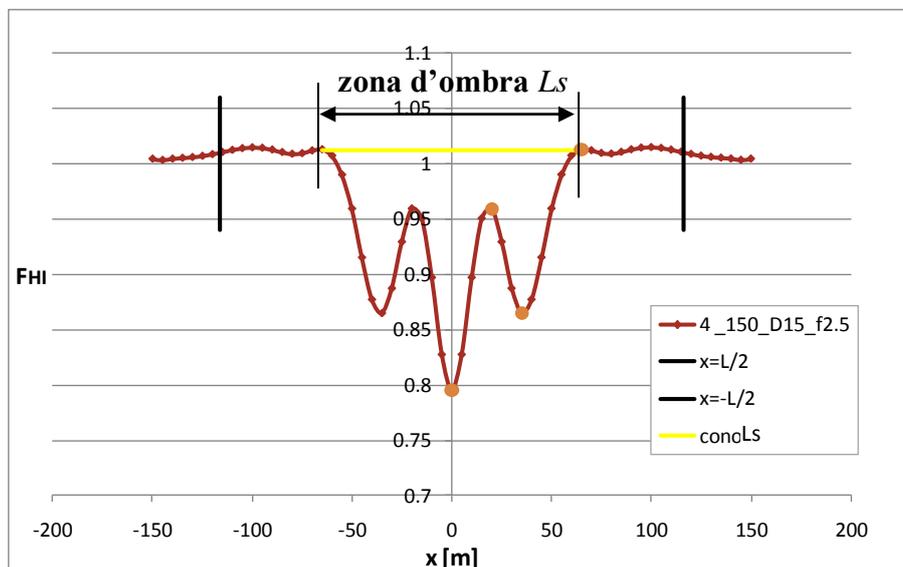


Figura II. 50: Lunghezza della zona d'ombra o di attenuazione L_s .

I valori di F_{HI} in amplificazione sono limitati a valori di poco superiori all'unità (per la Figura II. 50 il massimo F_{HI} vale 1.08), mentre in attenuazione possono discostarsi dal caso *freefield* anche del 70%. La lunghezza del zona d'ombra L_s è quindi una grandezza che ben approssima la zona di attenuazione vera e propria, che di contro presenta lo svantaggio di non essere sempre definibile in maniera univoca.

Esaurite le considerazioni sulle lunghezze, rimane da esaminare la curva F_{HI} in termini di ampiezza delle oscillazioni.

Si definisce ampiezza picco-picco delle oscillazioni (o ampiezza massima della zona d'ombra) A_{pp} la differenza tra il massimo valore del fattore di amplificazione F_{HI} e il suo minimo assoluto (Figura II. 51).

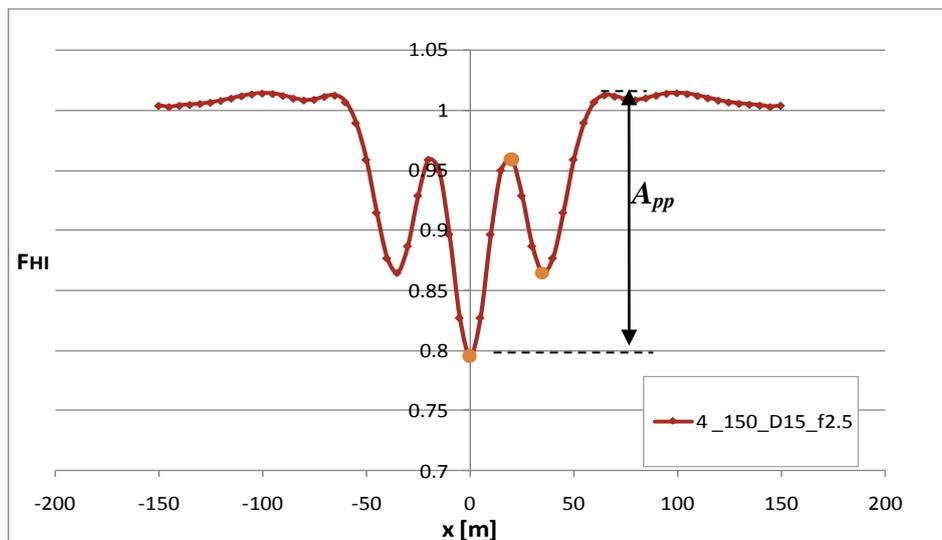


Figura II. 51: Ampiezza massima delle oscillazioni della curva F_{HI} .

II.3.10 Risultati

II.3.10.1 Risultati in termini di F_{HI} e F_{PGA} in asse alla cavità

In Tabella 0.13 e Tabella 0.14 e in Figura II. 52 e Figura II. 53 sono riportati i risultati delle analisi con $c/D=1$ (Tabella 0.7) in termini di fattore di amplificazione F_{HI} e F_{PGA} in asse alla cavità.

Tabella 0.13: Fattore di amplificazione in superficie e in asse alla cavità in termini di accelerazione massima di picco, PGA.

D (m)	D/λ (-)	λ (m)	H/λ (-)	Vs=150m/s		Vs=300m/s		Vs=600m/s	
				F_{PGA}	f (Hz)	F_{PGA}	f (Hz)	F_{PGA}	f (Hz)
7.5	0.25	30	5	0.7836	5	0.7765	10	0.7871	20
15	0.25	60	2.5	0.7540	2.5	0.7389	5	0.7394	10
30	0.25	120	1.25	0.7504	1.25	0.7340	2.5	0.7228	5
60	0.25	240	0.625	0.8904	0.625	0.8012	1.25	0.7088	2.5
7.5	0.5	15	10	0.7387	10	0.7034	20	-	-
15	0.5	30	5	0.5930	5	0.6139	10	0.3563	20
30	0.5	60	2.5	0.5344	2.5	0.5186	5	0.2904	10
60	0.5	120	1.25	0.6583	1.25	0.5850	2.5	0.3450	5
24	0.8	30	5	0.5957	5	0.6068	10	-	-
48	0.8	60	2.5	0.58353	2.5	0.5700	5	0.35982	10
7.5	1	7.5	20	0.5946	20	-	-	-	-
15	1	15	10	0.6443	10	0.6305	20	-	-
30	1	30	5	0.7038	5	0.6756	10	0.5219	20
60	1	60	2.5	0.6738	2.5	0.6308	5	0.4827	10

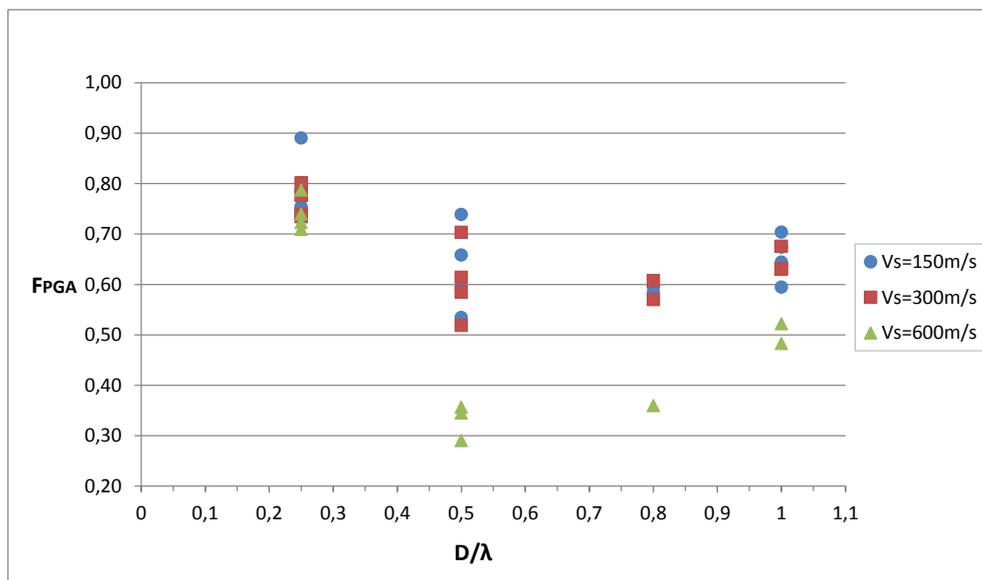


Figura II. 52: Rappresentazione del fattore di amplificazione F_{PGA} in superficie e in asse alla cavità in funzione del diametro normalizzato rispetto alla lunghezza d'onda, per tre valori della velocità delle onde di taglio dello strato deformabile.

Tabella 0.14: Fattore di amplificazione in superficie e in asse alla cavità in termini di intensità spettrale, HI.

D	D/λ	λ	H/λ	Vs=150m/s	Vs=300m/s	Vs=600m/s
---	-----	---	-----	-----------	-----------	-----------

(m)	(-)	(m)	(-)	F_{HI}	f (Hz)	F_{HI}	f (Hz)	F_{HI}	f (Hz)
7.5	0.25	30	5	0.8294	5	0.8336	10	0.85866	20
15	0.25	60	2.5	0.7954	2.5	0.7939	5	0.82083	10
30	0.25	120	1.25	0.7731	1.25	0.7792	2.5	0.80045	5
60	0.25	240	0.625	0.9313	0.625	0.8416	1.25	0.77055	2.5
7.5	0.5	15	10	0.7824	10	0.7471	20	-	-
15	0.5	30	5	0.6490	5	0.6633	10	0.57008	20
30	0.5	60	2.5	0.6258	2.5	0.6199	5	0.54458	10
60	0.5	120	1.25	0.8003	1.25	0.7245	2.5	0.57370	5
24	0.8	30	5	0.5566	5	0.5343	10	-	-
48	0.8	60	2.5	0.5339	2.5	0.5090	5	0.32886	10
7.5	1	7.5	20	0.7498	20	-	-	-	-
15	1	15	10	0.5938	10	0.6538	20	-	-
30	1	30	5	0.5821	5	0.5461	10	0.36354	20
60	1	60	2.5	0.6398	2.5	0.5736	5	0.34644	10

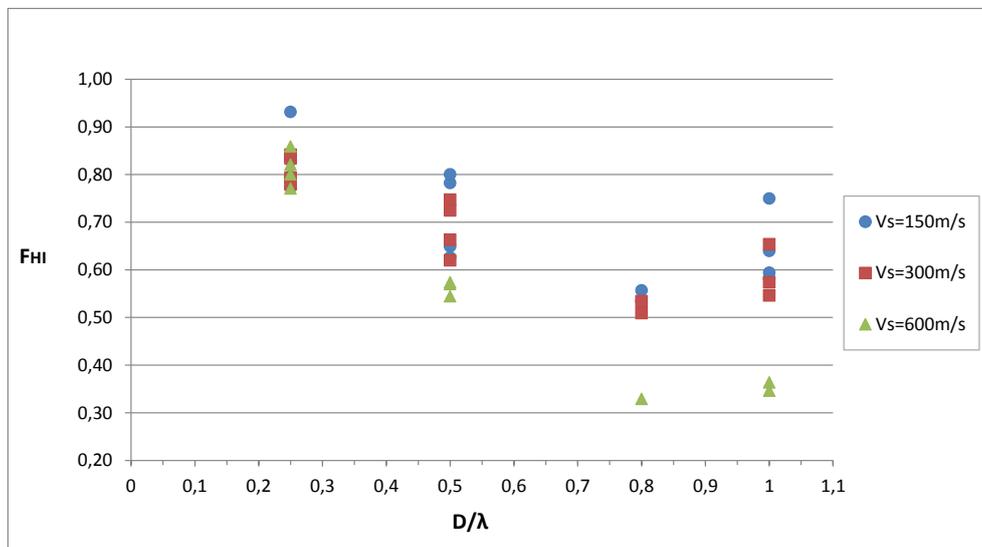


Figura II. 53: Rappresentazione del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie e in asse alla cavità in funzione del diametro normalizzato rispetto alla lunghezza d'onda, per tre valori della velocità delle onde di taglio dello strato deformabile.

In Figura II. 52 e Figura II. 53 il fattore di amplificazione è correlato con il diametro D della cavità adimensionalizzato rispetto alla lunghezza d'onda, analogamente a quanto visto in precedenza (Landolfi et al., 2011). Le diverse serie di valori raggruppano i punti in base alla V_s dello strato deformabile.

Da Figura II. 52 e Figura II. 53 si osserva un trend prima decrescente del fattore di amplificazione, e poi crescente per elevati valori del rapporto D/λ . La variazione di andamento è più marcata e i punti mediamente più dispersi nel caso

di F_{PGA} rispetto a F_{HI} . In generale si ritiene quest'ultimo parametro più affidabile nella ricerca di una correlazione con altre grandezze rispetto alla PGA, in quanto parametro integrale delle pseudovelocità. La PGA invece, per sua definizione è una grandezza puntuale valutata in un punto in un istante di tempo, quindi meno si presta a rappresentare in maniera sintetica un fenomeno complesso, quale può essere l'effetto indotto da una cavità nel sottosuolo.

Per quanto detto, nel seguito si procederà a esprimere i risultati solo in termini di fattore di amplificazione dell'intensità di Housner F_{HI} .

Riportando una linea di tendenza con legge polinomiale del terzo ordine (Figura II. 54) per ciascuna delle serie di punti, emerge una chiara influenza della velocità V_s del mezzo attraversato sul fenomeno di attenuazione. Si nota che l'andamento ottenuto non è molto dissimile dalla curva $c/\lambda=0.83$ (Figura II. 36b) ricavate nello studio presiminare

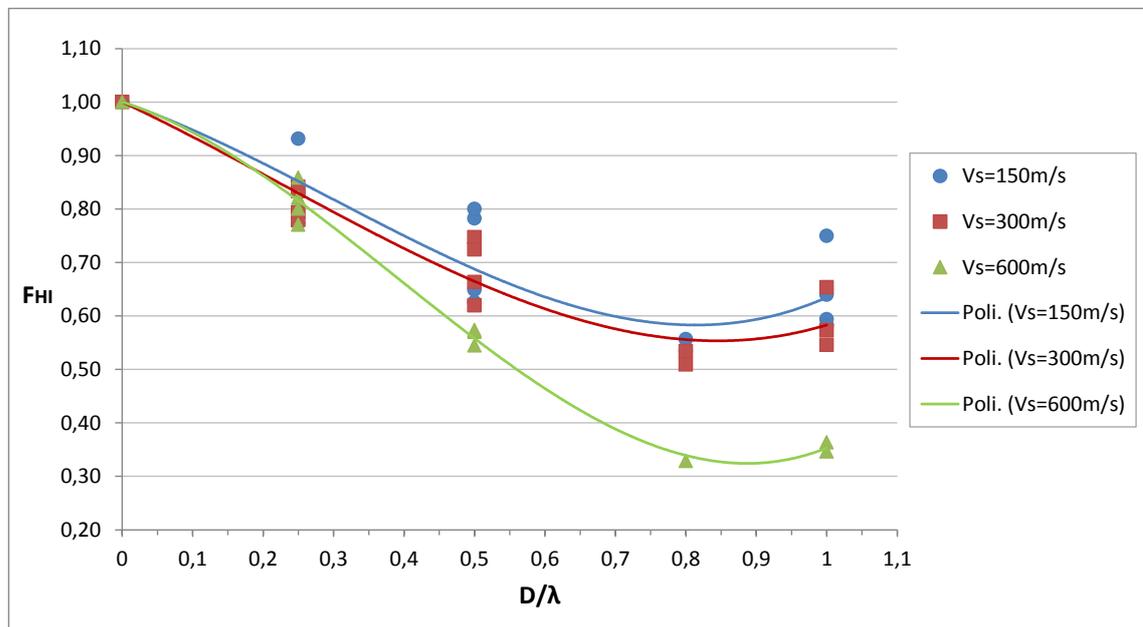


Figura II. 54: Fattore di amplificazione F_{HI} in superficie, in asse alla cavità in funzione del diametro normalizzato, per diversi valori della velocità delle onde di taglio del mezzo attraversato. Con tratto continuo si riportano le linee di tendenza per ciascuna serie di valori secondo legge polinomiale del terzo ordine.

Focalizzando l'attenzione sulla dispersione dei punti a parità di D/λ (cfr. Tabella 0.14 e Figura II. 53), si può però osservare come analisi appartenenti a serie diverse restituiscano praticamente lo stesso risultato. Osservando la Tabella 0.14 si nota che nella maggioranza dei casi i fattori di amplificazione F_{HI} riportati su una stessa riga hanno valori molto prossimi tra di loro. Questi F_{HI} sono relativi ad

analisi con differente velocità del banco V_s e frequenza del *wavelet* f , ma analoga lunghezza d'onda λ . Quindi nel regolare il fenomeno di attenuazione in presenza di cavità nel sottosuolo contribuiscono in eguale misura le caratteristiche dell'input e le caratteristiche dinamiche del materiale attraversato. Un parametro adimensionale rappresentativo di entrambi gli elementi è il rapporto H/λ , tra lo spessore dello strato deformabile e la lunghezza d'onda con la quale si propaga il segnale sismico.

La nuova variabile adimensionale, H/λ , è proporzionale al rapporto tra la frequenza caratteristica dell'armonica propagata, f_c , e la frequenza modale di vibrazione del banco di spessore H , f_N , secondo la relazione:

$$\frac{H}{\lambda} = \frac{(2n-1)}{4} \cdot \frac{f_c}{f_N} \quad (0.6)$$

La (IV.6) si ottiene esplicitando f_c ed f_N ,

$$\frac{f_c}{f_N} = \frac{\frac{V_s}{\lambda}}{\frac{(2n-1) \cdot V_s}{4H}} = \frac{4}{(2n-1)} \cdot \frac{H}{\lambda} \quad (0.7)$$

Ipotizzando, poi, la propagazione di un'armonica di frequenza modale, quindi $f_c=f_N$, si ha:

$$\frac{H}{\lambda} = \frac{(2n-1)}{4} \quad (0.8)$$

che rappresenta il legame tra H/λ e l'n-mo modo di vibrazione del banco di spessore H . Si fa notare che H/λ è un parametro *free-field*, poiché relativo al banco di terreno indipendentemente dalla presenza della cavità.

Si procede nel seguito a descrivere in che modo il parametro H/λ influenza gli effetti in superficie a partire dalla risposta di un banco di terreno al variare della sola frequenza di input.

II.3.10.2 Risposta di un banco di terreno al variare della sola frequenza di input

Consideriamo il seguente schema di sottosuolo (**Figura II. 55**), in cui sono fissate tutte le caratteristiche geometriche e meccaniche.

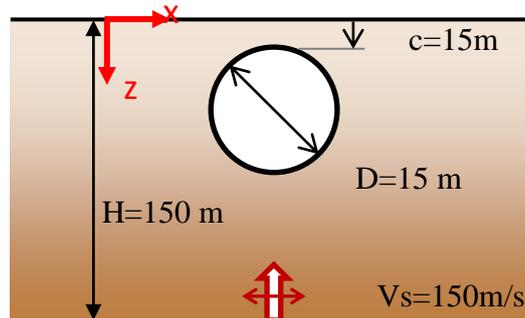


Figura II. 55: Modello esemplificativo di analisi. Sono assegnati tutti i valori dei parametri ad eccezione della frequenza di input.

Unica variabile dello schema è la frequenza del *wavelet* con il quale il banco viene sollecitato. Si considerano le analisi con ID 4, 5, 6, che sono relative allo schema di sottosuolo di **Figura II. 55** e ad una frequenza dell'input rispettivamente di valore 2.5, 5 e 10Hz. All'aumentare della frequenza si osserva che il fattore di amplificazione F_{Hlm} diminuisce, poiché, a parità di diametro, aumenta la lunghezza d'onda e quindi nel complesso D/λ aumenta (**Figura II. 63** e **Tabella 0.17**). Andando a diagrammare gli stessi risultati in funzione di H/λ si ottiene il seguente andamento decrescente (**Figura II. 56**).

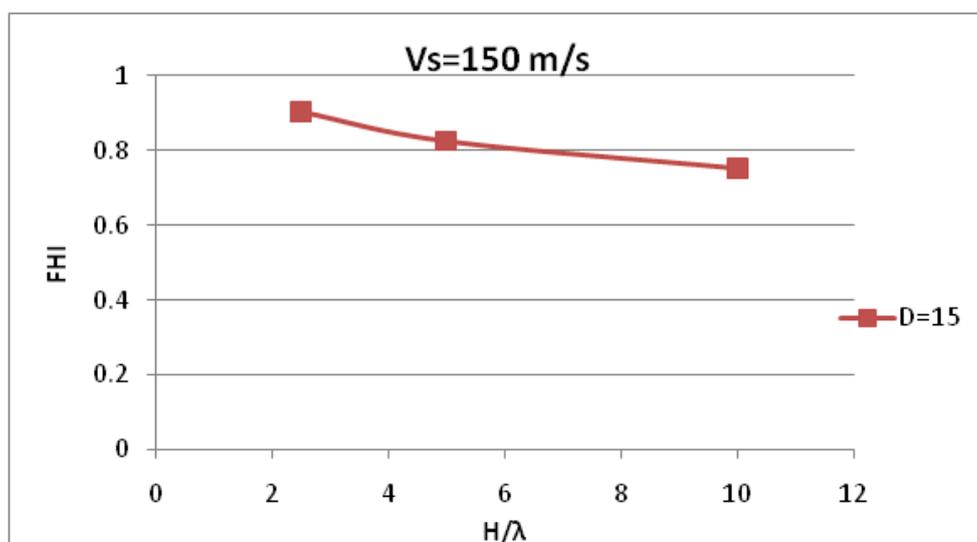


Figura II. 56: Andamento del fattore di amplificazione medio F_{Hlm} in funzione del rapporto H/λ per analisi con diametro della cavità pari a 15m (ID 4, 5, 6 di **Tabella 0.17**), che differiscono per la sola frequenza della sollecitazione sismica.

La diminuzione del fattore di amplificazione è dettata dal fatto che al crescere della frequenza di input ci si allontana dalle condizioni di risonanza per le quali si ottiene la massima amplificazione.

Per quanto detto in precedenza (IV.6 e IV.7) la condizione di risonanza ($f_c=f_N=1$) dovrebbe raggiungersi per $H/\lambda=0.254$ (equazione IV.8). Quindi più ci si sposta verso valori elevati di H/λ e più aumenta l'attenuazione.

Ripetendo la stessa procedura per cavità di dimensioni maggiori, si osserva come la curva diventi più pendente, ciò vuol dire che l'attenuazione diviene più marcata all'aumentare di H/λ (**Figura II. 57**).

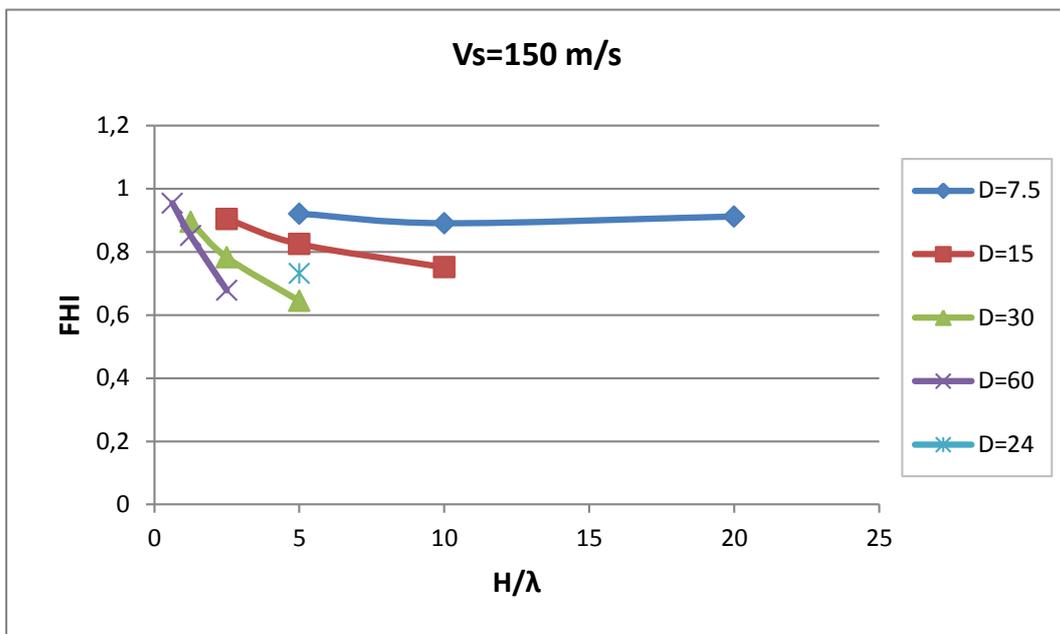


Figura II. 57: Andamento del fattore di amplificazione medio F_{Hlm} in funzione del rapporto H/λ per valori crescenti del diametro della cavità e velocità del banco deformabile pari a 150m/s.

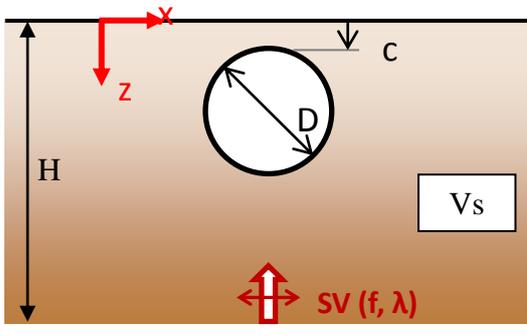
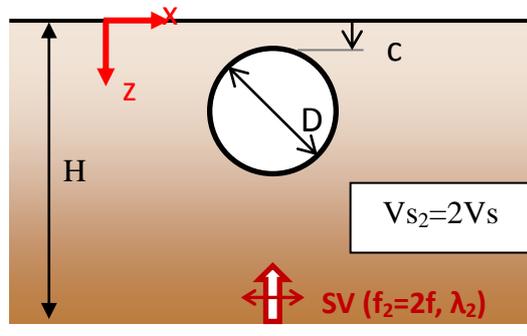
Congruentemente a quanto atteso, all'aumentare del diametro D della cavità l'attenuazione aumenta (cfr. **Figura II. 57** e **Figura II. 63**).

Le stesse analisi di **Figura II. 57** sono state eseguite anche con riferimento ad un materiale con velocità delle onde di taglio doppia $V_s=300\text{m/s}$ e frequenza di input

⁴ Occorre precisare che la presenza della cavità modifica la frequenza propria di vibrazione del sistema, mentre il parametro H/λ descrive le caratteristiche dinamiche del banco in assenza cavità, nell'ipotesi di $f_1 = \frac{V_s}{4H}$. Di conseguenza, in presenza di cavità, non è detto che la risonanza si abbia per $H/\lambda=0.25$.

pari a 5, 10 e 20Hz. Rispetto modello di **Figura II. 55** si raddoppia la frequenza propria del sistema ma anche la frequenza di input, per cui la lunghezza d'onda λ e il rapporto H/λ risultano costanti nei due casi.

Tabella 0.15: Confronto tra le analisi con velocità delle onde di taglio del banco di spessore deformabile pari a 150 e 300m/s.

	
$\lambda, H/\lambda$	$\lambda_2 = \frac{Vs_2}{f_2} = \frac{2Vs}{2f} = \lambda, H/\lambda_2 = H/\lambda$

I risultati delle analisi con $V_s=300\text{m/s}$ in funzione di H/λ sono riportati in **Figura II. 58**.

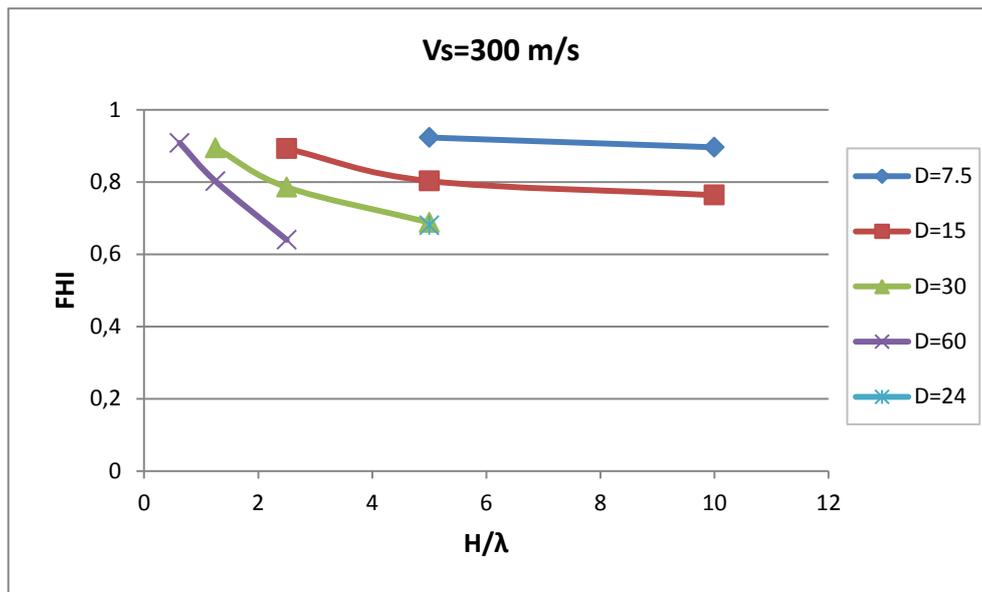


Figura II. 58: Andamento del fattore di amplificazione medio F_{Hm} in funzione del rapporto H/λ per valori crescenti del diametro della cavità e velocità del banco deformabile pari a 300m/s.

Dal confronto dei risultati con diversa V_s si può osservare una sostanziale coincidenza delle curve isodiametro (**Figura II. 59**).

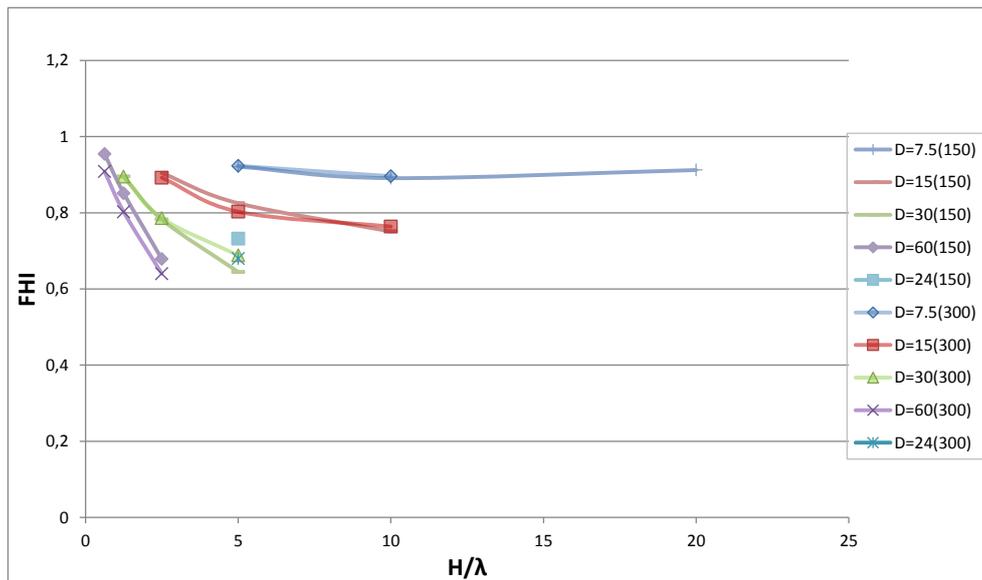


Figura II. 59: Confronto degli Andamento del fattore di amplificazione medio F_{Hm} in funzione del rapporto H/λ per velocità V_s di 150 e 300m/s.

In sostanza si è ottenuto che, seppur variando le condizioni di modello e di input, ma lasciando inalterati complessivamente i rapporti D/λ e H/λ il risultato in termini del fattore di amplificazione rimane lo stesso.

Questa considerazione è ovviamente valida a parità di diametro e ricoprimento (il rapporto $D/\lambda = c/\lambda$ è costante nei due casi).

In base allo schema assunto (Tabella 0.15) risulta costante la frequenza propria del banco f_N per cui la variabilità del parametro H/λ è determinata unicamente dalla variazione di frequenza dell'input (H/λ cresce con la frequenza dell'input).

Muovendoci lungo l'asse delle ascisse al crescere della frequenza (Figura II. 59), la lunghezza d'onda diminuisce e di conseguenza a parità di diametro il rapporto D/λ cresce. Quindi percorrendo una curva isodiametro (Figura II. 60) il rapporto D/λ aumenta, mentre le curve iso- D/λ complessivamente crescono con H/λ (effetto derivante dalla combinazione del diametro D che decresce da sinistra verso destra, e $1/\lambda$ che cresce nello stesso verso).

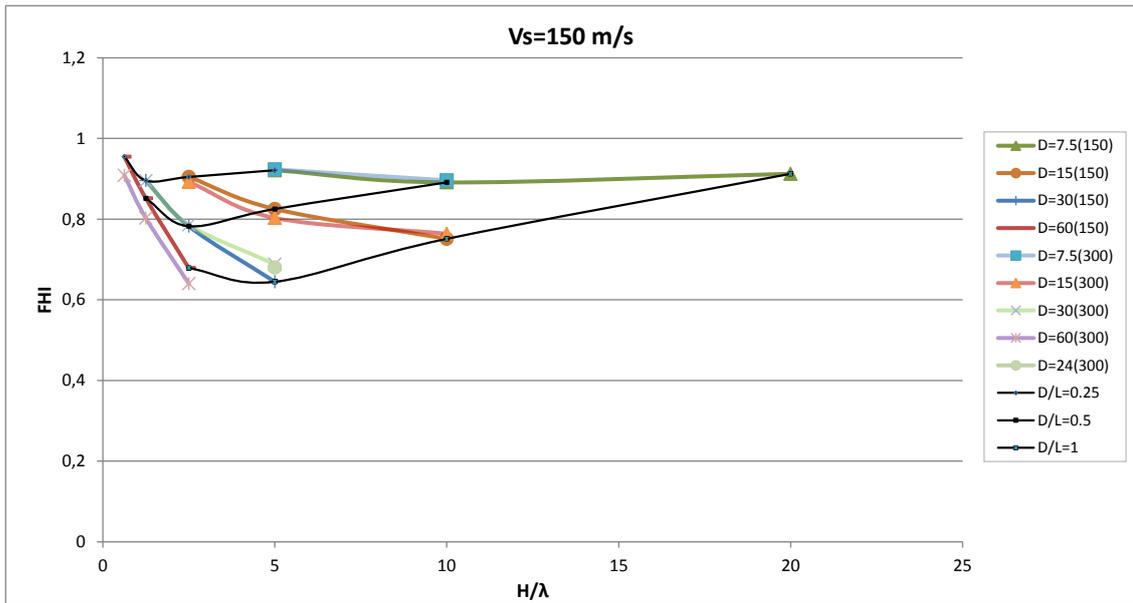


Figura II. 60: Rappresentazione di curve isodiametro e iso- D/λ nel piano F_{HI} - H/λ per sottosuolo con velocità delle onde di taglio pari a 150m/s.

Sempre dall'osservazione della Tabella 0.14 si nota che alcune righe, tipo l'ultima, restituiscono valori apparentemente molto diversi. Confrontando invece l'andamento di F_{HI} lungo la superficie relativo alle stesse analisi (Figura II. 61) si osserva una notevole somiglianza tra le curve.

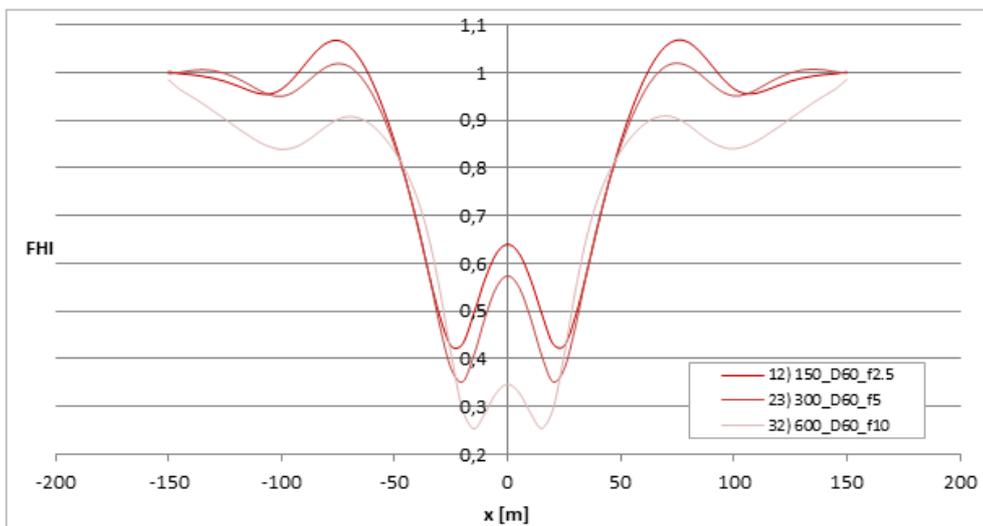


Figura II. 61: Andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per tre diversi casi (ultima riga Tabella 0.14) con diametro e ricoprimento pari 60m. La rigidezza del mezzo deformabile e la frequenza del *wavelet* variano in progressione geometrica per le tre analisi.

Emerge dunque l'inadeguatezza del fattore di amplificazione in asse alla cavità a descrivere l'andamento complessivo manifestato in superficie.

Si preferisce assumere quale valore sintetico della risposta in superficie il fattore di amplificazione mediato sulla zona d'influenza $F_{HIm}(0)$. La zona d'influenza è a sua volta funzione dei parametri adimensionali in gioco.

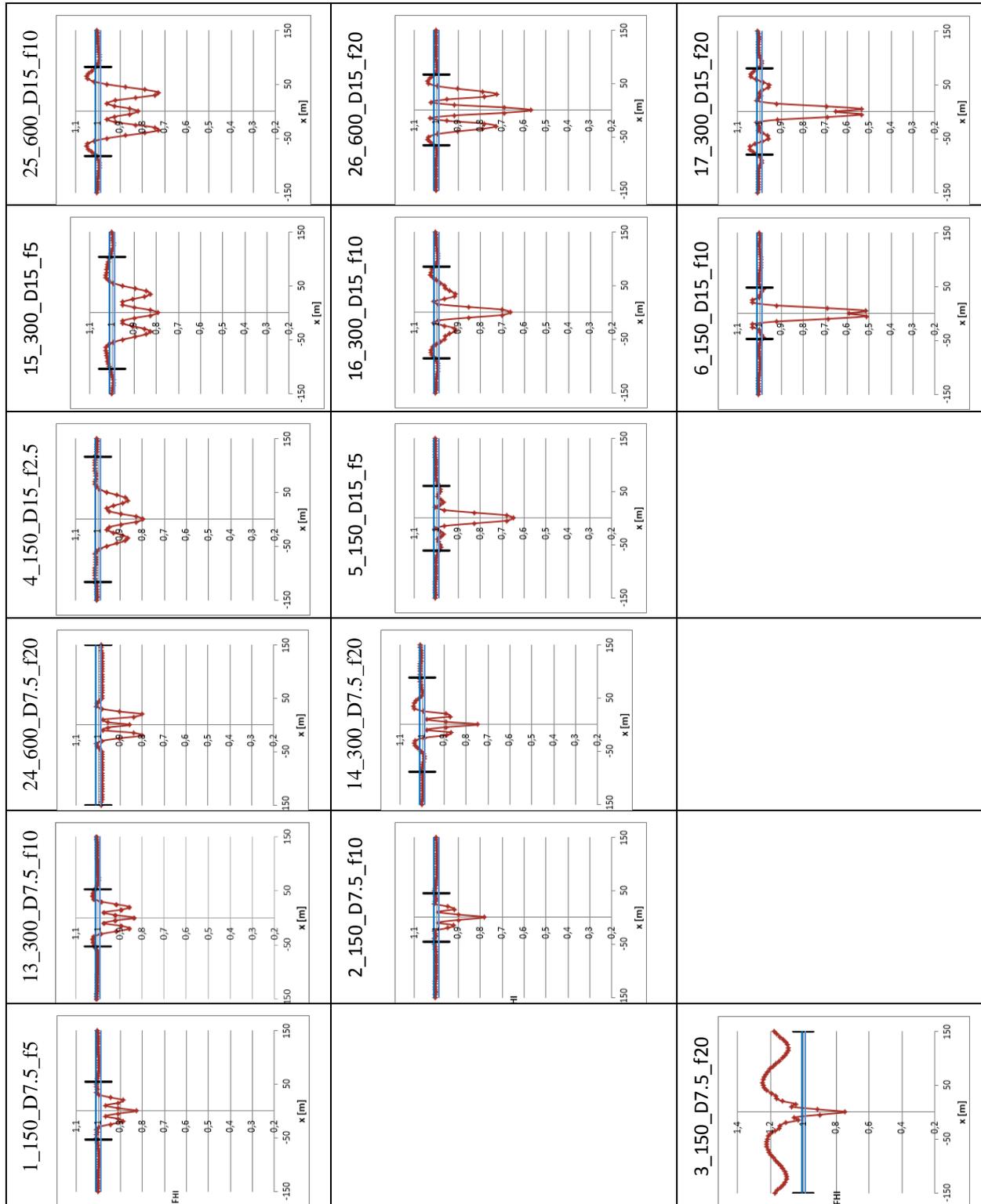
II.3.10.3 Zona d'influenza

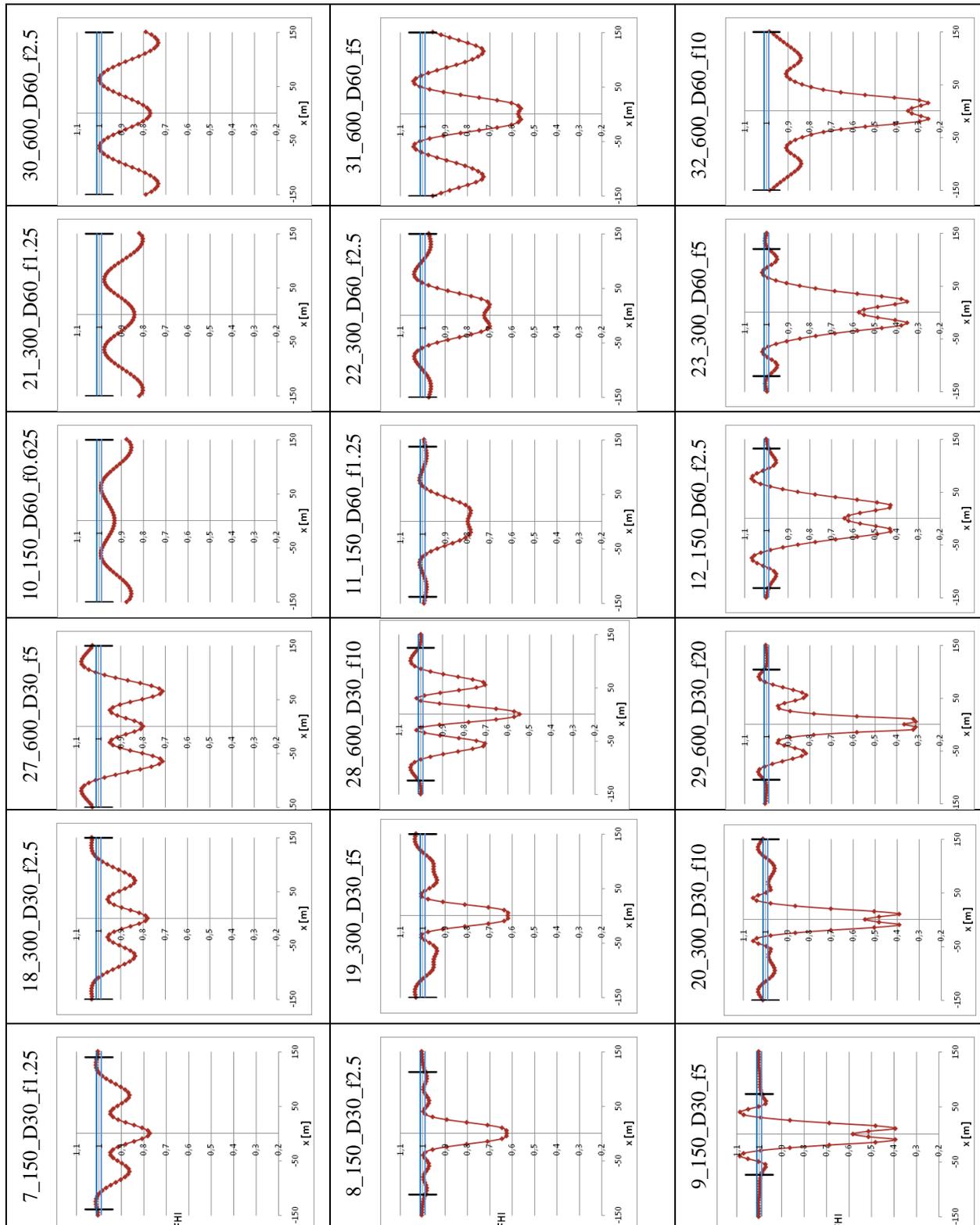
Per tutte le analisi con $c/D=1$ (§ 0) si riporta la curva descritta in superficie dal fattore di amplificazione F_{HI} in cui viene evidenziata l'estensione della zona di influenza e l'intervallo di tolleranza intorno all'unità assunto per definirla (§ 0).

La Tabella IV.15 è organizzata in modo tale che percorrendo una colonna dall'alto verso il basso il rapporto D/λ cresce. Muovendoci invece secondo una riga da sinistra verso destra la dimensione della cavità aumenta dai 7.5m ai 60m di diametro. In ciascuna macrocella di cui è composta la matrice il diametro è costante, mentre procedendo da sinistra verso destra aumenta la velocità delle onde di taglio del mezzo deformabile V_s e la frequenza f_c dell'input. Di conseguenza lungo una generica colonna si mantiene costante la V_s del mezzo, mentre cresce il rapporto D/λ .

Cavità di piccolo diametro restituiscono un'attenuazione meno pronunciata rispetto a quelle di dimensione maggiore e inoltre la loro influenza in superficie si smorza molto velocemente allontanandosi dall'asse, con oscillazioni molto vicine all'unità, comprese nell'intervallo dell' $\pm 1\%$. Resta quindi confermata anche in questo studio una marcata influenza della dimensione del foro sul fenomeno di attenuazione (§ 0).

Tabella 0.16: Matrice sintetica delle analisi con $c/D=1$. In ciascun grafico è riportato l'andamento del fattore F_{HI} in superficie. In blu la fascia di tolleranza intorno all'unità che consente di individuare l'estensione della zona di influenza, i cui limiti sono evidenziato in nero.





Passando in rassegna le lunghezze della zona di influenza L_i , si nota che laddove il fattore di amplificazione non tende a zero, la zona di influenza va a coincidere con l'intero dominio investigato. Nei casi di cavità con diametro elevato, 60m, ed

elevata lunghezza d'onda, 240m (cella in alto a destra della matrice Tabella IV.15) è evidente che la zona di influenza eccede la larghezza, 300m, del dominio di indagine. Analogo discorso per la curva in basso a sinistra della matrice (ID 3), caratterizzata peraltro da un andamento particolarmente anomalo di F_{HI} rispetto agli altri risultati ottenuti. Queste analisi (ID 10, 21, 30, 3) vengono quindi escluse dall'elaborazione, poiché darebbero luogo ad un risultato non attendibile.

Negli altri casi in cui la zona di influenza si estende su tutto il dominio di studio (identificate dall'ID 24, 18, 27, 19, 22, 31, 32), la curva presenta comunque tendenza smorzante o valori prossimi ad 1 agli estremi, ciò suggerisce di approssimare la zona d'influenza con l'estensione del dominio. La coincidenza tra le due lunghezze, a fronte di un errore considerato accettabile, evita l'esclusione di molti risultati utili per l'estrapolazione di una correlazione generale tra Li e D/λ .

In particolare, le curve 32 e 31 non sono state escluse dall'elaborazione del risultato ipotizzando che il loro andamento al di fuori del dominio non comprenda oscillazioni significative, similmente a quanto accade per le curve 12 e 23, che sono affini per andamento alla 32 (stessa D/λ e D/λ), e alla 26 e 28, che sono affini alla 31 poiché hanno analoga velocità delle onde di taglio ($V_s=600\text{m/s}$).

I valori numerici della zona di influenza per ciascuna curva F_{HI} sono riportati in (Tabella 0.7)

Tabella 0.17: Risultati delle analisi con $c/D=1$ in termini di fattore di amplificazione F_{HI} in asse alla cavità, F_{HI_m} , lunghezza della zona di influenza Li , e lunghezza normalizzata sulla lunghezza d'onda Li/λ .

ID	D = c (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	D/ λ	H/ λ	Li (m)	Li/ λ	F_{HI} in asse	F_{HI_m}
1	7.5	150	5	30	0.25	5	107.79	3.59	0.829	0.953
2	7.5	150	10	15	0.5	10	90.16	6.01	0.782	0.957
3	7.5	150	20	7.5	1	20	300.00	40.00	0.750	1.141
4	15	150	2.5	60	0.25	2.5	232.40	3.87	0.795	0.958
5	15	150	5	30	0.5	5	122.79	4.09	0.649	0.923
6	15	150	10	15	1	10	95.85	6.39	0.594	0.876
7	30	150	1.25	120	0.25	1.25	278.53	2.32	0.773	0.920
8	30	150	2.5	60	0.5	2.5	224.66	3.74	0.626	0.916
9	30	150	5	30	1	5	146.56	4.89	0.582	0.842
10	60	150	0.625	240	0.25	0.625	300.00	1.25	0.931	0.933
11	60	150	1.25	120	0.5	1.25	275.79	2.30	0.800	0.930

12	60	150	2.5	60	1	2.5	264.49	4.41	0.640	0.834
13	7.5	300	10	30	0.25	5	106.22	3.54	0.834	0.949
14	7.5	300	20	15	0.5	10	177.90	11.86	0.747	0.976
15	15	300	5	60	0.25	2.5	208.62	3.48	0.794	0.948
16	15	300	10	30	0.5	5	171.83	5.73	0.663	0.943
17	15	300	20	15	1	10	160.68	10.71	0.654	0.933
18	30	300	2.5	120	0.25	1.25	300.00	2.50	0.779	0.929
19	30	300	5	60	0.5	2.5	300.00	5.00	0.620	0.932
20	30	300	10	30	1	5	300.00	10.00	0.546	0.917
21	60	300	1.25	240	0.25	0.625	300.00	1.25	0.842	0.889
22	60	300	2.5	120	0.5	1.25	300.00	2.50	0.724	0.915
23	60	300	5	60	1	2.5	240.27	4.00	0.574	0.791
24	7.5	600	20	30	0.25	5	300.00	10.00	0.859	0.967
25	15	600	10	60	0.25	2.5	164.49	2.74	0.821	0.919
26	15	600	20	30	0.5	5	133.23	4.44	0.570	0.891
27	30	600	5	120	0.25	1.25	300.00	2.50	0.800	0.919
28	30	600	10	60	0.5	2.5	249.01	4.15	0.545	0.881
29	30	600	20	30	1	5	208.82	6.96	0.364	0.824
30	60	600	2.5	240	0.25	0.625	300.00	1.25	0.771	0.860
31	60	600	5	120	0.5	1.25	300.00	2.50	0.574	0.822
32	60	600	10	60	1	2.5	300.00	5.00	0.346	0.754
33	24	150	5	30	0.8	5	143.84	4.79	0.557	0.876
34	48	150	2.5	60	0.8	2.5	266.56	4.44	0.534	0.863
35	24	300	10	30	0.8	5	250.77	8.36	0.534	0.923
36	48	300	5	60	0.8	2.5	300.00	5.00	0.509	0.869
37	48	600	10	60	0.8	2.5	300.00	5.00	0.329	0.804
38	9	150	10	15	0.6	10	60.42	4.03	0.691	0.914
39	12	150	10	15	0.8	10	85.65	5.71	0.602	0.897

La Figura II. 62 mette in relazione la lunghezza della zona d'influenza, adimensionalizzata rispetto alla lunghezza d'onda, Li/λ con D/λ e H/λ .

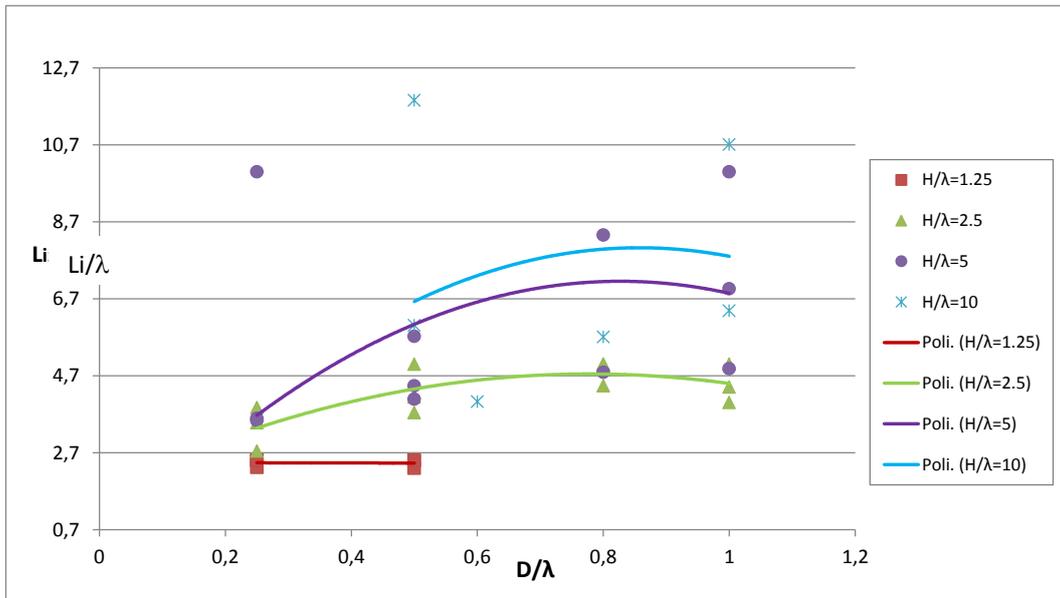


Figura II. 62: Estensione della zona di influenza L_i , normalizzata rispetto alla lunghezza d'onda λ della sollecitazione sismica, al variare del diametro normalizzato D/λ e del rapporto H/λ .

Dalla Figura II. 62 è evidente una notevole dispersione dei dati, soprattutto per valori elevati di H/λ . Le linee di tendenza sono caratterizzate da legge polinomiale del secondo ordine, passanti per l'origine degli assi.

Dalla Figura II. 62 si osserva che l'estensione della zona di influenza aumenta con il crescere del rapporto D/λ e, a parità di quest'ultimo, si hanno lunghezze maggiori per le analisi con rapporto H/λ più elevato.

II.3.10.4 Dipendenza dell'attenuazione da D/λ e H/λ

Calcolando i risultati delle analisi in termini di F_{Hlm} sulla zona di influenza si ottengono valori ovviamente più alti rispetto al caso in asse (cfr. ultime due colonne della Tabella IV.16), in corrispondenza del quale si verifica solitamente la massima attenuazione (matrice di Tabella IV.15).

Rappresentando in grafico (Figura IV.26) i fattori di amplificazione mediati in funzione di D/λ si riconferma (cfr. **Figura II. 54** e **Figura II. 63**) l'andamento decrescente delle curve, ossia all'aumentare del rapporto D/λ il fenomeno di attenuazione diviene più significativo. Accanto a questo trend generale si differenziano diverse curve in base al rapporto H/λ , che ad eccezione della verde ($H/\lambda=2.5$) si possono ritenere tra di loro parallele.

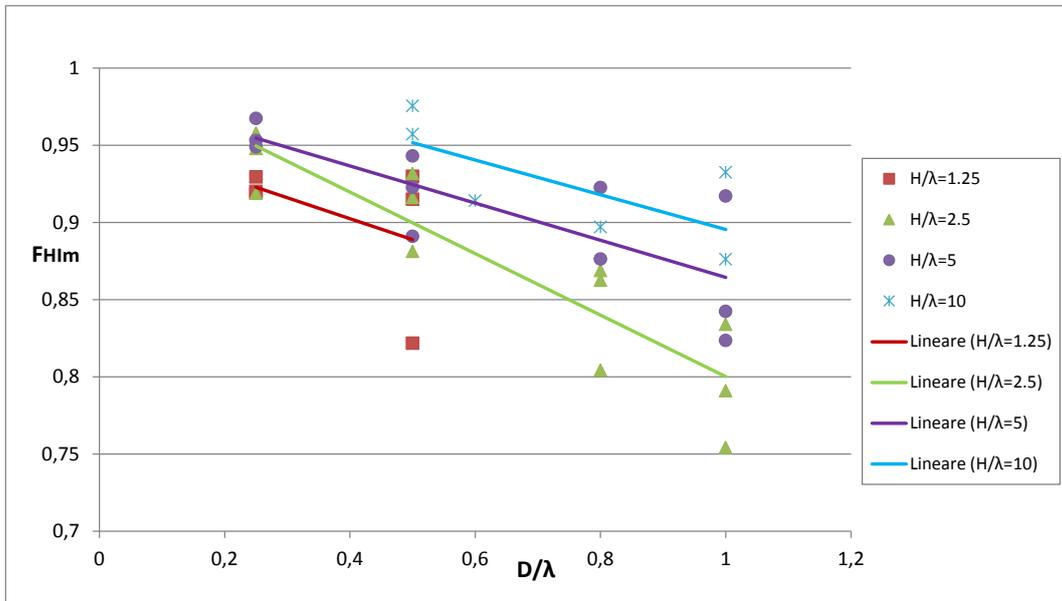


Figura II. 63: Andamento del fattore di amplificazione mediato F_{Hlm} con il diametro D , normalizzato rispetto alla lunghezza d'onda λ , per diversi valori del rapporto H/λ .

All'aumentare del rapporto H/λ le curve si spostano verso l'alto, avvicinandosi all'unità.

Il parametro H/λ gioca quindi un ruolo significativo nel governare la risposta sismica in superficie. Occorre verificare l'indipendenza dei parametri D/λ e H/λ , e quantificarne l'influenza sul fattore di attenuazione F_{Hlm} .

Riunendo insieme tutti i risultati ottenuti per le analisi con $c/D=1$ (Tabella 0.17) in funzione di H/λ si individuano diverse curve al variare di D/λ (**Figura II. 64**).

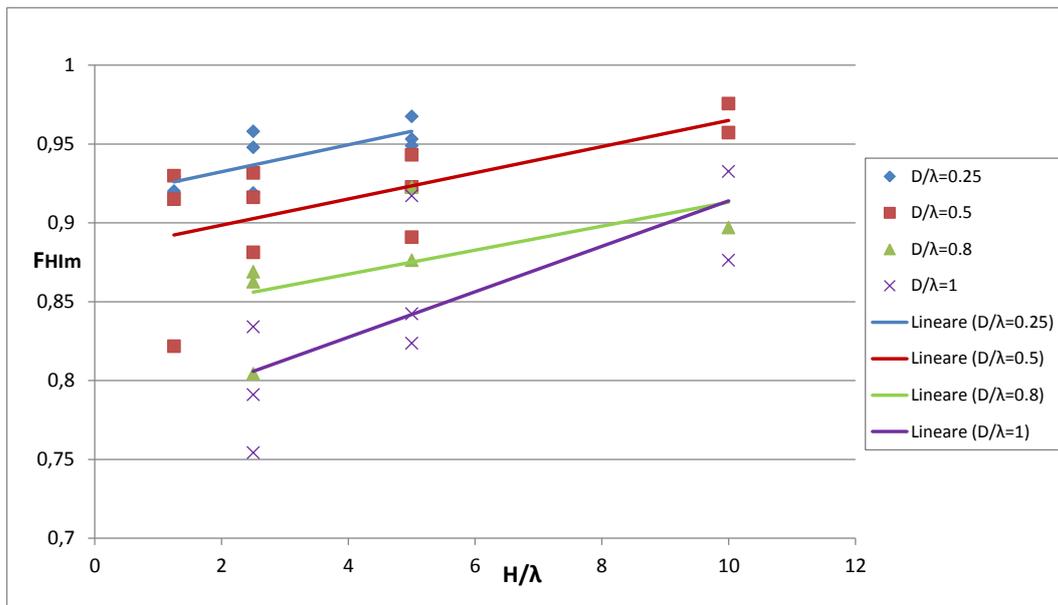


Figura II. 64: Andamenti del fattore di amplificazione in funzione dello spessore H del banco deformabile, normalizzato rispetto alla lunghezza d'onda e per diversi valori del diametro, normalizzato anch'esso rispetto alla lunghezza d'onda λ .

Eccetto che per la serie $D/\lambda=0,8$, i punti sono interpolabili con delle rette parallele che si avvicinano all'unità al ridursi del rapporto D/λ .

In sintesi, il fattore di amplificazione risulta regolato dai due parametri adimensionali D/λ e H/λ , secondo gli andamenti di Figura II. 63 e Figura II. 64.

II.3.10.5 Estensione del zona d'ombra

In ciascuna curva F_{HI} è riconoscibile un zona di attenuazione o zona d'ombra, che può essere caratterizzato da una serie di grandezze definite in precedenza (0): lunghezza delle oscillazioni Lo_2 , Lo_1 , $Lo_{2,1}$, lunghezza del zona d'ombra L_s , ampiezza picco-picco delle oscillazioni A_{pp} .

Ponendo in diagramma le distanze tra i punti di massimo e minimo locale della curva in funzione della lunghezza d'onda corrispondente (Figura II. 65), si può osservare una tendenza chiaramente crescente, sebbene via sia un'ampia dispersione dei risultati per ciascun valore di λ . Nella rappresentazione di questi risultati sono contenute anche le curve (ID 10, 21 e 30 di Tabella IV.15) per le quali non è possibile valutare la lunghezza della zona di influenza. Infatti esse sono caratterizzate da oscillazioni molto regolari di ampiezza costante, per cui le

lunghezze Lo_2 , Lo_1 , $Lo_{2,1}$ sono individuabili in maniera univoca (in Figura II. 65 corrispondono ad una lunghezza d'onda di 240m).

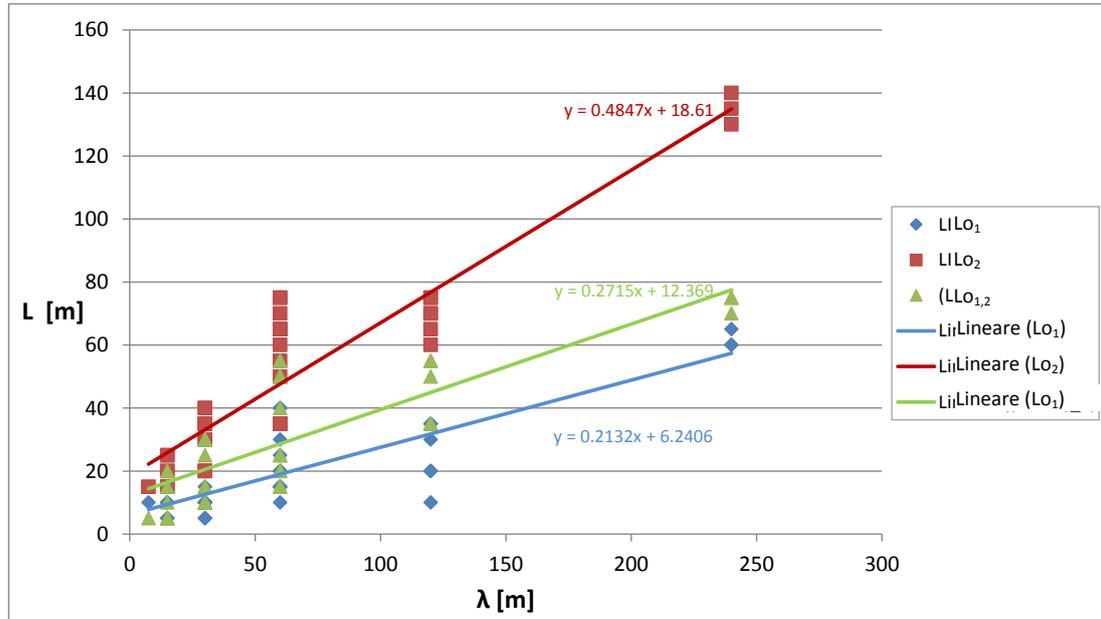


Figura II. 65: Correlazione delle lunghezze Lo_2 , Lo_1 , $Lo_{2,1}$ con la lunghezza d'onda λ .

Lo_2 in particolare, che individua la lunghezza di una singola oscillazione (definizione 0), risulta pari a circa la metà della lunghezza d'onda λ con cui si propaga il segnale nello strato deformabile. Le altre due serie, Lo_1 e $Lo_{2,1}$, la cui somma restituisce Lo_2 , hanno entrambe tendenza linearmente crescente con λ , e pendenza pressoché uguale. Però $Lo_{2,1}$ ha una intercetta con l'asse delle ordinate maggiore, ciò evidenzia che le oscillazioni hanno tendenza smorzante dall'asse della cavità verso i bordi, poiché la prima semionda è sempre più piccola della seconda.

Dalla lunghezza Lo_2 scaturisce la definizione di lunghezza del zona d'ombra o zona di attenuazione, ovvero nel caso in cui il terzo punto di massimo o minimo locale della curva coincida anche con il massimo assoluto della curva F_{HI} (analisi con ID 16 e 17 di Tabella IV.15), risulterà che $L_s = 2Lo_2$. Più frequentemente invece accade che $L_s = 6Lo_1$, avendo assunto per semplicità che $Lo_1 = Lo_{2,1}$.

Per quanto detto, anche la lunghezza del zona di attenuazione è correlabile alla lunghezza d'onda secondo una relazione lineare (Figura II. 66)

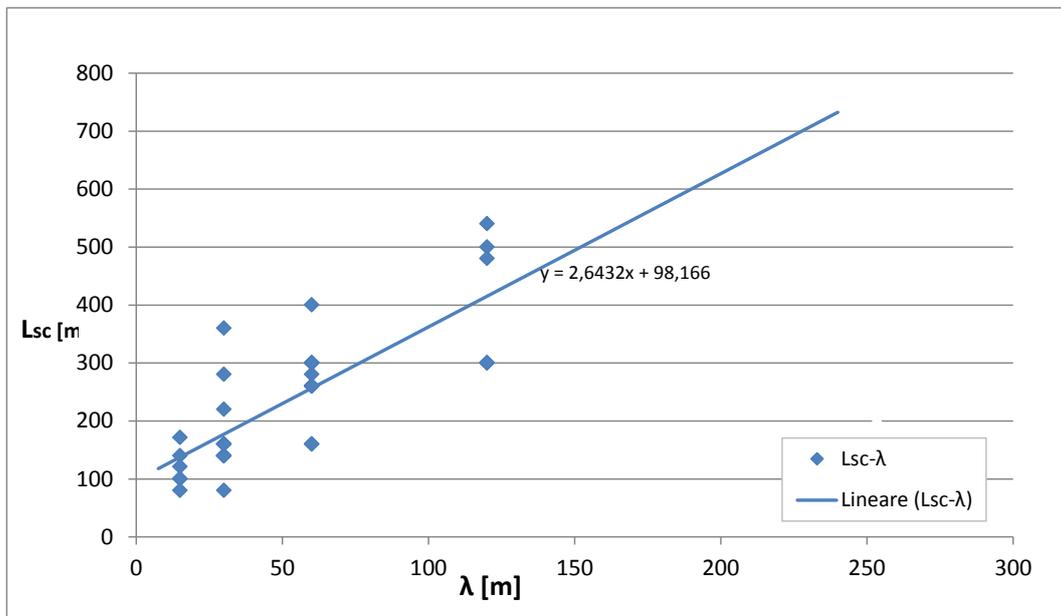
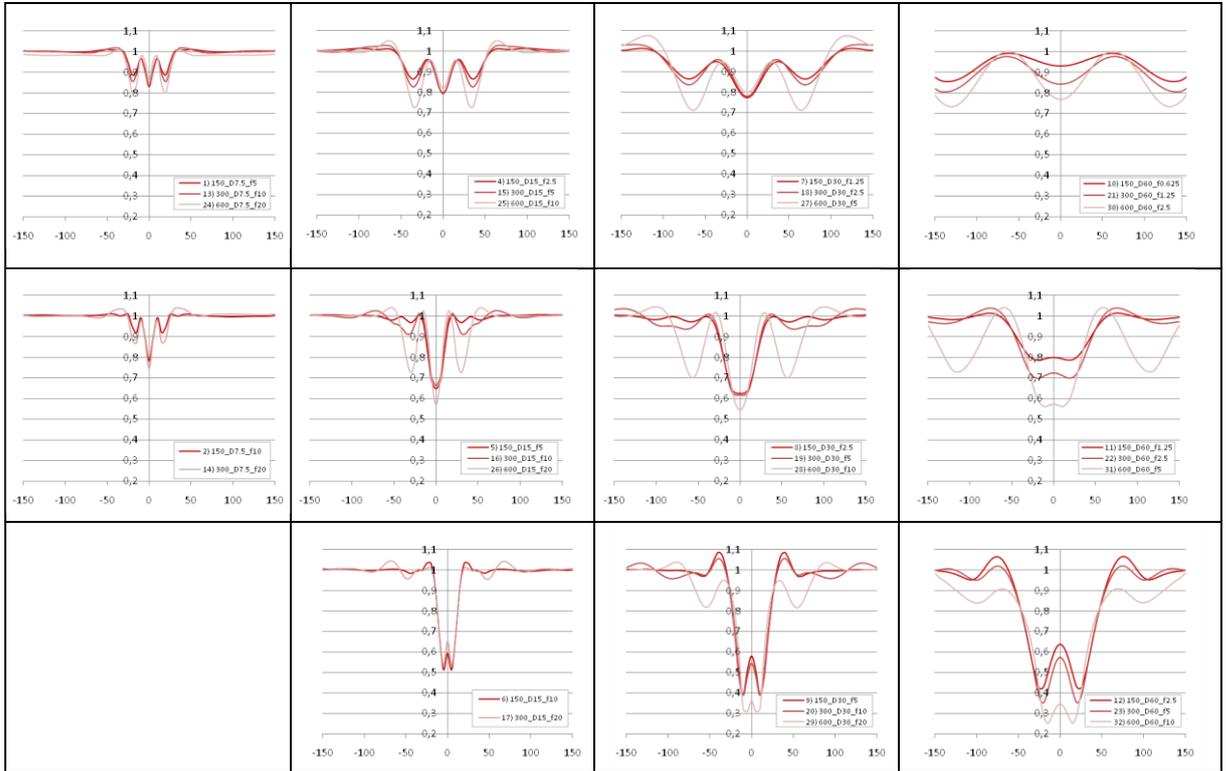


Figura II. 66: Andamento della lunghezza della zona d'ombra L_s con la lunghezza d'onda λ .

In sintesi, la Figura II. 66 dice che, mediamente e a meno di una costante, la lunghezza della zona di attenuazione è all'incirca pari a 2.5 volte la lunghezza d'onda. Applicando questa relazione ai casi con $\lambda=240\text{m}$ si nota che la zona di attenuazione si estende al di là dei 700m, a conferma del fatto che il dominio di indagine di 300m è troppo stretto per poter studiare correttamente il fenomeno.

Per quanto concerne l'ampiezza della zona d'ombra, risulta significativo raggruppare le analisi con analogo valore di D/λ e H/λ (Tabella IV.17). Si osserva infatti che le curve in uno stesso grafico presentano stesso andamento, ma diversa ampiezza che cresce all'aumentare di V_s e f_c . Questa dipendenza ora mostrata, non può essere letta in termini di fattore di amplificazione medio (Figura II. 64 e Figura II. 63) poiché se si osserva ciascun gruppo di curve in Tabella IV.17 si nota che l'estensione della zona di influenza rimane invariata mentre aumenta solo l'ampiezza delle oscillazioni al di sopra e al di sotto dell'unità, per cui nel complesso esse presentano stesso fattore medio.

Tabella 0.18: Matrice sintetica delle anali con $c/D=1$ con raggruppamento delle curve con analogo rapporto H/λ e D/λ .



Dalla Tabella IV.17 si nota inoltre come l'ampiezza aumenti significativamente lungo ogni colonna procedendo dall'alto verso il basso. Mettendo in relazione l'ampiezza massima con il diametro e la lunghezza d'onda della cavità (**Figura II. 67**), emerge una diretta proporzionalità tra le due grandezze. Si nota inoltre che in corrispondenza di ogni ascissa, la dispersione dei valori è contenuta sempre in un intervallo del $\pm 15\%$ intorno al valore medio.

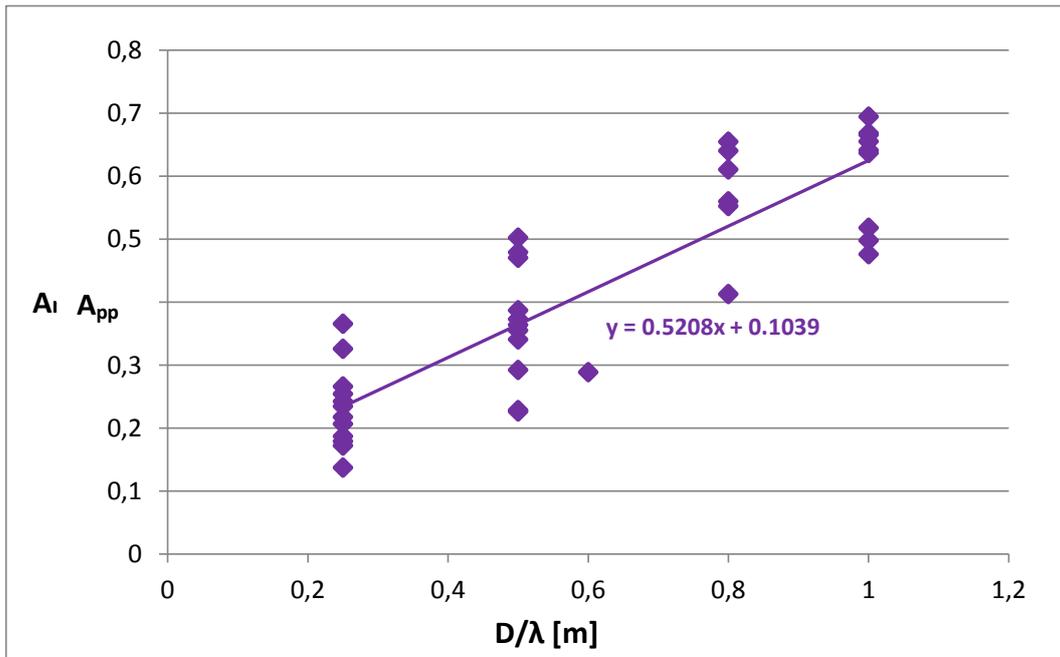


Figura II. 67: Andamento dell'ampiezza massima delle oscillazioni A_{pp} con il diametro D , normalizzato rispetto alla lunghezza d'onda λ .

II.3.10.6 Dipendenza di FHI dallo spessore H di terreno deformabile

Tutte le analisi finora analizzate sono state effettuate per uno spessore dello strato deformabile pari a 150m. Ciò implica che la variabilità del parametro H/λ è finora imputabile solo alla variabilità della lunghezza d'onda.

Particolarmente interessante è dunque esaminare cosa accade quando si varia lo spessore H del banco deformabile.

A tale scopo si è considerato uno degli schemi precedenti (ID 4, Tabella IV.16) e lo si è confrontato con uno schema di diverso spessore H , ma stessi parametri adimensionali H/λ e D/λ (analisi con ID 88 in Tabella IV.19). Affinché sia verificata questa uguaglianza (Tabella IV.18), nel nuovo modello è necessario variare la lunghezza d'onda e il diametro della cavità rispetto allo schema precedente (cfr. ID 4 e 88 in Tabella IV.19). Inoltre si vuole fare un confronto tra due modelli a parità di periodo fondamentale del banco, per cui al terreno è stata assegnata un valore di velocità V_s di 200m/s, tale da restituire un frequenza fondamentale

$$f_1 = \frac{V_s}{4H} = \frac{200\text{m/s}}{4 \cdot 200\text{m/s}} = 0.25\text{Hz} \quad (0.8)$$

uguale a quello di partenza (ID 4, Tabella IV.19).

Tabella 0.19: Analisi a parità di rapporto D/λ e H/λ .

4) $D/\lambda=0.25$; $H/\lambda=2.5$	88) $D/\lambda=0.25$; $H/\lambda=2.5$
---------------------------------------	--

$V_s=200$ m/s

$f=2.5$ Hz
($\lambda=80$ m)

Tabella 0.20: Analisi di confronto del modello con spessore $H=150\text{m}$ e $V_s=150\text{m/s}$ con altri schemi di diverse caratteristiche geometriche ma analogo modo di vibrare.

ID	ANALISI	H (m)	c (m)	D (m)	λ (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	f_1 (Hz)	D/ λ	H/ λ
4	150_D15_f2.5	150	15	15	60	150	2.5	0.25	0.25	2.5
88	200_D20_f2.5	200	20	20	80	200	2.5	0.25	0.25	2.5
89	200_D15_f2.5	200	15	15	80	200	2.5	0.25	0.1875	2.5
90	75_D15_f1.25	75	15	15	60	75	1.25	0.25	0.25	1.25

Dal confronto dei risultati (**Figura II. 68**) si nota che le due curve hanno lo stesso andamento, ma quella con diametro maggiore (in verde in **Figura II. 68**) presenta lunghezze $Lo_1, Lo_2, Lo_{2,1}$ maggiori e di conseguenza un zona di attenuazione più estesa. Si nota invece che l'ampiezza massima è molto prossima nei due casi e l'attenuazione in asse è praticamente coincidente (Tabella 0.22). La maggiore dimensione del zona di attenuazione è giustificata da un diametro più grande impiegato nello schema 88 (curva verde in **Figura II. 68**) rispetto a quello di partenza (ID 4, curva rossa in **Figura II. 68**).

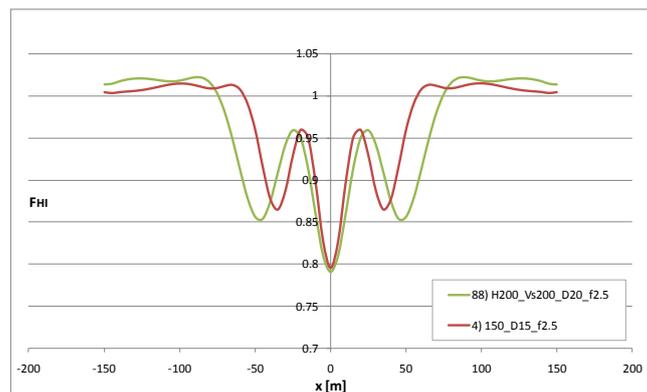


Figura II. 68: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per due analisi a parità di rapporto D/λ e H/λ .

Tabella 0.21: Risultati delle analisi a parità di rapporto H/λ e D/λ in termini di lunghezza della zona di influenza e fattore di amplificazione F_{HI} in asse e medio $F_{HI,m}$.

ID	D=c (m)	V_s (m/s)	H (m)	f (Hz)	λ (m)	D/ λ	H/ λ	Li (m)	Li/λ	F_{HI} in asse	$F_{HI,m}$
4	15	150	150	2.5	60	0.25	2.5	232.4	3.87	0.7954	0.958
88	20	200	200	2.5	80	0.25	2.5	300	3.75	0.7907	0.958
89	15	200	200	2.5	80	0.1875	2.5	274.8	3.44	0.8105	0.958
90	15	75	75	1.25	60	0.25	1.25	273.6	4.56	0.7802	0.953

Tabella 0.22: Risultati delle analisi a parità di rapporto H/λ e D/λ in termini di lunghezza e ampiezza del zona di attenuazione.

ID	D=c (m)	Vs(m/s)	H (m)	f (Hz)	λ (m)	Lo_1 (m)	Lo_2 (m)	$Lo_{2,1}$ (m)	Ls (m)	A_{pp}
4	15	150	150	2.5	60	20	35	15	130	0.217
88	20	200	200	2.5	80	25	45	20	180	0.22
89	15	200	200	2.5	80	20	40	20	160	0.231
90	15	75	75	1.25	60	20	35	15	130	0.212

Volendo analizzare il risultato svincolandosi dalla dimensione della cavità si adimensionalizza l'asse delle ascisse dividendo per il diametro (Figura II. 69), in analogia a quanto fatto da Lee e Karl (§ II.1).

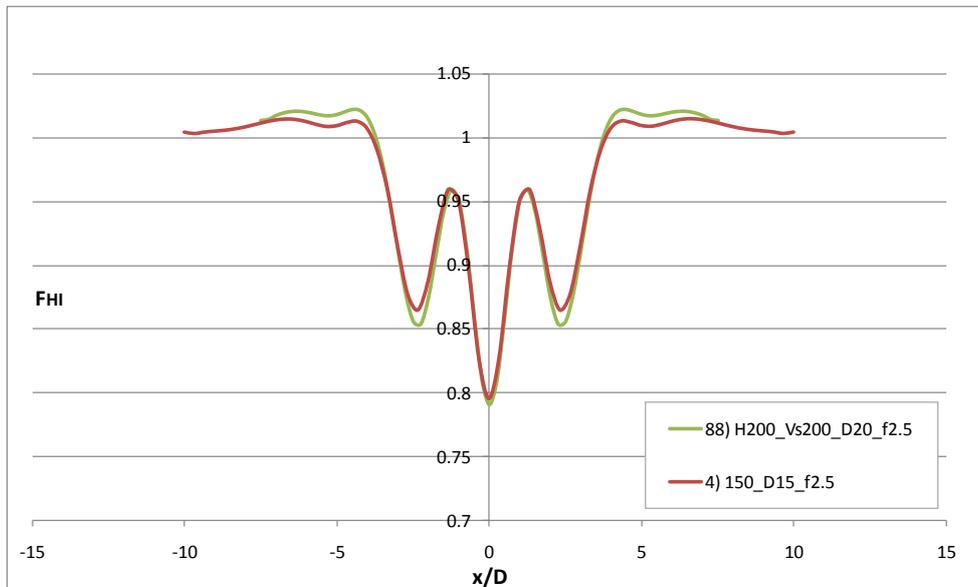


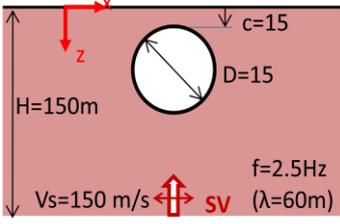
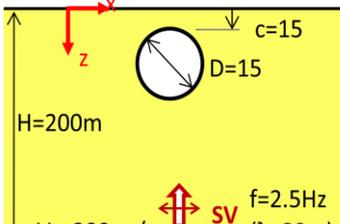
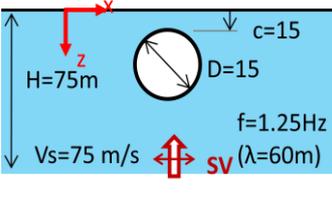
Figura II. 69: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie adimensionalizzato rispetto al diametro D della cavità, per due analisi a parità di rapporto D/λ e H/λ .

Dal confronto delle curve adimensionali, si osserva una quasi perfetta coincidenza dei risultati. In entrambi i casi si osserva che la cavità determina un'attenuazione in superficie per una distanza dall'asse pari a circa 4 volte il diametro. Inoltre a parità di rapporto H/λ e D/λ , la dimensione della cavità influenza l'estensione della zona d'influenza e del zona d'ombra, ma non l'entità dell'attenuazione.

Quindi cavità di diversa dimensione (es. caso 4 e 88 di Tabella 0.21), poste ad una profondità pari al proprio diametro in due terreni con caratteristiche diverse ma con uguale modo di vibrare, inducono in superficie gli stessi effetti se ad esse sono associati stessi valori di H/λ e D/λ .

Si sono poi effettuate altre 2 analisi, facendo variare rispetto al caso di partenza solo uno dei due parametri, H/λ o D/λ (Tabella IV.19 e Tabella 0.23).

Tabella 0.23: Confronto tra diverse analisi al variare del rapporto D/λ e H/λ .

<p>4) $D/\lambda=0.25$; $H/\lambda=2.5$</p>	<p>89) $D/\lambda=0.187$; $H/\lambda=2.5$</p>	<p>90) $D/\lambda=0.25$; $H/\lambda=1.25$</p>
		

Nello schema 89 (Tabella IV.22) si considera uno spessore H di 200m e una velocità V_s di pari valore, mentre le altre caratteristiche del modello rimangono uguali a quelle di partenza (Tabella IV.19). Di conseguenza, dei due rapporti adimensionali D/λ e H/λ , varia solo il primo, H/λ si mantiene costante. In questo caso non è necessario adimensionalizzare poiché il diametro è lo stesso nei due casi.

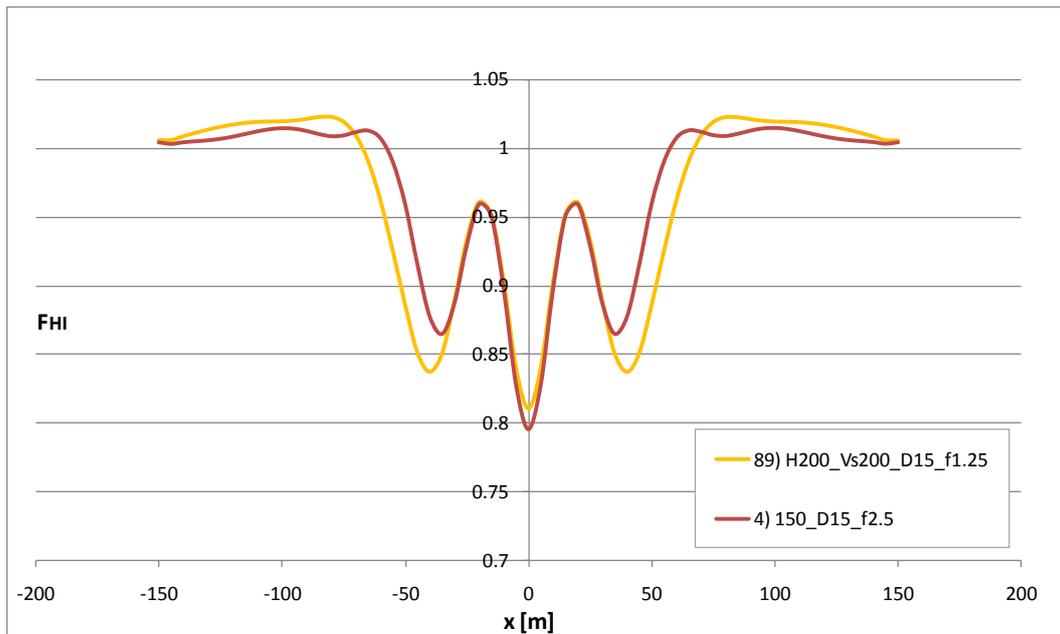


Figura II. 70: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per due analisi a parità di rapporto D/λ .

Rispetto al precedente confronto (cfr. Figura II. 70 e Figura II. 68), D/λ determina una variazione della curva sia in ampiezza che in estensione, poiché varia il modo in cui la cavità interferisce con la propagazione del segnale. Si evidenzia però la pressoché coincidenza delle curve fino al III punto di minimo locale a partire dall'asse.

Nell'analisi 90 si mantiene costante D/λ e si fa variare il solo rapporto H/λ (Tabella 0.23) rispetto al caso di riferimento (ID 4, Tabella IV.19). Oltre a variare le caratteristiche del banco deformabile (H , V_s), come nel caso 88, cambia anche la frequenza caratteristica del *wavelet* rispetto al caso di partenza (Tabella IV.22). D e λ sono invece gli stessi del caso di riferimento.

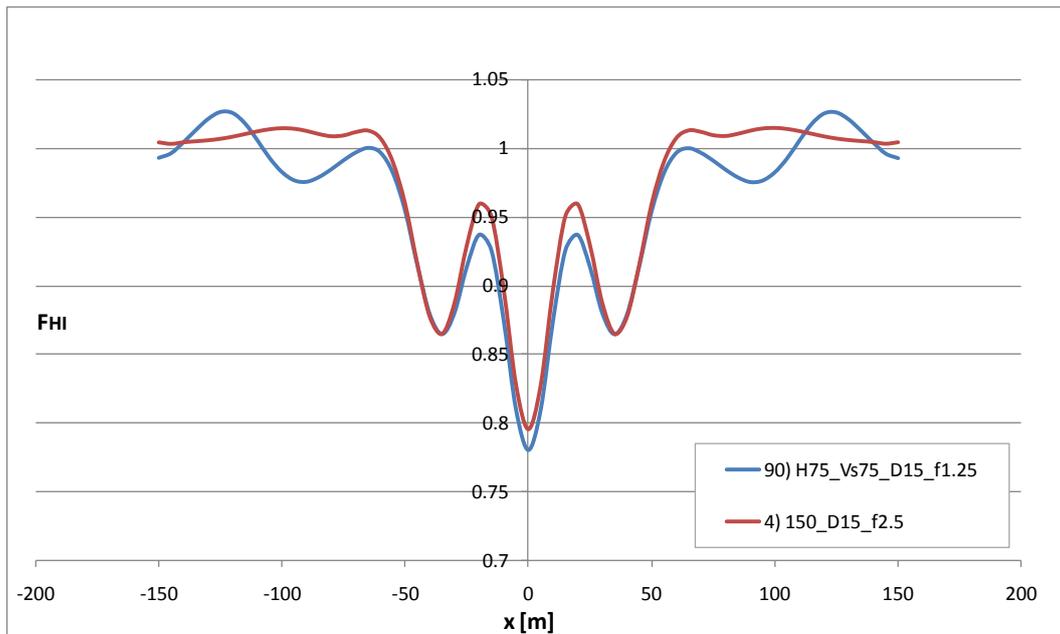


Figura II. 71: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per due analisi a parità di rapporto H/λ .

Per D/λ costante ma H/λ variabile (Figura IV.34) si osserva una buona coincidenza del fattore di amplificazione nella zona intorno all'asse, mentre cambia la forma della curva ai bordi con oscillazioni meno smorzate. A differenza del caso precedente (cfr. Figura IV.34 e Figura IV.33) restano invariate le lunghezze L_{01} e $L_{02,1}$, poiché la lunghezza d'onda è analoga al caso di partenza (Tabella IV.19).

Dal confronto di tutti i casi esaminati con ascissa adimensionalizzata rispetto al diametro della cavità, si osserva la coincidenza della curva F_{HI} iniziale prima con la curva verde (uguale H/λ e D/λ), poi con la gialla (H/λ) e infine con la blu (D/λ) all'interno della zona di attenuazione. Al di fuori della zona d'ombra le quattro curve assumono invece andamenti distinti.

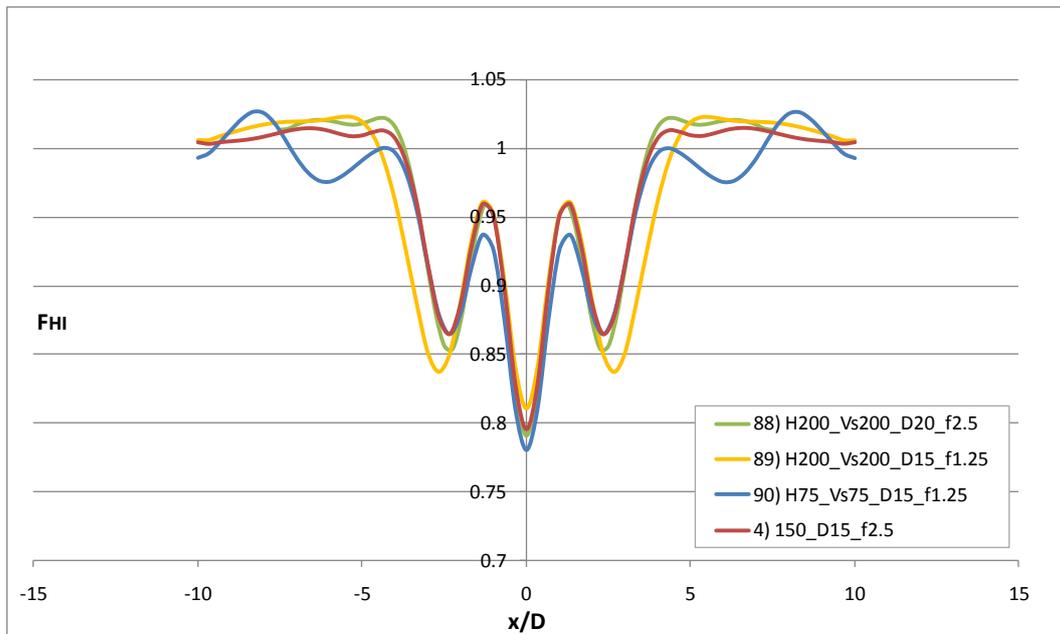


Figura II. 72: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie al variare dello spessore del banco deformabile, ma analogo modo di vibrare.

II.3.10.7 Dipendenza dell'attenuazione dalla profondità

Nei paragrafi precedenti, tutti i risultati sono stati ottenuti considerando un rapporto tra lo spessore dello strato di ricoprimento e il diametro della cavità, c/D pari a 1 (Figura II. 63 e Figura II. 64). L'uguaglianza tra le variabili c e D non consente di scindere nel risultato l'effetto della dimensione D , dalla profondità della cavità.

Per capire quanto e come la profondità della cavità influenza la risposta in superficie, si rende necessario operare un confronto tra casi di studio che differiscano tra di essi unicamente per lo spessore c del ricoprimento. Si è ipotizzato di variare la profondità della cavità in maniera tale da avere un rapporto c/D pari a 0.5 e 2 (Figura II. 73).

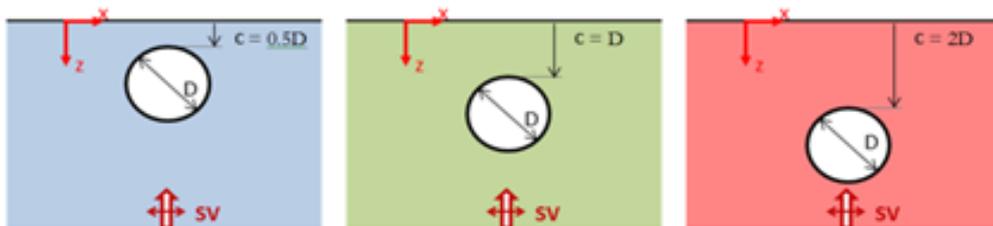


Figura II. 73: Schema di analisi al variare del rapporto c/D

Al fine di ridurre il numero delle analisi, senza però intaccare la significatività del risultato, si è scelto di riprodurre una sola delle serie di punti H/λ in Figura II. 63 e D/λ di Figura II. 64. Questo criterio scaturisce anche dalla considerazione che le curve iso- H/λ di Figura II. 63 hanno stesso andamento, così come accade per le iso- D/λ di Figura II. 64, per cui è sufficiente analizzare una sola di esse. Nello specifico, si è scelto di riprodurre la curva H/λ pari a 2.5 (verde in Figura II. 63) e la curva D/λ pari a 0.5 (rossa in Figura II. 64), che sono ottenute da serie con il maggior numero di punti.

Ciascun punto delle due curve esaminate ($H/\lambda = 2.5$ e $D/\lambda = 0.5$) è stato ribattuto variando esclusivamente la posizione del foro circolare all'interno del modello. In sostanza la cavità è stata spostata verso l'alto nel caso $c/D=0.5$ e verso il basso, nel caso $c/D=2$.

Nel complesso sono state effettuate 31 analisi con rapporto c/D pari a 0.5 e 2 (Tabella 0.9).

Nelle tabelle seguenti sono riportati i risultati numerici delle suddette analisi in termini di lunghezza della zona di influenza e fattore di amplificazione (Tabella IV.23), nonché le caratteristiche del zona di attenuazione (Tabella IV.24).

Tabella 0.24: Risultati delle analisi al variare del rapporto c/D in termini di lunghezza della zona di influenza Li e di fattore di amplificazione F_{HI} in asse e mediato.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/ λ	H/ λ	Li (m)	Li/ λ	F_{HI} in asse	$F_{HI,m}$
40	_150_D15_c7.5_f2.5	7.5	15	150	2.5	60	0.5	0.25	2.5	207.53	3.46	0.757	0.944
41	_150_D30_c15_f2.5	15	30	150	2.5	60	0.5	0.5	2.5	277.76	4.63	0.587	0.912
42	_150_D48_c24_f2.5	24	48	150	2.5	60	0.5	0.8	2.5	258.34	4.31	0.493	0.861
43	_150_D60_c30_f2.5	30	60	150	2.5	60	0.5	1	2.5	278.09	4.63	0.488	0.835
44	_300_D15_c7.5_f5	7.5	15	300	5	60	0.5	0.25	2.5	178.68	2.98	0.773	0.933
45	_300_D30_c15_f5	15	30	300	5	60	0.5	0.5	2.5	271.21	4.52	0.602	0.906
46	_300_D48_c24_f5	24	48	300	5	60	0.5	0.8	2.5	300.00	5.00	0.483	0.871
47	_300_D60_c30_f5	30	60	300	5	60	0.5	1	2.5	300.00	5.00	0.490	0.841
48	_600_D15_c7.5_f10	7.5	15	600	10	60	0.5	0.25	2.5	147.04	2.45	0.883	0.928
49	_600_D30_c15_f10	15	30	600	10	60	0.5	0.5	2.5	200.41	3.34	0.731	0.840
50	_600_D48_c24_f10	24	48	600	10	60	0.5	0.8	2.5	280.77	4.68	0.549	0.822
51	_600_D60_c30_f10	30	60	600	10	60	0.5	1	2.5	300.00	5.00	0.492	0.783
52	_150_D15_c30_f2.5	30	15	150	2.5	60	2	0.25	2.5	129.11	2.15	0.871	0.953
53	_150_D30_c60_f2.5	60	30	150	2.5	60	2	0.5	2.5	140.07	2.33	0.753	0.864

54	_150_D48_c96_f2.5	96	48	150	2.5	60	2	0.8	2.5	277.27	4.62	0.821	0.921
55	_300_D15_c30_f5	30	15	300	5	60	2	0.25	2.5	274.02	4.57	0.843	0.974
56	_300_D30_c60_f5	60	30	300	5	60	2	0.5	2.5	300.00	5.00	0.730	0.927
57	_300_D48_c96_f5	96	48	300	5	60	2	0.8	2.5	280.78	4.68	0.827	0.909
58	_600_D15_c30_f10	30	15	600	10	60	2	0.25	2.5	211.07	3.52	0.810	0.953
59	_600_D30_c60_f10	60	30	600	10	60	2	0.5	2.5	300.00	5.00	0.569	2.406
60	_600_D48_c96_f10	96	48	600	10	60	2	0.8	2.5	300.00	5.00	0.687	0.862
61	_150_D15_c7.5_f5	7.5	15	150	5	30	0.5	0.5	5	140.04	4.67	0.611	0.911
62	_150_D7.5_c3.75_f10	3.75	7.5	150	10	15	0.5	0.5	10	84.18	5.61	0.667	0.902
63	_300_D15_c7.5_f10	7.5	15	300	10	30	0.5	0.5	5	180.79	6.03	0.643	0.922
64	_300_D7.5_c3.75_f20	3.75	7.5	300	20	15	0.5	0.5	10	111.31	7.42	0.685	0.928
65	_600_D15_c7.5_f20	7.5	15	600	20	30	0.5	0.5	5	295.36	9.85	0.739	0.933
66	_150_D15_c30_f5	30	15	150	5	30	2	0.5	5	72.28	2.41	0.774	0.878
67	_150_D7.5_c15_f10	15	7.5	150	10	15	2	0.5	10	64.13	4.28	0.823	0.933
68	_300_D15_c30_f10	30	15	300	10	30	2	0.5	5	236.25	7.87	0.746	0.954
69	_300_D7.5_c15_f20	15	7.5	300	20	15	2	0.5	10	169.52	11.30	0.797	0.964
70	_600_D15_c30_f20	30	15	600	20	30	2	0.5	5	165.41	5.51	0.592	0.902

Tabella 0.25: Risultati delle analisi con c/D pari a 0.5 e 2, in termini di larghezza ed ampiezza del zona di attenuazione.

ID	c (m)	D (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	Lo ₁ (m)	Lo ₂ (m)	Lo _{2,1} (m)	Ls (m)	A _{pp}
40	7.5	15	150	2.5	15	30	15	240	0.271
41	15	30	150	2.5	75	90	15	480	0.427
42	24	48	150	2.5	10	55	45	220	0.574
43	30	60	150	2.5	20	65	45	260	0.680
44	7.5	15	300	5	10	30	20	240	0.305
45	15	30	300	5	110	0	0	440	0.438
46	24	48	300	5	5	55	50	220	0.554
47	30	60	300	5	15	60	45	240	0.630
48	7.5	15	600	10	10	30	20	220	0.372
49	15	30	600	10	30	80	50	320	0.408
50	24	48	600	10	10	50	40	460	0.316
51	30	60	600	10	10	60	50	560	0.402
52	30	15	150	2.5	30	50	20	120	0.145
53	60	30	150	2.5	20	60	40	240	0.322
54	96	48	150	2.5	30	80	50	320	0.577
55	30	15	300	5	30	50	20	120	0.187
56	60	30	300	5	20	60	40	240	0.359
57	96	48	300	5	30	75	45	300	0.561
58	30	15	600	10	25	50	25	100	0.257
59	60	30	600	10	45	95	50	180	2.630
60	96	48	600	10	25	80	55	320	0.602

61	7.5	15	150	5	40	50	10	160	0.401
62	3.75	7.5	150	10	5	10	5	100	0.370
63	7.5	15	300	10	15	20	5	220	0.395
64	3.75	7.5	300	20	5	10	5	100	0.377
65	7.5	15	600	20	10	20	10	160	0.396
66	30	15	150	5	10	30	20	120	0.286
67	15	7.5	150	10	5	15	10	60	0.179
68	30	15	300	10	10	30	20	120	0.306
69	15	7.5	300	20	15	25	10	60	0.211
70	30	15	600	20	5	25	20	300	0.522

Più che il risultato numerico delle analisi, interessa operare un confronto tra i diversi modelli al variare del rapporto c/D . La Figura II. 74 mostra la lunghezza della zona di influenza normalizzata rispetto alla lunghezza d'onda L_i/λ in funzione del rapporto D/λ per diverse serie c/D .

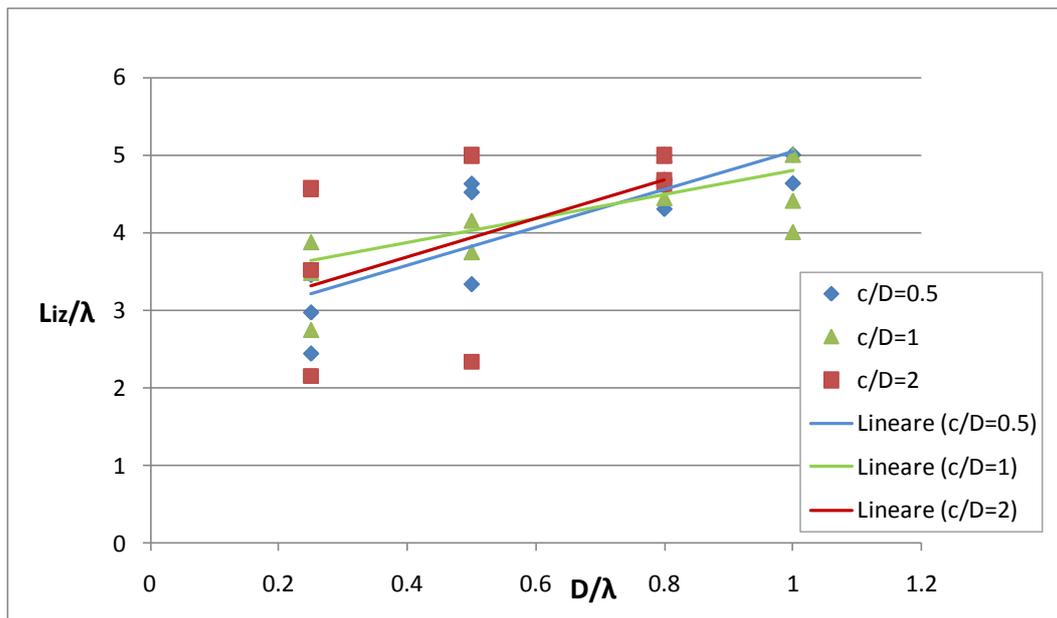


Figura II. 74: Rappresentazione della lunghezza della zona di influenza L_i , normalizzata rispetto alla lunghezza d'onda λ , in funzione del diametro della cavità D , normalizzato anch'esso con la lunghezza d'onda λ , per cavità superficiali ($c/D=0.5$), intermedie ($c/D=1$) e profonde ($c/D=2$).

Si nota anzitutto un'elevata dispersione del dato per bassi valori di D/λ e anche tra i punti appartenenti ad una stessa serie. Questo risultato è apparentemente discordante con quanto detto in precedenza, poiché punti di una stessa serie con stesso valore di H/λ e D/λ , come in questo caso, dovrebbero restituire risultato analogo. A conferma o a riprova di ciò, si confrontano nello specifico le curve del

fattore di amplificazione F_{HI} per i due punti più dispersi per D/λ pari a 0.25 (Figura IV.38), appartenenti alla serie $c/D=2$ e $H/\lambda=2.5$.

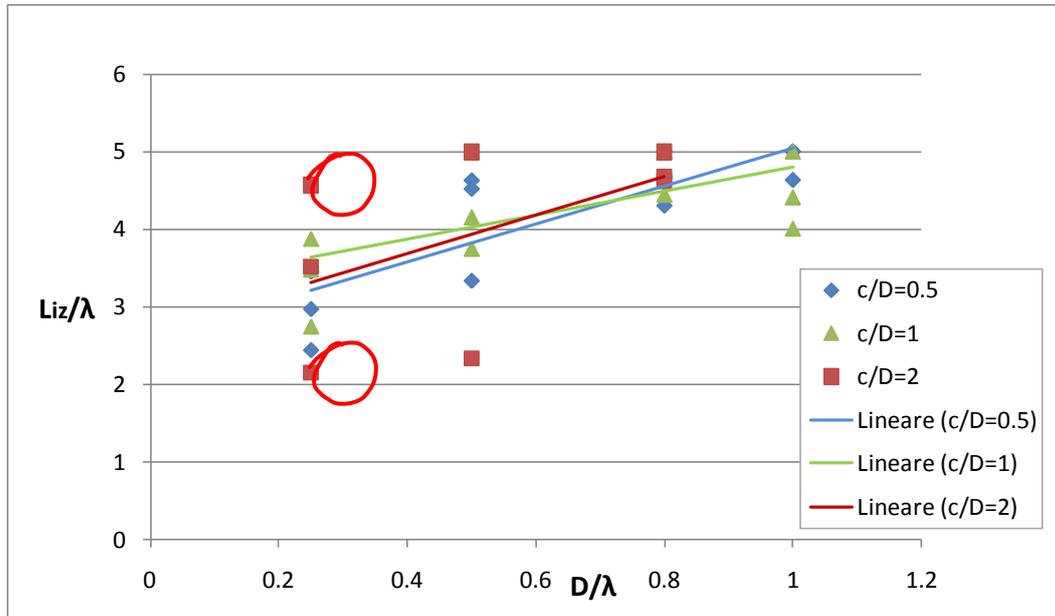


Figura II. 75: Rappresentazione dei risultati delle analisi in termini di lunghezza della zona di influenza per diversi rapporti c/D della cavità. Sono cerchiati in rosso i due punti maggiormente dispersi della serie $c/D=2$ per $D/\lambda=0.25$ e $H/\lambda=2.5$.

Dal confronto numerico (Tabella 0.26) e grafico (Figura II. 76) si evince la sostanziale affinità delle due curve, tradotta anche in termini di fattore di amplificazione medio e in asse. Tuttavia per una delle due curve (ID56, verde in Figura II. 76) si manifestano effetti di bordo che determinano la coincidenza della zona di influenza con l'intero dominio di analisi. La dispersione dei punti in Figura II. 74 è quindi dovuta ad effetti di bordo che si manifestano per bassi valori di D/λ e non induce contraddizioni con i risultati precedenti (0).

Il problema appena evidenziato non ha però sostanziali influenze nella determinazione del fattore di amplificazione medio $F_{HI,m}$ (Tabella 0.26), che si riconferma un parametro idoneo a descrivere il fenomeno di attenuazione sulla zona di influenza.

Tabella 0.26: Confronto dei risultati numerici per due modelli aventi stessi parametri adimensionali c/D , H/λ e D/λ .

ID	c (m)	D (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/ λ	H/ λ	L_{sz} (m)	L_{sz}/λ	F_{HI} in asse	F_{HI} medio
53	60	30	150	2.5	60	2	0.5	2.5	140.065	2.334421	0.75328	0.8640

56 60 30 300 5 60 2 0.5 2.5 300 5 0.73010 0.9270

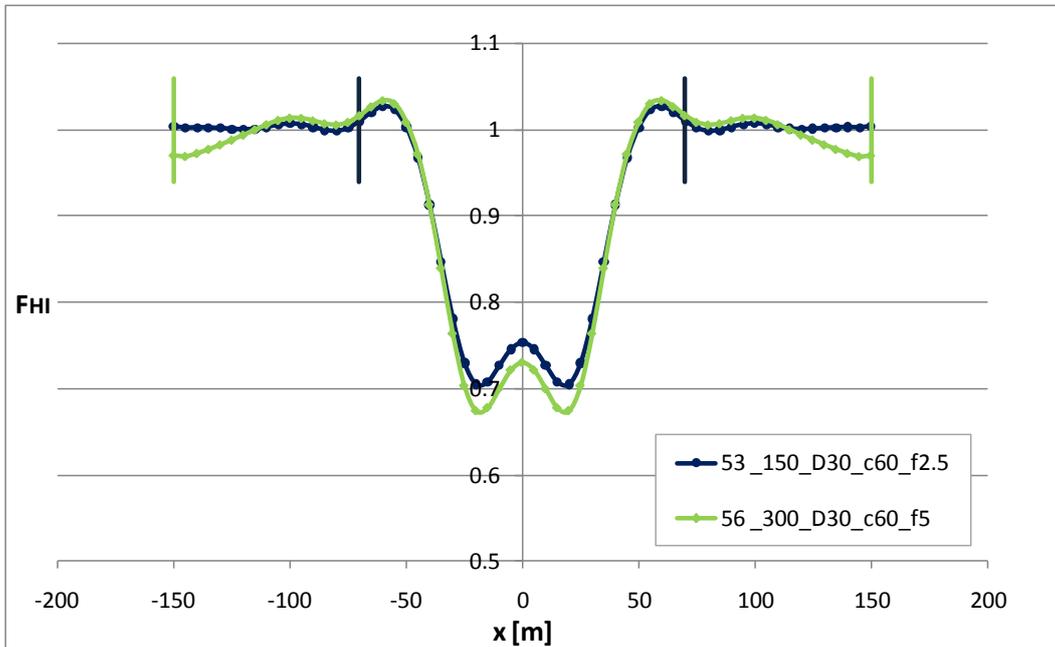


Figura II. 76: Confronto delle curve del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per due modelli aventi stessi parametri adimensionali c/D , H/λ e D/λ , rispettivamente pari a 2, 2.5 e 0.5.

I risultati in termini di fattore di amplificazione medio F_{HIm} sono rappresentati in Figura II. 77 e Figura II. 78. Le diverse curve H/λ al variare del rapporto tra spessore del ricoprimento c e diametro D della cavità (Figura II. 77) sono molto ravvicinate tra di loro, quasi perfettamente coincidenti nel caso c/D pari a 0.5 e 1.

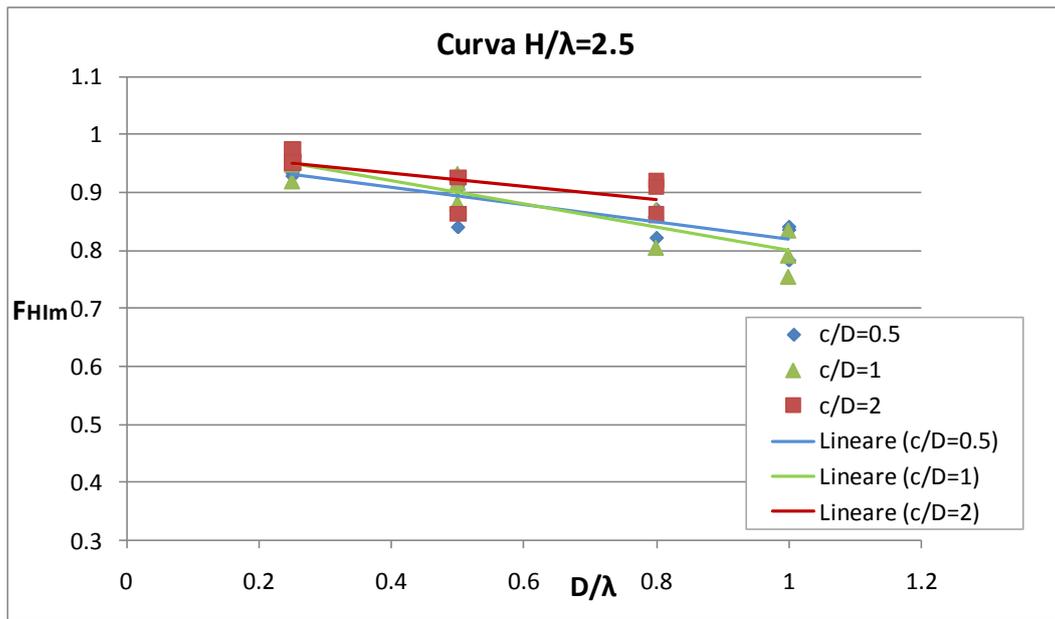


Figura II. 77 Andamento del fattore di amplificazione mediato sulla zona d'influenza F_{Hlm} in funzione del diametro adimensionalizzato D/λ al variare del rapporto c/D . Le curve H/λ pari a 2.5 si individuano secondo una legge lineare.

Analoga osservazione deriva dall'esame di Figura II. 78, dove le curve D/λ pari a 0.5 tendono a sovrapporsi al variare del rapporto c/D .

Data l'ampia gamma di profondità investigate, con c variabile dai 3.75 a 60m, si può sostanzialmente concludere che il fattore di amplificazione medio F_{Hlm} , e quindi il fenomeno di attenuazione nel suo complesso, non è influenzato in modo sensibile dallo spessore dello strato di ricoprimento.

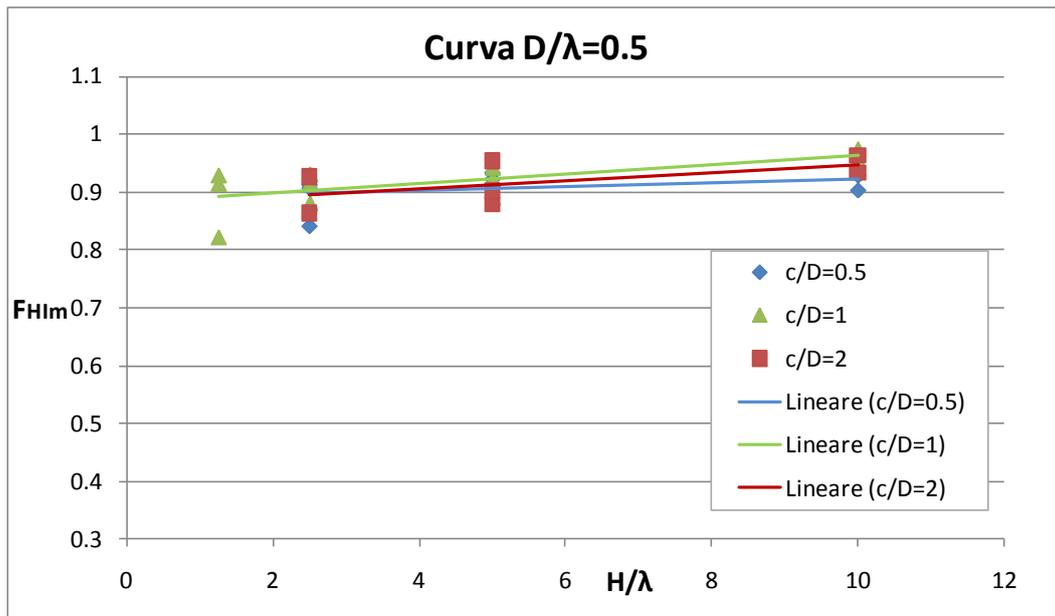


Figura II. 78: Andamento del fattore di amplificazione mediato sulla zona d’influenza F_{HIm} in funzione dello spessore adimensionalizzato H/λ al variare del rapporto c/D . Le curve D/λ pari a 0.5 si individuano attraverso una legge lineare.

Il confronto dell’andamento in superficie del fattore di amplificazione al variare del solo spessore dello strato di ricoprimento, consente di spiegare l’indipendenza di F_{HIm} da c appena individuata.

Si considera uno dei casi esaminati, con cavità circolare di 15m di diametro, velocità delle onde di taglio pari a 300m/s e frequenza caratteristica del *wavelet* pari a 5Hz, per il quale si riportano in grafico le curve del fattore di amplificazione al variare del ricoprimento da 7.5 a 30m (Figura II. 79).

La Figura II. 79 mostra come si modifica la curva del fattore di amplificazione all’aumentare della profondità: l’ampiezza delle oscillazioni si riduce mentre aumenta la lunghezza della zona di influenza.

Il confronto numerico (Tabella 0.27) consente di sottolineare la variazione dei diversi parametri della curva F_{HI} , come la riduzione del fattore di attenuazione in asse e della massima ampiezza all’aumentare della profondità della cavità. Il fattore di amplificazione medio invece, F_{HIm} proprio perchè mediato per definizione sulla zona di influenza, che contestualmente aumenta con la profondità, non risente sensibilmente della riduzione di ampiezza delle oscillazioni.

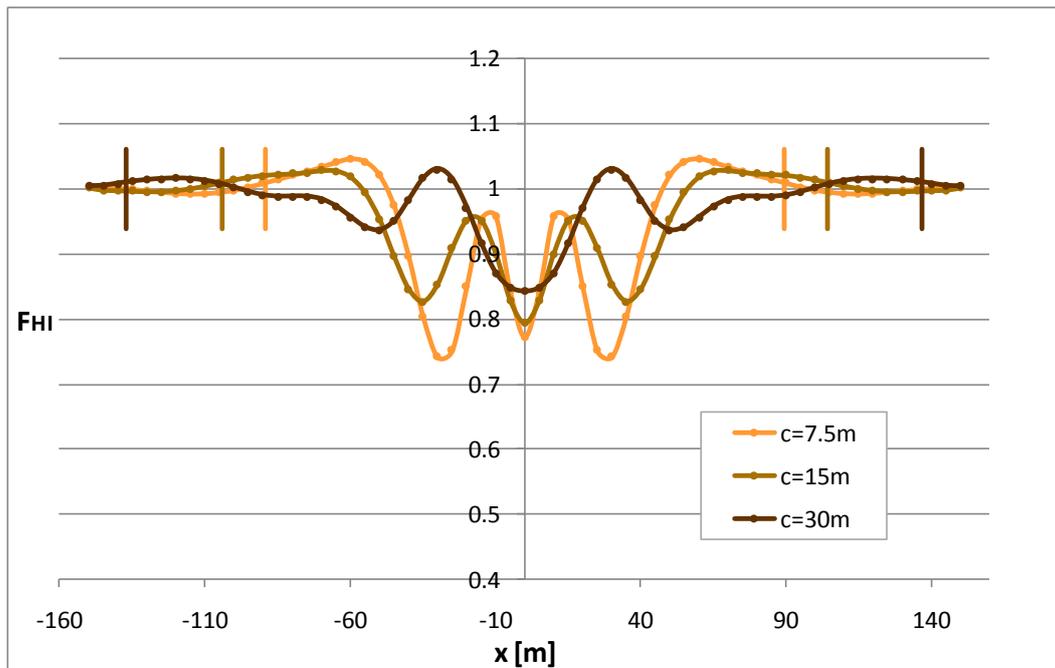


Figura II. 79: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per cavità di diametro 15m in un sottosuolo con velocità V_s di 300m/s e frequenza 5Hz della sollecitazione, al variare dello spessore c del ricoprimento della cavità.

Tabella 0.27: Confronto dei risultati delle analisi per cavità di diametro 15m in un sottosuolo con velocità V_s di 300m/s e frequenza del wavelet 5Hz, al variare dello spessore c del ricoprimento della cavità.

ID	c (m)	D (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	L_i (m)	F_{HI} in asse	F_{HI} medio	Lo_1 (m)	Lo_2 (m)	$Lo_{2,1}$ (m)	L_s (m)	A_{pp}
44	7.5	15	300	5	60	0.5	178.68	0.773	0.933	10	30	20	240	0.305
15	15	15	300	5	60	1	208.6189	0.793893	0.947906	20	35	15	280	0.234395
55	30	15	300	5	60	2	274.02	0.843	0.974	30	50	20	120	0.187

In Tabella IV.27 e Tabella IV.28 sono riportati i confronti tra gli andamenti del fattore di amplificazione in superficie al variare dello spessore dello strato di ricoprimento (in analogia alla Figura IV.42) per tutti i casi esaminati.

Tabella 0.28: Analisi con D/λ pari a 0.5.

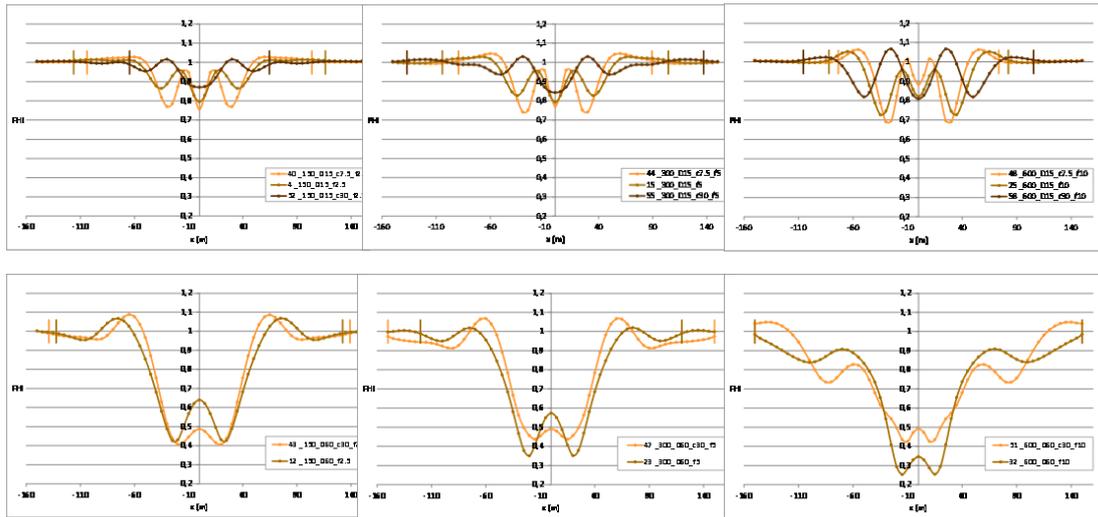
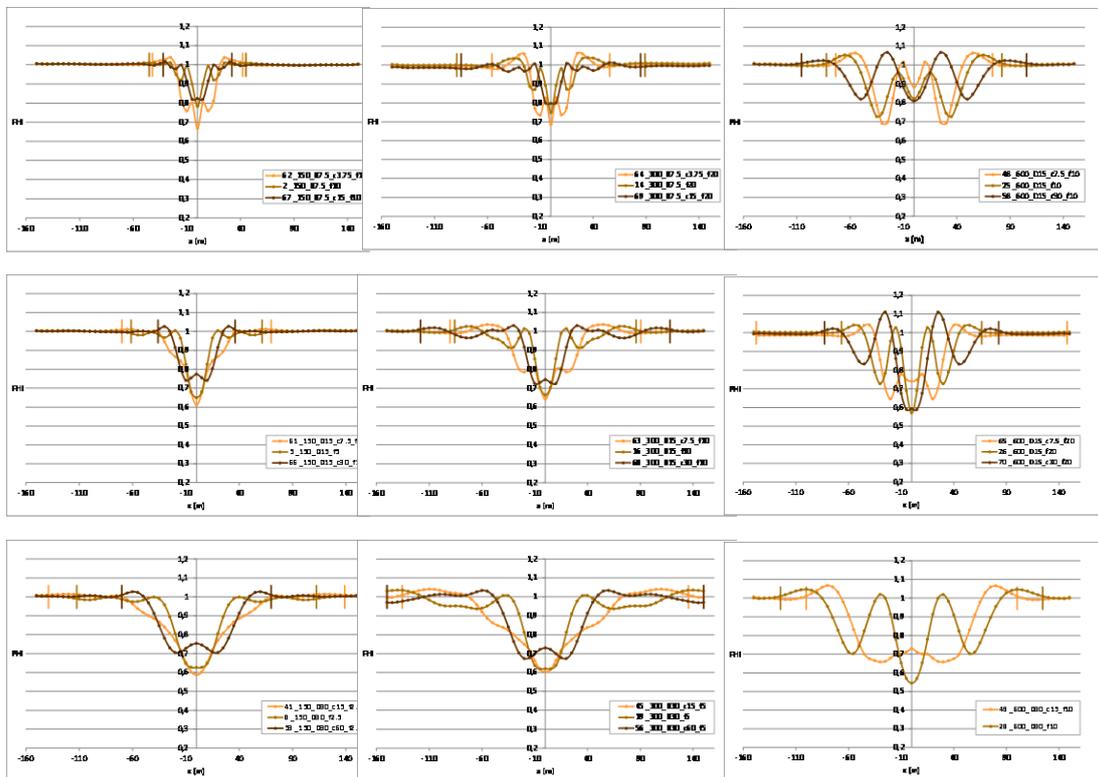


Tabella 0.29: Analisi con H/λ pari a 2.5.

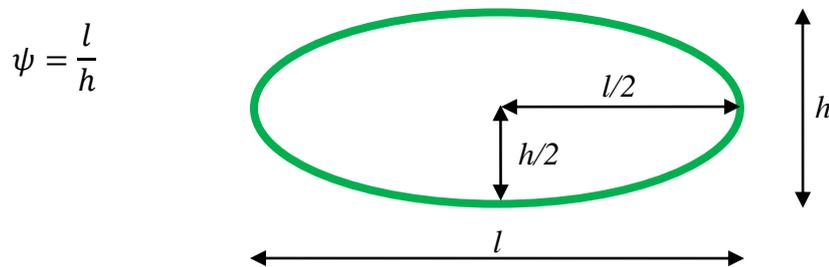


I grafici riportati su una stessa riga di Tabella IV.27 e Tabella IV.28 sono relativi a cavità di pari dimensione. Lungo ciascuna colonna è costante la velocità delle onde di taglio V_s , mentre il diametro cresce dall'alto verso il basso. Per il caso di cavità circolari con 60m di diametro manca l'analisi con $c/D=2$ perché avrebbe comportato l'inserimento della cavità nel substrato roccioso.

In definitiva, a parità di tutte le altre condizioni, una cavità più profonda rispetto ad una più superficiale determina un'attenuazione meno intensa, ma estesa su un'area maggiore.

II.3.10.8 Dipendenza dell'attenuazione dalla forma della cavità

Finora sono state esaminate cavità di sezione circolare, la cui dimensione è descritta attraverso il solo diametro D . Con riferimento ad una cavità reale, qualunque sia la sua forma, solitamente è possibile individuare nella sezione trasversale due dimensioni caratteristiche, l'altezza e la larghezza. Per operare una schematizzazione più vicina ai casi reali, si sono dunque modellate cavità a sezione ellittica, definite dai due assi ortogonali l e h individuabili in **Figura II. 80**.



$$\psi = \frac{l}{h}$$

Figura II. 80: Cavità di forma ellittica in cui si individua l'asse orizzontale l e verticale h , con i corrispondenti semiassi $l/2$ e $h/2$.

Sulla base di quanto già detto in precedenza (0), il diametro equivalente D_{eq} e il fattore di forma Ψ di un'ellisse sono i parametri che consentono il confronto tra cavità di forma ellittica e circolare.

Lo studio dell'influenza della forma della cavità è articolato in due parti:

1. Analisi di cavità con diversa forma, a parità di area della sezione trasversale;
2. Analisi al variare di una sola delle due dimensioni della cavità ellittica.

II.3.10.9 Studio dell'influenza della forma a parità di area della cavità

Le prime analisi sono effettuate a parità di area della sezione della cavità (Tabella 0.30). Si è scelto uno schema di partenza con cavità circolare di 7.5m di diametro e ricoprimento, velocità delle onde di taglio per il banco di limi di 300m/s e frequenza caratteristica del *wavelet* di 10Hz, che è il caso, tra quelli esaminati in precedenza, che meglio rappresenta la realtà di Castelnuovo (analisi con ID13 in

Tabella 0.30). L'area per la cavità di sezione circolare è pari a $\pi D^2/4$, ovvero nel caso specifico $44.18m^2$.

Accanto a questo schema, si sono considerate due cavità di forma ellittica di area uguale alla cavità di riferimento (analisi 84 e 85 di Tabella 0.30). I due ellissi presentano la stessa dimensione

$$Area_{ellisse} = \pi \cdot a \cdot b = 44.18 m^2 \quad (IV.9)$$

con rapporto tra l'asse maggiore e quello minore pari a 2.25, cambia invece l'orientamento dell'asse maggiore nello spazio. Si sottolinea che tutte le cavità presentano lo stesso spessore di ricoprimento, di conseguenza la profondità del baricentro del foro risulta variabile nei tre casi esaminati (Tabella 0.30).

Tabella 0.30: Analisi al variare della forma della cavità, a parità di area della sezione trasversale. Il fattore di forma, rapporto tra larghezza e altezza della cavità cresce da 0.44 a 2.25.

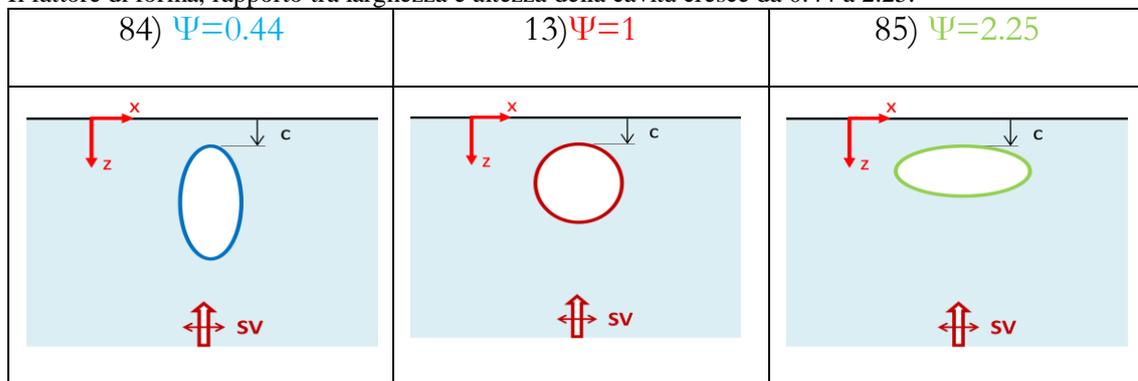


Tabella 0.31: Risultati delle analisi al variare della forma della cavità a parità di area della sezione trasversale con Deq di 7.5m in termini di fattore di amplificazione e lunghezza della zona di influenza.

ID	ANALISI	c (m)	A (m)	B (m)	ψ	Deq (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	Li [m]	Li/λ	F_{HI} in asse medio	F_{HI}
84	_300_E2.5x5.625_c7.5_f10	7.5	5	11.25	0.44	7.5	300	10	30	108.49	3.616	0.853	0.957
13	_300_D7.5_f10	7.5	7.5	7.5	1	7.5	300	10	30	106.22	3.541	0.834	0.949
85	_300_E5.625x2.5_c7.5_f10	7.5	11.25	5	2.25	7.5	300	10	30	102.96	3.432	0.816	0.931

Tabella 0.32: Risultati numerici delle analisi a parità di area della sezione trasversale con Deq pari a 7.5m e al variare della forma della cavità, in termini di estensione del zona di attenuazione.

ID	c (m)	A (m)	B (m)	ψ	Lo_1 (m)	Lo_2 (m)	$Lo_{2,1}$ (m)	Ls (m)	A_{pp}
84	7.5	5	11.25	0.44	10	20	10	180	0.161

13	7.5	7.5	7.5	1	10	20	10	160	0.187
85	7.5	11.25	5	2.25	10	20	10	160	0.208

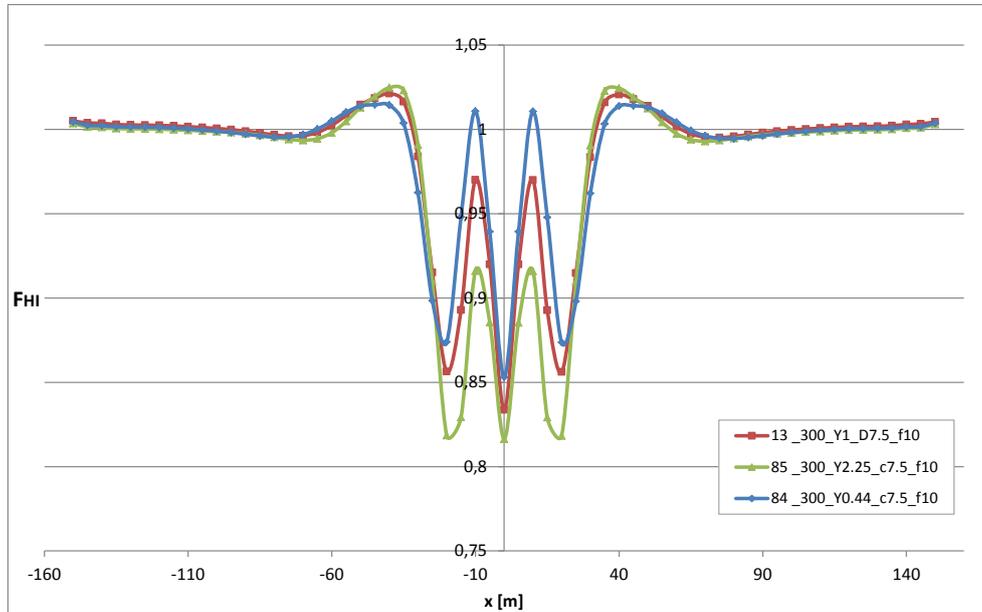


Figura II. 81: Confronto tra gli andamenti del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie al variare della forma della cavità, a parità di ricoprimento c , pari a 7.5m e con frequenza del *wavelet* di 10Hz e velocità delle onde di taglio dello strato deformabile di 300m/s.

Si osserva che a parità di area della cavità e di spessore dello strato di ricoprimento variano soprattutto le oscillazioni della curva nella zona del zona d'ombra (Figura II. 81). Si evidenzia un fenomeno di maggiore attenuazione per la cavità di maggiore larghezza. Si nota inoltre che l'estensione della zona di influenza così come per quella di attenuazione non subiscono variazioni apprezzabili al variare del rapporto di forma (Tabella 0.31 e Tabella 0.32).

Dal confronto dei risultati grafici e numerici ottenuti (Tabella 0.31, Tabella 0.32 e Figura II. 81) si osserva una correlazione tra il rapporto di forma ψ e l'ampiezza massima delle oscillazioni A_{pp} , che cresce all'aumentare della larghezza della cavità. Poiché A_{pp} è un parametro che definisce in sostanza l'intensità del fenomeno di attenuazione, al crescere di ψ e dell'ampiezza, è associata una riduzione del fattore di amplificazione medio e in asse.

La stessa procedura appena descritta è stata seguita considerando cavità di dimensione maggiore, con diametro equivalente pari a 15m (area della sezione pari a 176.7m²). Si mantengono invece inalterate le caratteristiche del modello di sottosuolo e dell'input.

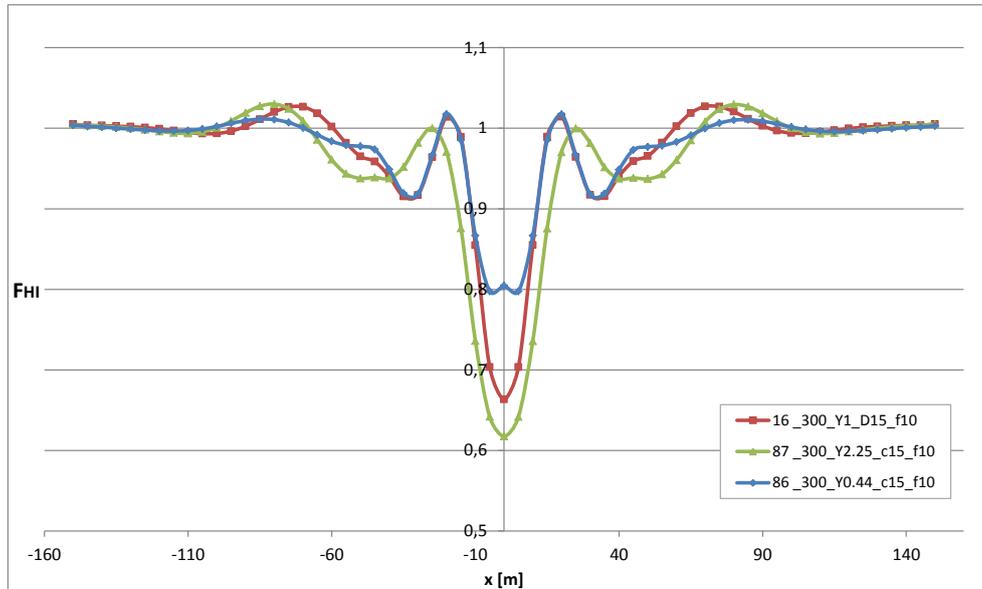


Figura II. 82: Confronto tra gli andamenti del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie al variare della forma della cavità, a parità di ricoprimento c , pari a 15m, con frequenza del wavelet di 10Hz e velocità delle onde di taglio dello strato deformabile pari a 300m/s.

Anche in questo caso (cfr. Figura II. 82 e Figura II. 81) si osserva una maggiore attenuazione per la cavità di larghezza maggiore, e una correlazione di diretta proporzionalità tra il fattore di forma e l'entità dell'attenuazione (Tabella 0.33 e Tabella 0.34). In Figura II. 82 risulta ancora più accentuata la riduzione del fattore di amplificazione in asse alla cavità all'aumentare del fattore di forma.

Tabella 0.33: Risultati delle analisi al variare della forma della cavità a parità di area della sezione trasversale con Deq di 15m in termini di fattore di amplificazione e lunghezza della zona di influenza.

ID	ANALISI	c (m)	l (m)	h (m)	ψ	Deq (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	L_i (m)	L_i/λ	F_{HI} in asse	F_{HI} medio
86	_300_E5x11.25_c15_f10	15	10	22.5	0.444444	15	300	10	30	173.5886	5.786288	0.804337	0.952907
16	_300_D15_f10	15	15	15	1	15	300	10	30	171.8308	5.727692	0.663264	0.943153
87	_300_E11.25x5_c15_f10	15	22.5	10	2.25	15	300	10	30	188.5158	6.283862	0.617421	0.925339

A differenza del caso precedente (cfr. Tabella IV.31 e Tabella IV.33), si nota una variazione delle lunghezze Lo_2 , Lo_1 e $Lo_{2,1}$ e del zona d'ombra.

Tabella 0.34: Risultati numerici delle analisi a parità di area della sezione trasversale con Deq pari a 15m e al variare della forma della cavità, in termini di estensione del zona di attenuazione.

ID	c (m)	l (m)	h (m)	ψ	Deq (m)	V_s (m/s)	F (Hz)	λ (m)	Lo_1 (m)	Lo_2 (m)	$Lo_{2,1}$ (m)	L_s (m)	A_{pp}
----	-------	-------	-------	--------	---------	-------------	----------	---------------	------------	------------	----------------	-----------	----------

86	15	10	22.5	0.44444	15	300	10	30	5	20	15	80	0.219695
16	15	15	15	1	15	300	10	30	20	35	15	280	0.363786
87	15	22.5	10	2.25	15	300	10	30	25	40	15	100	0.382238

A partire dal caso di riferimento si è variata la rigidezza del banco di limi, attribuendo ad esso una velocità delle onde di taglio V_s dimezzata rispetto a quella iniziale di 300m/s, pari a 150m/s. Si ripetono dunque le analisi a parità di area illustrate in Figura II. 81, avendo raddoppiato il periodo di fondamentale di oscillazione del banco e lasciato inalterate tutte le altre condizioni. Dal confronto dei risultati (Figura II. 83) si può osservare anche in questo caso, la variazione dell'ampiezza delle oscillazioni nel zona d'ombra, mentre la zona di influenza e attenuazione rimangono sostanzialmente immutate.

Il risultato ottenuto suggerisce che le dimensioni della cavità influiscono sul fenomeno di attenuazione in superficie allo stesso modo in terreni con differente modo di vibrare.

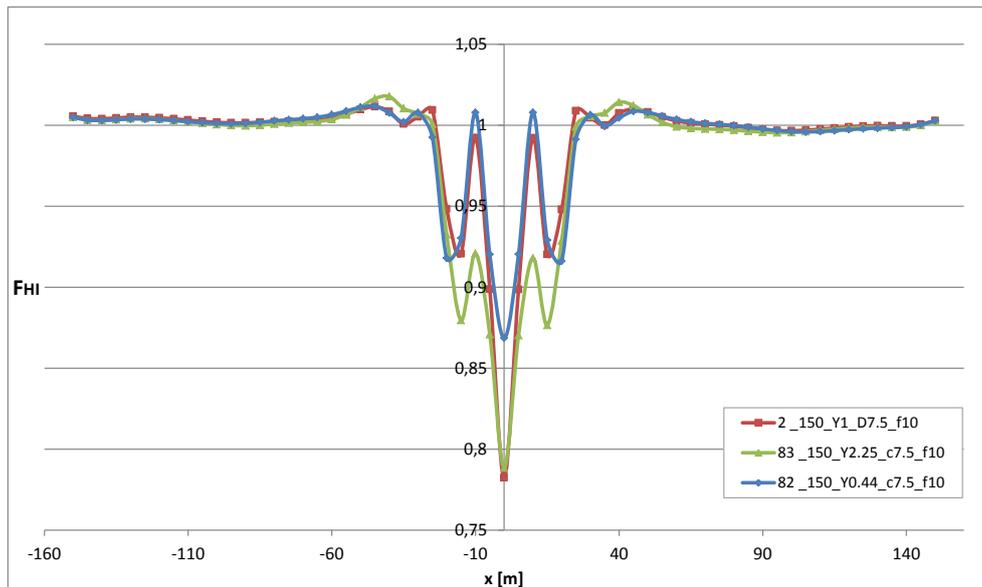


Figura II. 83: Confronto delle analisi al variare della forma della cavità a parità di area. Le cavità hanno diametro equivalente a 7.5m, e sono posizionate a 7.5m dal piano campagna in un terreno deformabile con velocità delle onde di taglio di 150m/s e frequenza dell'input pari a 10Hz. Infine si sono analizzate cavità di grandi dimensioni con diametro equivalente pari a 60m. Anche per queste analisi si considera un fattore di forma variabile tra 0.44 e 2.25. Le caratteristiche del modello di sottosuolo e dell'input sono riassunte in Tabella 0.35.

Tabella 0.35: Analisi al variare della forma e a parità di area per cavità di grandi dimensioni (Deq=60m), sottosuolo deformabile con velocità delle onde di taglio di 150m/s e frequenza del *wavelet* di 2.5Hz. Risultati espressi in termini di fattore di amplificazione e lunghezza della zona di influenza.

ID	ANALISI	c (m)	l (m)	h (m)	Ψ	Deq (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	Li (m)	Li/ λ	F _{HI} in asse	F _{HI} medio
72	150_E20x45_c30_f2.5	30	40	90	0.44444	60	150	2.5	60	300	5	0.95982	0.914644
43	150_D60_c30_f2.5	30	60	60	1	60	150	2.5	60	278.09	4.6348	0.487985	0.835486
71	150_E45x20_c30_f2.5	30	90	40	2.25	60	150	2.5	60	290.8	4.8466	0.653117	0.848336

Tabella 0.36: Analisi al variare della forma e a parità di area per cavità di grandi dimensioni (Deq=60m), sottosuolo deformabile con velocità delle onde di taglio di 150m/s e frequenza del *wavelet* di 2.5Hz. Risultati espressi in termini di caratteristiche del zona d'ombra.

ID	c (m)	l (m)	h (m)	Ψ	Lo ₁ (m)	Lo ₂ (m)	Lo _{2,1} (m)	Ls (m)	A _{pp}
72	30	40	90	0.4444	40	125	85	500	0.242
43	30	60	60	1	20	65	45	260	0.68
71	30	90	40	2.25	25	70	45	280	0.44

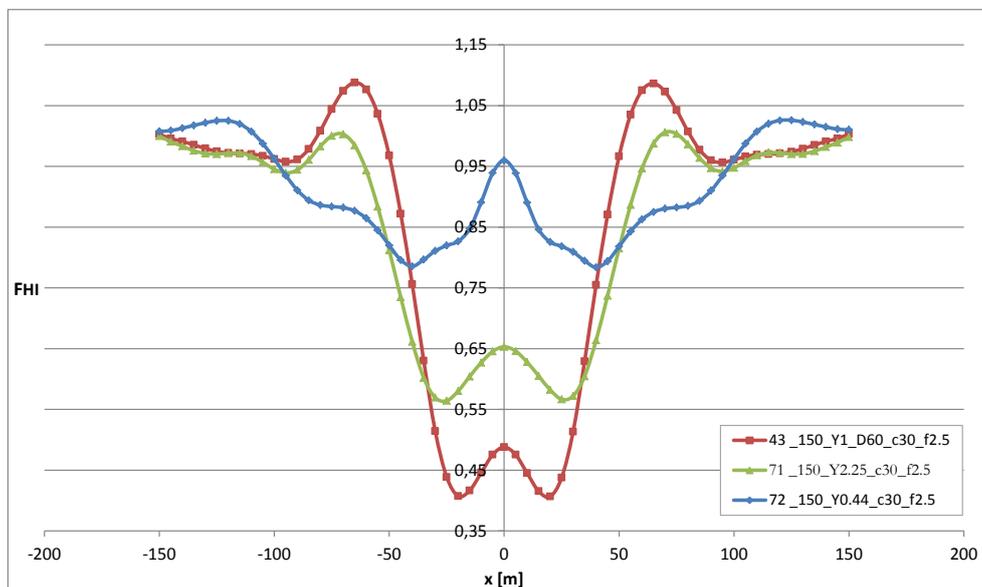


Figura II. 84: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione in superficie al variare della forma e a parità di area per cavità di grandi dimensioni (Deq=60m), sottosuolo deformabile con velocità delle onde di taglio di 150m/s e frequenza del *wavelet* di 2.5Hz.

Per le cavità di notevole dimensione (Figura II. 84) si ha invece una inversione della tendenza, con cavità circolari che attenuano di più di cavità ellittiche. Infatti si osserva un'inversione delle curve (cfr. curva rossa e verde di Figura II. 84, Figura II. 83, Figura II. 82, Figura II. 81) rispetto a tutte le analisi precedenti, mentre la cavità ellittica con asse maggiore orientato in verticale continua a

determinare un'attenuazione meno intensa in superficie, ma estesa su una zona di influenza più ampia.

II.3.10.10 Studio dell'influenza dell'altezza e della larghezza della cavità sulla risposta in superficie

La seconda parte dello studio sulla forma della cavità si occupa di analizzare separatamente l'influenza di ciascuna delle due dimensioni caratteristiche della cavità, larghezza l e altezza h , sul fenomeno in superficie.

Tutte le analisi esposte in seguito si riferiscono ad un sottosuolo con velocità delle onde di taglio pari a 150m/s, input con frequenza caratteristica di 2.5Hz e spessore dello strato di ricoprimento di 15m. Di conseguenza la lunghezza d'onda è anch'essa costante, pari a 60m.

Considerando costante la larghezza l , posta pari a 30m, si aumenta progressivamente l'altezza h della cavità (Figura II. 85), contemporaneamente con essa aumenta l'area della sezione trasversale e si riduce il fattore di forma.

Confrontando i risultati in termini di fattore di amplificazione in superficie (Figura II. 86), si osservano curve con andamento molto variabile a seconda dei casi, eccetto che per gli ellissi di forma molto allungata (fattore di forma inferiore all'unità) che restituiscono risultati simili.

I valori numerici di Tabella IV.36 in questo caso specifico consentono di leggere meglio il risultato rispetto alla rappresentazione grafica (Figura IV.49), contrariamente a quanto accade di solito. Infatti dalla Tabella IV.36 emerge che al diminuire del fattore di forma aumenta la lunghezza della zona d'influenza, mentre il fattore di amplificazione medio F_{Hlm} , diminuisce.

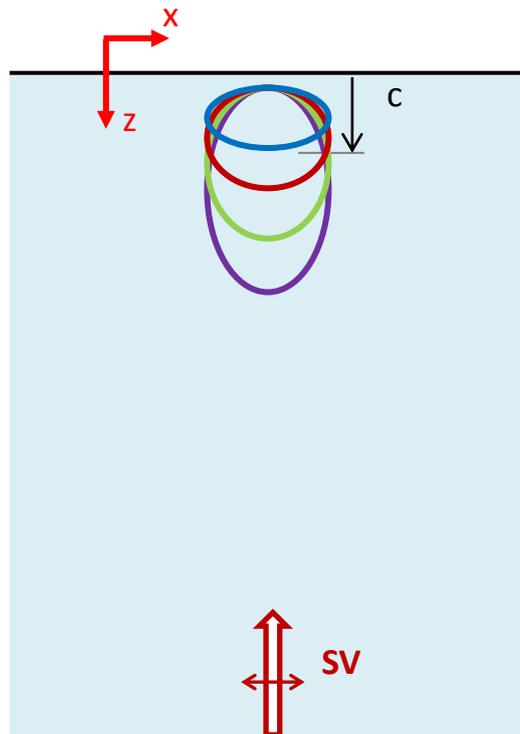


Figura II. 85: Cavità di forma ellittica di larghezza l costante pari a 30m, all'aumentare dell'altezza h della cavità.

Tabella 0.37: Risultati delle analisi al variare dell'altezza della cavità ellittica.

ID	l (m)	h (m)	ψ	Deq (m)	Li (m)	Li/λ	F_{HI} in asse medio	F_{HI}	Ls (m)	A_{pp}
73	30	15	2	21.2	184.346282	3.072438034	0.903	0.935	80	0.303
41	30	30	1	30.0	277.7613754	4.629356256	0.587	0.912	480	0.427
74	30	60	0.5	42.4	300	5	0.636	0.866	560	0.402
75	30	90	0.3333	52.0	300	5	0.642	0.851	100	0.302

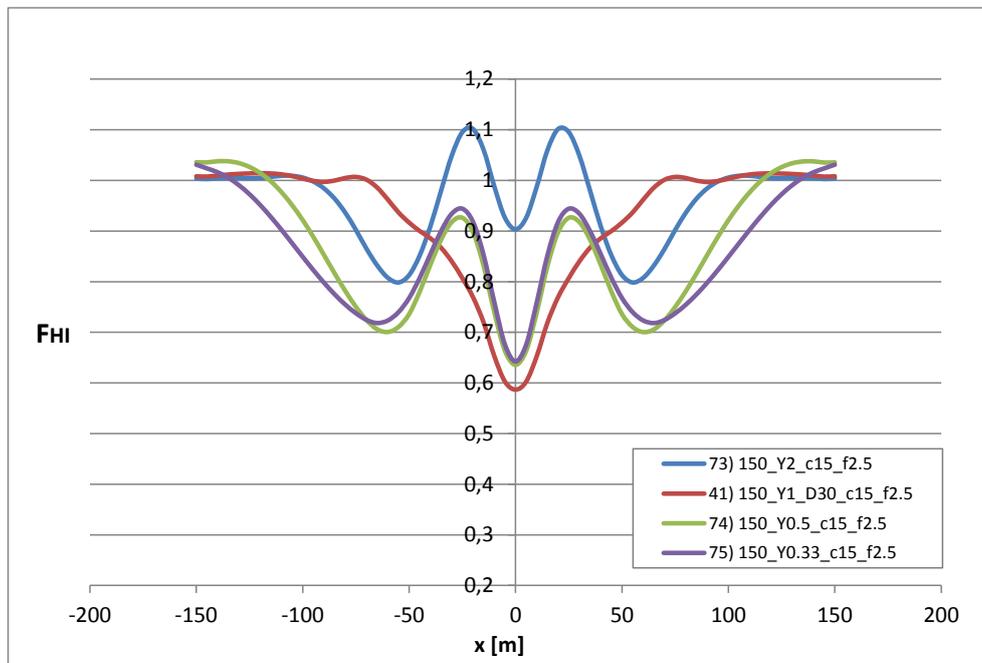


Figura II. 86: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per cavità di forma ellittica e larghezza l costante, pari a 30m, al variare dell'altezza h della cavità.

Si considera di seguito il caso inverso al precedente (Figura II. 85), in cui si mantiene fissa l'altezza h della cavità e si fa variare la larghezza l . In questo caso il fattore di forma ψ aumenta progressivamente, e con esso aumenta l'area della cavità.

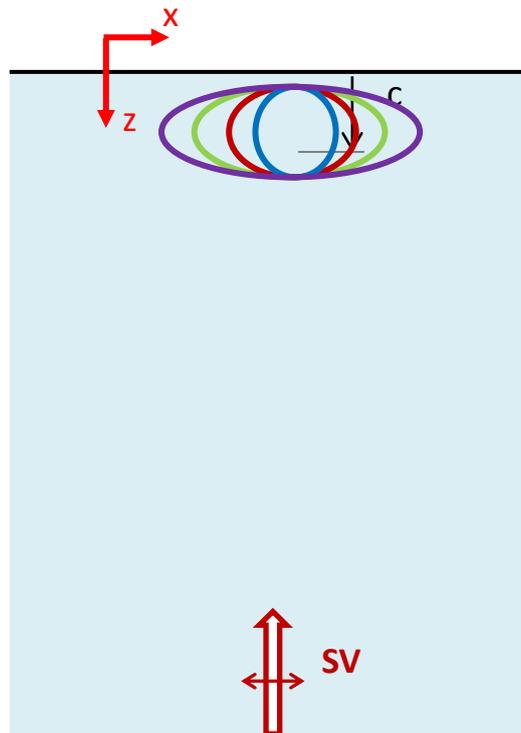


Figura II. 87: Cavità di forma ellittica di altezza h costante pari a 30m, all'aumentare della larghezza h della cavità.

Dal confronto dei risultati si evidenzia come all'aumentare della larghezza della cavità (Figura IV.51) si ha un progressivo incremento dell'attenuazione, associato ad una variazione dell'andamento complessivo. Si osserva (Figura IV.51 e Tabella IV.37) che per un fattore di forma maggiore di uno, in corrispondenza dell'asse si verifica un'amplificazione, anziché un'attenuazione a causa dell'interferenza costruttiva tra le onde che si propagano in superficie. Inoltre non è possibile individuare delle oscillazioni definite nella curva e con esse un'unica conca di attenuazione.

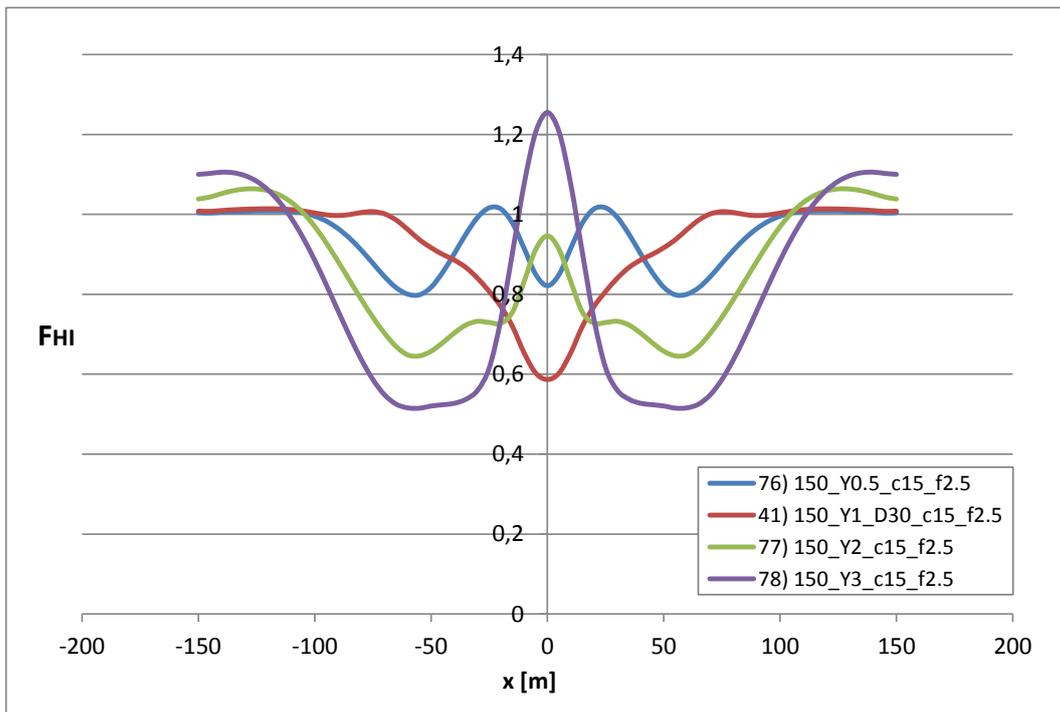


Figura II. 88: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione F_{HI} in superficie per cavità di forma ellittica e altezza h costante, pari a 30m, al variare della larghezza h della cavità.

Tabella 0.38: Risultati delle analisi al variare della larghezza della cavità ellittica l , a parità di altezza h pari a 30m.

ID	l (m)	h (m)	ψ	Deq (m)	Li (m)	Li/λ	F_{HI} in asse	F_{HI} medio	Ls (m)	A_{pp}
76	15	30	0.5	21.21320344	195.637	3.260616	0.821	0.902	100	0.218
41	30	30	1	30	277.7614	4.629356	0.587	0.912	480	0.427
77	60	30	2	42.42640687	300	5	0.946	0.860	0	0.300
78	90	30	3	51.96152423	300	5	1.255	0.825	0	0.740

La Tabella IV.37 mostra che il fattore di amplificazione medio F_{Hm} decresce all'aumentare del fattore di forma ψ , per valori di ψ maggiori dell'unità. Questo andamento contraddice apparentemente quanto detto in precedenza (cfr. Tabella IV.36 e Tabella IV.37). Diagrammando per tutte le analisi effettuate, il fattore di amplificazione F_{Hm} in funzione del rapporto di forma (Figura IV.52), si osserva un andamento crescente con ψ fino all'unità, dopodiché la curva decresce.

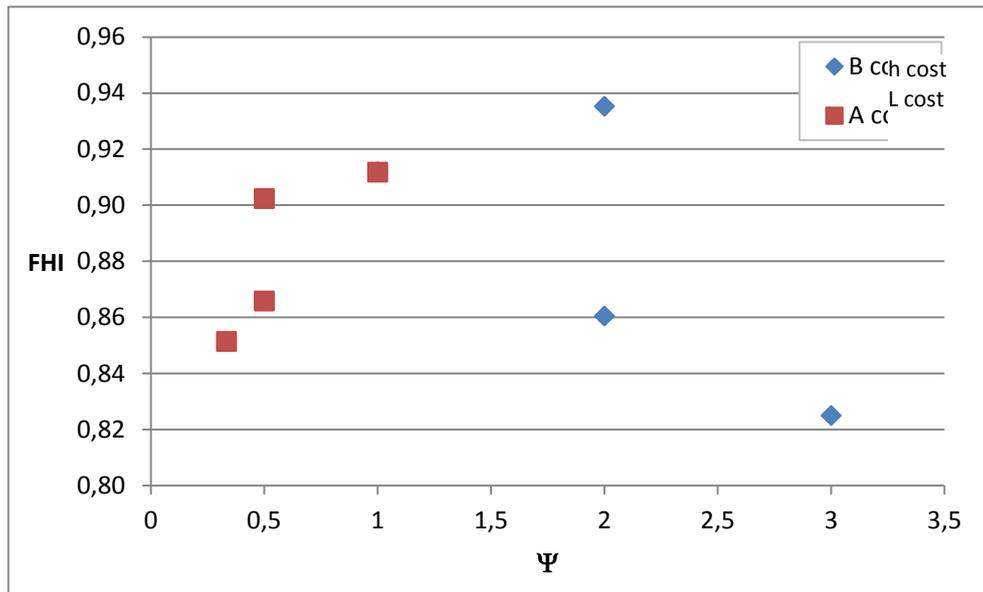


Figura II. 89: Andamento del fattore di amplificazione medio al variare del fattore di forma della cavità ellittica.

In sostanza sembrano attenuare maggiormente le cavità che hanno un rapporto tra gli assi molto accentuato, ai quali corrispondono fattori di forma molto alti o bassi, e anche una maggiore area della sezione.

Ponendo in grafico il fattore di amplificazione medio con l'area della cavità si può osservare un trend chiaramente decrescente.

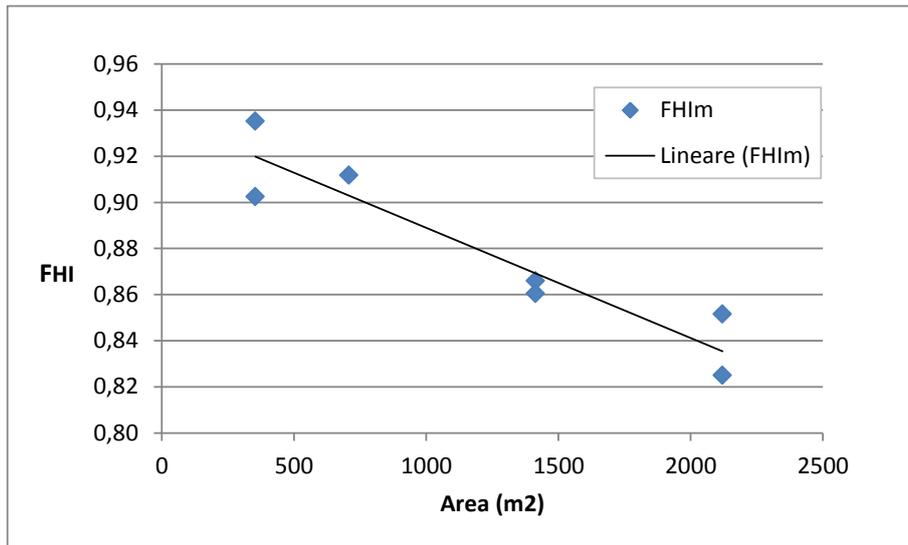


Figura II. 90: Andamento del fattore di amplificazione medio al variare dell'area della sezione trasversale.

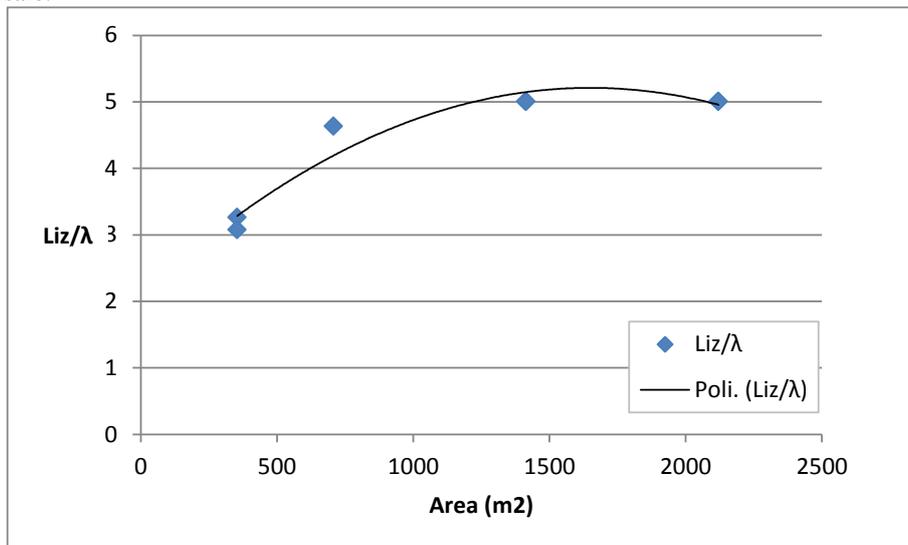


Figura II. 91: Andamento della lunghezza della zona d'influenza, normalizzata rispetto alla lunghezza d'onda in funzione dell'area della cavità.

Analogamente, una tendenza crescente, anche se con legge meno che lineare, è relativa alla lunghezza della zona d'influenza adimensionalizzata rispetto alla λ (Figura II. 91).

II.3.10.11 Dipendenza dell'attenuazione dalla presenza di più cavità nel sottosuolo

Si sono realizzate tre diverse analisi considerando la presenza contemporanea di più cavità nel sottosuolo. Nello specifico, a partire dalle caratteristiche del modello assunte per schematizzare le cavità tipo di Castelnuovo (ossia $V_s=300$

m/s, $D=7.5\text{m}$, $c=7.5\text{m}$ e $f=10\text{Hz}$), si è ipotizzata la presenza di tre cavità disposte ad interasse variabile.

Le due cavità aggiuntive rispetto a quella di partenza sono state posizionate alla stessa profondità poiché è questa la condizione più prossima al vero quando si considerano opere antropiche realizzate per uno stesso scopo e in uno stesso modo, come nel caso in esame. Per lo stesso motivo si ipotizza anche che la sezione trasversale sia la stessa nei tre casi.

L'unica variabile aggiuntiva rispetto alle analisi precedenti è rappresentata dall'interasse tra i fori i .

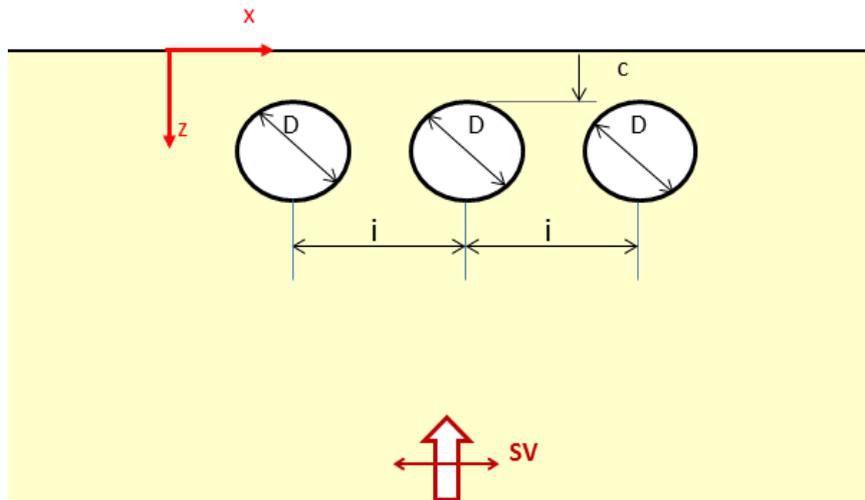


Figura II. 92: Modello di sottosuolo in presenza di tre cavità circolari di uguale dimensione D , poste alla stessa profondità c e ad una distanza d'interasse i .

Si considera inizialmente lo schema di Figura II. 92 ipotizzando un interasse tra le cavità pari a 2 volte il diametro, ossia 15m. Di conseguenza la distanza esterna tra una cavità e l'altra è pari al diametro. Se si effettua una sezione orizzontale nel modello passante per i baricentri delle cavità si può osservare l'alternanza di zone piene e vuote di uguale lunghezza (Figura II. 93).

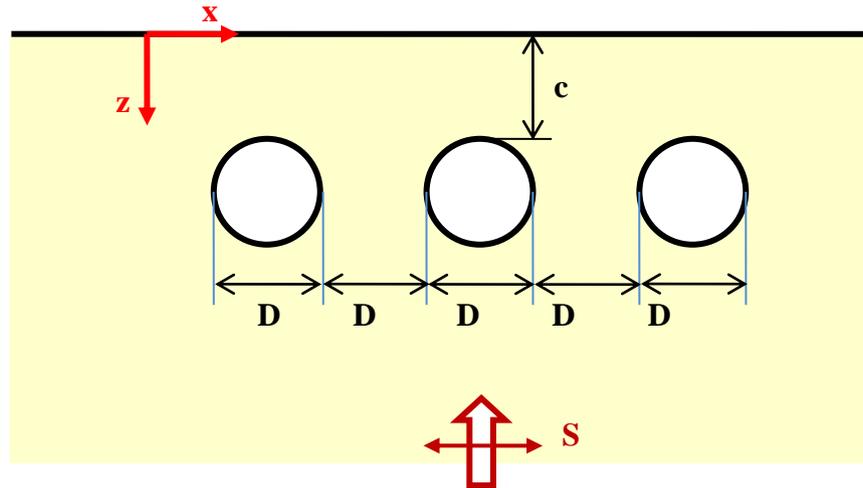


Figura II. 93: Modello di analisi con tre cavità circolari poste ad una distanza di interasse pari a due volte il diametro.

Dal confronto dei risultati tra lo schema in presenza di una e tre cavità si evidenzia una notevole variazione dell'estensione del zona di attenuazione in termini di larghezza e di ampiezza per il caso di cavità multiple (**Figura II. 94**)

Tabella 0.39: Confronto dei risultati delle analisi in presenza di una e 3 cavità nel sottosuolo, a parità di tutte le altre condizioni.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	V_s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/ λ	H/ λ	L_{sz} (m)	L_{sz}/λ	F_{HI} in asse	F_{HI} medio	L_s	A_{pp}	i (m)
13_300_D7.5_f10		7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	106.2153	3.54051	0.833603	0.94898	80	0.187003	0
91_300_D7.5_f10_i2	D	7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	300	10	0.719704	0.956628	110	0.319262	15

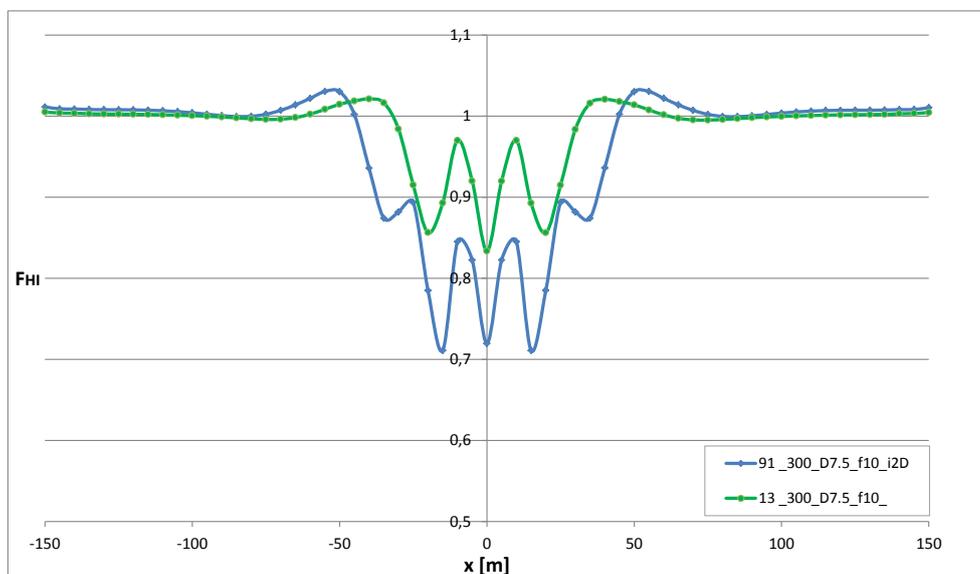


Figura II. 94: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione in superficie al variare del numero delle cavità.

Nel seguito si è proceduto ad effettuare altre analisi con tre cavità all'aumentare della distanza reciproca di esse. Nelle 3 diverse analisi si è considerato un interasse tra i diametri crescente, pari a :

- due volte il diametro (2D=15m), introdotta già in precedenza (analisi con ID91 in Figura II. 94);
- tre volte il diametro della cavità (3D=22.5m), ovvero distanza esterna tra 2 cerchi pari a 2 volte il diametro;
- cinque volte il diametro della cavità (5D=37.5m).

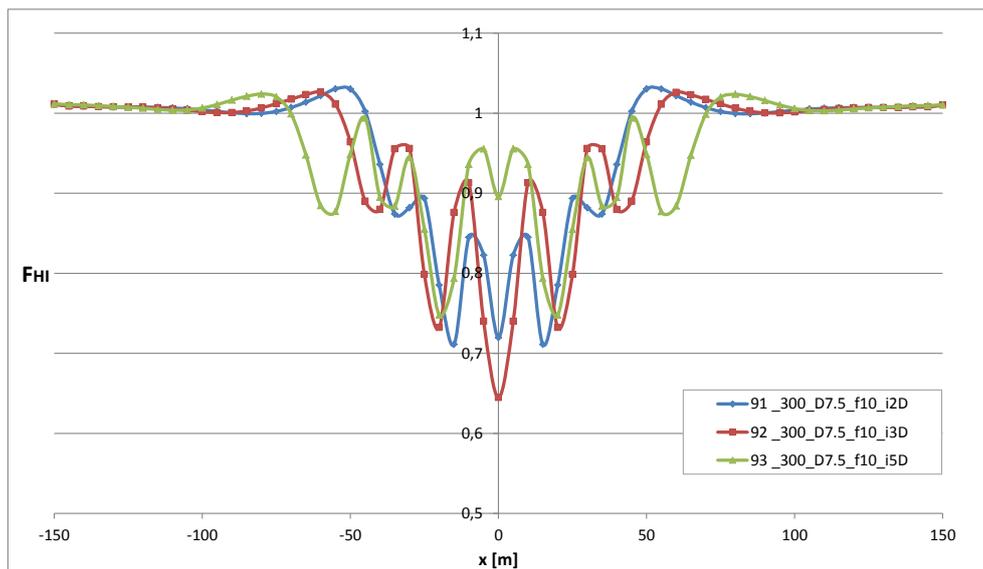


Figura II. 95: Confronto tra gli andamenti del fattore di amplificazione in superficie in presenza di tre cavità nel sottosuolo al variare della distanza reciproca.

Tabella 0.40: Risultati numerici delle analisi al variare dell'interasse fra le tre cavità presenti nel sottosuolo.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	V _s (m/s)	f (Hz)	λ (m)	c/D	D/λ	H/λ	L _{sz} (m)	L _{sz} /λ	F _{HI} in asse	F _{HI} medio	L _s	A _{pp}	i (m)
91_300_D7.5_f10_i2D		7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	300	10	0.719704	0.956628	110	0.319262	15
92_300_D7.5_f10_i3D		7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	300	10	0.64478	0.952158	120	0.381218	22.5
93_300_D7.5_f10_i5D		7.5	7.5	300	10	30	1	0.25	5	300	10	0.895771	0.958761	160	0.275808	37.5

Come atteso, all'aumentare dell'interasse tra le cavità, aumenta la lunghezza della zona di attenuazione⁵, mentre nel complesso si riduce l'ampiezza delle oscillazioni. Queste ultime sono caratterizzate da una evidente irregolarità in ampiezza, sempre più marcata all'aumentare dell'interasse.

⁵ Nei tre casi la lunghezza della zona d'influenza risulta maggiore dell'estensione dell'intero dominio di indagine, per questo è stata assunta la coincidenza tra le due lunghezze.

II. 3.10.12 *Ipotesi di riempimento della cavità con materiale a diversa rigidezza*

Per concludere lo studio parametrico sugli effetti indotti dalle cavità, si ipotizza di effettuare un intervento di riempimento delle stesse con materiale a rigidezza variabile rispetto a quella del terreno dello strato deformabile.

Si sono effettuate 3 analisi ipotizzando il riempimento della cavità con una miscela fluida di bentonite, acqua e cemento, avente una densità media di 1170 kg/m³. Si è operato sul rapporto di impedenza sismica I tra il materiale del riempimento (pedice r) e il banco di limi deformabili (pedice l)

$$I = \frac{\rho_r \cdot V_r}{\rho_l \cdot V_l}$$

assegnando al materiale di riempimento una velocità tale da determinare un rapporto di impedenza pari a 0.5, 1 e 2.

Tabella 0.41: Risultati numerici delle analisi nell'ipotesi di riempimento della cavità con materiale a differente rigidezza.

ID	ANALISI	c (m)	D (m)	Vs (m/s)	f (Hz)	λ (m)	I	F _{HI} in asse	F _{HI} medio	Ls	A _{pp}
91	_300_D7.5_f10_I0.5	7.5	7.5	300	10	30	0.5	0.953529	1.000191	80	0.077155
92	_300_D7.5_f10_I1	7.5	7.5	300	10	30	1	0.979749	1.006688	50	0.057946
93	_300_D7.5_f10_I2	7.5	7.5	300	10	30	2	0.967649	1.00112	50	0.166663

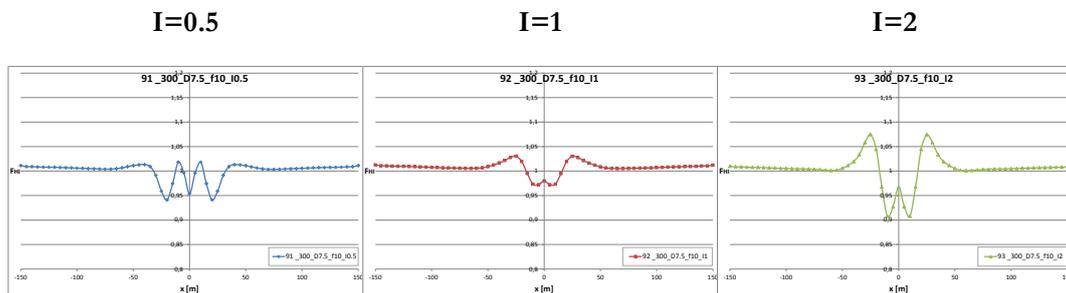


Figura II. 96: Risultati delle analisi nell'ipotesi di riempimento della cavità con materiale a differente rigidezza.

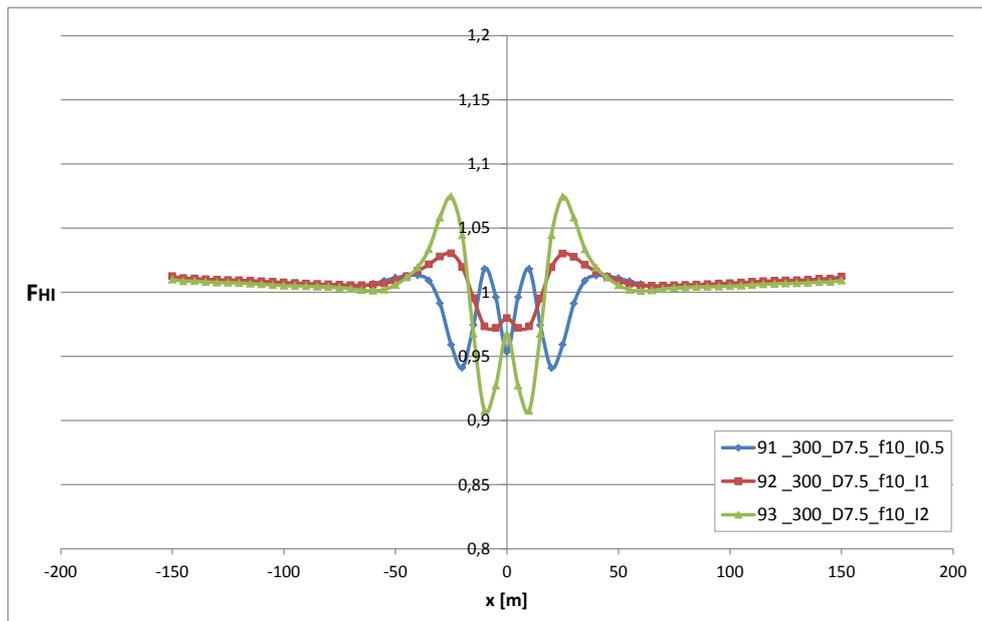


Figura II. 97: Confronto dell'andamento del fattore di amplificazione in superficie nell'ipotesi di riempimento della cavità, al variare del rapporto di impedenza tra materiale di riempimento e terreno deformabile.

Nel complesso la zona di influenza rimane inalterata nei tre casi, mentre varia notevolmente l'ampiezza delle oscillazioni. Nel caso $I=2$ si ha una deamplificazione ma anche amplificazione ai bordi della cavità, cosa che non si osserva per $I=0.5$, dove di contro le oscillazioni sono abbastanza regolari e contenute pressoché al di sotto del valore unitario. In questo caso in particolare, si osserva che la zona di massima amplificazione si focalizza ai bordi della cavità e non in asse come solitamente accade. Nel caso di rapporto di impedenza unitario si ha una leggera attenuazione in asse e amplificazione ai lati dovuta alla presenza comunque di una superficie di discontinuità nel sottosuolo.

In tutti e tre i casi esaminati il fattore di amplificazione medio è unitario, per cui si può sostanzialmente condurre lo studio della risposta sismica in superficie in condizioni *free-field*.

Bibliografia

Amato L., Evangelista A., Nicotera M.V., Viggiani C., 2001. *The tunnels of Cocceius in Napoli: an example of roman engineering of the early imperial age*. Atti del convegno AITES/ITA World Tunnel Congress 10-13 Giugno 2001 Milano, Progress in Tunneling after 2000, Patron Editore.

- Camassi et al., 2009. *Rapporto sugli effetti del terremoto aquilano del 6 aprile 2009*, QUEST (QUick Earthquake Survey Team), <http://www.mi.ingv.it/eq/090406/quest.html>
- Conte E., G. Dente, 1993. *Effetti sismici in presenza di gallerie*, Associazione Geotecnica Italiana, XVIII convegno nazionale di geotecnica, Rimini 11-13 Maggio 1993.
- Costanzo A., 2006. *Analisi di fenomeni deformativi di pendii e rilievi in condizioni sismiche: Il sito di Gerace*. Tesi di dottorato di ricerca in Ingegneria Geotecnica (XIX ciclo), Università degli Studi Mediterranea di Reggio Calabria, Università della Calabria, Università degli Studi di Palermo.
- de Sanctis F., Evangelista A., Flora A., Lirer S., Lombardi G., 2002. *Numerical and experimental investigation on the effects of filling shallow cavities beneath an urban area*. Rivista Italiana di Geotecnica (4), 10-25.
- Gruppo di Lavoro MS–AQ, 2010. *Microzonazione sismica per la ricostruzione dell'area aquilana*. Regione Abruzzo – Dipartimento della Protezione Civile, L'Aquila, 3 vol. e Cd-rom.
- Hashash Y.M.A., Park D., 2002. *Viscous damping formulation and high frequency motion propagation in non-linear site response analysis*, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 22, 611-624
- Hudson, M. B.; Beikae, M.; Idriss, I. M, 1994. *QUAD4M, a Computer Program to Evaluate the Seismic Response of Soil Structures Using Finite Element Procedures and Incorporating a Compliant Base*. Center for Geotechnical Modeling, Department of Civil and Environmental Engineering, University of California, Davis.
- ITASCA 2005. *FLAC – Fast Lagrangian Analysis of Continua – Versione 5.0. Manuale Utente*, Itasca Consulting Group, Minneapolis, USA.
- Kuhlemeyer R.L., Lysmer J., 1973. *Finite element method accuracy for wave propagation problems*, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 99, No. SM5, 421-427.
- Landolfi L., Silvestri F., Costanzo A., 2011. *Effetti di cavità nel sottosuolo sulla risposta sismica locale: uno studio pilota ispirato al caso di Castelnuovo*. Atti del XIV Convegno Nazionale ANIDIS “L’ingegneria sismica in Italia”, Bari.
- Lanzo G., Silvestri F., Costanzo A., d’Onofrio A., Martelli L., Pagliaroli A., Sica S., Simonelli A., 2011, Site response studies and seismic microzoning in the Middle Aterno valley (L’aquila, Central Italy), *Bull Earthquake Eng*, 3.V.2011
- Lee V.W. e Karl J., 1992. *Diffraction of S V waves by underground, circular, cylindrical cavities*, Soil Dynamics and Earthquake Engineering 11 445-456.

Lysmer, J., Kuhlemeyer, R.L. 1969, Finite Dynamic Model for Infinite Media, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, 95, No. SM4, 859-877.

NTC 2008, Ministero delle infrastrutture e dei trasporti. - DM 14/1/2008. Norme Tecniche per le Costruzioni. S.O. n. 30 - Gazzetta Ufficiale della Repubblica Italiana, No. 20 - 4/2/2008

Rodriguez-Castellanos A., Sanchez-Sesma F.J., Luzon F. and Martin R., 2006. *Multiple Scattering of Elastic Waves by Subsurface Fractures and Cavities*, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol. 96, No. 4A, pp. 1359–1374.

Roesset J.M. 1977, Soil Amplification of Earthquakes, *Numerical methods in geotechnical Engineering*, Desai C.S. Christian J.T., McGraw Hill book company

Rotili F., 2010. Risposta sismica locale nel territorio di Castelnuovo (Aq), tesi di laurea, Università del Sannio.

Sanò T., 2011. *Risposta sismica locale in presenza di cavità sotterranee*, Ingegneria Sismica, 2, 2011.

Smerzini C., Aviles J., Paolucci R., Sanchez-Sesma F., J. 2009. *Effect of underground cavities on surface earthquake ground motion under SH wave propagation*, Earthquake Engineering and Structural Dynamics; 38, 1441–1460.

Tropeano G., 2010. *Previsione di spostamenti di pendii in condizioni sismiche*, tesi per il conseguimento del titolo di Dottore di Ricerca in Ingegneria Geotecnica, Università della Calabria.

CAPITOLO III

CARATTERIZZAZIONE GEOTECNICA DEI LIMI BIANCHI DI CASTELNUOVO

III.1 Studi pregressi

Particolare attenzione è stata prestata alla caratterizzazione dei limi costituenti il colle di Castelnuovo. Si tratta di limi carbonatici di origine lacustre (noti, localmente, come '*Creta Bianca*') che appartengono alla formazione pleistocenica di *San Nicandro* (Bosi e Bertini, 1970). Una prima campagna sperimentale è stata condotta nel 2009-2010 da parte del Dipartimento Ingegneria Idraulica, Geotecnica ed Ambientale dell'Università degli Studi di Napoli Federico II, in collaborazione con il Dipartimento delle Scienze della Terra e il Dipartimento di Ingegneria Strutturale e Geotecnica dell'Università di Roma La Sapienza (Gruppo di lavoro MS-AQ, 2010), su alcuni blocchi prelevati in sito a Castelnuovo (Figura III.1a) ed a Poggio Picenze (Figura III.1 b). Sono state condotte prove meccaniche finalizzate alla costruzione di un preliminare modello geotecnico da utilizzare nelle analisi di risposta locale, ma anche analisi al microscopio elettronico per evidenziare eventuali peculiarità della struttura di questi terreni.

(a)



(b)



Figura III.1 Siti di indagine a Castelnuovo (a) ed in Poggio Picenze (b)

(a)

(b)

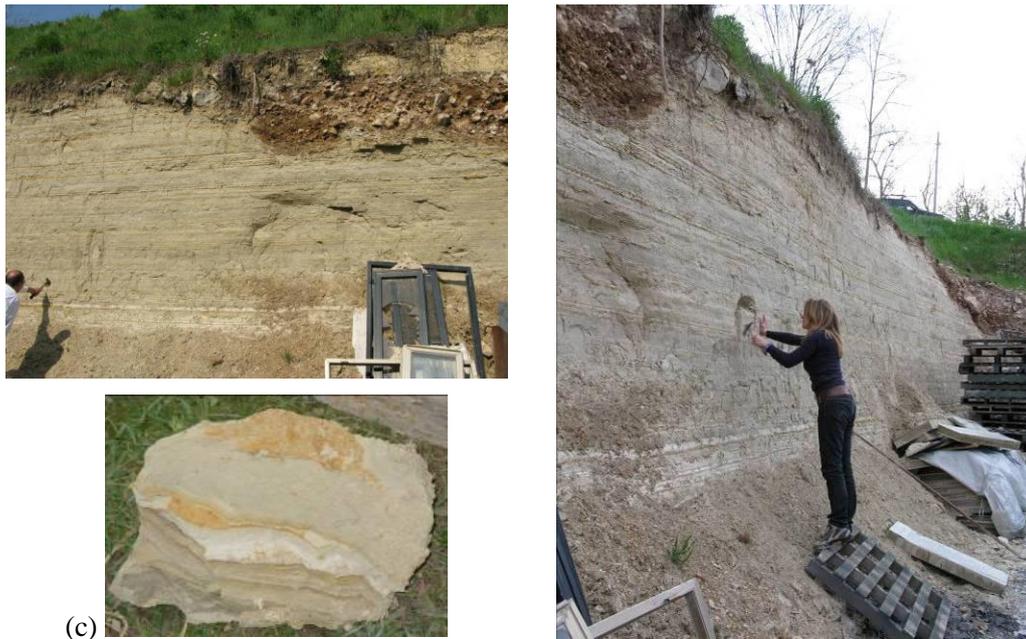


Figura III.2 Siti di campionamento in Poggio Picenze (a,b) e tipico blocco campione (c).

Le analisi al microscopio a scansione elettronica, condotte al SEM FEI-Quanta del Dipartimento di Scienze della Terra dell'Università Sapienza (Tommasi, 2010) su due litotipi caratterizzati da una differente percentuale argillosa (CF= 12% e CF=38%) hanno consentito di analizzare nel dettaglio le peculiarità della struttura dei limi carbonatici della formazione di Sannicandro. A basso ingrandimento il lito-tipo limoso (CF=12%) appare come una massa di fondo piuttosto omogenea con rari clasti sabbiosi, indicati dalle frecce nella figura III.3. A maggiore ingrandimento si può osservare che la massa di fondo è costituita da un vero e proprio scheletro solido piuttosto continuo che isola rari pori di dimensioni relativamente grandi (50-100 μm). A sua volta lo scheletro solido (figura III.4a) è costituito da un insieme di aggregati di particelle (più abbondanti) e grani singoli che delimitano frequentemente pori di piccole dimensioni, decisamente inferiori a 10 μm , (pori di tipo III). Il legame tra gli aggregati si realizza nella maggior parte dei casi attraverso catene di particelle saldate tra loro. Più raramente gli aggregati sono uniti da ponti che creano contatti puntuali più esili.

La struttura osservata nel materiale della facies limosa si ritrova, a grandi linee, anche nel materiale con abbondante frazione argillosa (Figura III.4b). Le particelle che costituiscono lo scheletro solido appaiono meno “pulite” e meno

distinguibili rispetto a quelle della facies limosa visibili nella figura III.4a. Si osserva una struttura caratterizzata da aggregati di minerali argillosi disposti a nido d'ape, che delimitano pori molto regolari. Si notano anche piccolissime pomice (Particolare in Figura III.4b) che segnalano la caduta nel deposito di materiale piroclastico di lancio.

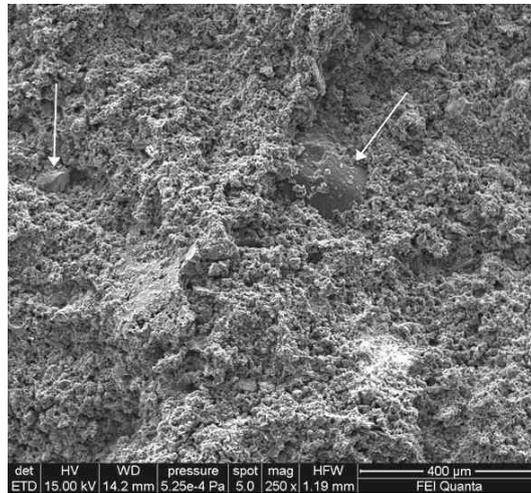


Figura III.3 Foto al microscopio micro-photo a 250 X di un limo carbonatico.

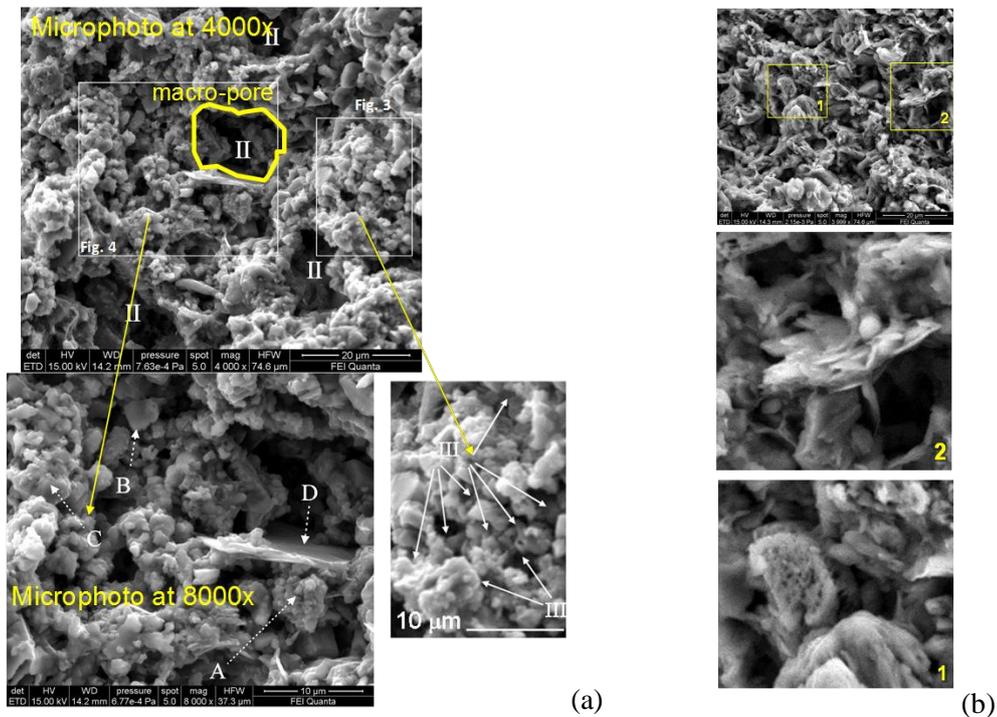


Figura III.4 4000x micro-foto di terreno limoso con macro e micro-pori (a) e di terreno argilloso (b) con inclusioni di pomice (1) e particelle d'argilla (2)

I risultati delle prove di laboratorio condotte nello stesso periodo sono stati analizzati anche alla luce delle osservazioni condotte al microscopio elettronico al fine di verificare l'influenza della differente struttura sul comportamento meccanico osservato. In Figura III.5a sono mostrati i risultati di due prove edometriche effettuate su due campioni, caratterizzati da diversa frazione argillosa (CF=12 Poggio Picenze Roma) e (CF=38 Poggio Picenze Napoli). Le curve di compressibilità mostrano che il materiale con la maggiore frazione argillosa (simboli pieni) è inaspettatamente caratterizzato da un maggiore grado di addensamento (ossia un indice dei vuoti inferiore), pur mostrando una maggiore compressibilità rispetto alla facies limosa (simboli vuoti). Il comportamento osservato non concorda con quanto generalmente osservato sui terreni argillosi naturali con particelle costituite da minerali feldspatici (ad esempio Skempton, 1964; Burland, 1990).

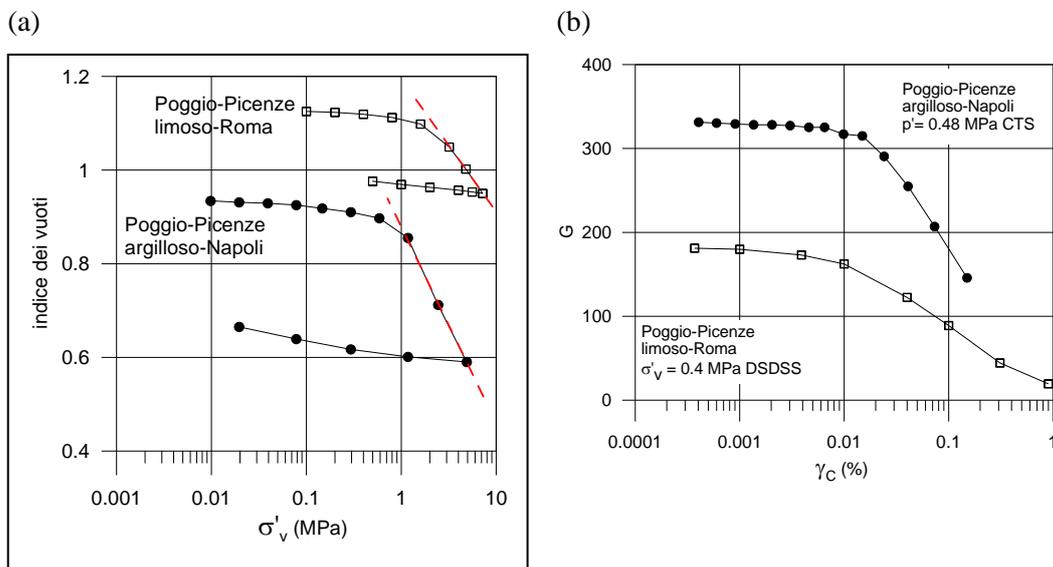


Figura III.5 Compressibilità di due campioni di terreno con differenti frazioni d'argilla (a). Variazione del modulo di taglio con la deformazione tangenziale per due campioni di limo carbonatico a differente, testati alla stessa pressione di cella (b), (Tommasi, 2010).

Il provino della facies limosa mostra inoltre una pressione di pre-consolidazione σ'_p (snervamento) di circa 2MPa, nettamente maggiore rispetto a quella argillosa (0.9MPa). Questo risultato sembrerebbe indicare, in prima approssimazione delle differenze strutturali sensibili tra i due materiali. Il materiale limoso appare caratterizzato da una struttura più sviluppata dipendente (non si sa in quale

misura) sia da una maggiore continuità dello scheletro solido, sia da legami più sviluppati tra le particelle.

Il cambiamento di curvatura è molto più brusco nel materiale argilloso. Questo dato può essere messo in relazione con un probabile collasso della struttura.

Nella figura III.5b sono invece confrontate le curve di decadimento del modulo di taglio ottenute sui campioni della facies limosa e argillosa rispettivamente sottoposti ad una prova di taglio semplice ciclico e di torsione ciclica a tensioni di confinamento confrontabili. Il materiale argilloso è caratterizzato da una rigidità a piccole deformazioni molto più elevata rispetto a quello limoso e da un decadimento del modulo molto più brusco rispetto alla facies limosa. La differenza in valore assoluto dei moduli a piccole deformazioni può essere legata a effetti strutturali. La struttura della facies argillosa sarebbe infatti più rigida a piccolissime deformazioni ma suscettibile di un rapido “danneggiamento” al progredire delle deformazioni stesse. Questa rapidità del decadimento del modulo G può essere correlata alla struttura dello scheletro solido caratterizzato da piccoli diffusi pori. Il decadimento sarebbe dovuto al collasso progressivo di questi, mentre lo snervamento successivo corrisponderebbe al collasso dei pori più grandi.

La maggiore rigidità della facies argillosa dovrebbe essere legata alla maggiore solidità dello scheletro solido. L'unico fattore che può essere chiamato in causa è il riempimento dei pori più piccoli da parte dei minerali argillosi in piccoli aggregati che invece non contribuiscono a impedire il collasso dei pori più grandi. A questo proposito la maggiore presenza di aggregati relativamente grandi di minerali argillosi può essere vista come un fattore di debolezza a grandi deformazioni.

A questa prima campagna d'indagine ne è seguita una più corposa finalizzata alla costruzione del modello geotecnico da utilizzare nelle analisi numeriche per la simulazione della risposta sismica tridimensionale del colle di Castelnuovo. Essa è stata condotta presso il Dipartimento di Ingegneria Idraulica, Geotecnica e Ambientale, e ha costituito l'argomento della tesi di Master dell'Ing. Vincent Marcon dell'università di Grenoble.

III.2 Siti di indagine

A seguito di un sopralluogo a Castelnuovo, sono stati scelti due siti di prelievo dei campioni: uno situato approssimativamente alla base del colle in corrispondenza di un fronte di scavo di recente apertura, l'altro all'interno di una cavità molto vicina al sito di prelievo del campione da fronte scavo e posta orientativamente alla stessa quota (Figura III.6). I campioni indisturbati sono stati estratti sotto forma di blocchi, direttamente dal fronte di scavo, figura III.7a, e, successivamente, sigillati con paraffina (Figura III.7c). Nell'eseguire il prelievo dei campioni si è cercato di rispettare la procedura suggerita da Hvorslev (1940, 1949), affinché i campioni potessero essere considerati indisturbati o, almeno, di ricavare blocchi la cui dimensione fosse abbastanza grande da considerare indisturbati i provini ricavati dal centro.



Figura III.6 Sito di campionamento a Castelnuovo.



Figura III.7 Fronte di scavo da cui sono stati prelevati icampioni indisturbati a), prelievo dei bocchi b) e sigillatura c).

La cavità esplorata non presentava alcun intervento di consolidazione dopo il terremoto, (come mostrato dalla figura III.8), si è ritenuto troppo rischioso il prelievo di blocchi dalle pareti e si è preferito quindi raccoglierne tra quelli espulsi dalla volta e dai lati, probabilmente durante il terremoto del 2009. Questi campioni, chiaramente, non conservavano il contenuto d'acqua di sito, essendo rimasti esposti all'aria per un periodo imprecisato.

Tutti i blocchi sono stati sigillati in sito con pellicola e paraffina, ma prima è stata prelevata una piccola quantità di terreno per determinare il contenuto d'acqua in sito. In totale sono stati prelevati 6 blocchi da fronte scavo e 3 da cavità. I campioni, trasportati in laboratorio, sono stati custoditi in ambiente ad umidità controllata.



Figura III.8 Cavità da cui sono stati prelevati i campioni.

III.3 Materiale testato, attrezzature utilizzate e programma delle prove.

Come già detto i campioni estratti dai siti di prelievo sono costituiti da un limo carbonatico di origine lacustre appartenenti alla formazione pleistocenica di *San Nicandro* (Bosi e Bertini, 1970). I risultati delle analisi granulometriche condotte sui tre campioni prelevati dalla cavità (chiamati, rispettivamente, CV01, CV02 e CV03) e su quelli prelevati da fronte scavo (chiamati FS01, FS02 FS03) sono mostrate in Figura III.9. I campioni differiscono per il contenuto di argilla: la frazione argillosa, *CF*, è pari a circa 25% (punti blu) per i campioni da fronte scavo (*FS*) e al 15% per i campioni prelevati all'interno della cavità (*CV*).

I limiti di consistenza sono stati determinati solo sui blocchi provenienti dal fronte scavo, caratterizzati da un valore più elevato della frazione argillosa, i risultati, riportati sulla carta di Casagrande, consentono di classificare il materiale analizzato come un *limo inorganico a bassa plasticità e compressibilità media* (classificazione dei suoli USCS, Figura III.10). Tutti i blocchi sono caratterizzati da un elevato contenuto di CaCO_3 compreso tra 84,20 e 85,47%.

Le proprietà fisiche determinate su ciascun blocco e il contenuto in carbonato di calcio sono riportati in Tabella III.1.

Tabella III.1 Proprietà fisiche

Nome	CaCO ₃	w _l	w _p	I _p	e ₀	w	S _r	Peso specifico [g/cm ³]
cv01	85.47	-	-	-	1.49	0.43	0.87	2.63
cv02	84.46	-	-	-	1.29	0.30	-	2.66
cv03	85.22	-	-	-	1.26	0.34	0.75	2.65
fs01	84.20	0.35	0.25	0.10	0.84	0.27	0.89	2.67
fs02	85.47	0.31	0.24	0.07	0.92	0.25	-	2.62
fs03	84.70	0.30	0.23	0.08	0.93	0.33	0.88	2.68

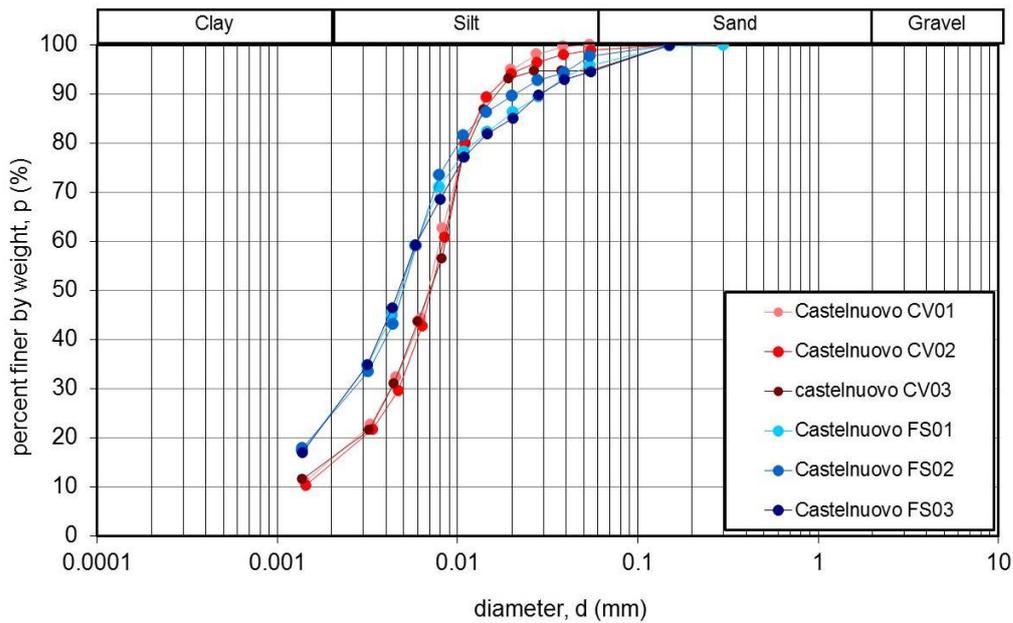
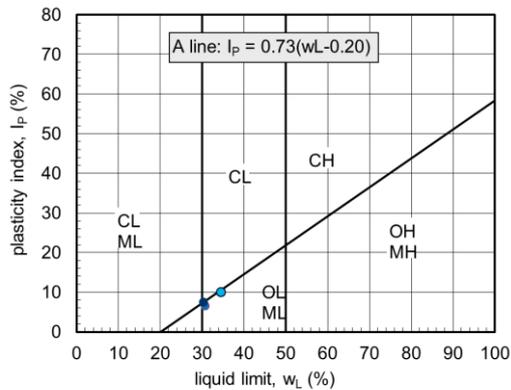


Figura III.9 Curve granulometriche.

(a)



(b)

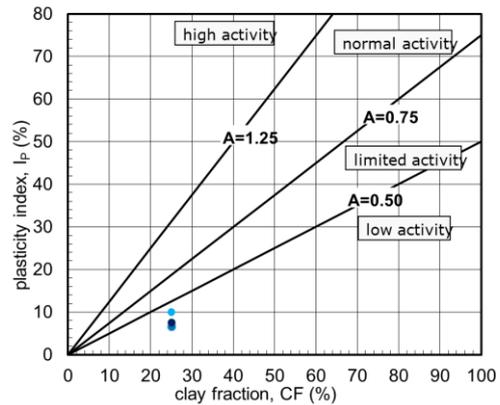


Figura III.10 Casagrande carta (a) and carta di attività (b).

Il programma sperimentale ha previsto l'esecuzione di prove di compressibilità edometrica e isotropa (queste ultime condotte in celle ad alta pressione), prove

triassiali drenate e non drenate, per la determinazione dei parametri di resistenza, e prove di colonna risonante e taglio torsionale, per la caratterizzazione del comportamento non lineare e dissipativo.

Le prove di compressibilità isotropa sono state effettuate per misurare la deformabilità volumetrica in condizioni di normal-consolidazione, in un regime tensionale non raggiungibile con le classiche prove triassiali. Questo è stato possibile utilizzando una cella isotropa atta a sopportare pressioni elevate, applicate utilizzando un sistema di moltiplicazione dei carichi con interfaccia acqua/olio.

Le prove di taglio torsionale ciclico e dinamico (RC-TS) sono state eseguite utilizzando la cella THOR (d'Onofrio et al. 1999). Il programma sperimentale, orientato alla valutazione della dipendenza del comportamento ciclico dalla variabile di stato pressione media efficace in situ, p' , e dalla storia tensionale del banco di limi (*OCR*) ha previsto l'esecuzione di sei prove RC-TS (tre su FS e tre su CV) seguendo percorsi tensione-deformazione (*stress path*) plausibili e coerenti con quello che ha prodotto lo stato tensionale in situ. In particolare due provini sono stati consolidati alla tensione residua (≈ 270 kPa) e quindi sottoposti ad una fase di compressione isotropa a velocità costante fino 600kPa. Altri due, invece, dopo la consolidazione a 270kPa, sono stati scaricati fino ad una tensione media efficace di 50kPa. Infine, gli ultimi due sono stati consolidati a una pressione di confinamento uguale alla pressione interstiziale residua, data dalla differenza tra la pressione di confinamento applicata in condizioni non drenate e la pressione dei pori misurata. Durante ciascuno dei percorsi descritti sono state eseguite prove di colonna risonante a piccolissimi livelli di deformazione per valutare l'evoluzione del modulo di taglio e del fattore di smorzamento. Al termine delle fasi isotrope ciascun provino è stato sottoposto ad una sequenza di prove di taglio torsionale e colonna risonante a deformazioni crescenti per la determinazione del comportamento non lineare in termini di modulo di taglio e fattore di smorzamento.

Il comportamento a rottura è stato infine indagato eseguendo una serie di prove triassiali drenate (CID) e non drenate (CIU) sui campioni FS e CV. Le prove

drenate sono state eseguite, utilizzando apparecchiature convenzionali, mentre le prove non drenate sono state eseguite utilizzando una cella Bishop.

Di seguito si darà conto dei risultati sperimentali ottenuti con particolare attenzione alla caratterizzazione dei limi finalizzata alla costruzione del modello geotecnico da adottare nelle analisi numeriche. Il programma di test è riassunto nella tabella III.2.

Tabella III.2 Sintesi delle prove eseguite.

Campione	n, γ, w	Granulometria, Atterberg, CaCO ₃	Edometro	Triassiale convenzionale	Bishop	RCTS
fs01 (fronte scavo)	✓	✓	✓			
fs02 (fronte scavo)		✓	✓	600 kPa 400 kPa 200 kPa 50 kPa		
fs03 (fronte scavo)	✓	✓	✓		50 kPa 270 kPa 600 kPa	50 kPa 270 kPa 600 kPa
cv01 (cavità)	✓	✓	✓	50 kPa 200 kPa 400 kPa 600 kPa	50 kPa 200 kPa 600 kPa	
cv02 (cavità)		✓	✓			
cv03 (cavità)	✓	✓	✓			50 kPa 270 kPa 600 kPa

III.4 Compressibilità

In Figura III.11 sono rappresentati i risultati delle prove edometriche in termini di indice dei vuoti, e , in funzione della tensione verticale efficace σ_v' . Le curve di compressione mostrano che il materiale con la frazione argillosa inferiore (campioni CV, curve rosse) è caratterizzato da un minore grado di addensamento (indice dei vuoti iniziale più elevato), e minore compressibilità rispetto ai campioni FS (curve blu). Tale evidenza conferma quanto già osservato nel corso della prima campagna sperimentale (cfr par. III.1) sottolineando l'atipicità di tali

terreni rispetto a quanto di solito osservato e/o riportato in letteratura nel caso di terreni argillosi feldspatici (Skempton, 1964; Burland, 1990). I campioni *FS* sembrano avere legami inter-particellari più forti, come evidenziato dalla maggiore tensione di snervamento σ'_{vy} , a fronte di un comportamento decisamente più fragile, (brusco cambiamento di pendenza della curva di compressibilità all'ingresso in normal-consolidazione) attribuibile ad un probabile collasso micro-strutturale.

L'indice di compressione, C_c , l'indice di rigonfiamento, C_s , e le tensioni di snervamento, sono riportati in Tabella III.3.

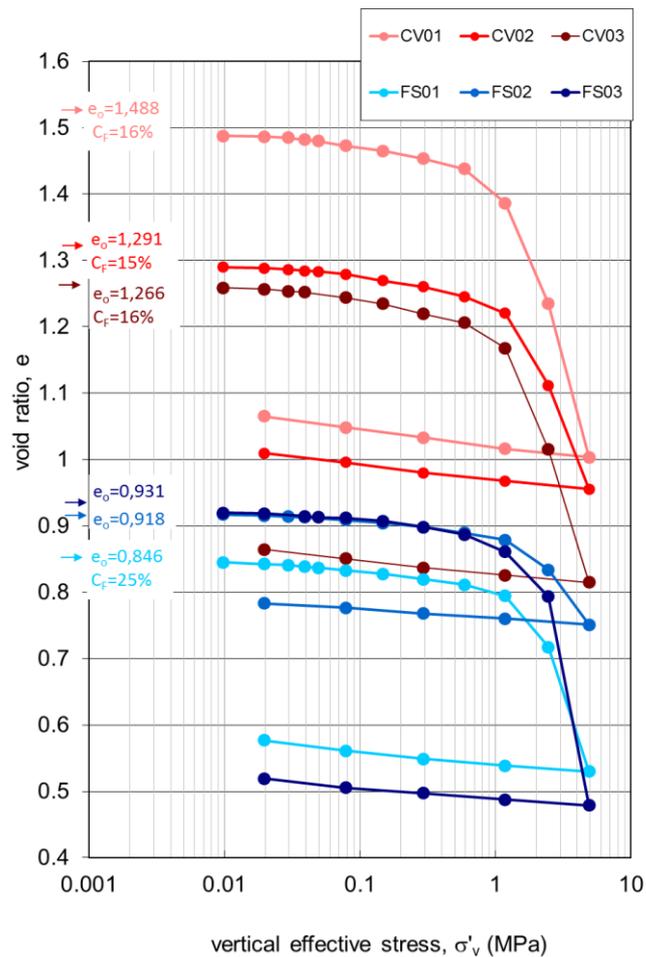


Figura III.11 Risultati di diverse prove edometriche.

Tabella III.3 Parametri di compressibilità.

Campione	σ'_{vy} (Mpa)	C_s	C_c	C_c/C_s	e_0
cv01	1.35	0.025	0.77	31	1.488
cv02	1.38	0.023	0.52	23	1.291
cv03	1.22	0.021	0.66	31	1.260
fs01	1.78	0.018	0.62	34	0.838
fs02	1.56	0.014	0.28	20	0.918
fs03	2.42	0.016	1.048	66	0.931

Sono state anche condotte due prove isotrope ad alta pressione su un campione del fronte scavo, *FS* e su un campione della cavità, *CV*, con l'intenzione di caratterizzare la compressibilità dei limi in condizioni di normal-consolidazione isotropa. I risultati sono riportati nella figura III.12 nel piano $\{p', v=I+e'\}$. I limiti del sistema di applicazione dei carichi non hanno consentito di definire chiaramente la retta della normal-consolidazione per i due provini. In entrambi i casi si individua abbastanza chiaramente una tensione di snervamento anche se i punti in normal-consolidazione sono pochi per definire chiaramente l'andamento della NCL. Con i dati disponibili si è comunque provato a tracciare una linea di regressione e sono state ottenute due linee di normal-consolidazione (NCL) parallele, con il campione *CV* caratterizzato da un indice dei vuoti superiore a quello del campione *FS*. La pendenza delle due curve si trova in buon accordo con quella individuata già nelle prove edometriche. Nello stesso grafico si riportano i risultati delle fasi di consolidazione isotropa relative alle prove triassiali e a quelle di compressione isotropa eseguite durante le prove di colonna risonante (RC-TS). A causa del limite sulla pressione di cella applicabile non è stato possibile effettuare prove triassiali e RC-TS in condizioni di normal-consolidazione.

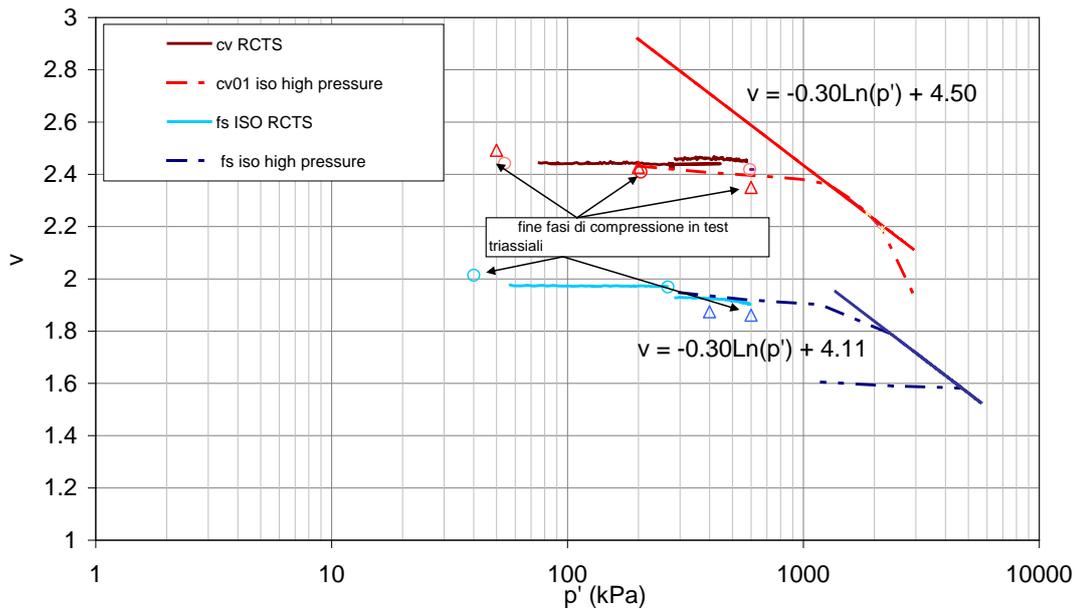


Figura III.12 Compressione isotropa

III.5 Comportamento a piccole e medie deformazioni

Per la caratterizzazione del comportamento non lineare e dissipativo dei limi di Castelnuovo, necessario per la definizione del modello da utilizzare in simulazioni numeriche della risposta sismica locale del colle, sono state effettuate prove di taglio torsionale cicliche e dinamiche su campioni indisturbati provenienti da fronte scavo (*FS*) e da cavità (*CV*). Tali prove, eseguite seguendo percorsi di pre-sollecitazione isotropa atti a riprodurre fasi di carico e scarico, hanno anche consentito di valutare l'influenza dello stato e della storia tensionale del deposito sulle proprietà di rigidità e smorzamento iniziale dei limi. Ogni test ha, infatti, previsto uno step di consolidazione alla tensione residua (270kPa) seguito da una fase di compressione o di scarico isotropo ad una velocità di 4,7kPa/h durante le quali la risposta a piccole deformazioni è stata analizzata per mezzo di prove RC a piccolissime deformazioni ($\gamma=10^{-4}\%$). Alla fine delle fasi isotrope, una sequenza di test in condizioni non drenate, CTS e RC, è stata eseguita a livelli di deformazione crescenti, al fine di definire le curve di decadimento del modulo di taglio e la variazione dello smorzamento al crescere del livello di deformazione. In tutte le prove, è stata adottata una contropressione di circa 200kPa.

III.5.1 Comportamento a piccole deformazioni

I valori del modulo di rigidezza a taglio iniziale misurati, G_0 , sono riportati in Figura III.13, in cui si evidenzia la dipendenza dalla tensione media efficace, p' . I dati misurati su campioni tipo CV sono rappresentati in rosso, mentre quelli relativi a provini provenienti da campioni tipo FS, sono riportati in blu. I due campioni mostrano andamenti differenti.

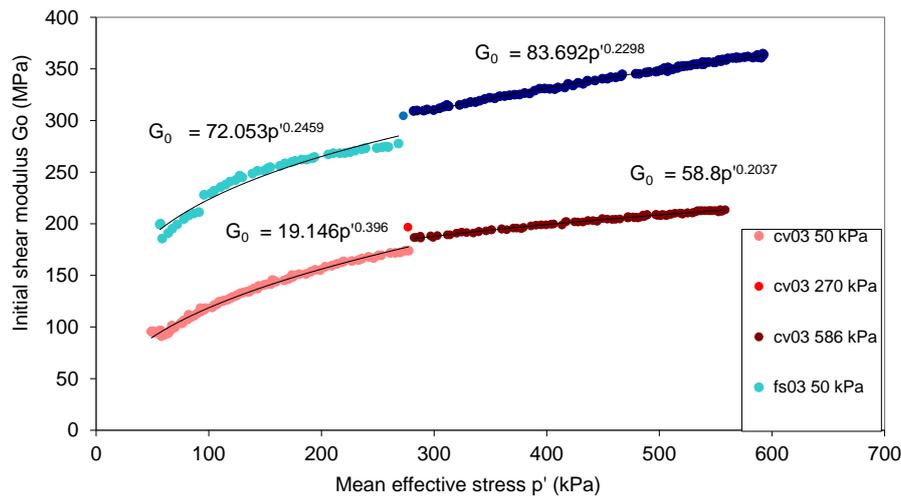


Figura III.13 Diagramma del modulo di taglio iniziale, G_0 , in funzione della tensione media efficace, p' .

I dati relativi ai due campioni, identificano chiaramente due diversi andamenti nel piano p', G_0 . I dati sono stati interpretati con funzioni di tipo potenza:

$$G_0 = A \cdot (p')^b \tag{1}$$

I valori dei parametri A (MPa) e b sono riportati in figura.

Si osserva che nei percorsi di carico sviluppati dalla pressione residua, l'esponente b assume praticamente lo stesso valore per i due diversi campioni FS e CV. Nei percorsi di scarico, invece, la sensibilità di G_0 alla pressione di confinamento è più spinta.

I campioni sono fortemente sovra-consolidati e caratterizzati da differenti tensioni di snervamento. Quindi, gli stati di compressione isotropa di ciascuna serie di campioni vengono rappresentati da differenti curve di scarico-ricarico (Figura

III.23); in particolare, nel piano $v-p'$, la curva di compressione applicata ai campioni CV è diagrammata sopra quella relativa ai campioni FS. In base all'approccio proposto da Rampello et al. (1994), la relazione tra G_0 , lo stato di tensione attuale e la storia tensionale del terreno può essere espresso dalla seguente formula:

$$\frac{G_0}{p'_r} = S \cdot \left(\frac{p'}{p'_r} \right)^n \cdot \left(\frac{p'_y}{p'} \right)^m \quad (2)$$

Nella Eq. (2), il coefficiente S rappresenta la rigidezza dell'argilla normal-consolidata alla tensione di riferimento $p' = p'_r$ (generalmente posto pari ad 1kPa o alla pressione atmosferica), l'esponente n dipende dal gradiente di G_0 con la tensione di normal-consolidazione p' e m rappresenta la dipendenza di G_0 dal rapporto di sovra-consolidazione. Questi parametri sono solitamente influenzati da caratteristiche micro-strutturali per argille naturali non fessurate (Rampello et al., 1995; d'Onofrio & Silvestri, 2001).

Con riferimento ad un dato diagramma di compressione scarico-ricarico caratterizzato da una tensione di snervamento p'_y , l'equazione Eq. (2) può essere riscritta come di seguito:

$$\frac{G_0}{p'_r} = \frac{S}{p'_r} p_y^m p'^{(n-m)} \quad (3)$$

Dal confronto tra le funzioni (1) e (3), si può osservare che l'esponente b è uguale a $(n-m)$, mentre il coefficiente A corrisponde a $S p_y^m / p'_r^n$, e, quindi, è proporzionale alla tensione di snervamento. Si può, così, concludere che le differenze nei valori di A sono legate alle differenze tra le tensioni di snervamento dei diversi campioni. In altre parole, i dati derivanti sia dalle prove a compressione che a taglio-torsione consentono di interpretare le due serie di campioni, sia i CV che gli FS, come appartenenti allo stesso materiale, ma a differenti livelli di sovra-consolidazione, essendo la superficie di snervamento dei campioni CV più piccola di quella dei campioni FS.

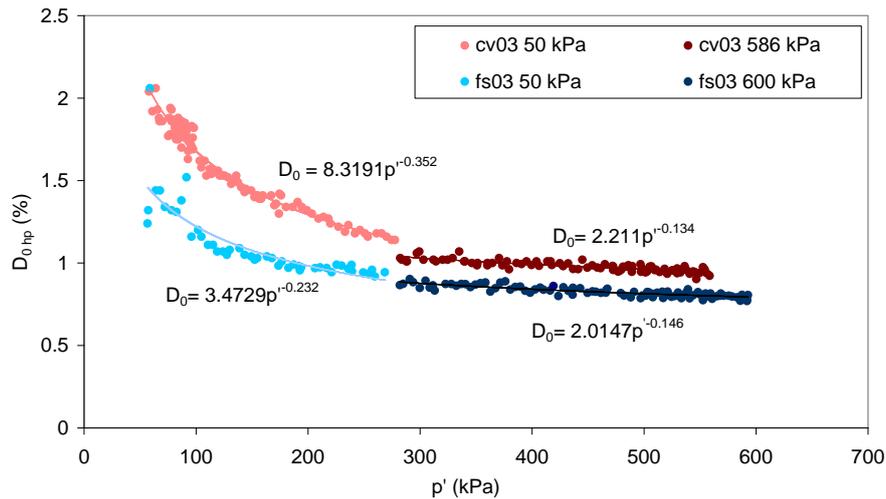


Figura III.14 Diagramma del fattore iniziale di smorzamento, D_0 (metodo della semi-banda di potenza) relativamente alla tensione media efficace, p' .

Fig. III.14 mostra la variazione del fattore di smorzamento iniziale, D_0 , con la tensione media efficace, p' . I valori di D_0 misurati sui campioni CV sono maggiori di quelli misurati sui campioni FS per tutti gli intervalli di valori della tensione media efficace investigati. I dati mostrano anche una maggiore sensibilità di D_0 alla variazione della tensione media efficace p' lungo la curva di scarico. Questo comportamento potrebbe essere ascritto alla differenza tra i valori iniziali dell'indice dei vuoti nei due campioni, che influenza il fattore di smorzamento alle basse pressioni, quando, la caratteristica struttura aperta dei campioni CV, dà luogo a dissipazioni di energia a taglio. Incrementando la tensione di confinamento, l'indice dei vuoti progressivamente decresce, e il comportamento dissipativo del terreno diventa indipendente dalle condizioni iniziali.

L'influenza della frequenza sulla rigidezza, G_0 e sullo smorzamento, D_0 alle piccole deformazioni è analizzata nelle Figure III.15 e III.16, dove i valori di G_0 , normalizzati rispetto al modulo misurato ad 1Hz, e D_0 misurato durante le prove CTS e RC sono diagrammati rispetto al logaritmo della frequenza. I campioni FS indisturbati sono influenzati in misura minore dalla variazione della frequenza di carico. Laddove i campioni CV mostrano un aumento fino al 20% per ciclo logaritmico di frequenza, lo smorzamento iniziale è, invece, caratterizzato da scarsa dipendenza lungo l'intero intervallo di frequenze indagato. Questa dipendenza dalla velocità a è stata frequentemente osservata in letteratura, su

terreni limosi ad alta plasticità e su argille (Shibuya et al. 1995; d’Onofrio et al. 1999), e dovrebbe essere adeguatamente tenuta in conto nelle analisi di risposta sismica locale.

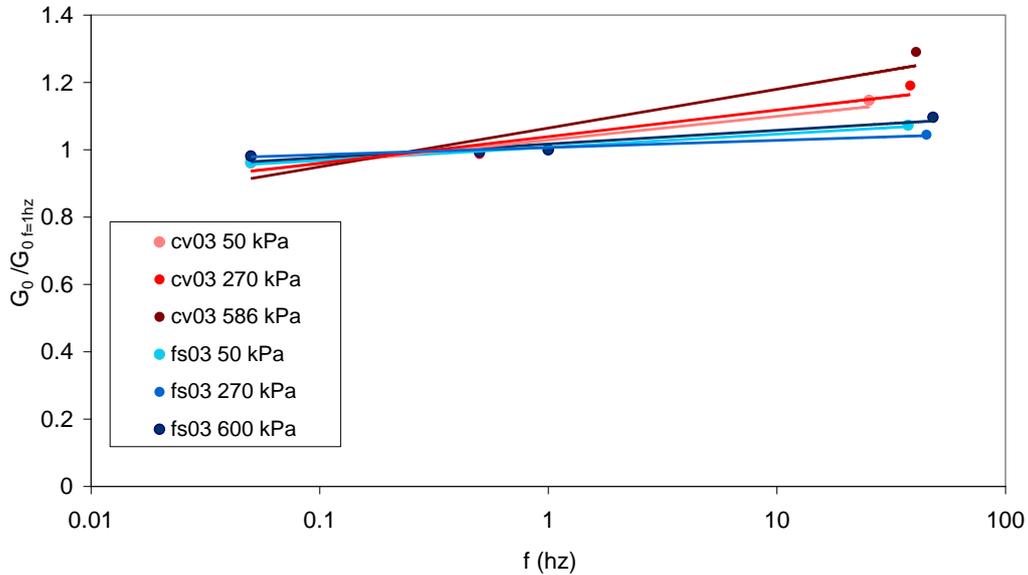


Figura III.15 Diagramma $G_0/G_{0 f=1Hz}$ in funzione della frequenza di risonanza, f .

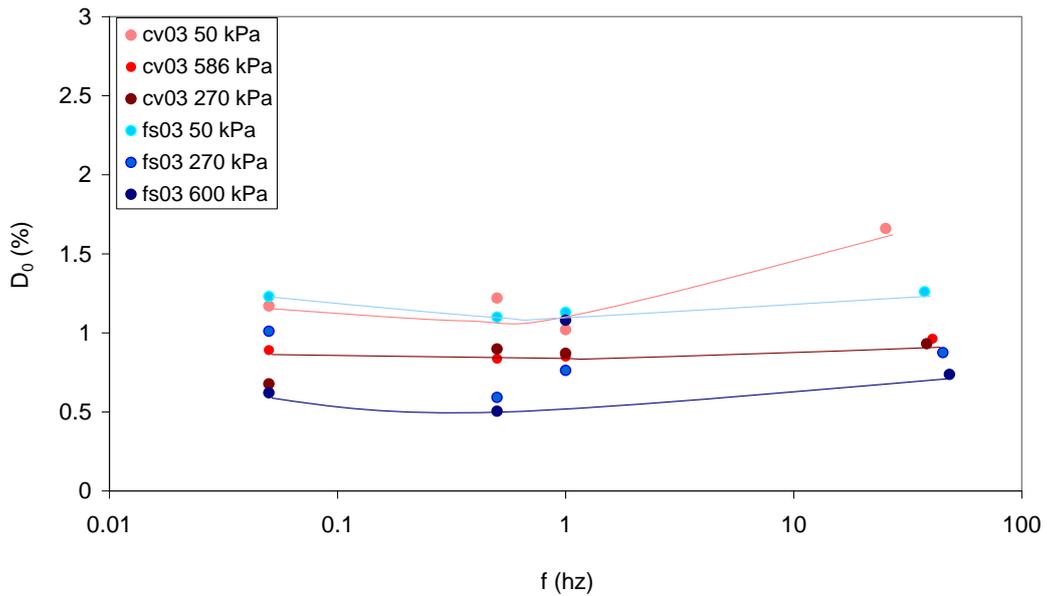


Figura III.16 Fattore di smorzamento iniziale, D_0 in funzione della frequenza di risonanza, f .

III.5.2 Comportamento a medie deformazioni

Al termine di ciascuna fase di compressione, i test ciclici e/o dinamici vengono eseguiti incrementando i livelli di taglio, così da investigare il comportamento dei terreni a deformazioni tangenziali comprese tra lo 0.0001% e l'1%. I test sono stati interpretati in termini di parametri lineari equivalenti, cioè modulo di taglio G , e fattore di smorzamento, D .

Le Figure III.17 and III.18 mostrano i risultati sperimentali ottenuti dalla prova di colonna risonante sui campioni CV ed FS in termini di modulo di taglio normalizzato, G/G_0 (Fig. III.17), e di fattore di smorzamento, D (Fig.III.18), in funzione delle deformazioni tangenziali γ . Convenzionalmente, assumendo come soglia di linearità il valore della deformazione corrispondente ad un decadimento del 5% della rigidezza iniziale, i campioni CV mostrano un comportamento complessivo più elastico rispetto a quello dei campioni FS. La soglia lineare è significativamente influenzata dalla pressione del confinamento applicato, compreso tra $2 \cdot 10^{-3}$ % a 50kPa, e $1,5 \cdot 10^{-2}$ % a 600kPa. Oltre la soglia di linearità i campioni FS mostrano una variazione più netta della rigidezza e dello smorzamento con le deformazioni rispetto ai campioni CV.

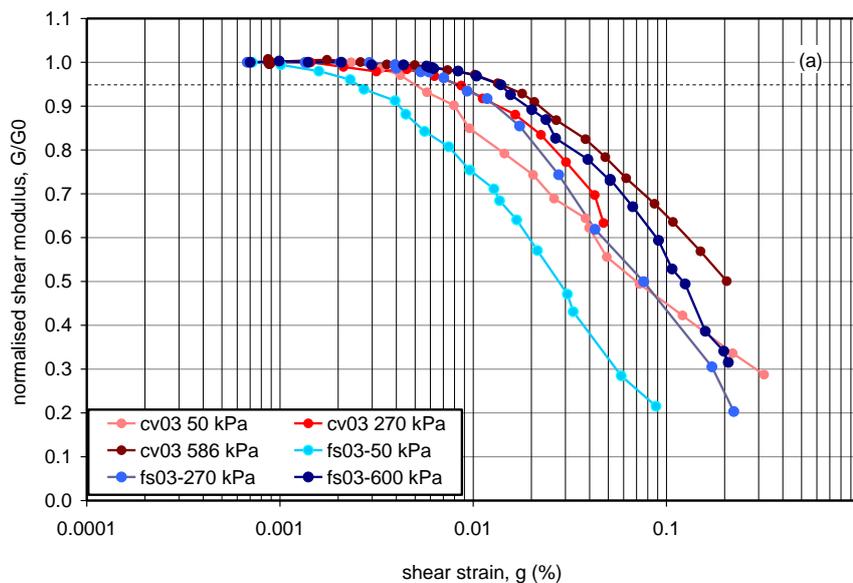


Figura III.17 Modulo di taglio normalizzato, G/G_0 in funzione delle deformazioni tangenziali, γ .

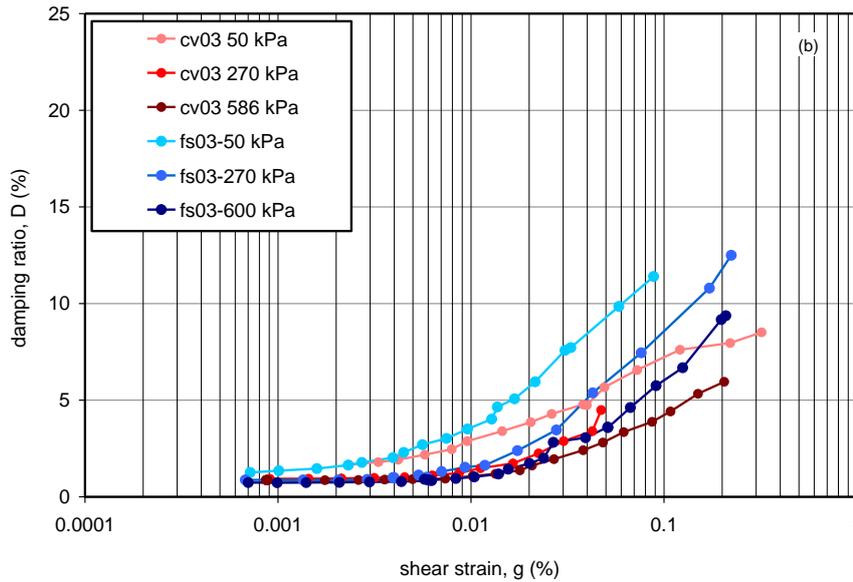


Figura III.18 Diagramma del fattore di smorzamento, D , in funzione delle deformazioni tangenziali, γ .

La frequenza sembra non influenzare il comportamento non lineare dei campioni FS, come quello dei campioni CV precedentemente scaricati fino a 50kPa. Nelle Fig. III.19(a) e (b) le curve di decadimento della rigidezza a diverse frequenze si sovrappongono perfettamente, mentre lo smorzamento appare più sensibile alla variazione di frequenza.

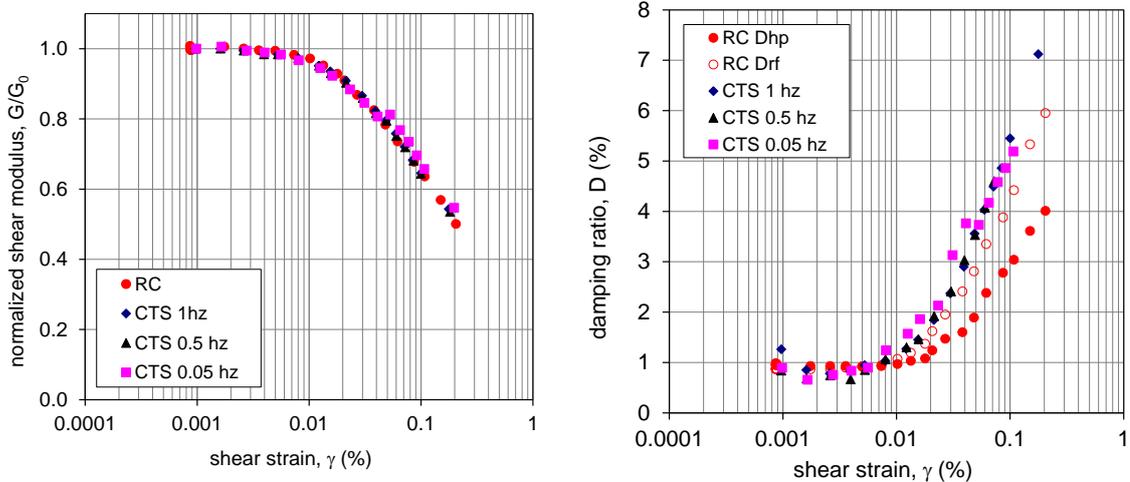


Figura III.19 Confronto tra le prove RC e TS in termini di (a) modulo di taglio normalizzato and (b) fattore di smorzamento in funzione della deformazione tangenziale.

III.6 Stato critico

Nel seguito saranno discussi i risultati delle prove, drenate e non, di compressione triassiale, prima separatamente in termini di curve tensione-deformazione e diagrammi delle tensioni efficaci, ed in seguito sintetizzati con riferimento al comportamento di stato critico.

III.6.1 Prove drenate (CID)

Sono state eseguite prove triassiali drenate su campioni isotropicamente consolidati (CID) utilizzando un'attrezzatura triassiale convenzionale, in cui il carico assiale a deformazione controllata viene applicato da una pressa meccanica. Sono state eseguite quattro differenti prove con quattro differenti pressioni di cella per i campioni indisturbati di terreno CV01 e FS02, raccolti nelle cavità. Le pressioni di cella utilizzate sono 50kPa, 200kPa, 400kPa and 600kPa. Sfortunatamente, la prova sui campioni prelevati in cavità a 400kPa sono stati influenzati da difficoltà sperimentali, probabilmente dovute a cedimento della membrana, cosicché i dati non sono stati considerati. I campioni sono stati saturati ponendoli alla propria pressione di cella di rottura ed applicandovi una tensione deviatorica di 30kPa. I provino sono saturati portandoli alla pressione di cella ed applicando un deviatore di 30kPa. Le prove sono state condotte a variazione costante della deformazione assiale del 5% l'ora.

I risultati in termini di deformazione volumetrica rispetto a quella assiale sono rappresentati in Figura III.20. E' evidente che in molti casi la deformazione volumetrica non indica il raggiungimento di una condizione di stato stazionario, anche a deformazioni assiali spinte fino al 20% e più. La continua crescita della curva suggerisce che sarebbe stato meglio lasciare proseguire la prova fino a che il campione non avesse raggiunto lo stato stazionario a deformazioni più elevate. Sfortunatamente, poiché l'attrezzatura convenzionale utilizzata non consente di controllare automaticamente il termine della prova stessa, è necessario che sia sempre presente un operatore che fermi il sistema di guida in caso di problemi.

Tali limitazioni non hanno consentito di lasciar proseguire le prove autonomamente durante le ore notturne.

Il campione testato a 50kPa mostra il comportamento tipicamente dilatante di un terreno. A pressioni di cella elevate, entrambi i campioni mostrano un comportamento fortemente contraente, più pronunciato per i terreni delle cavità che hanno indice dei vuoti più elevato.

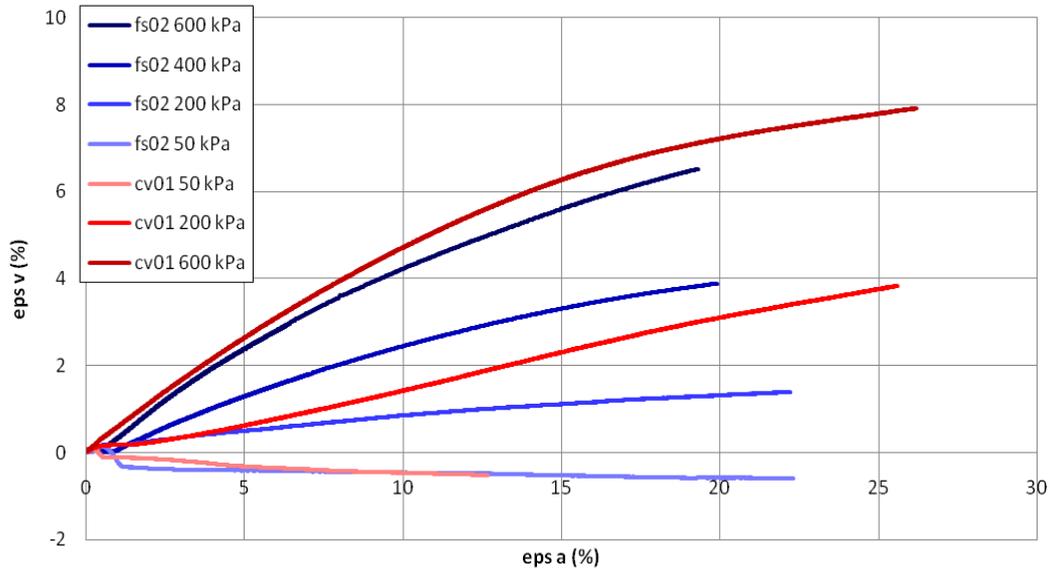


Figura III.20 Variazione della deformazione volumetrica ($\epsilon_s v$) in funzione della variazione della deformazione assiale in una prova CID

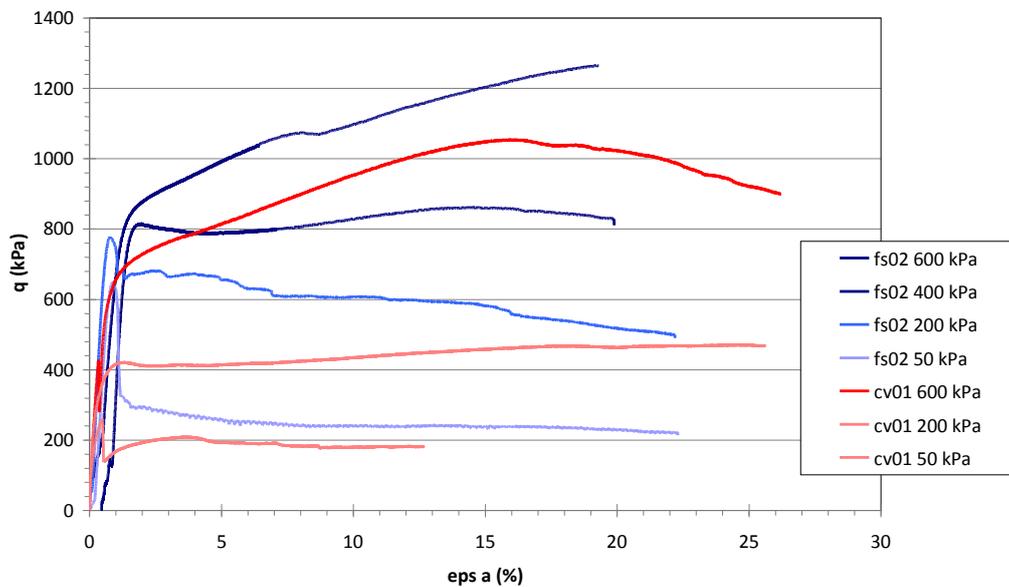


Figura III.21 Diagramma della tensione deviatorica (q) in funzione della deformazione assiale ($\epsilon_s a$) in diverse prove CID.

I risultati espressi attraverso curve della tensione deviatorica in funzione della deformazione assiale, sono rappresentati in Figura III.21. Nonostante quanto sopradetto sulla deriva della deformazione volumetrica, quasi tutti i campioni sembrano raggiungere un valore di stato stazionario (deviatore costante). Il solo campione che non raggiunge in modo netto lo stato stazionario è quello del blocco di terreno indisturbato FS02 testato a 600kPa (FS02-600kPa). Questo campione presenta un meccanismo di rottura diverso dagli altri, si è certamente rotto a causa di un errato allineamento con l'asse del pistone di carico.

Alla stessa tensione di consolidazione, i campioni ricavati da blocchi indisturbati mostrano una resistenza di picco più pronunciata e un comportamento fragile; inoltre essi esibiscono una resistenza di stato stazionario più alta a causa, non solo di un diverso indice dei vuoti, bensì anche per le peculiarità micro-strutturali. Secondo la meccanica dei terreni allo stato critico, infatti, la resistenza critica drenata di un determinato materiale dovrebbe dipendere solo dalla tensione di consolidazione ed essere poco influenzata dall'indice dei vuoti. I diagrammi di tensione di diverse prove CID sono rappresentati in Figura III.22 a e b attraverso la tensione deviatorica in funzione della tensione media efficace.

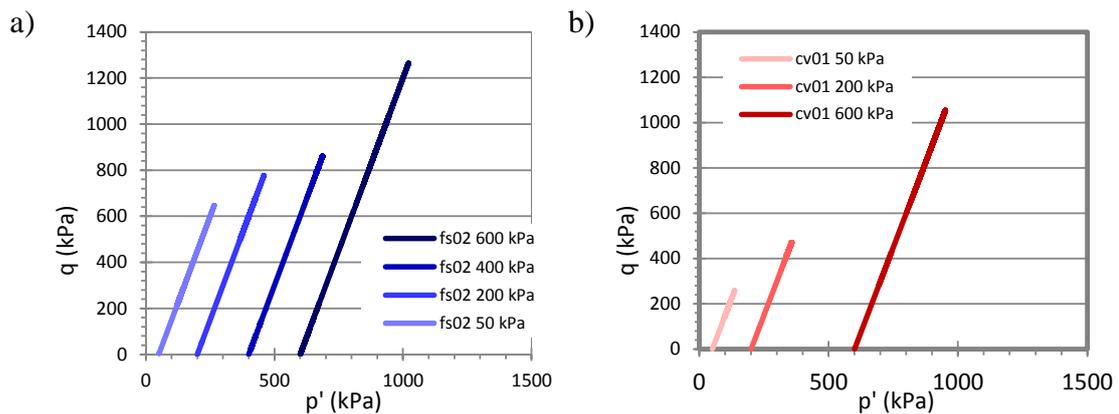


Figura III.22 Tensione deviatorica q in funzione della tensione media efficace p' per prove CID su campioni di terreno delle cavità FS02 (a) e CV01(b).

I dati sarebbero sufficienti per calcolare il valore di picco ed i parametri di resistenza allo stato critico, anche se lo stato stazionario è stato raggiunto soltanto in termini di tensione e non corrisponde ad una condizione di volume realmente costante. Il calcolo dei parametri di resistenza, comunque, verrà mostrato in seguito combinando i risultati delle prove triassiali drenate e non.

III.6.2 Prove non drenate (CIU)

Per le prove triassiali non drenate è stata utilizzata una cella idraulica a stress-path controllato, tipo Bishop-Wesley. Le prove triassiali non drenate isotropicamente consolidate sono state condotte su uno dei blocchi estratti dalle cavità (CV01) e su uno di terreno indisturbato (FS03) a tre differenti pressioni (600kPa, 270kPa and 50kPa). Dopo una fase di consolidazione drenata alla pressione residua, analogamente ad una prova RCTS, è stato applicato un carico/scarico isotropico ai campioni con una *back-pressure* di 200kPa, prima di portarli a rottura con carico assiale, a spostamento controllato, in condizioni non drenate.

I risultati, come per le prove drenate, saranno espressi in termini di pressione dei pori, deformazione assiale, tensione deviatorica e tensione media efficace. In Figura III.23 viene rappresentato l'incremento della pressione dei pori in funzione della deformazione assiale. Un incremento negativo della pressione dei pori è conseguenza evidente del comportamento dilatante del terreno. I risultati delle prove CIU, come già osservato per le prove CID, mostrano che ad una pressione di cella più bassa (ancora, 50kPa), entrambi i campioni di terreno assumono un comportamento dilatante, leggermente più evidente per il materiale sciolto delle cavità.

In altre parole, i due blocchi presentano un comportamento più simile nelle prove non drenate rispetto a quelle drenate. Tale risultato potrebbe essere parzialmente dovuto alle fasi di consolidazione/saturazione. Nel caso delle prove drenate, infatti, i campioni sono stati saturati ad una pressione vicina alla loro pressione di cella a rottura. Per la saturazione è stata applicata una piccola tensione media efficace (circa 30kPa); conseguentemente è stato osservato un notevole rigonfiamento dei campioni. Poiché tale rigonfiamento è legato alla storia dei blocchi e conseguentemente al loro iniziale indice dei vuoti, sono state osservate significative differenze tra i comportamenti dei diversi campioni. Nel caso delle prove non drenate la fase di consolidazione è stata eseguita applicando una tensione efficace prossima alla pressione residua dei pori, limitando così il rigonfiamento dei campioni.

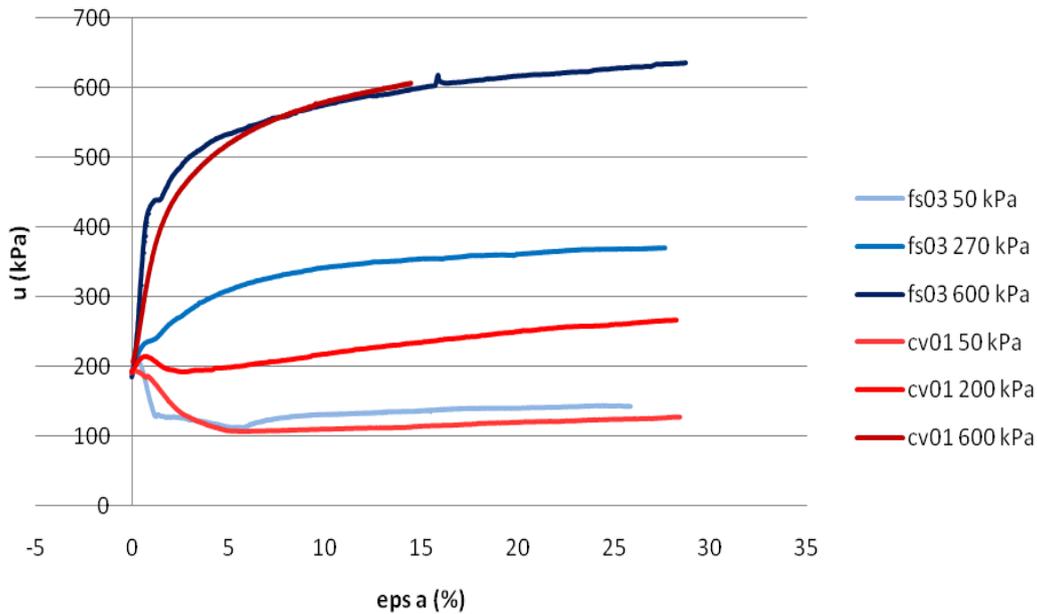


Figura III.23 Diagramma della pressione dei pori (u) in funzione della deformazione assiale (ϵ_a) nelle prove CIU.

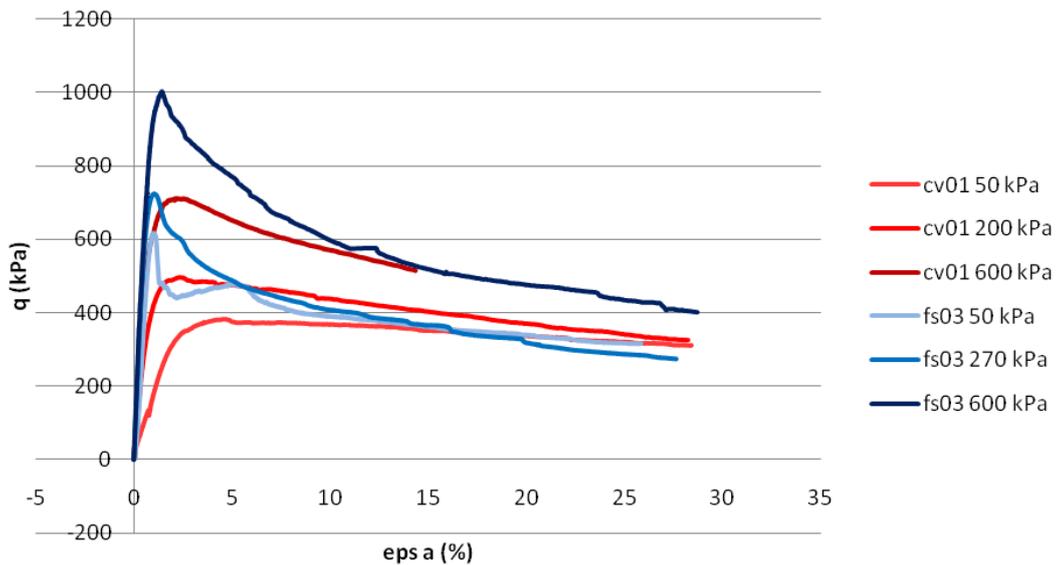


Figura III.24 Diagramma della tensione deviatorica in funzione della deformazione assiale nelle prove CIU.

Il comportamento non drenato tensione deviatorica-deformazione di entrambe i campioni di terreno è riportato in Figura III.24, dove è evidente che il campione indisturbato è più fragile. Inoltre, è singolare notare che il comportamento post picco di tutti i campioni, sebbene a diverse pressioni di cella, sembra convergere verso un unico valore finale.

Infine, nelle Figure III.25 e III.26 vengono riportati i risultati in termini di tensione deviatorica in funzione di quella media efficace. Il picco ed i parametri di resistenza critica, come precedentemente annunciato, verranno calcolati ed esposti in seguito. I diagrammi riportati confermano quanto già precedentemente discusso sulla dilatanza dei campioni a basse pressioni, essendo i diagrammi delle tensioni orientati in modo antiorario. I diagrammi delle tensioni, per entrambe i campioni, raggiungono un punto di picco per poi deviare bruscamente proseguendo oltre l'involuppo dello stato critico.

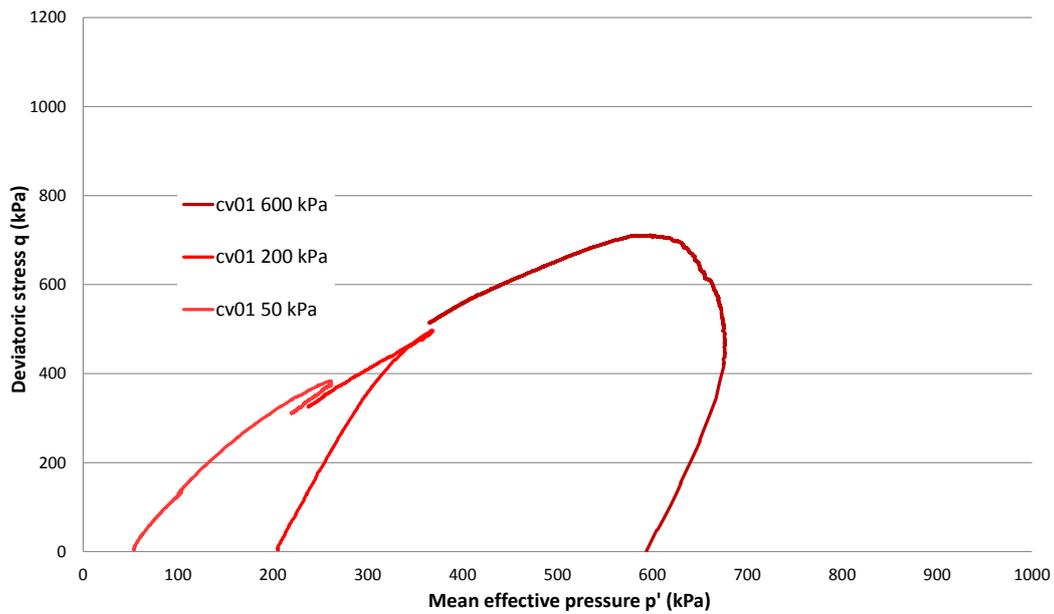


Figura III.25 Diagramma della tensione deviatorica in funzione di quella media efficace ottenuto dalle prove CIU sui terreni delle cavità.

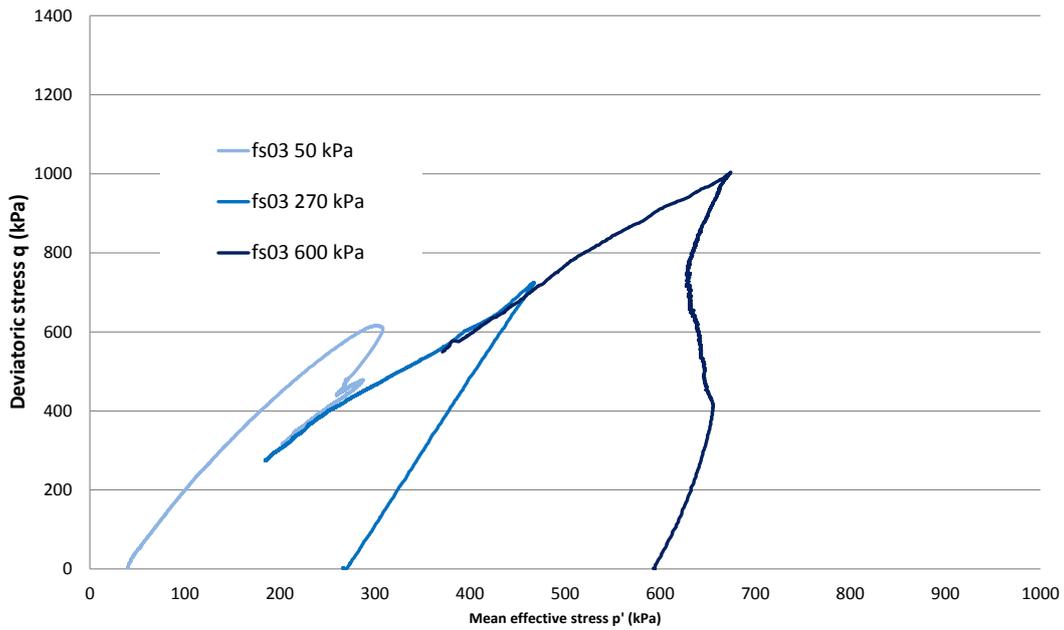


Figura III.26 Diagrammi della tensione deviatorica in funzione delle tensioni medie efficace ottenute dalle prove CIU sui campioni di terreno indisturbati.

Il calcolo dei parametri di resistenza di picco e critica è di seguito condotto, combinando i risultati ottenuti dalle prove CID e CIU relativamente ai differenti terreni. I risultati di tale calcolo sono mostrati nelle seguenti Figure.III.27 e III.28.

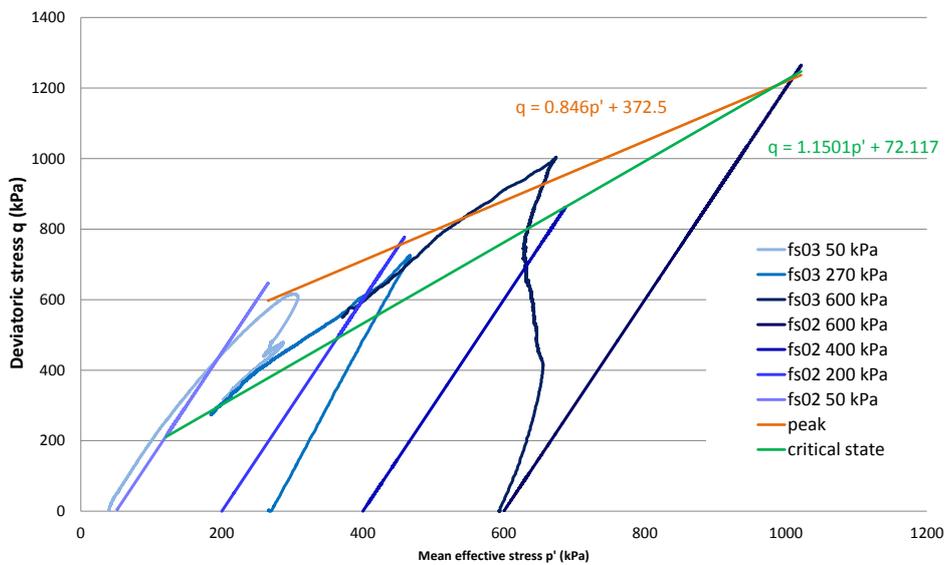


Figura III.27 Involuppi della tensione efficace e della resistenza risultanti dalle prove drenate e non su campioni indisturbati FS.

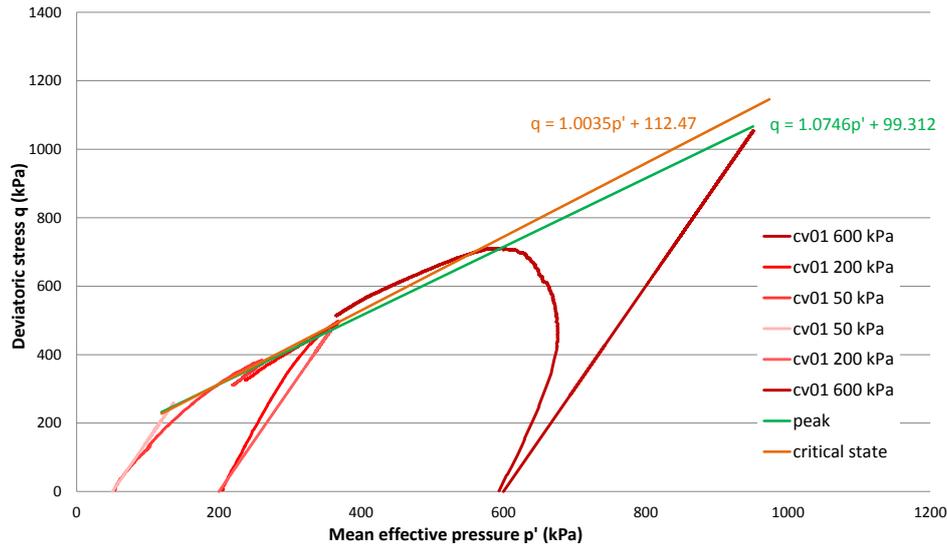


Figura III.28 Diagrammi della tensione efficace ed involucri delle resistenze risultanti dalle prove drenate e non su campioni di terreno tratti dalle cavità.

Il valore dei parametri di resistenza può essere dedotto dalla pendenza, M , e l'intercetta dalle curve delle resistenze di picco. Il calcolo dell'angolo di attrito è condotto utilizzando la seguente formula:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{3M}{6 + M}\right) \quad (4)$$

I risultati sono riportati in tabella III.III.4.

Tabella III.4 Calcolo dell'angolo di attrito.

Blocco	Resistenza	M	Angolo d'attrito φ (°)
Terreno di cavità (CV01)	Critica	1.07	24,52
Terreno di cavità (CV01)	Picco	1.00	23,26
Terreno indisturbato (FS02-FS03)	Critica	1.15	25,78
Terreno indisturbato (FS02-FS03)	Picco	0.85	20,34

III.7 Modellazione del comportamento a piccole e medie deformazioni finalizzata alle analisi numeriche

I risultati delle prove di laboratorio sono stati utilizzati per tarare modelli analitici di comportamento meccanico a piccole e medie deformazioni, che sono stati

implementati nel codice di calcolo usato per le analisi numeriche di risposta sismica locale (FLAC3D, v5. ITASCA, 2012)

III.7.1 Legge di variazione di G_0 con la tensione media efficace p' .

Lo studio del comportamento a piccole deformazioni permette di descrivere la variabilità di G_0 con la tensione media efficace p' .

I risultati delle prove in colonna risonante (RC) a 50 e 600kPa del campione prelevato a fronte scavo (FS) e quelli a 710kPa relativi al campione testato in ambito di micro-zonazione sismica, (cfr III.5.1, Figura III.13) sono stati confrontati con i valori misurati in sito con prova DH e quindi col profilo di G_0 adottato nello studio di micro-zonazione (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010).

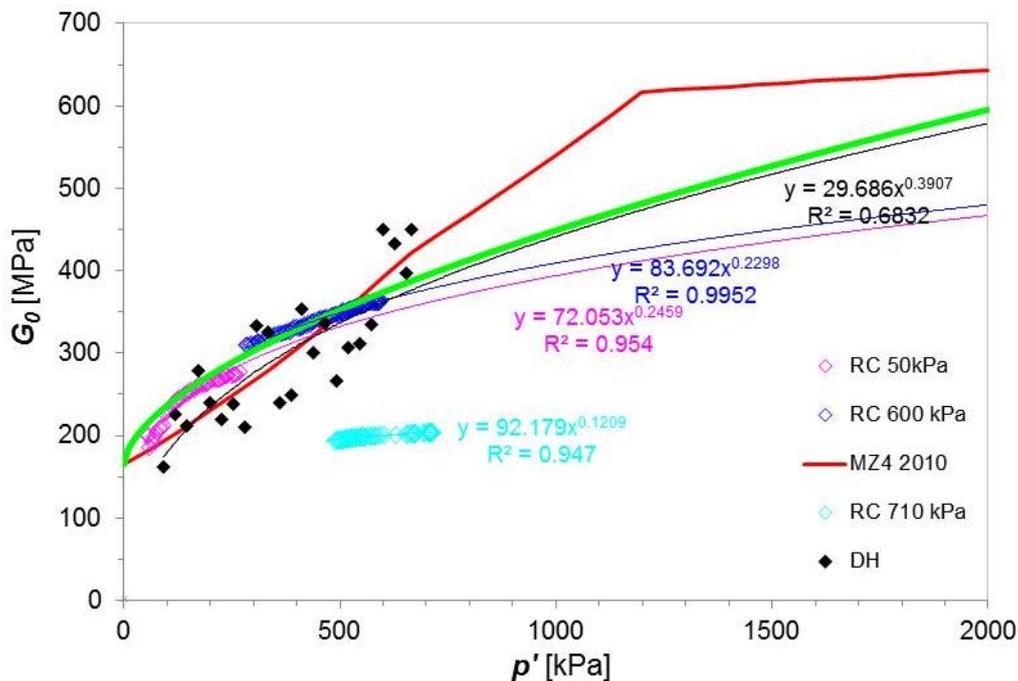


Figura III.29 Legge di variazione di G_0 con la tensione media efficace, p'

I valori ottenuti in laboratorio mediamente concordano con quanto misurato da prove fino a valori di $p'=600$ kPa. Non altrettanto accade per i risultati delle prove di laboratorio condotte in ambito micro-zonazione che tuttavia si riferiscono a campioni prelevati da un fronte di limo in località Poggio Licenze. Le curve ottenute estrapolando i valori da prova RC a 50 e 600kPa (curve RC) sono

sostanzialmente parallele, coincidenti a meno di uno scarto medio di 20kPa. Per valori di p' maggiori di 600kPa, evolvono con gradiente nettamente inferiore a quello del profilo adottato per la micro-zonazione (curva *MS-AQ*).

Nel nostro caso, quindi, si è preferito assumere un andamento che per $p' < 600\text{kPa}$ interpretasse bene i valori ottenuti da prova *RC* e confermati da misure *DH*, e per $p' > 600\text{kPa}$ assumesse valori di G_0 intermedi tra quelli definiti dalle curve *RC* e *MS-AQ*

La legge di variazione di G_0 con p' adottata nelle analisi numeriche è quindi

$$G_0 = 165 + 4.5p'^{0.5} \quad (5)$$

Riportata con linea continua in verde nella figura III.29

III.7.2 Curve $G(\gamma)$ e $D(\gamma)$ interpretate con un modello tipo sigmoide.

Il codice di calcolo utilizzato nelle analisi di risposta sismica del colle (FLAC 3D, v.5. ITASCA 2012) non consente l'immissione delle curve di decadimento, $G(\gamma)$, $D(\gamma)$, per punti. Le curve di decadimento possono essere importate in forma analitica, tarando uno dei modelli implementati nel software.

Le curve ottenute da prove di colonna risonante (*RC*) e torsione ciclica (*CTS*), per $p' = 50, 270, 600, 710\text{kPa}$, sono state, quindi, interpretate con un modello del tipo sigmoide a 4 parametri.

Le curve di variazione del fattore di smorzamento D con la deformazione angolare γ [%], invece, sono state ottenute applicando i criteri di *Masing*, così come previsto dal codice di calcolo, in modo da poter confrontare i valori sperimentali con quelli calcolati dal codice.

Il parametro x_0 della sigmoide, dimostra una variazione sensibile con p' , ed è stato usato per implementare nel codice di calcolo, la variabilità della sigmoide con la tensione media efficace p' .

La curva d'interpolazione scelta nel calcolo è quella di equazione:

$$x_0 = 0.0013p' - 1.6183 \quad (6)$$

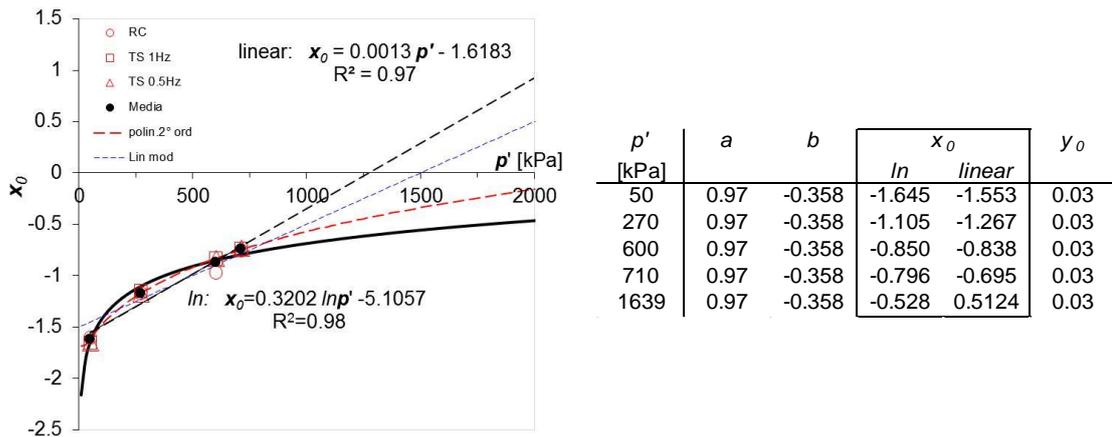


Figura III.30 Interpolazione dei valori del parametro x_0 della sigmoide

I risultati sono riportati sinteticamente in Figura III.30

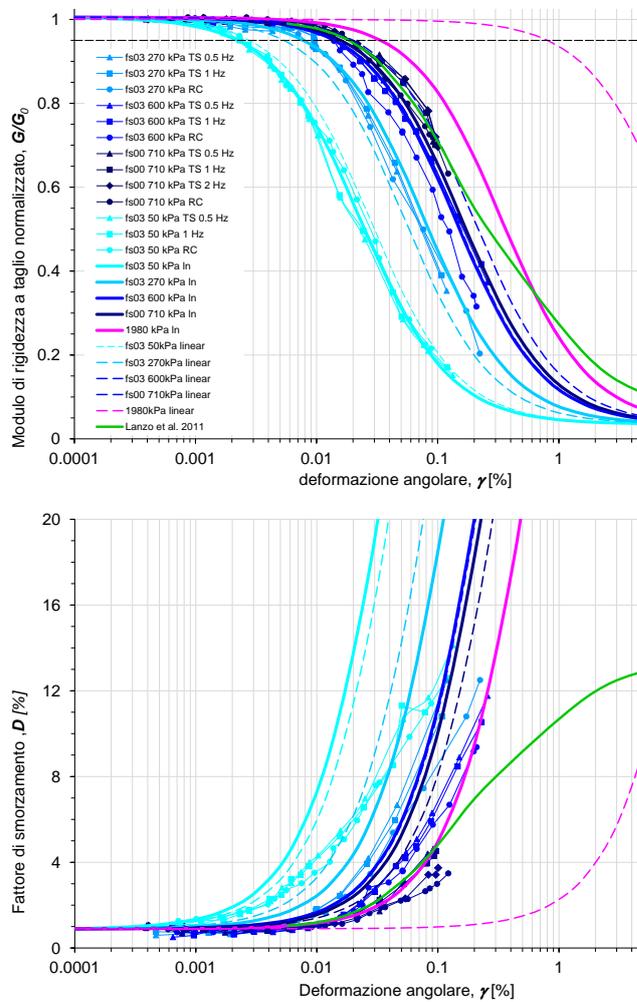


Figura III.31 Variazione del modulo di rigidezza a taglio G con γ ; punti sperimentali e modello sigmoide (linea continua e tratteggiata)

I valori dei parametri necessari per la caratterizzazione geotecnica dei materiali del modello numerico sono riportati nelle seguenti Tabelle 5a e 5b.

Tabella 5a - Caratterizzazione geotecnica dei materiali utilizzati nel modello

Materiale	γ [kN/m ³]	V_s [m/s]	ν	K_0	G_0 [MPa]	K [MPa]	α	V_p [m/s]	D_0 [%]
L Limi carbonatici di origine lacustre	18	$\text{rad}q(G/\rho)$	0.38	0.61	$165 + 4.5 \cdot p'^{0.6}$	$3.8 \cdot G$	2.30	$\alpha \cdot V_s$	0.9
B Breccia	21	800	0.36	0.56	1370	4367	2.10	1680	0.75
wM Calcareni mioceniche alterate e fratturate	22	1000	0.33	0.49	2243	5848	2.00	2000	0.75
M Calcareni mioceniche	22	1250	0.33	0.49	3504	9138	2.00	2500	0.5

Tabella 5b - Caratterizzazione geotecnica dei materiali utilizzati nel modello.

Materiale	$D(f)$		$G(\gamma), D(\gamma)$				ϕ_p' [°]	c_p' [kPa]	σ_p^t	ψ [°]
	f [Hz]	D [%]								
L Limi carbonatici di origine lacustre	Rayleigh a sing. Freq. 1.4	0.8	Sigmoid with 4 parameters (sig4) a b x_0 y_0 0.97 -0.4 0.0013 p' -1.6183 0.03 e criteri di Masing				20.34	162.3	437.8	17.16
B Breccia	Fatt. di smorz. cost $D = \pi D_0$ 1.9						-	-	-	
wM Calcareni mioceniche alterate e fratturate	-	1.9					-	-	-	
M Calcareni mioceniche	-	1.3					-	-	-	

BIBLIOGRAFIA

Borghini A., Del Monte E., Ortolani B., Vignoli A., 2011. *Studio degli effetti del sisma del 06/04/2009 sulla Frazione di Castelnuovo, Comune di San Pio delle Camere (AQ)*, Atti del XIV Convegno Nazionale ANIDIS “L’ingegneria sismica in Italia”, Bari.

Bosi C., Bertini T.; 1970. *Geologia della media valle dell’Aterno*. Mem. Soc. Geol. It., 9, 719-777.

Burland J.B., 1990. *On the compressibility and shear strength of natural clays*. Géotechnique, 40, n. 3, pp. 329-378.

Chiaradonna A., 2012. *Effetti di cavità sulla risposta sismica locale: uno studio parametrico*, Tesi di Laurea, Università degli Studi di Napoli Federico II.

Conte E., Dente G., 1993. *Effetti sismici in presenza di gallerie*, Associazione Geotecnica Italiana, Atti del XVIII Convegno Nazionale di Geotecnica, Rimini.

d’Onofrio A., Olivares L., Santucci de Magistris F., 1998. *Influence of soil structure on the behaviour of two natural stiff clays in the pre-failure range*. Proc. of the Second int. Symp. On Hard soils-soft rocks, Naples, 12-14 October 2008, pp. 497-506.

d’Onofrio A., Silvestri F., Vinale F., 1999. *New torsional shear device*. ASTM, Geotechnical Testing Journal. 22(2): 107-117.

D’Onofrio, A., Silvestri, F., 2001. *Influence of micro-structure on small-strain stiffness and damping of fine grained soils and effects on local site response*. Proc. IV International Conference on 'Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics'. S. Diego, CA. Paper 1.19.

Galli P. and Camassi R., 2009. Rapporto sugli effetti del terremoto aquilano del 6 aprile 2009, Rapporto congiunto DPC-INGV, 12 pp. http://portale.ingv.it/real-time-monitoring/quest/macrodef_sito.pdf

Geli L., Bard P.Y., Jullien B., 1988. *The effects of topography on earthquake ground motion. A review and new results*. Bulletin of the Seismological Society of America, 78 (1), 42– 63.

Gruppo di Lavoro MS–AQ, 2010. *Microzonazione sismica per la ricostruzione dell’area aquilana*. Regione Abruzzo – Dipartimento della Protezione Civile, L’Aquila, 3 vol. and Cd-rom.

Hvorslev M.J., 1940. *Preliminary draft report on the present state-of-the-art of obtaining undisturbed samples of soils*. Supplement to Proc. Purdue Conf. On Soil Mechanics and its Applications, Purdue University, Lafayette, Indiana, USA.

Hvorslev M .J., 1949. *Subsurface Exploration and Sapling of Soils for Civil Engineering Purposes*. Waterways Experimental Station, Vicksburg, USA.

ITASCA, 2005. *FLAC – Fast Lagrangian Analysis of Continua – Version 5.0. User's Guide*, Itasca Consulting Group, Minneapolis, USA.

ITASCA, 2009. *FLAC3D – Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3Dimensions – Version 4.0. User's Guide*, Itasca Consulting Group, Minneapolis, USA.

Lanzo G., Di Capua G., Kayen R.E., Kieffer D.S., Button E., Biscontin G., Scasserra G., Tommasi P., Pagliaroli A., Silvestri F., d'Onofrio A., Violante C., Simonelli A.L., Puglia R., Mylonakis G., Athanasopoulos G., Vlahakis V., Stewart J.P., 2009. *Seismological and geotechnical aspects of the Mw=6.3 l'Aquila earthquake in central Italy on 6 April 2009*. International Journal of Geoenvironment Case histories, <http://casehistories.geoengineer.org>, 1(4):206-339.

Lanzo G., Silvestri F., Costanzo A., d'Onofrio A., Martelli L., Pagliaroli A., Sica S., Simonelli A., 2011. *Site response studies and seismic microzoning in the Middle Aterno valley (L'Aquila, Central Italy)*, Bull Earthquake Eng, 9(5):1417-1442.

Landolfi L., Silvestri F., Costanzo A., 2011. *Effetti di cavità nel sottosuolo sulla risposta sismica locale: uno studio pilota ispirato al caso di Castelnuovo*. Atti del XIV Convegno Nazionale ANIDIS "L'ingegneria sismica in Italia", Bari.

Lee V.W., Karl J., 1992. *Diffraction of SV waves by underground cylindrical, circular cavities*, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 11:445-456.

Rampello S., Silvestri F., Viggiani G., 1994. *The dipendence of small stress strain stiffness on stress state and history for fine grained soils: the example of Vallericca clay*. Proc. of Intern. Symp. On Pre-failure deformation of geomaterials, IS-Hokkaido, 1, 273-279, Balkema.

Shibuya S., Mitachi T., Fukuda F., Degoshi T., 1995. *Strain rate effects on shear modulus and damping of normally consolidated clay*. Geotechnical Testing Journal, 18(3): 365-375.

Skempton A.W. 1964. *Long term stability of clay slopes*. 4th Rankine Lecture, Géotechnique, 14, pp. 77-101.

Tommasi P., 2010. *Personal communication*.

CAPITOLO IV

IL MOTO SISMICO DI RIFERIMENTO.

IV.1 Evento del 6 Aprile del 2009

Il moto sismico di riferimento per l'analisi di scenario al sito di Castelnuovo è l'evento principale (*mainshock*) della sequenza sismica che ha interessato l'area Aquilana nel 2009.

Il terremoto del 6 Aprile 2009, $M_w = 6.3$, è stato originato dalla rottura di una faglia *diretta*, poco profonda (profondità ipocentrale, $R_{ipo} = 9.5\text{km}$), orientata circa 140° N, in direzione *NW-SE*, con meccanismo coerente con la maggioranza delle strutture sismogenetiche individuabili nella stessa area (GEER Report, 2009).

Gli studi successivi (Cirella et al., 2009; Atzori et al., 2009; Cirella et al., 2012) hanno definito il piano di faglia, la cui proiezione in superficie (*box*) è rappresentata in Figura IV.1.

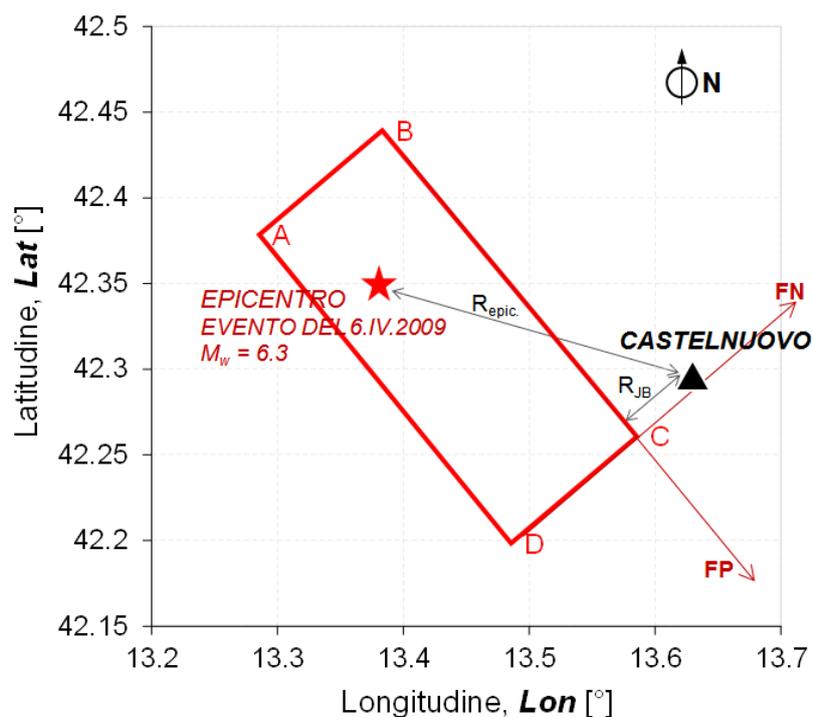


Figura IV.1. Proiezione in superficie del modello di sorgente sismica, in cui è indicata la posizione dell'epicentro del *mainshock* del 6 Aprile 2009 e del sito di Castelnuovo.

La *box* è lunga 28km (lato *AD*) e larga 17.5km (lato *DC*); la direzione di *strike*, indicata con *FP* (*Fault Parallel*) è ruotata di 133° rispetto al Nord. Rispetto alla sorgente sismica, il sito di Castelnuovo ha distanza epicentrale, $R_{epic.}=25\text{km}$, e distanza dalla *box*, o distanza di *Joyner & Boore*, $R_{JB}= 5.3\text{km}$ (Figura IV.1).

L'assunzione di una sorgente non puntiforme è necessaria per la ricostruzione del moto sismico al sito di Castelnuovo attraverso la relazione d'attenuazione scelta (cfr. §IV.2.2), che per eventi di magnitudo elevata ($M_w \geq 5.5$), dipende dalla distanza R_{JB} . Inoltre, l'orientamento della *box* rispetto al Nord, definito dalla direzione di *strike* (*FP*, in Figura IV.1), è importante per la valutazione degli effetti di direttività, che hanno caratterizzato questo evento sismico.

Caratteristici di faglie superficiali, gli effetti di direttività sono riscontrabili in tutti quegli eventi in cui il fenomeno di rottura, che origina il sisma, si sviluppa sulla superficie di faglia lungo una direzione preferenziale, con velocità circa uguale alla velocità di propagazione delle onde di taglio nei materiali attraversati dalla perturbazione sismica. In queste circostanze, il moto sismico nei siti posti in prossimità della faglia (condizioni *near-fault*) è caratterizzato dalla presenza di una componente impulsiva, a bassa frequenza, a cui compete la quasi totalità dell'energia trasmessa dal sisma (Somerville et al. 1997). L'energia trasportata dall'impulso è generalmente polarizzata nella direzione *FP*.

L'effetto della direttività è evidente nelle registrazioni dell'evento acquisite dalle stazioni della rete accelerometrica nazionale (R.A.N) presenti nella valle Aterno, soprattutto in quelle poste in prossimità o in corrispondenza della faglia (Lanzo et al., 2012).

In questo studio, per massimizzare gli effetti di direttività, sia l'accelerogramma scelto (cfr. §IV.2.1) che il modello tridimensionale costruito per l'analisi di risposta sismica del colle di Castelnuovo (cfr. §V.2) sono stati orientati secondo le direzioni *FP* e *FN*.

IV.2 Ricostruzione del moto sismico al sito di Castelnuovo

IV.2.1 Scelta della stazione per l'acquisizione dell'accelerogramma

Per la definizione del moto sismico di riferimento è stata considerata la registrazione dell'evento effettuata nella stazione R.A.N. di *Colle Grilli*, siglata con AQG. La stazione AQG appartiene al gruppo di sei stazioni della rete accelerometrica nazionale, installate lungo la sezione trasversale SW-NE della valle Aterno (Figura IV.2) e situate in prossimità dell'epicentro del *mainshock*, all'interno della faglia, secondo il modello adottato in questo studio (Cirella et al., 2009).

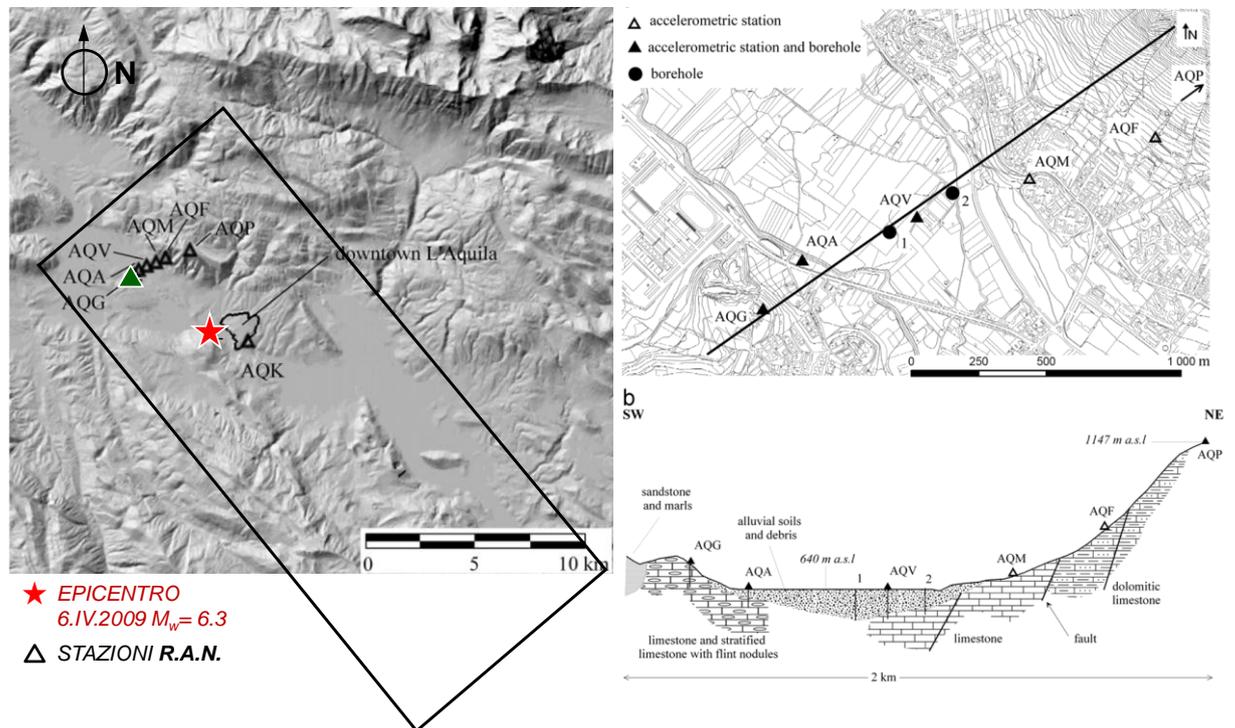


Figura IV.2. Stazioni della rete accelerometrica nazionale dislocate nella valle Aterno (modificata da Lanzo et al., 2012).

Delle quattro stazioni (AQG, AQM, AQF e AQP) situate sull'affioramento della formazione calcarea sottostante i sedimenti della valle Aterno, soltanto AQG ha registrato il *mainshock*.

Inoltre, per il sito d'installazione di AQG esiste una caratterizzazione geotecnica dinamica, basata sia su prove in foro (*Down Hole*) sia su misure in superficie (misure di micro-tremori ed elaborazioni *HVSR*), e disponibile sul database

accelerometrico nazionale ITACA (Working Group ITACA, 2010), che rende possibile la stima di eventuali effetti di amplificazione stratigrafica sul segnale accelerometrico selezionato per le analisi numeriche.

IV.2.2 Analisi degli accelerogrammi relativi all'evento del 6 Aprile 2009 registrati in AQG

L'accelerogramma dell'evento del 6 Aprile 2009, necessario alla ricostruzione del moto sismico al sito di Castelnuovo, è stato preso dal database ITACA (Working Group ITACA, 2010). Le componenti NS ed EW del segnale sono state composte vettorialmente e l'accelerogramma risultante è stato proiettato lungo le direzioni orientate FP e FN.

Il database ITACA (Working Group ITACA, 2010) fornisce segnali già corretti secondo una procedura standardizzata (Paolucci et al. 2011). Tuttavia, la traccia accelerometrica dell'evento selezionato ha una durata complessiva di 74s, che rappresenta un onere temporale notevole, ai fini delle analisi numeriche su modello tridimensionale¹. Si è reso necessario, quindi, limitare la durata del segnale, individuando la finestra temporale in cui esso esprime la maggior parte del suo contenuto energetico. A tal fine è stata calcolata la *durata significativa*, $D_{1.99}$, definita come l'intervallo temporale in cui si concentra il 98% dell'energia cumulata, rappresentata col parametro integrale *Intensità di Arias*:

$$I_a = \frac{\pi}{2g} \int_0^{\infty} a^2(t) \cdot dt \quad (IV.1)$$

in cui $a(t)$ è la storia temporale delle accelerazioni.

La durata significativa calcolata è di 12.45s. Il segnale è stato, quindi, *finestrato* tra 31 e 45s, eliminando la quasi totalità del silenzio iniziale, e limitandone la durata effettiva a 14s.

Per correggere gli effetti della finestratura e limitare il contenuto in frequenze del segnale coerentemente con i limiti imposti dal modello numerico (cfr. § V.3.1), è stato applicato un filtro passa-banda (0.10-15Hz) tipo *Butterworth* del 2°ordine. Il

¹ Le elaborazioni, infatti, su un comune PC hanno richiesto dalle 9 alle 12 ore per ogni secondo di accelerogramma applicato.

limite inferiore della banda passante è stato scelto per attenuare le armoniche a bassa frequenza comparse in seguito alla finestratura del segnale. Il limite superiore, invece, è definito dalla discretizzazione del modello numerico, come verrà chiarito in seguito (cfr. § V.3.1).

Gli accelerogrammi modificati sono rappresentati in Figura IV.3. con i rispettivi spettri di Fourier, rappresentati sia in forma originaria che dopo aver applicato uno *smoothing* allo scopo di individuare più facilmente le frequenze dominanti.

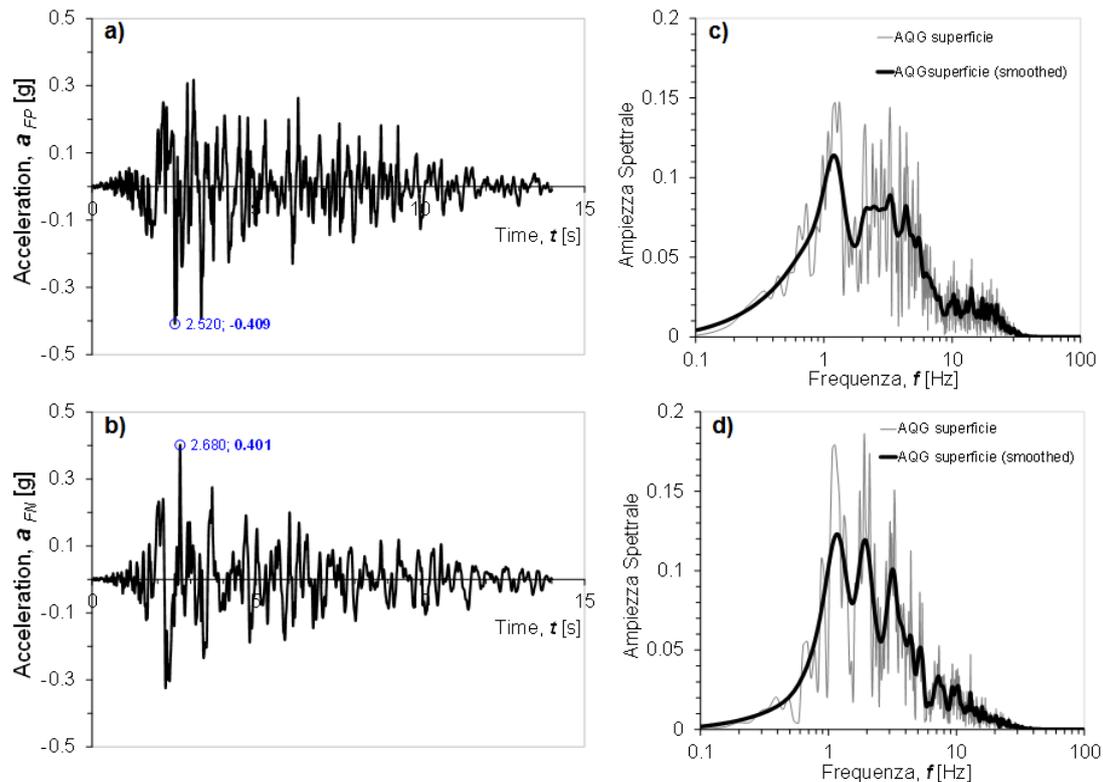


Figura IV.3. Accelerogrammi e spettri di Fourier delle componenti FN e FP del segnale corretto.

In entrambi gli accelerogrammi, il picco di accelerazione (*PGA*) si verifica nei primi secondi del segnale: a 2.52s per la componente FP, con un valore di 0.409g, e a 2.68s per la componente FN, con un valore di 0.401g. Il contenuto in frequenza (Figura IV.3 c-d) è caratterizzato, in entrambe le direzioni, dalla prevalenza delle armoniche comprese tra 1 e 6Hz. In direzione FP, per effetto della direttività, predomina il picco della componente impulsiva ad 1Hz caratteristica del meccanismo di sorgente (Baker, 2007; Chioccarelli et al. 2010), riconoscibile, in maniera meno evidente, anche sulla componente FN.

IV.2.3 Deconvoluzione del segnale registrato in AQG

La stazione AQG è posta sulla sommità di un rilievo costituito da calcari alterati e fratturati (Figura IV.4 **a1**, **a2**). Il profilo di velocità delle onde di taglio, V_S , ottenuto da una prova Down Hole (Figura IV.4 **c**) spinta fino a 38m di profondità, fornisce valori variabili da un minimo di 500m/s in superficie ad un massimo di 975m/s a 25m di profondità, ma non permette di individuare con certezza un bedrock nell'ambito delle profondità esplorate.

Il sottosuolo su cui è situata la stazione, quindi, non rientra appieno nella definizione rigorosa di affioramento roccioso (*rock outcrop*); ciò significa che, le registrazioni effettuate in AQG possono essere affette da amplificazione stratigrafica e topografica. Tuttavia, essendo la pendenza media del versante più acclive pari a 11° (Figura IV.4 **b**), minore del valore limite di normativa (15° , categoria *TI*), si esclude, almeno in prima approssimazione la possibilità di un aggravio di amplificazione indotto dalla morfologia superficiale (Figura IV.4 **b**).

Ai fini della ricostruzione del moto sismico al sito in esame, è necessario disporre di un segnale accelerometrico depurato anche degli effetti di amplificazione stratigrafica. Per questo motivo l'accelerogramma registrato in superficie è stato deconvoluto al bedrock.

Per operare la deconvoluzione del segnale, è stato necessario definire un modello di sottosuolo, ed innanzitutto ipotizzare una profondità di rinvenimento del substrato roccioso di base. A tal fine, è stato utilizzato il valore della frequenza propria di vibrazione del banco ricavata da elaborazioni di misure di micro-tremori (scheda ITACA, Working Group ITACA, 2010). La funzione di amplificazione da HVSR (rif) relativa al sito in esame, analizzata secondo i criteri SESAME (2004), individua una frequenza propria di vibrazione del sottosuolo $f_0=5.69\text{Hz}$ (Figura IV.4 **d**).

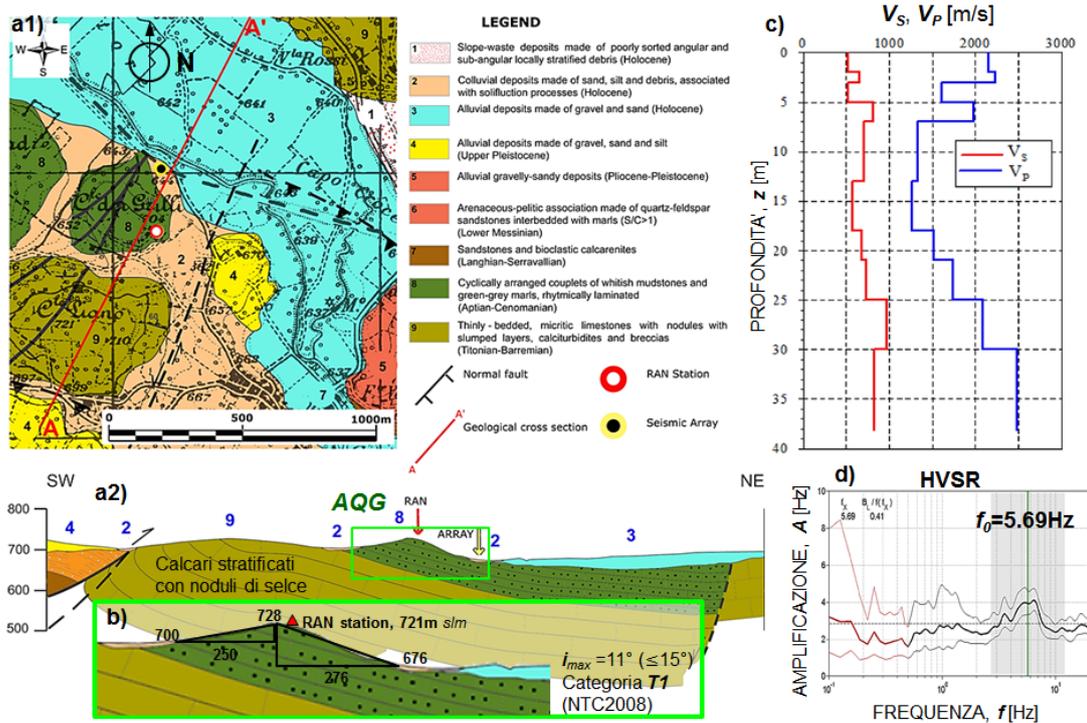


Figura IV.4. Sintesi della scheda di caratterizzazione ITACA: **a1)** inquadramento geologico, **a2)** sezione geologica che intercetta il rilievo su cui è situata AQG, **b)** particolare della sezione geologica con le livellette medie dei versanti SW e NE; **c)** profili di velocità delle onde S e P da prove DH; **d)** funzione di amplificazione da HVSR ed interpretazione secondo i criteri SESAME. (modificata da Working Group Itaca, 2010)

Sulla base di questa informazione, sono state eseguite analisi di risposta sismica 1D, con il codice di calcolo EERA (Bardet et al. 2000) in ipotesi di materiali a comportamento visco-elastico lineare, variando la profondità del *bedrock* fino ad ottenere un modello di sottosuolo con frequenza propria prossima a 5.69Hz.

Il modello di sottosuolo è, quindi, costituito da un banco omogeneo di calcari alterati e fratturati di spessore $H= 25$ m, e sovrastanti un substrato calcareo più rigido, assunto quale *bedrock* sismico (Figura IV.5). Il profilo di velocità delle onde di taglio, V_S , per i calcari alterati è quello ottenuto da misure Down Hole fino alla profondità $z= 25$ m, coerentemente con studi precedenti (Lanzo et al., 2012)

I parametri del modello geotecnico sono sintetizzati in Tabella IV.1.

Tabella IV.1. Parametri del modello di sottosuolo.

Terreni	γ [kN/m ³]	V_s [m/s]	D_0 [%]
<i>Calcari alterati e fratturati</i>	20	500-975	0.75
<i>Calcari</i>	22	975	0.5

Ai calcari alterati è stato assegnato il valore del fattore di smorzamento a piccole deformazioni, D_0 , adottato per i conglomerati pleistocenici sepolti (*cglp-s*) caratterizzati in ambito di micro-zonazione sismica della conca Aquilana (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010).

Il modello geotecnico usato per la deconvoluzione è stato completato assegnando le curve di non linearità $G(\gamma)$, $D(\gamma)$, dei conglomerati sepolti (*cglp-s*, Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010).

L'accelerogramma dell'evento del 6 Aprile 2009 registrato in AQG e proiettato nelle direzioni parallela, FP , e normale, FN , alla direzione di *strike* della faglia è stato quindi, deconvoluto al bedrock come rappresentato in Figura IV.5.

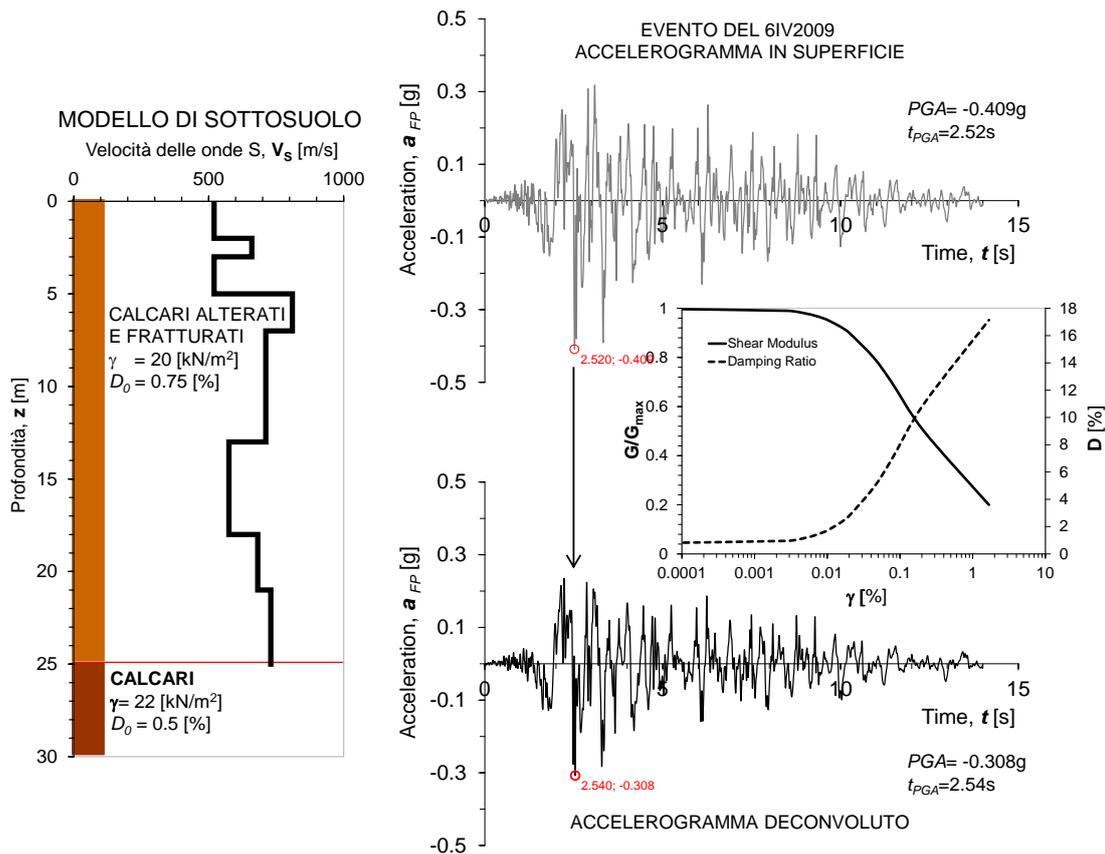


Figura IV.5. Deconvoluzione della componente FP registrata in AQG il 6 Aprile 2009. Si riportano: il modello di sottosuolo utilizzato, le curve di non linearità $G(\gamma)$, $D(\gamma)$ e gli accelerogrammi registrato e deconvoluto.

In Figura IV.6 sono sinteticamente rappresentati i risultati della deconvoluzione nelle direzioni FP e FN. Le tracce accelerometriche dei segnali calcolati sono confrontati con quelli originali (Figura IV.6 **a-b**). I corrispondenti spettri di Fourier sono confrontati con la funzione di amplificazione del sito (assi di riferimento in blu, Figura IV.6 **c-d**).

A fronte di un'attenuazione dell'accelerazione massima (PGA), che per la componente FP passa da 0.409g a 0.308g e per la componente FN da 0.401g a 0.307g, non si ha una sostanziale modifica del contenuto in frequenza del segnale (Figura IV.6). La prima frequenza di risonanza del banco è 7Hz, maggiore della frequenza naturale di vibrazione ottenuta da misure di micro-tremori ($f_0 = 5.69\text{Hz}$), ma compresa nell'intervallo individuato applicando i criteri SESAME ($f = 3\text{-}10\text{Hz}$ in Figura IV.4 **d** - SESAME, 2004), coerentemente con quanto mostrato in studi precedenti (Lanzo et al, 2012). Le armoniche con frequenza compresa

nell'intervallo 2-9Hz subiscono un'attenuazione mediamente del 10%, mentre la frequenza predominante del segnale, $f_0=1\text{Hz}$, non risulta attenuata.

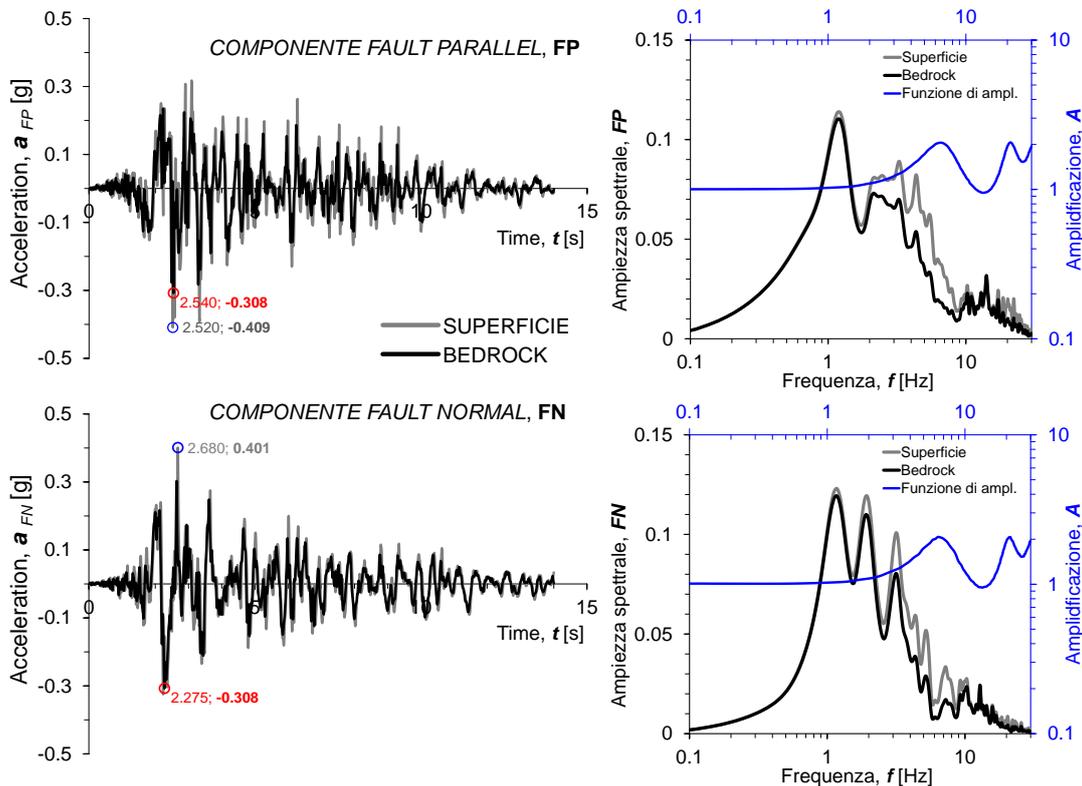


Figura IV.6. Evento del 6 Aprile 2009: confronto, nel dominio del tempo (accelerogrammi) e delle frequenze (spettri di Fourier) tra i segnali registrati e deconvolti.

Esprimendo il contenuto energetico del segnale attraverso il parametro integrale intensità di Housner, HI , calcolata negli intervalli di periodo $T=0.1-0.5\text{s}$ e $T=0.7-1.3\text{s}^2$ la variazione del contenuto energetico conseguente alla deconvoluzione può essere stimata calcolando il rapporto tra i valori di HI del segnale deconvolto e quello in superficie. Con riferimento alla Figura IV.7 **a-b**, in cui è rappresentato il confronto tra gli spettri di pseudo-velocità, PSV , dei segnali registrati e deconvolti, si osserva che il segnale deconvolto subisce una variazione sensibile dell'intensità di Housner (area che sottende la curva di PSV negli intervalli indicati in Figura IV.7 **a-b**) soltanto nell'intervallo d'integrazione 0.1-0.5s, in cui si ha una diminuzione del 20% in direzione FP e del 16% in direzione

² nel primo intervallo ricade mediamente il periodo del modo principale di vibrazione della tipologia strutturale ricorrente nell'edificio storico di Castelnuovo. Nel secondo, ricade il periodo proprio di vibrazione del colle, stimato da misure di micro-tremori ed *aftershock* (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010)

FN. Nell'intervallo d'integrazione 0.7-1.3s, *HI* varia del 3% in entrambe le direzioni, restando praticamente invariata.

L'amplificazione stratigrafica, quindi, incide in misura ridotta sulle frequenze medio-alte (intervallo $T= 0.1-0.5s$) ma non modifica la componente impulsiva. Il segnale non subisce infatti variazioni sostanziali nell'intervallo di frequenze medio-basse ($T= 0.7-1.3s$), dove ricadono sia la frequenza caratteristica dell'impulso, sia quella naturale di vibrazione del colle di Castelnuovo (dell'ordine di 1Hz, come mostrano i rapporti spettrali HVSR riportati nel §I.1).

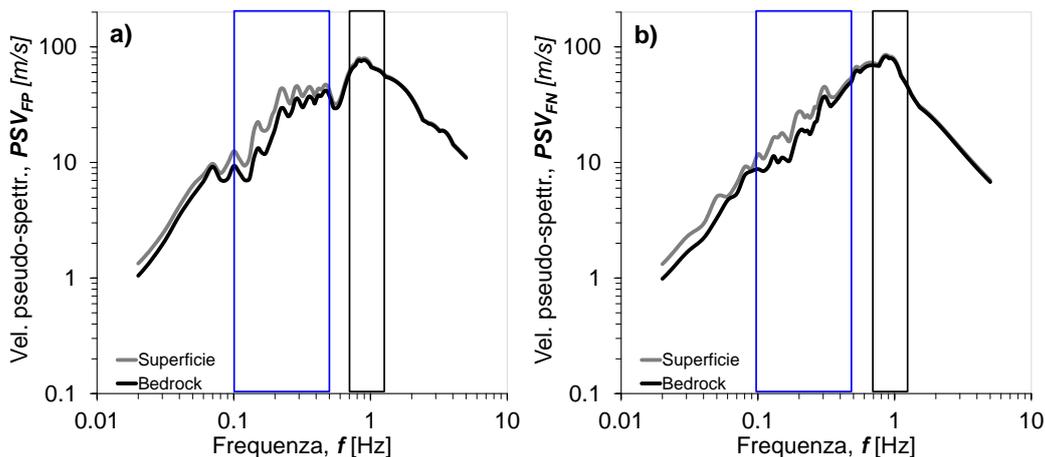


Figura IV.7. Confronto tra gli spettri in pseudo-velocità dei segnali deconvoluto ed originario, nelle componenti FP **a)** e FN **b)**. Sono stati riportati gli intervalli di integrazione per il calcolo dell'intensità di Housner (0.1-0.5s in blu e 0.7-1.3s in nero).

IV.2.4 Ricostruzione del segnale sismico al sito di Castelnuovo

Il moto sismico al sito di Castelnuovo è stato ricostruito scalando in ampiezza il segnale deconvoluto in AQG con la legge d'attenuazione ITA10 (Bindi et al. 2010), tarata sul database accelerometrico nazionale ITACA (Working Group ITACA, 2010), aggiornato ai dati della sequenza sismica Aquilana.

Si suppone, quindi, che questa relazione sia maggiormente rappresentativa della reale attenuazione verificatasi nella valle Aterno, rispetto ad altre correlazioni a carattere regionale che non includono gli eventi Aquilani del 2009.

Per verificare quest'ipotesi, è stato eseguito un confronto con la legge di attenuazione di Sabetta e Pugliese (1996), utilizzata nella redazione della carta di pericolosità sismica del territorio nazionale.

Le relazioni d'attenuazione del gruppo ITA10 esprimono la variazione dei valori di picco e spettrali, in accelerazione (PGA , PSA) e velocità (PGV , PSV), della componente orizzontale e verticale del moto sismico in superficie, in funzione della magnitudo dell'evento, M , e della distanza sito-sorgente, R , includendo la variabilità connessa con eventuali effetti di sito.

La componente orizzontale è rappresentata dalla media geometrica ($GeomH$) dei valori di picco e spettrali, relativi alle direzioni orientate NS, EW, in cui vengono forniti i dati accelerometrici, nel database.

Le equazioni sono ottenute per regressione dei dati relativi a una selezione di 99 eventi con magnitudo momento, M_w , compresa tra 4.1 e 6.9, distanza sito sorgente, R , minore di 200km e profondità ipocentrale minore di 30km. La distanza R è quella dalla proiezione in superficie del piano di faglia, o distanza di *Joyner & Boore*, R_{JB} , oppure, la distanza epicentrale, $R_{epic.}$, laddove non è definita la geometria della faglia (generalmente eventi con $M_w < 5.5$).

Il gruppo di relazioni d'attenuazione di Sabetta & Pugliese (1996), che indicheremo con SP96, si riferiscono al massimo dei valori di picco e spettrali, in accelerazione (PGA , PSA) e velocità (PGV , PSV), delle componenti orizzontali e della componente verticale del moto sismico in superficie. Le relazioni si riferiscono a un database di 17 eventi, selezionati nel catalogo parametrico dei terremoti italiani CPT01, con magnitudo, M , compresa tra 4.4 e 6.8 e distanze sito-sorgente minori di 100km. La relazione fa generalmente riferimento alla magnitudo delle onde di superficie, M_S , dato che non tutti gli eventi del catalogo CPT01 sono caratterizzati in termini di magnitudo momento, M_w . In particolar modo quelli di magnitudo minore di 5.5, per i quali viene considerato il valore di magnitudo locale, M_L . La distanza sito sorgente è R_{JB} per eventi di magnitudo $M_S > 5.5$, laddove sia stata definita la box di faglia, e $R_{epic.}$ per eventi con $M_S < 5.5$, per i quali generalmente non viene definita la geometria della sorgente.

Nel confronto tra le due leggi d'attenuazione è stata considerata la correlazione tra M_S e M_w adottata nella redazione della mappa di pericolosità sismica del territorio nazionale ed ottenuta selezionando eventi in cui fossero disponibili entrambi i valori:

$$M_w = 0.673M_s - 1.938 \quad (\text{IV.2})$$

La (IV.2) è valida per $M_s < 6.0$. Per $M_s > 6.0$, essa assume $M_w = M_s$.

Considerando però che, per valori elevati, la magnitudo delle onde di superficie tende a saturare, si ritiene che questa relazione possa essere valida solo per valori di M_s (o di M_w) minori di 7. Nel caso in esame il *mainshock* ha $M_w = 6.3$, e quindi si ritiene valida la (IV.2).

In Figura IV.8 a è rappresentato il confronto tra ITA10 e SP96, rispetto al dato relativo all'evento del 6 Aprile 2009, rappresentato dalla media geometrica delle *PGA* nelle componenti *NS* ed *EW* (PGA_{GeomH}) per il confronto con ITA10, e dalla maggiore delle due *PGA* ($maxPGA$, tra *NS* ed *EW*) per il confronto con SP96.

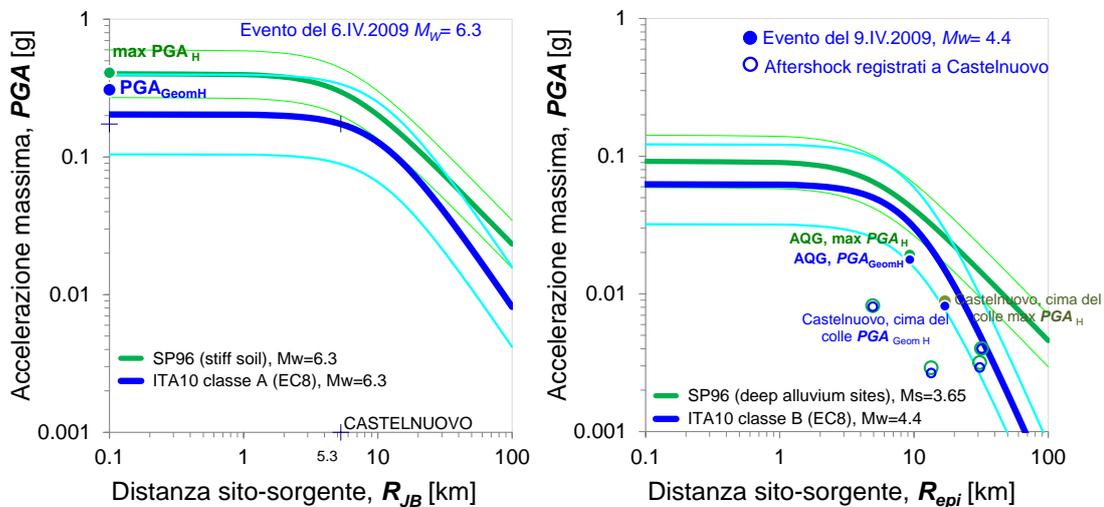


Figura IV.8. Confronto tra ITA10 e SP96 per eventi di magnitudo 6.3 **a)** e 4.4 **b)**. sono riportati i valori di PGA_{GeomH} e $maxPGA$ relativi al *mainshock* **a)** e agli *aftershock* registrati a Castelnuovo **b)**.

La legge ITA10 sottostima la *PGA* dell'evento, che resta comunque compresa nella variabilità statistica definita da una deviazione standard ($+\sigma$). La SP96, invece, interpreta perfettamente il dato.

Per capire quanto le due leggi siano in grado di interpretare l'attenuazione al sito di Castelnuovo, in mancanza di registrazioni del *mainshock* effettuate in prossimità del colle, ci si è avvalsi di registrazioni di *aftershock* effettuate dalla stazione di rete mobile AGFZ04, in sommità al colle di Castelnuovo (Ameri et al. 2011). Tra questi eventi sono stati selezionati quelli di magnitudo $M_w = 4.4$, tra cui rientra l'evento del 9 Aprile 2009 (ore 3.14.36) contemporaneamente registrato

dalla stazione AQG. In Figura IV.8 **b** è riportato il confronto tra le due leggi d'attenuazione e i valori di PGA (PGA_{GeomH} e $maxPGA$) ottenute dai dati accelerometrici degli *aftershock*. Le leggi d'attenuazione sono state corrette per tener conto degli effetti di sito, essendo Castelnuovo classificabile sulla base della V_{S30} come sottosuolo di classe B (EC8) per ITA10 e sulla base della V_{Smedia} come *deep alluvium site* secondo la classificazione adottata in SP96. Si osserva che la legge d'attenuazione ITA10 decade con la distanza con un gradiente maggiore rispetto a SP96, interpretando bene quasi tutti i valori di PGA_{GeomH} degli eventi selezionati, inclusi quelli registrati in AQG. La relazione di SP96, invece, sovrastima significativamente i valori di accelerazione ($maxPGA$). Si conferma la maggiore capacità di ITA10 di interpretare l'attenuazione verificata nella valle Aterno.

Confrontando gli spettri di risposta in pseudo-accelerazione (PSA) e pseudo-velocità (PSV) proposti dalle due leggi d'attenuazione, con i corrispondenti spettri ricavati dalla registrazione del *mainshock* effettuata in AQG (Figura IV.9), si può notare che SP96 tende a sovrastimare i valori reali su quasi tutto l'intervallo di periodi. Sia in termini di pseudo-accelerazione (Figura IV.9 **b**), sia in termini di pseudo-velocità (Figura IV.9 **d**), le ordinate spettrali sono al più comprese entro il limite inferiore definito da una deviazione standard.

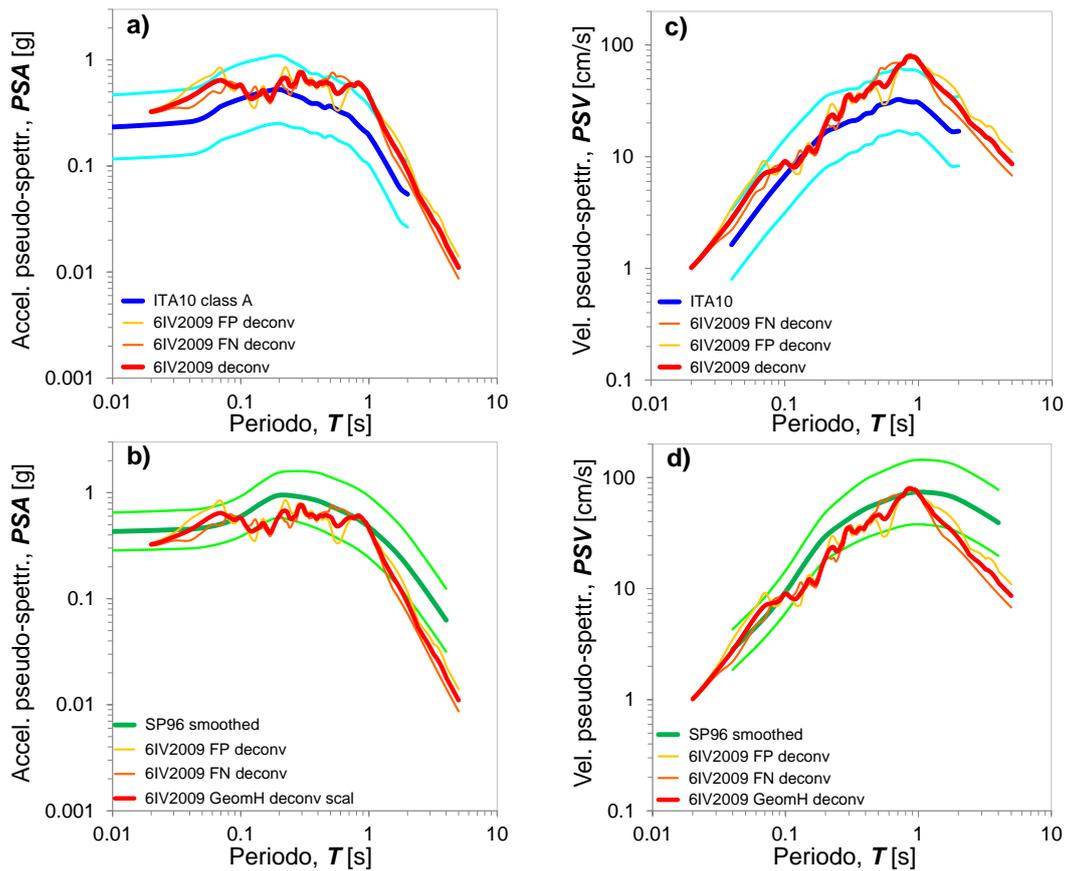


Figura IV.9. Confronto tra gli spettri di risposta in pseudo-accelerazione (*PSA*), e pseudo velocità (*PSV*), rispettivamente per la legge d'attenuazione ITA10 (a-c) e per SP96 (b-d), relativi al *mainshock* del 6 Aprile 2009, ed i corrispondenti spettri dell'accelerogramma deconvoluto in AQG.

Gli spettri di risposta ITA10 (Figura IV.9 a-c), invece, sottostimano i valori reali. In entrambe i casi (PSA e PSV), le ordinate spettrali, restano comunque comprese nell'intervallo definito da una deviazione standard, su tutto il campo di periodi della legge d'attenuazione. Lo spettro di risposta in termini di pseudo-velocità proposto da SP96 (Figura IV.9 d) coglie il valore di picco ad 1Hz, il che contrasta con l'atipicità dell'evento, che non è incluso nel database di derivazione della legge d'attenuazione. Il picco a 1Hz è indotto dalla componente impulsiva ed è quindi una peculiarità di quest'evento. Infatti, la SP96 pur cogliendo il valore di picco, sovrastima quasi tutte le restanti ordinate spettrali. La legge d'attenuazione ITA10, invece, sembra assecondare la singolarità del picco a 1Hz, a meno del quale essa interpreta bene l'andamento dei valori di PSA e PSV.

Dall'accelerogramma deconvoluto è stata inoltre estratta la componente impulsiva attraverso la procedura proposta da Baker (2007), ricavando l'accelerogramma residuo, come mostrato in Figura ... (aggiungerla)

Si osserva che la legge d'attenuazione ITA10 interpreta bene l'andamento dello spettro di risposta dell'accelerogramma residuo, sia in termini di pseudo-accelerazione (Figura IV.10 a), che in termini di pseudo-velocità (Figura IV.10 c). In particolar modo, essa coglie perfettamente il valore della *PGA* dell'accelerogramma residuo (Figura IV.10 a).

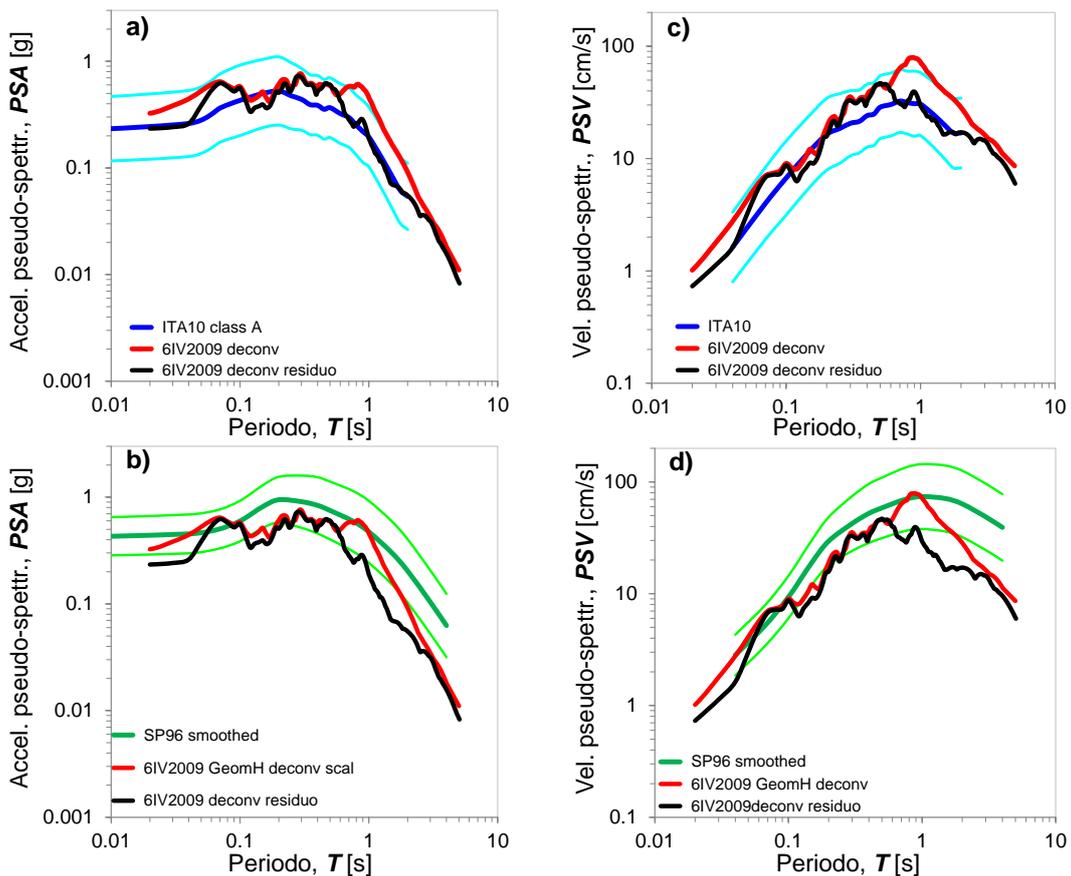


Figura IV.10. Confronto tra gli spettri di risposta in pseudo-accelerazione e pseudo-velocità della componente residua dell'accelerogramma deconvoluto in AQG ed i corrispondenti spettri calcolati con ITA10 e SP96.

Come prevedibile, invece, SP96 sovrastima ampiamente le ordinate spettrali del segnale residuo, che per periodi $T > 0.6s$ sono al di sotto del margine di una deviazione standard.

Per questi motivi si è ritenuto opportuno scalare in ampiezza il segnale deconvoluto in AQG con la legge d'attenuazione ITA10.

In base alla legge d'attenuazione ITA10, l'accelerazione massima del *mainshock* ($M_w = 6.3$) al sito di Castelnuovo ($R_{JB} = 5.3\text{km}$) è pari a 0.173g.

Per avere indicazioni di massima sulla necessità di modificare il contenuto in frequenze e la durata del segnale, è stato eseguito un confronto con le leggi d'attenuazione dei rispettivi parametri sintetici: periodo mediano, T_m e durata significativa, $D_{5.95}$.

Il periodo mediano è calcolato sullo spettro di Fourier del segnale, come:

$$T_m = \frac{\sum_{i=1}^n C_i^2 \cdot \left(\frac{1}{f_i}\right)}{\sum_{i=1}^n C_i^2} \quad (\text{IV.3})$$

con C_i = ampiezza dell'armonica di frequenza f_i , nell'ipotesi che $f_i \in [0.25, 20\text{Hz}]$, con $\Delta f \leq 0.05\text{Hz}$, condizione che garantisce la stabilità del parametro (Rathje et al., 2004).

La *durata significativa* è stata già definita nel §IV.2.1, relativamente all'intervallo 1-99% dell'intensità di Arias, I_a .

In Figura IV.11 si riportano le recenti leggi d'attenuazione di Tropeano et al. (2011), per il periodo mediano, T_m , e per la durata significativa, $D_{5.95}$, e le relazioni di letteratura le cui funzioni di regressione sono state utilizzate dagli autori per l'interpretazione di un *dataset* rappresentativo della sismicità italiana. I valori di T_m e $D_{5.95}$, calcolati per l'accelerogramma deconvoluto in AQG, sono stati riportati in figura, tenendo conto che - come precisato da Tropeano et al. (2011) - nelle leggi di Rathje et al. (2004) e Kempton & Stewart (2006) la distanza sito-sorgente è la minima distanza dal piano di faglia (*closest distance*, $R_{closest}$) e non la distanza di Joyner & Boore, R_{JB} . Le leggi d'attenuazione del periodo mediano, per l'evento in esame, $M_w = 6.3$, sottostimano il valore di T_m del segnale deconvoluto. Tuttavia, osservando l'andamento dei valori stimati, si vede che non c'è variazione sensibile del parametro entro una distanza di 10km dalla faglia. Nel caso in esame, approssimando la $R_{closest}$ con la R_{JB} , risulta una distanza sito-sorgente pari a 5.3km e, quindi, nessuna variazione di T_m . Lo stesso discorso vale per la durata significativa, dove invece le leggi d'attenuazione adottate interpretano bene i dati reali.

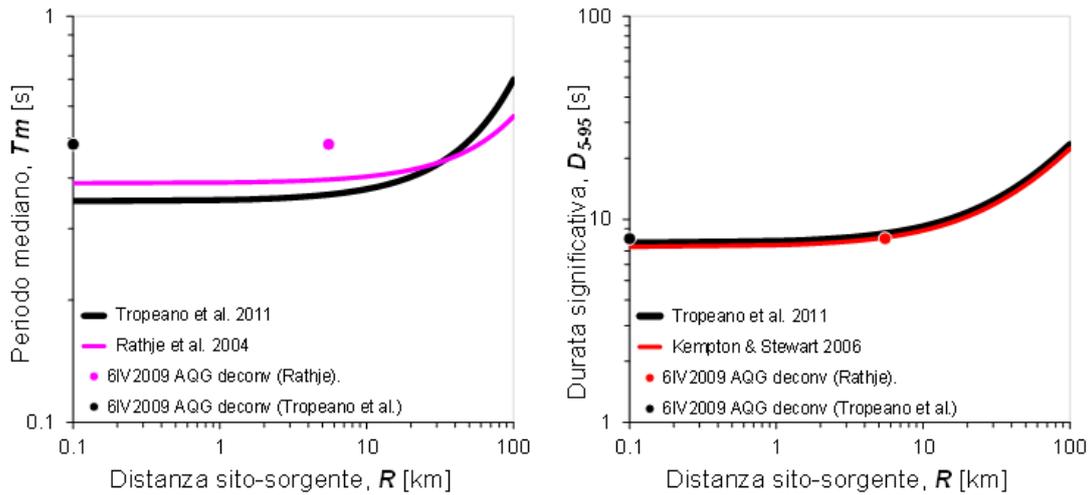


Figura IV.11. Confronto dei valori del periodo mediano, T_m , e della durata significativa, D_{5-95} , con le relative leggi d’attenuazione.

Il risultato del confronto con le leggi d’attenuazione, pur con l’approssimazione insita in questi strumenti predittivi, è coerente con quanto atteso. Data la vicinanza del sito in esame alla faglia, infatti, non si ritiene che il segnale possa aver subito variazioni di durata e contenuto in frequenza a causa della sola propagazione dalla sorgente al sito.

IV.3 Input sismico per l’analisi di risposta sismica del colle di Castelnuovo

In Figura IV.12 sono rappresentati gli accelerogrammi, entrambi scalati in ampiezza a 0.173g, e gli spettri di Fourier delle componenti FP e FN.

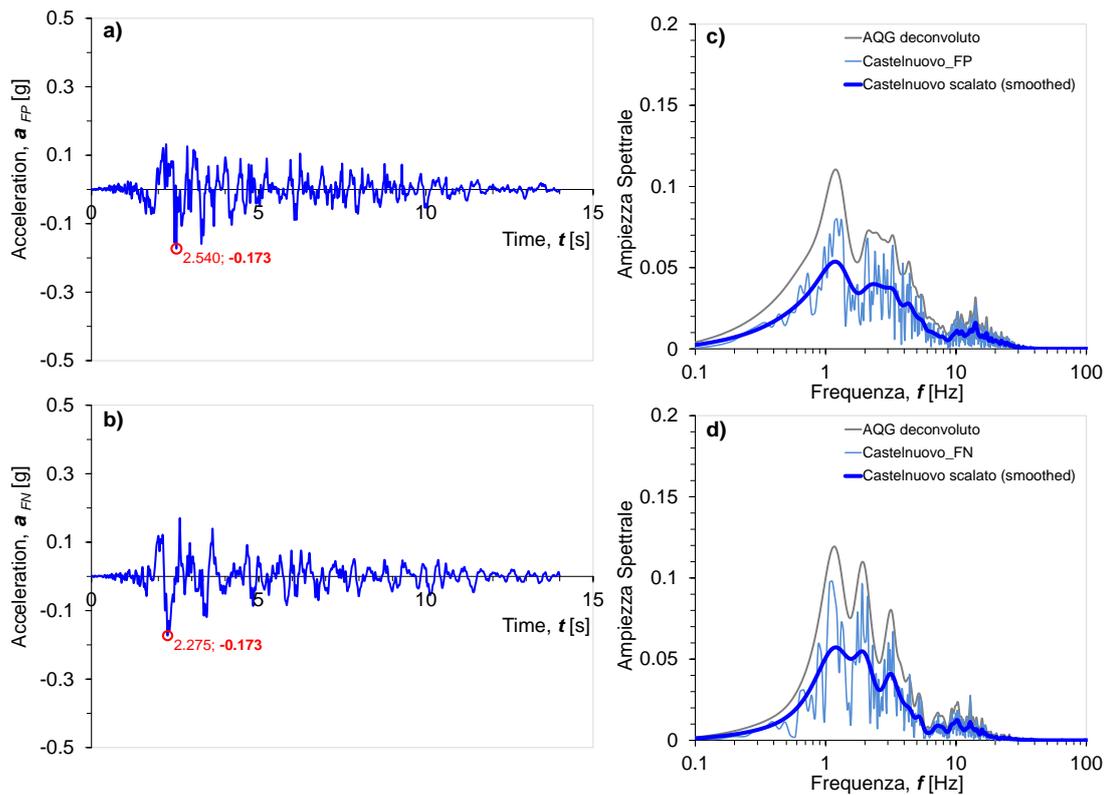


Figura IV.12. Moto sismico di riferimento al sito di Castelnuovo: accelerogrammi (a-b) e spettri di Fourier (c-d) delle componenti FP e FN.

Questi accelerogrammi naturali costituiscono l'input sismico per l'analisi di risposta sismica locale del colle di Castelnuovo.

Nella fase di validazione del modello numerico tridimensionale, atteso l'onere computazionale che comporta l'utilizzo di un accelerogramma reale, si è altresì ritenuto opportuno utilizzare un input sismico sintetico, costituito da un segnale elementare tipo wavelet, confrontabile con gli accelerogrammi naturali in termini di ampiezza massima e contenuto in frequenza.

A tal fine, tra i wavelet utilizzati nelle analisi parametriche per lo studio della risposta sismica di sottosuoli omogenei in presenza di cavità ipogee, è stato scelto quello con frequenza predominante $f_0 = 1.25\text{Hz}$, assegnandovi un'ampiezza massima pari a 0.173g (PGA del *mainshock* deconvoluto e scalato).

In Figura IV.13 è riportato il confronto tra gli accelerogrammi scalati naturali, il *wavelet* da essi estratto corrispondente alla componente impulsiva ed il *wavelet* scelto. Si osserva che il segnale elementare rappresenta bene il contenuto in frequenza dell'accelerogramma reale nell'intervallo 0.1-2Hz, in cui domina la componente impulsiva.

La forma d'onda sintetica interpreta sufficientemente bene anche la traccia accelerometrica nei primi tre secondi, cioè nella fase critica del segnale.

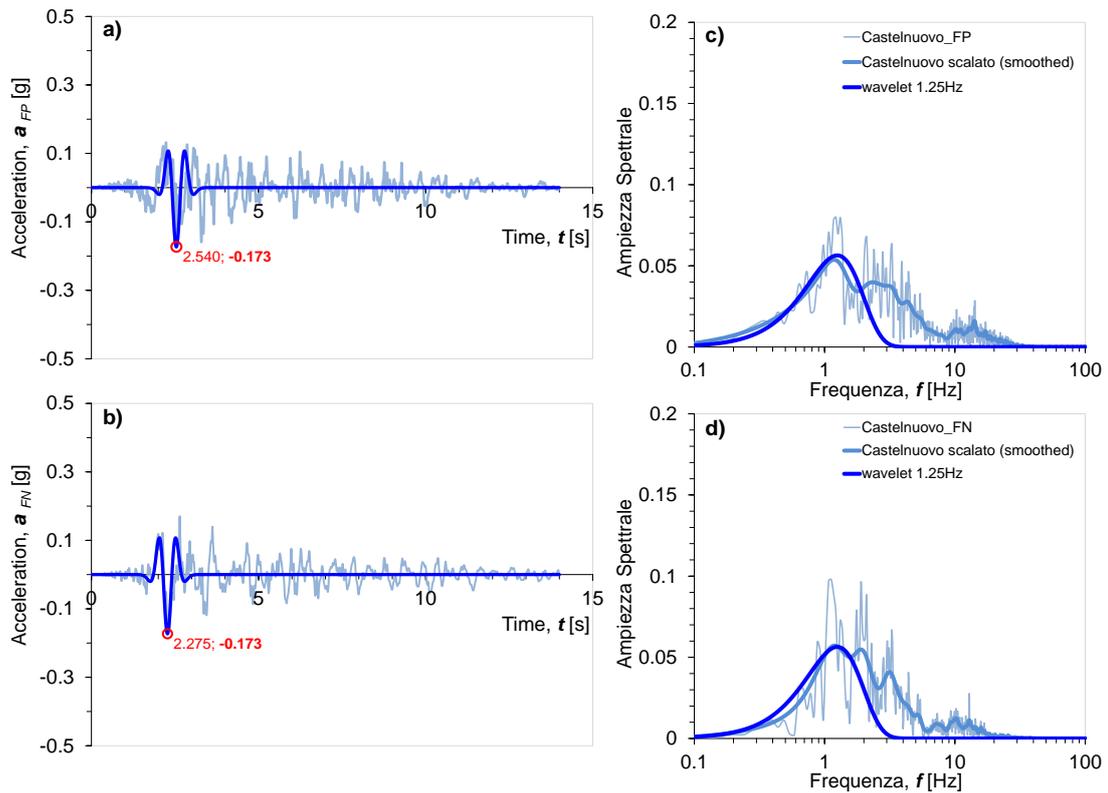


Figura IV.13. Confronto tra il segnale *naturale* (accelerogramma registrato in AQQ, deconvoluto e scalato) ed il wavelet che ne approssima le caratteristiche, nel dominio del tempo a) e b) ed in quello delle frequenze c) e d).

BIBLIOGRAFIA

Atzori S, Hunstad I, Chini M, Salvi S, Tolomei C, Bignami C, et al., 2009. *Finite fault inversion of DInSAR coseismic displacement of the 2009 L'Aquila earthquake (central Italy)*. Geophysical Research Letters 2009;36: L15305, <http://dx.doi.org/10.1029/2009GL039293>.

Baker W., 2007. *Quantitative classification of near-fault ground motions using wavelet analysis*. Bulletin of. Seismological Society of America, Vol.97, n° 5 pp. 1486-1501, October 2007..

Bardet J.P., Ichii K., Lin C.H., 2000. *EERA a Computer Program for Equivalent-linear Earthquake site Response Analyses of Layered Soil Deposits*. Univ. of Southern California, Dep. of Civil Eng.

Cirella et al. 2009

Cirrella A., Piatanesi A., Tinti E., Chini M., Cocco M., 2012. *Complexity of the rupture process during the 2009 L'Aquila (Italy) earthquake*. Geophysical Journal International (2012) 190, 607-621.

NTC 2008 - Ministero delle infrastrutture e dei trasporti. - DM 14/1/2008. *Norme Tecniche per le Costruzioni*. S.O. n. 30 - Gazzetta Ufficiale della Repubblica Italiana, No. 20 - 4/2/2008.

Paolucci R, Pacor F, Puglia R, Ameri G, Cauzzi C, Massa M, 2011. *Record processing in ITACA, the new Italian strong-motion database*. In: Akkar S, Gulkan P, Van Eck T (eds) *Earthquake data in engineering seismology. Predictive models, data management and networks* Geotechnical, Geological and Earthquake Engineering series, Vol. 14, Chapter 8. Springer, pp 99–113

SESAME, 2004, *Guidelines for the implementation of the H/V spectral ratio technique on ambient vibrations measurements, processing and interpretation*. SESAME European research project. WP12–Deliverable D23.12: <http://sesame-fp5.obs.ujf-grenoble.fr/index.htm>)

Somerville, P. G., Smith, N. F., Graves, R.W., Abrahamson, N. A., 1997. *Modification of Empirical Strong Motion Attenuation Relations to Include the Amplitude and Duration Effect of Rupture Directivity*, Seismological. Research. Letter. 68(1), 199-122

Rathje E.M., Faraj F., Russell S., Bray J. D., 2004. *Empirical Relationships for Frequency Content Parameters of Earthquake Ground Motions*. Earthquake Spectra, Volume 20, No.1, pp 119–144, February 2004

Working Group ITACA, 2010. *Data Base of the Italian strong motion records*: <http://itaca.mi.ingv.it>

CAPITOLO V

ANALISI DI RISPOSTA SISMICA LOCALE SU MODELLO 3D DEL COLLE DI CASTELNUOVO.

V.1 Obiettivi ed organizzazione delle analisi

Lo studio della risposta sismica del colle di Castelnuovo, è finalizzato alla valutazione degli effetti dell'evento del 6 Aprile 2009, $M_w=6.3$, in termini di scuotimento indotto in superficie e deformazioni prodotte in corrispondenza delle cavità ipogee che sottendono l'edificio presente sul versante Sud-Est.

A tal fine, è stato costruito un modello tridimensionale del colle, e sono state eseguite analisi numeriche con codice di calcolo alle differenze finite (FLAC3D, v.5.0, ITASCA 2012) organizzate in modo da evidenziare l'incidenza di ciascuno dei fattori che contribuiscono alla complessità della risposta sismica del sito in esame:

- 1) condizioni stratigrafiche;
- 2) morfologia superficiale e discontinuità presenti nel sottosuolo (cavità);
- 3) natura dei terreni di cui è costituito il colle.

In una prima fase sono state eseguite analisi finalizzate alla validazione del modello e alla stima degli effetti di amplificazione legati alla morfologia, superficiale e sepolta, ed alle discontinuità presenti nel sottosuolo. A tal fine è stato adottato un modello geotecnico semplificato in cui i terreni sono assimilati a mezzi a comportamento visco-elastico lineare.

In una seconda e terza fase il modello geotecnico è stato progressivamente completato introducendo la non linearità del comportamento meccanico, parallelamente all'assunzione di un modello di smorzamento isteretico (seconda fase), ed adottando un modello costitutivo di tipo elasto-plastico incrudente, tipo *Mohr-Coulomb* (terza fase).

L'incidenza dei vari fattori è evidente nel confronto dei risultati ottenuti nelle varie fasi di sviluppo delle analisi numeriche.

In tutte le analisi, l'input sismico è costituita dall'evento del 6 Aprile 2009, deconvoluto in AQG e scalato in ampiezza al sito di Castelnuovo secondo quanto previsto dal modello d'attenuazione scelto (cfr. § IV.4).

La sollecitazione sismica è stata applicata soltanto in direzione *FP*. La sovrapposizione degli effetti indotti dall'azione congiunta delle due componenti *FP* e *FN* è stata deliberatamente evitata, per avere chiari gli effetti dell'azione sismica nella direzione trasversale a quella di sviluppo di quasi tutte le cavità rinvenute nel sottosuolo di Castelnuovo (orientativamente SW-NE, cfr §V.2.2).

I risultati delle analisi sono:

1) le storie temporali delle accelerazioni lungo le direzioni *FP* e *FN* in una serie di punti distribuiti sull'intera superficie del colle (Figura V.1).

2) le storie temporali degli spostamenti e delle tensioni tangenziali, in direzione *FP*, lungo due verticali prese in corrispondenza di un gruppo di cavità:

- *vert 1* tra due cavità;

- *vert 2* in asse ad una cavità

(Figura V.2, anticipando la geometria del modello, cfr. V.2.1).

I punti in superficie sono organizzati in una griglia a maglie quadre orientata secondo le direzioni *WNE-ESE* e *SSW-NNE*, al fine di rendere più agevole il confronto con i risultati di studi precedenti (cfr §V.2.1, Figura V.3). La spaziatura dei punti è 30m. Nelle aree a ridosso del centro abitato ed in corrispondenza della faglia la spaziatura è stata ridotta a 15m, per avere una maggiore risoluzione del dato di output;

3) lungo le verticali *CTNV05* e *CTNV01* sono state calcolate anche le storie temporali delle accelerazioni in direzione *FP*.

Per ognuno degli accelerogrammi ottenuti in superficie sono state calcolate:

- l'accelerazione di picco, *PGA*;

- l'intensità spettrale o di Housner, *HI*, negli intervalli di periodo $T=0.1-0.5s$ e $T=0.7-1.3s$.

Coerentemente con quanto già specificato in §IV.2.2, nel primo intervallo ricade mediamente il periodo del modo principale di vibrazione della tipologia strutturale ricorrente nell'edificio storico di Castelnuovo. Nel secondo, ricade il periodo proprio di vibrazione del colle, stimato da misure di micro-tremori ed *aftershock* (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010).

I valori di *PGA* ed *HI* calcolati hanno permesso di ricavare la distribuzione dei fattori di amplificazione, AF_{PGA} , $AF_{HI\ 0.1-0.5s}$, $AF_{HI\ 0.7-1.3s}$, dati dal rapporto tra il valore in superficie ed il valore calcolato per l'input sismico scelto.

Le storie temporali degli spostamenti e delle tensioni tangenziali lungo *vert1* e *vert2* (Figura V.2) forniscono l'andamento della massima deformazione tangenziale con la profondità.

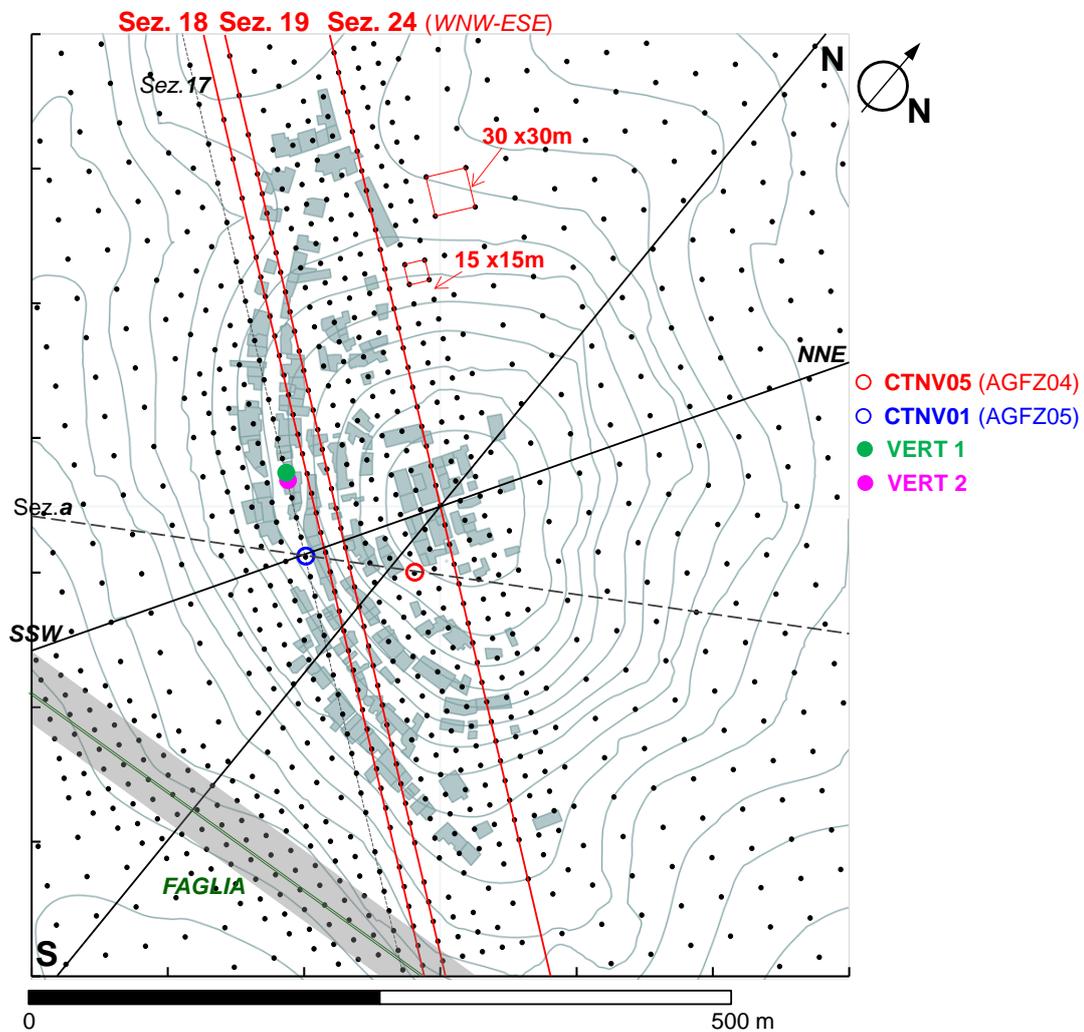


Figura V.1. Punti in superficie al colle in cui sono stati calcolati gli accelerogrammi in output e sezioni scelte per la rappresentazione dei risultati.

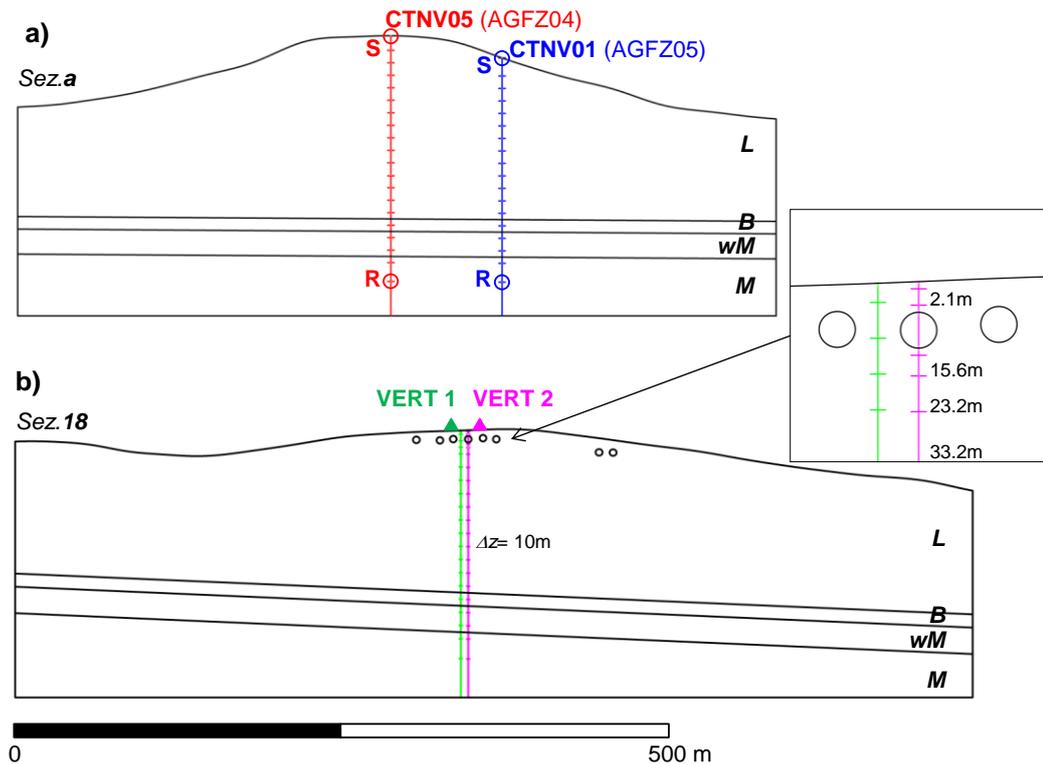


Figura V.2. Sezioni del modello geometrico contenenti le verticali: *a*) in corrispondenza dei due punti di misura di *aftershock* e micro-tremori CTNV05-01, *b*) in corrispondenza di un gruppo di cavità (*vert1* tra due cavità, *vert2* in corrispondenza di una cavità).

V.2 Costruzione del modello geometrico tridimensionale.

V.2.1 Il modello geometrico del colle

Il modello geometrico 3D del colle è stato costruito sulla base delle informazioni contenute nella carta geologica digitale 1:5000 e relative sezioni prodotte per la micro-zonazione sismica dell'area aquilana (Figura V.3, Gruppo di Lavoro MS-AQ 2010).

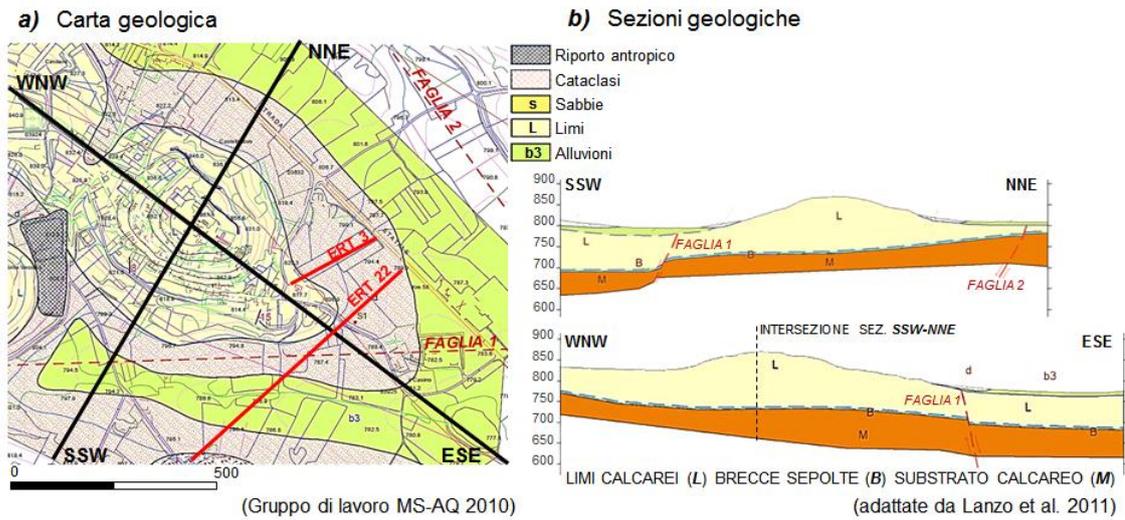


Figura V.3. Stralcio della carta geologica 1:5000 *a)* relativo dell'ambito territoriale individuato dalle sezioni *SSW-NNE* ed *WNW-ESE* *b)* del colle di Castelnuovo.

Nell'ambito territoriale individuato dalle sezioni *WNW-ESE* e *SSW-NNE* (Figura V.4a) è stata circoscritta l'area di studio, costituita dal rettangolo rappresentato in Figura V.4, centrato nell'intersezione tra le due sezioni geologiche *WNW-ESE* e *SSW-NNE* (Figura V.4). I suoi lati, orientati secondo le direzioni *FP* e *FN*, misurano rispettivamente 700 e 600m. Il perimetro dell'area di studio si sviluppa nelle zone pianeggianti che circondano il colle, circoscrivendo la zona in cui gli effetti di amplificazione topografica non sono trascurabili (Figura V.4a, b).

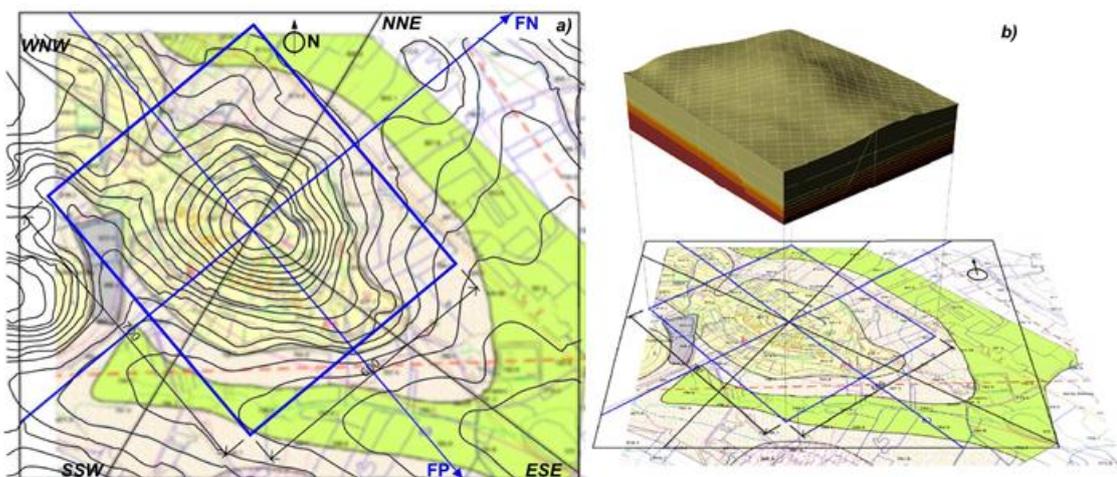


Figura V.4. Area di studio *a)* e modello geometrico tridimensionale *b)*.

Il modello geometrico è quindi costituito dai volumi che insistono sull'area individuata (Figura V.4 b) ripartiti, secondo quanto previsto dal modello di sottosuolo adottato (cfr § e riportato in Figura V.5), tra limi carbonatici (L), breccie (B), calcareniti alterate (wM) e calcareniti mioceniche (M).

Il banco di limi (L) è delimitato superiormente dalla superficie che interpola le isoipse ricadenti nell'area di studio e inferiormente dalla superficie che rappresenta l'interfaccia con lo strato di breccie (B).

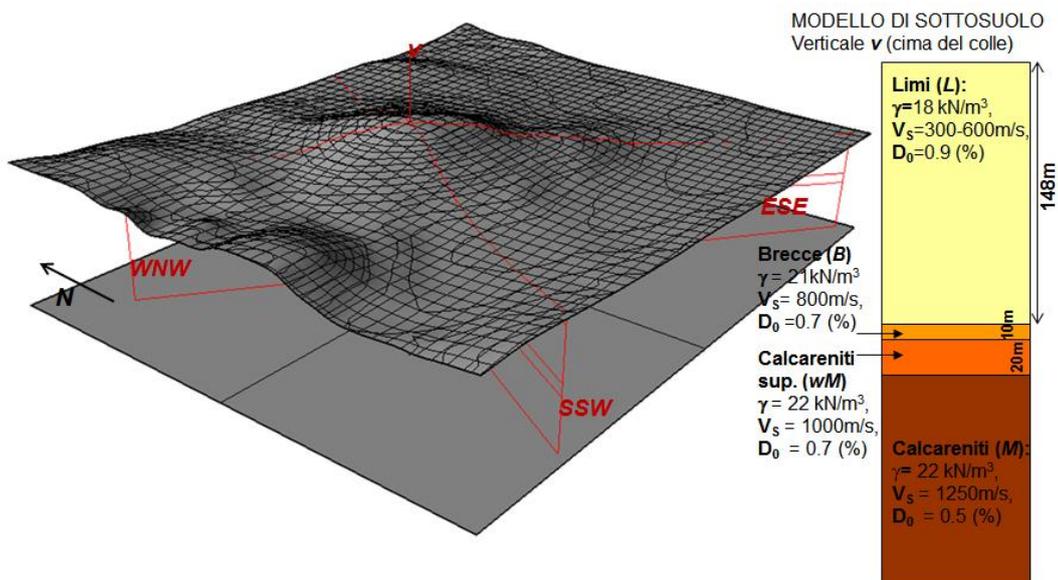


Figura V.5. Superficie topografica relativa all'intero ambito territoriale contenente l'area di studio e modello di sottosuolo assunto in questo studio (Martelli L, 2012 – comunicazione personale).

Nel modello, questa superficie è rappresentata da un piano con pendenza 2.5° in direzione WNW-ESE e 1.5° in direzione SSW-NNE (Figura V.6).

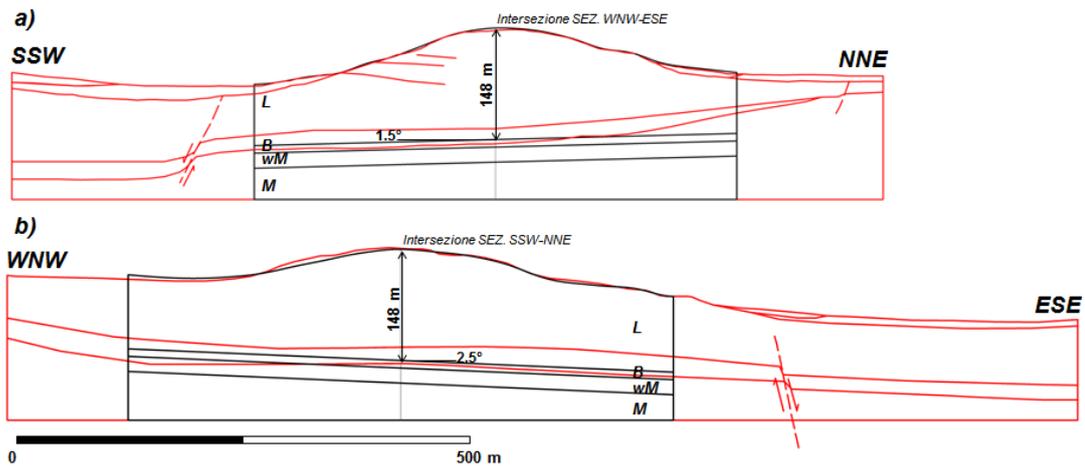


Figura V.6. Sezioni geologiche SSW-NNE a) e WNW-ESE e b) prodotte per lo studio di micro-zonazione dell'area aquilana (linea rossa, adattate da Gruppo di Lavoro MS-AQ 2010), confrontate con quelle del modello geometrico (linea nera) prodotto in questo studio

Lo strato di brecce (*B*) e quello di alterazione (*wM*) del banco di calcareniti mioceniche (*M*) è stato ottenuto traslando il suddetto piano inclinato, in direzione verticale, rispettivamente di 10 e 20m, come indicato dal modello geotecnico assunto nelle analisi (cfr §xxx, Figura V.5).

Nelle sezioni geologiche proposte per la micro-zonazione (Figura V.6), lo spessore dello strato di alterazione del substrato calcareo, assunto quale bedrock sismico, è maggiore sia di quello effettivamente usato nelle analisi di risposta sismica locale (Figura V.3 b, Lanzo et al. 2011) che di quello adottato in questo studio (cfr §xx, Figura V.5). La superficie di separazione tra limi e brecce del modello geometrico è stata quindi costruita in modo che le sue tracce nei piani WNW-ESE e SSW-NNE approssimassero le tracce del tetto del banco di calcareniti delle precedenti sezioni. Nella sezione WNW-ESE l'errore è mediamente minore di 5m. Nella sezione SSW-NNE invece il nuovo modello geometrico (linea in nero, Figura V.6) non segue la curvatura del bedrock (linea in rosso, Figura V.6), che tende a riemergere in corrispondenza del limite NNE della sezione.

La geometria del modello è ben rappresentata dalla sezione NS (Figura V.8) lungo cui si misura il minimo e il massimo spessore del banco di limi (*L*).

Lo spessore del banco di limi varia da un minimo di 65m in direzione Nord ad un massimo di 148m in corrispondenza della vetta del colle (Figura V.8).

L'ipotesi di strati piani e paralleli semplifica il modello geometrico ed agevola l'interpretazione dei risultati delle analisi che in tal modo risentiranno in misura ridotta della morfologia sepolta.

In direzione Sud, il modello geometrico interseca la faglia 1 (Figura V.3). La discontinuità geometrica definita dalla faglia è stata riprodotta intersecando il modello con un piano (Figura V.7), le cui tracce nei piani di sezione *WNW-ESE* e *SSE-NNE* sono prossime a quelle della faglia 1 (Figura V.3). L'inclinazione del piano rispetto all'orizzontale è coerente con quanto misurato dalla tomografia di resistività elettrica ERT 22 (Figura V.7)

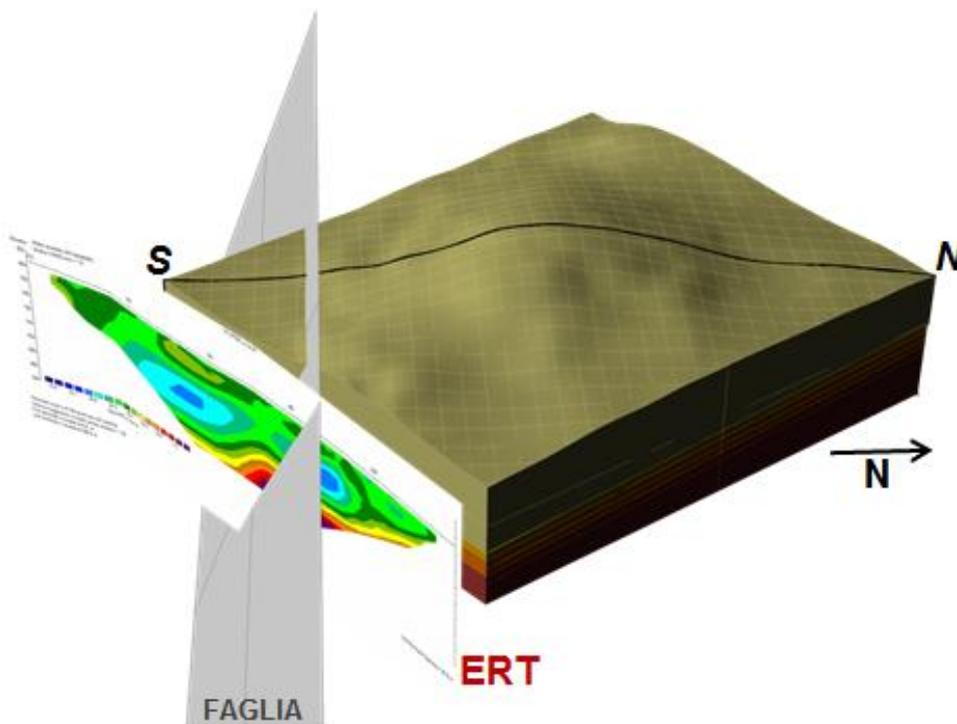


Figura V.7. Piano di faglia. Confronto con la ERT 22.

La dislocazione (faglia 1, Figura V.3), qui considerata come sola discontinuità geometrica, è stata riprodotta spostando verso il basso gli strati posti a Sud del piano di faglia, e ottenendo uno sfalsamento di 10m (spessore dello strato di breccie) rispetto alle zone a Nord (Figura V.8). Nel modello geotecnico utilizzato in ambito di micro-zonazione (Figura V.3 **b**) la faglia raggiunge le contri detritiche superficiali, ma non emerge da esse. Nel nostro modello, invece, le coltri detritiche che ricoprono le zone a valle del colle sono state trascurate, per cui il piano di faglia è stato esteso

fino ad intersecare la superficie topografica. Nel modello geometrico, quindi, la faglia emerge in superficie. Le coltri detritiche sono state trascurate, perché, essendo ignoto lo sviluppo della superficie di separazione col banco di limi, la cui traccia è riportata nelle sezioni geologiche WNW-ESE, SSW-NNE, non si è ritenuto opportuno complicare il modello aggiungendovi ulteriori incognite.

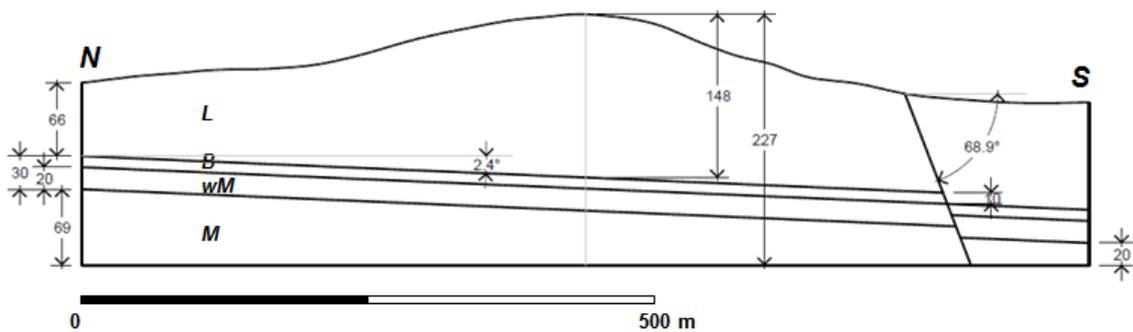


Figura V.8. Sezione NS del modello geometrico.

Il limite inferiore del modello è un piano orizzontale posto ad una profondità di 227 m dalla cima del colle. Il banco di calcareniti che rappresenta il bedrock sismico ha uno spessore massimo di 69m in corrispondenza dello spigolo Nord e minimo di 20m in corrispondenza dello spigolo Sud (Figura V.8).

Lo spessore minimo del bedrock è stato scelto in modo da consentire un'adeguata rappresentazione della propagazione di un segnale sismico applicato al bordo inferiore del modello, come verrà chiarito in seguito.

V.2.2 Rappresentazione dell'insieme di cavità ipogee

Per rappresentare l'insieme di cavità ipogee nel modello geometrico tridimensionale la geometria delle cavità è stata semplificata.

Tutte le cavità sono state rappresentate come cilindri di lunghezza variabile, e diametro, D , pari a 5m, di cui i rettangoli in rosso in Figura V.9 rappresentano la proiezione sul piano della carta. In Figura V.9 l'insieme di cavità che sottende l'edificio storico della frazione di Castelnuovo (in blu in Figura V.9 a) è confrontato col suo modello semplificato (in rosso in Figura V.9 b). Le cavità con interesse minore di 5m e larghezza inferiore a 5m state accorpate (cavità 20a e 20b, Figura V.9 a vs b) ipotizzando che la loro influenza sullo scuotimento in superficie equivalga a

quella di una singola cavità circolare, di diametro orientativamente pari alla somma delle rispettive larghezze (fanno eccezione le cavità 17 e 19, perché poste a profondità differente). Anche le cavità a sezione variabile (cavità 19, Figura V.9) o a sviluppo complesso (per es., cavità 12, 15, 27 in Figura V.9) sono state sostituite con una singola cavità cilindrica.

Le cavità così rappresentate sono state collocate nello spazio del modello geometrico, imponendo che, per ognuna, il baricentro della sezione d'ingresso (sezione rivolta al fronte strada, Figura V.9 a e b) fosse ad una profondità dalla superficie topografica pari a 5m (2.5m di strato di ricoprimento + $D/2$). In tal modo, il minimo valore dello spessore dello strato di ricoprimento, c , è 2.5m (Figura V.9 c). La lunghezza delle cavità varia tra 12.5 e 43.5m.

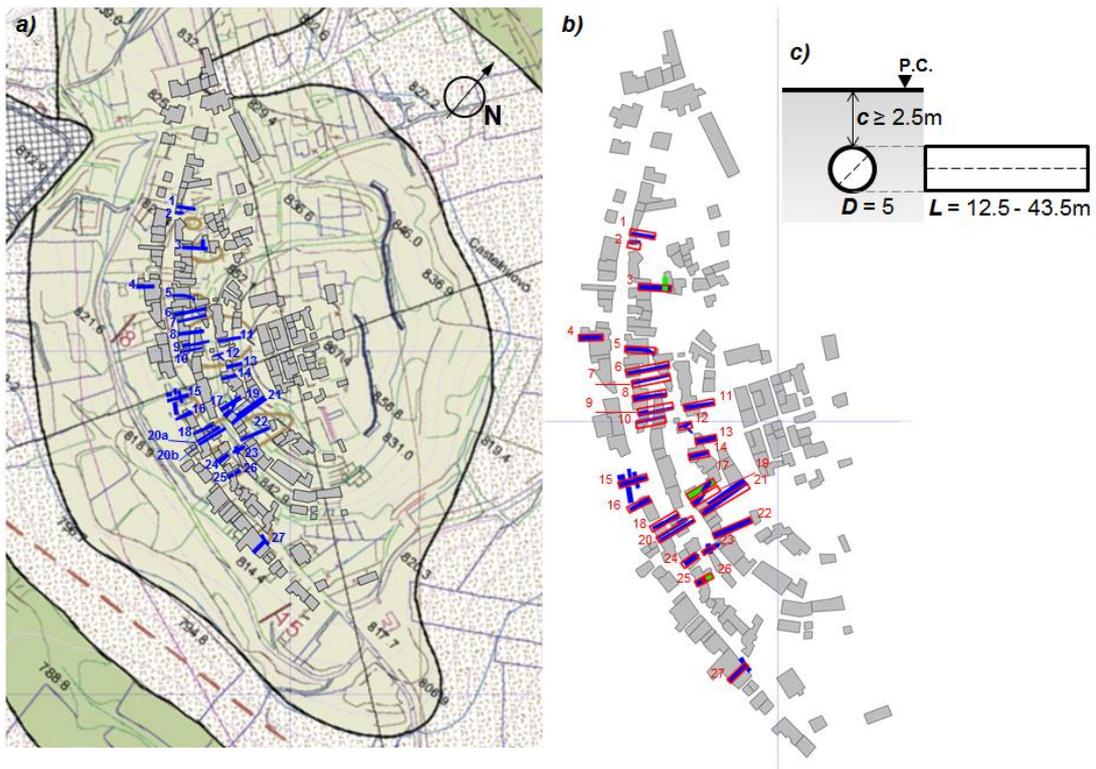


Figura V.9. Insieme di cavità ipogee *a*). Cavità ipogee (in blu) confrontate col corrispondente modello (rettangoli in rosso) *b*). Dimensioni della cavità tipo assunta nel modello geometrico tridimensionale *c*).

Nella Figura V.10 è riportata la vista Sud del colle con evidenziate le 27 cavità importate nel modello geometrico (rappresentato indicativamente dalle isoipse) e la proiezione sulla superficie topografica dell'edificato di Castelnuovo.

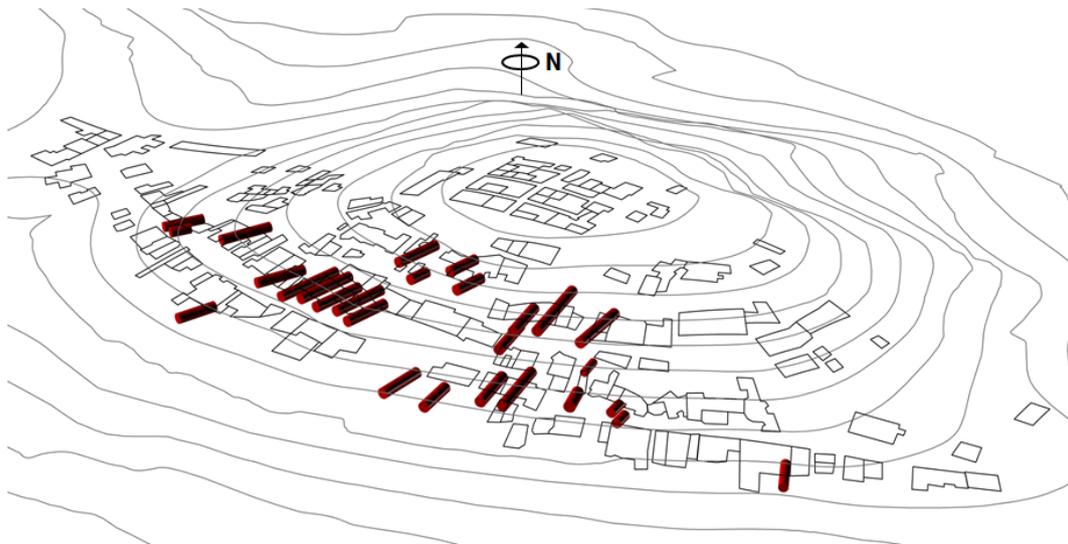


Figura V.10. Vista del versante Sud con evidenziate le cavità cilindriche inserite nel modello, rappresentato dalle isoipse del colle. Si riporta anche la traccia dell'edificato sulla superficie topografica.

V.3 Il modello numerico

Il modello numerico è l'insieme d'informazioni necessarie alle analisi con codice di calcolo, tramite le quali si definiscono:

1. La discretizzazione del dominio spaziale da analizzare;
2. L'identificazione dei gruppi di elementi della discretizzazione cui assegnare proprietà differenti;
3. I valori dei parametri del materiale ed il modello costitutivo assegnato a ciascun gruppo;
4. Le condizioni al contorno (vincoli), le forze di massa e quelle di superficie;

Il software commerciale che è stato utilizzato per analisi numeriche sul modello 3D del colle è *FLAC3D v.5.0* (Itasca, 2012), che implementa una procedura di risoluzione delle equazioni della dinamica del continuo, con il metodo alle differenze finite, secondo lo schema esplicito.

V.3.1 Discretizzazione del modello geometrico tridimensionale

Il modello geometrico tridimensionale è stato discretizzato con l'ausilio di un software specifico, scegliendo opportunamente le tipologie di elementi da usare nella

suddivisione dei volumi (tetraedri, esaedri ecc.) ed assegnandone la massima lunghezza dello spigolo, Δl_{max} in modo da regolarne le dimensioni.

La tipologia di elemento influenza l'accuratezza della discretizzazione (o *mesh*). Gli elementi tetraedrici a 4 nodi consentono di discretizzare geometrie complesse e di variare la densità della *mesh* (numero di elementi per unità di volume) meglio di quanto sia possibile fare con elementi esaedrici (a 6 nodi). L'utilizzo prevalente di elementi esaedrici, di contro, permette di generare *mesh* più semplici, a volte organizzate secondo una logica di collegamento tra i nodi (*mesh* strutturate), generalmente riducendo i tempi necessari alla generazione della *mesh* e soprattutto alla sua acquisizione da parte del software di calcolo (FLAC3D, Itasca 2012). A causa dell'estensione del modello geometrico e della complicazione dovuta alla presenza delle cavità, è stato necessario suddividere il dominio di studio in volumi e discretizzarli con tipologie di elemento differenti, imponendo il rispetto della continuità nei nodi.

La massima lunghezza dello spigolo, Δl_{max} , è stata calcolata in conformità col criterio suggerito da Lysmer e Kuhlemeyer (1973) per un'accurata modellazione della propagazione di onde in un continuo discretizzato. Il criterio stabilisce che $\Delta l_{max} \leq \lambda_{min}/6 \div 12$, in cui $\lambda_{min} = V_{Smin}/f_{max}$, è la lunghezza d'onda che corrisponde alla massima frequenza f_{max} della sollecitazione sismica propagata, in un mezzo con velocità delle onde di taglio pari a V_S . I valori calcolati per i materiali del modello sono riportati in **Tabella V. 1**, nei casi $\lambda_{max}/6$ e $\lambda_{max}/8$. La colonna indicata con Δl_{max} contiene i valori utilizzati nella discretizzazione del modello geometrico del colle.

Tabella V. 1 Valori caratteristici di Δl_{max} , per i materiali del modello.

Materiale	V_{Smin} [m/s]	f_{max} [Hz]	λ [m]	$\Delta l_{Lysmer \& \ Kuhlemeyer}$		Δl_{max} [m]
				$\lambda/6$ [m]	$\lambda/8$ [m]	
L	318	10	30	5.0	3.8	5
B	800	10	80	13.3	10.0	10
wM	1000	10	100	16.7	12.5	10
M	1250	10	125	20.8	15.6	20

I valori di Δl_{max} usati nel calcolo sono sempre compresi tra $\lambda/6$ e $\lambda/8$ e consentono di ottimizzare i tempi di calcolo senza inficiare la qualità del risultato delle analisi, limitando però la banda di frequenze trasmesse a un massimo di 10Hz.

Le cavità hanno forma cilindrica e in quanto solidi regolari, è stato possibile suddividerle in esaedri. Considerando che esse hanno diametro pari a 5m, è stato imposto $\Delta l_{max}= 2.5m$. In tal modo la sezione trasversale risulta sempre suddivisa in almeno 4 elementi (Figura V.11), consentendo una corretta rappresentazione della propagazione delle onde attraverso il volume da esse occupato. I restanti volumi sono stati discretizzati rispettando la continuità nei nodi con gli elementi delle cavità ed incrementando la massima lunghezza dello spigolo, fino al valore caratteristico di ogni materiale (**Tabella V. 1**).

Per passare con gradualità dagli elementi delle cavità ($\Delta l_{max}=2.5m$) a quelli del banco di limo che le contiene ($\Delta l_{max}=5m$), sono stati circoscritti due volumi contenenti le cavità (in Figura V.11a e b, indicati con **L-1**), e suddivisi in elementi tetraedrici. Questa tipologia di elemento consente di interpretare adeguatamente le geometrie del volume che include le cavità ottenendo un'adeguata densità della *mesh* nell'intorno di ogni singola cavità (Figura V.11c, particolare delle cavità) ed un graduale incremento della massima lunghezza dello spigolo, Δl_{max} , man mano che ci si allontana da queste. I volumi che sottendono quelli contenenti le cavità, (Figura V.11a e b, indicati con **L-2**) sono stati discretizzati con elementi tipo *wedge* (prismi a base triangolare), al fine di rispettare la continuità dei nodi con gli elementi tetraedrici dei volumi soprastanti. Per lo stesso motivo i sottostanti volumi degli strati di alterazione (**B-2** e **wM-2**) e del banco di calcareniti mioceniche (**M-2**) sono stati anch'essi suddivisi in elementi tipo *wedge*. I restanti volumi (indicati con **L-3** in Figura V.11a e con **L-3**, **B-3**, **wM-3** ed **M-3** in Figura V.11b) sono stati discretizzati con elementi esaedrici.

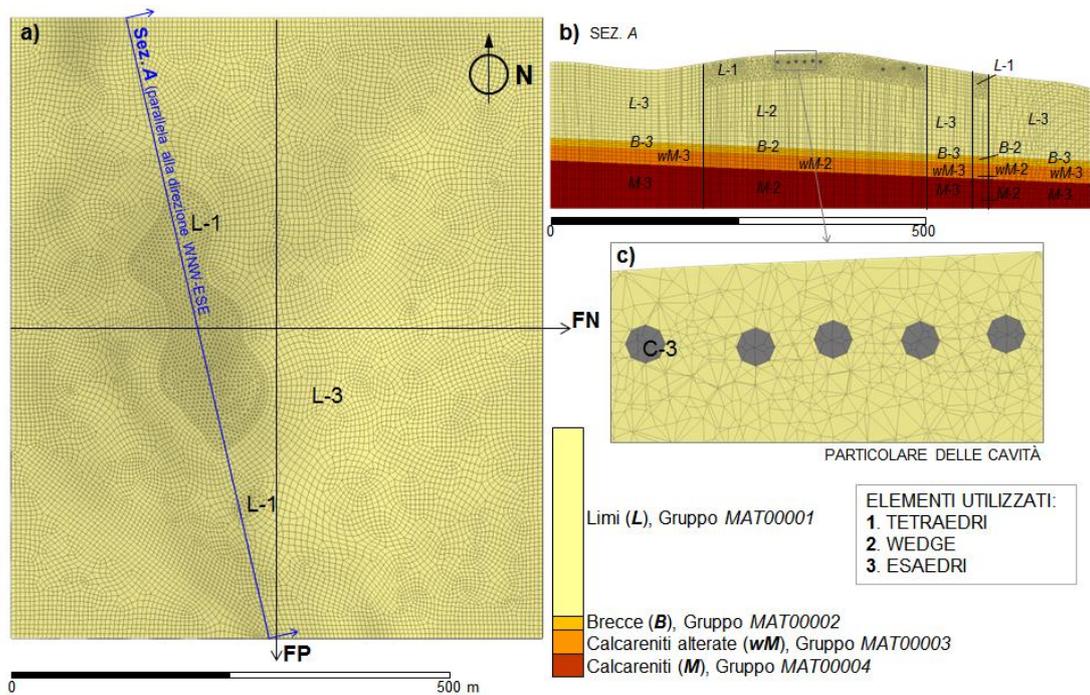


Figura V.11. Discretizzazione del modello geometrico: **a)** vista dall'alto del modello 3D discretizzato, **b)** sezione A, parallela alla direzione WNW-ESE e particolare delle cavità intercettate. Sono state indicate le tipologie di elementi utilizzati ed i gruppi assegnati ad ogni materiale.

Questa discretizzazione è il risultato di un lavoro di ottimizzazione finalizzato a bilanciamento delle opposte esigenze di accuratezza e velocità di generazione ed importazione della *mesh* nel codice di calcolo. La densità degli elementi è maggiore dove è richiesta una risoluzione di dettaglio della morfologia sepolta (cavità ipogee). L'accuratezza dei risultati è garantita dal rispetto del criterio di Lysmer e Kuhlemeyer (1973)

Tutti gli elementi della *mesh* sono stati ripartiti in 5 gruppi (Figura V.11): i primi quattro raggruppano gli elementi, rispettivamente, del banco di limi, a meno dei volumi delle cavità, (gruppo *MAT00001*), dello strato di breccie (gruppo *MAT00002*), dello strato di calcareniti alterate (gruppo *MAT00003*), dello strato di calcareniti (gruppo *MAT00004*). Il quinto gruppo (*MAT00005*) è costituito dai volumi occupati dalle cavità.

La *mesh* così ottenuta è stata importata in FLAC3D (Itasca, 2012).

V.3.2 Materiali del modello numerico

Ognuno dei materiali ipotizzati è caratterizzato dai parametri del modello costitutivo assunto nelle analisi, così come sinteticamente illustrato in **Tabella V.2**

Tabella V.2 Modelli costitutivi adottati per i materiali del modello.

Materiale	Gruppo	Modello	Parametri del modello		
				Deformabilità	Rottura
<i>Limi (L)</i>	MAT00001	<i>Mohr Coulomb</i>	ρ	$G_0, K,$	$c', \sigma^t, \phi';$
<i>Brecce (B)</i>	MAT00002	<i>Elastico Lineare</i>	"	"	-
<i>Calcareniti</i>	MAT00003	"	"	"	-
<i>Calcareniti (M)</i>	MAT00004	"	"	"	-
<i>L (cav)</i>	MAT00005	<i>Mohr Coulomb</i>	"	$G_0, K,$	$c', \sigma^t, \phi';$
<i>L (no-cav)</i>	MAT00005	<i>Nulla</i>	-	-	-

I parametri riportati in **Tabella V.2** sono:

- 1) modulo di rigidezza a taglio, G_0 [MPa];
- 2) modulo di compressibilità, K [MPa];
- 3) densità, $\rho = \gamma/g$ [kg/m³]; con γ [kN/m³], peso dell'unità di volume del mezzo omogeneo equivalente e g [m/s²], modulo dell'accelerazione di gravità;
- 4) coesione, c' [kPa];
- 5) angolo d'attrito, ϕ' [°];
- 6) tensione massima a trazione, σ^t [kPa];
- 7) angolo di dilatanza, ψ . [°];

Nelle analisi in cui si trascura la presenza delle cavità, per gli elementi del gruppo MAT00005, (volumi occupati dalle cavità) si assumono gli stessi parametri del modello costitutivo usati per il gruppo dei limi (MAT00001). Nelle analisi in cui si considera la presenza di cavità, invece, al gruppo MAT00005 si assegna il *modello nullo*. Questa condizione implica che lo stato tensionale all'interno dei volumi è nullo.

I valori dei parametri del modello numerico usati nelle analisi sono riportati nel quadro riassuntivo in Tabella III.5 (cfr. §III.7.2)

Per i limi si è assunto che il modulo di rigidezza a taglio iniziale, G_0 , vari in funzione della tensione media efficace, p' , con legge di tipo potenza (cfr. §III.7.1). La

relazione, ottenuta interpretando i risultati delle prove di laboratorio e le misure in situ, illustrata nel capII.§xxx, è stata implementata nel codice di calcolo.

Noti i valori delle tensioni principali ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) calcolati in presenza della sola forza di gravità (*fase statica*), l'algoritmo implementato determina la tensione media, $p' = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ nel baricentro di ogni elemento della *mesh* ed assegna a quello stesso elemento il corrispondente valore di G_0 , calcolato con la relazione III.5 (cfr.§III.7.1). La funzione viene, quindi, attivata dopo la fase statica che necessariamente precede ogni analisi dinamica. I valori di G_0 prodotti sono stati verificati sempre, in ogni analisi. A titolo esemplificativo, si riporta in Figura V. 12 uno stralcio della Sez.18 (cfr. V.1) del modello numerico, al termine di una fase statica. In scala di colori sono rappresentati i valori di G_0 , variabili in funzione della tensione media agente, quindi, con la profondità. In corrispondenza del gruppo di cavità rappresentato, lungo le verticali *vert1* (tra due cavità) e *vert2* (in asse a una cavità), sono confrontati i valori di G_0 , calcolati analiticamente (III.5, cfr. §III.7.1), e numericamente col codice di calcolo. Si osserva che i valori ottenuti per via numerica, variabili con la profondità, sono sufficientemente prossimi a quelli analitici.

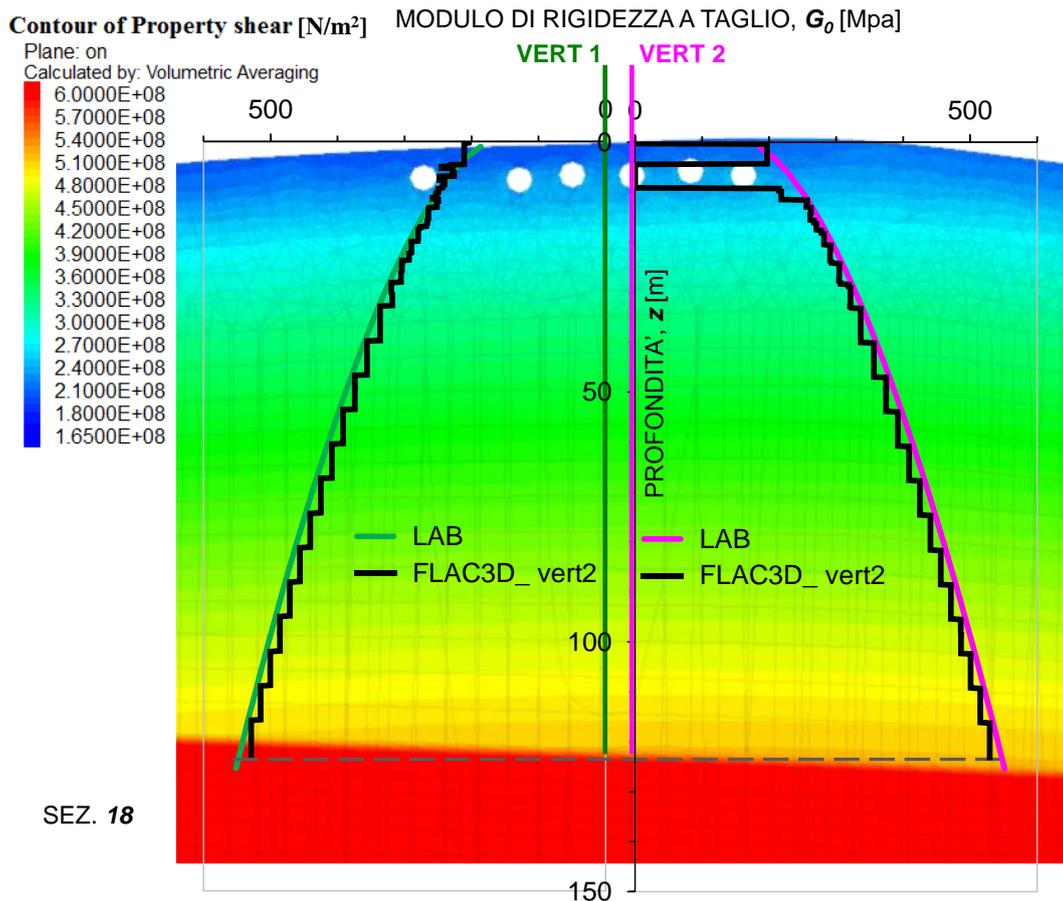


Figura V. 12. Particolare della Sez.18 (cfr. V.1), con rappresentato il confronto tra l'andamento del modulo di rigidità a taglio, $G_0(z)$ che interpreta i risultati di prove di laboratorio ed in situ (LAB) ed i valori calcolati col codice FLAC3D (ITASCA, 2012), nelle due verticali, vert1 (tra due cavità) e vert2 (in asse ad una cavità, cfr. V.1). Sullo sfondo, la distribuzione di valori di G_0 nella sezione, al termine di un'analisi statica, resa in scala cromatica.

Per i restanti materiali (B , wM , M) si assume un modulo di rigidità indipendente dallo stato tensionale.

V.3.3 Modello del comportamento meccanico sotto azioni dinamiche

Nelle analisi dinamiche i terreni sono stati modellati come mezzi a comportamento visco-elastico lineare, coerentemente con quanto previsto dal software utilizzato (FLAC3D v.5.0, ITASCA 2012). In presenza di materiali a comportamento non lineare, il codice di calcolo opera secondo la procedura dell'analisi lineare equivalente, implementando alcuni modelli del comportamento isteretico a cui è necessario riferirsi, nell'adottare le curve di non linearità, $G(\gamma)$, $D(\gamma)$. Queste, infatti,

possono essere assunte nel codice solo come funzioni continue della deformazione tangenziale, γ [%].

I limi carbonatici di cui è costituito il colle esibiscono un comportamento non lineare a medie deformazioni, descritto dalle curve di decadimento ottenute nel recente lavoro di caratterizzazione geotecnica (Marcon, 2013) che è parte integrante di questo studio (vedi §III.5.2). Le curve di non linearità $G(\gamma)$, $D(\gamma)$ mostrano anche una dipendenza dallo stato tensionale in sito, rappresentato dalla tensione media efficace, p' , che non può essere trascurata. Le curve di non linearità dei limi (cfr. §III.5.2) sono state considerate nelle analisi implementando il modello del comportamento isteretico tipo SIG4 (sigmoide a quattro parametri, cfr §III.7.2) tarato sui risultati delle prove di laboratorio. L'algoritmo, inserito nel codice di calcolo con una funzione appositamente scritta, inizializza il modello isteretico in ogni elemento della discretizzazione, calcolando il parametro x_0 (cfr. III.7.2) in funzione della tensione media efficace agente, p' .

I materiali degli strati di alterazione (brecce e calcareniti alterate) e le calcareniti mioceniche del substrato roccioso di base, invece sono stati caratterizzati in base alle informazioni disponibili, prodotte in ambito di micro-zonazione sismica (Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010) In quel contesto, e negli studi successivi (Lanzo et al. 2010), per le brecce furono assunte curve $G(\gamma)$, $D(\gamma)$ medie tra quelle relative ai conglomerati alterati e cementati ($cglp/w$ e $cglp/c$, Gruppo di Lavoro MS-AQ, 2010) In questo studio, invece, non essendo possibile una caratterizzazione basata su prove di laboratorio condotte su campioni appositamente prelevati, si è preferito assumere per questo materiale un comportamento di tipo visco-elastico lineare, a fattore di smorzamento costante. L'influenza della non linearità del comportamento meccanico del terreno è circoscritta alla variabilità dei parametri derivati dalla caratterizzazione dei limi bianchi di Castelnuovo.

V.3.4 Condizioni al contorno

Per la determinazione dello stato tensionale e deformativo indotto dalla sola forza di gravità è necessario impedire gli spostamenti orizzontali, in direzione x ed y (Figura

V.13), nei nodi delle superfici laterali e quelli in direzione z nei nodi della superficie di base, imponendovi dei vincoli bilaterali. (*Fix-boundaries*, Figura V.13a)

Per le analisi dinamiche invece sono state adottate barriere assorbenti (*Quiet Boundaries*, Figura V.13b) alla base del modello, per evitare innaturali fenomeni di riflessione al limite inferiore del dominio, e condizioni di campo libero (*Free-Field*, Figura V.13b e c) ai lati e agli spigoli del modello, per simulare condizioni di propagazione in un mezzo infinitamente esteso (condizione di propagazione monodimensionale, *1D*).

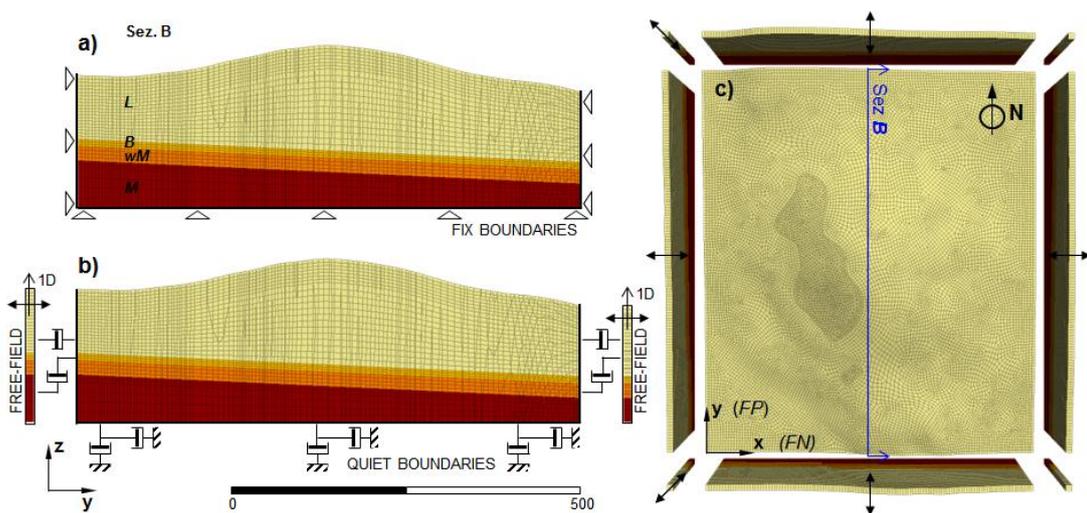


Figura V.13. Condizioni al contorno: **a)** vincoli allo spostamento dei nodi nelle direzioni x, y e z , (*Fix boundaries*), **b)** barriera assorbente (*Quiet boundaries*) e condizione di campo libero (*Free-field*) e **c)** vista dall'alto del modello, sono visibili le colonne *1D* che completano la condizione *Free-field* agli spigoli del modello.

Avendo assunto barriere assorbenti alla superficie limite inferiore del modello, l'azione sismica dovrà essere applicata come storia temporale delle tensioni tangenziali, secondo la formula

$$\tau(t) = \rho_b \cdot V_{s,b} \cdot v(t) \quad (V.1)$$

dove ρ_b è la densità del substrato roccioso di base (*bedrock*), $V_{s,b}$ è la velocità di propagazione delle onde di taglio nel *bedrock*, $v(t)$ è la storia temporale delle velocità derivata dall'accelerogramma assunto come input sismico.

V.4 Validazione del modello numerico.

Il modello numerico 3D è stato sottoposto a validazione, verificando che fosse in grado di riprodurre la risposta in frequenza del sito derivata da misure di micro-tremori e repliche sismiche (*aftershock*) eseguite in più punti del colle (cfr. §I.1.). Le funzioni di amplificazione ottenute da elaborazioni di misure di micro-tremori e *aftershock*, attraverso la tecnica dei rapporti spettrali (HVSr, Nakamura et al.), descrivono la risposta in frequenza del sito a segnali di ampiezza molto piccola, non in grado, quindi, di mobilitare la non linearità del comportamento meccanico dei terreni in sito. Per questo, come già accennato in §V.1, in questa fase i terreni sono stati assimilati a mezzi a comportamento visco-elastico lineare. In questo modo, la risposta sismica del colle è essenzialmente condizionata dalla morfologia superficiale, dalla stratigrafia e dalle discontinuità presenti nel sottosuolo.

Per la validazione, è stato utilizzato un input sismico semplificato, rappresentativo in termini di ampiezza e contenuto in frequenza, della sollecitazione sismica indotta al sito di Castelnuovo dall'evento del 6 Aprile 2009 (cfr. §IV.3) ma di durata notevolmente ridotta rispetto all'accelerogramma reale.

L'utilizzo di un segnale elementare, in fase di validazione, si è reso necessario al fine di ottimizzare i tempi di verifica del modello, regolati dall'onere computazionale imposto dalla tridimensionalità del problema (a stento compatibile con l'impostazione e le risorse hardware delle macchine a nostra disposizione).

Nell'analisi di validazione gli accelerogrammi in output sono stati calcolati in un numero ridotto di punti in superficie, in modo da minimizzare i tempi di resa ed interpretazione dei risultati. La distribuzione di punti in cui è stato prodotto il dato accelerometrico è la sola porzione che ricopre il centro abitato (Figura V.1), ricadendovi quasi tutte le postazioni di misure di micro-tremori ed *aftershock* considerate.

In Figura V.14, sono state evidenziate le postazioni di misura scelte per il confronto:

- CTNV05, in prossimità della cima del colle;
- CTNV01 e CNV03 poste orientativamente alla stessa quota, ma collocate, rispettivamente, lungo le sezioni SSW-NNE e WNW-ESE.
- CTNV06 posta alla base del colle in direzione WNW;

- CTNV10 collocata a valle in direzione NE.

Alle postazioni CTNV05 e CTNV01 corrispondono anche le registrazioni di *aftershock*, da rete mobile, siglate, rispettivamente con, AGFZ04 ed AGFZ05 (Ameri et al. 2010)

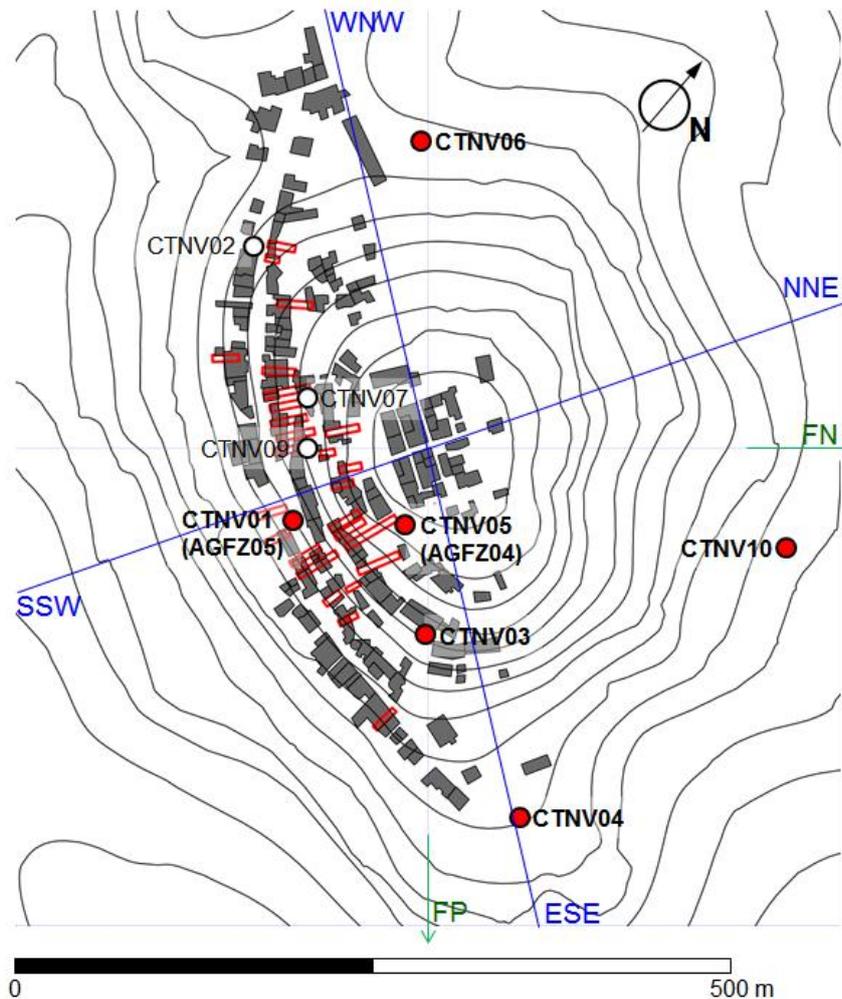


Figura V.14. Postazioni di misura di micro tremori (CTNV01-10) e stazioni accelerometriche di rete mobile per la registrazione di *aftershock* (AGFZ04-05), in rosso quelle a cui ci si è riferiti per la validazione del modello.

I parametri del modello geotecnico utilizzato in queste analisi sono riportati in **Tabella V. 3.**

Tabella V. 3 Parametri del modello geotecnico utilizzato in fase di validazione.

Terreni	γ [kN/m ³]	V_s [m/s]	ν	K_0	G_0 [MPa]	K [MPa]	α	V_p [m/s]	D_0 [%]	$\xi(f)$	
										f [Hz]	D [%]
L Limi	18	$\text{rad}q(G/\rho)$	0.38	0.61	$165+4.5.p'^{0.6}$	$3.8.G$	2.30	$\alpha.V_s$	0.9	Rayleigh 1.4 0.8	
B Breccie	21	800	0.36	0.56	1370	4367	2.10	1680	0.75	$\text{cost}(\pi \xi^*)$ 0.019	
wM Calc. alterate	22	1000	0.33	0.49	2243	5848	2.00	2000	0.75	0.019	
M Calc.	22	1250	0.33	0.49	3504	9138	2.00	2500	0.5	0.013	

In cui :

- γ = peso dell'unità di volume (del mezzo monofase equivalente);
- V_s = velocità di propagazione delle onde di taglio;
- ν = modulo di Poisson del mezzo, ricavato da prove in situ (Gruppo di Lavoro, MS-AQ, 2010);
- $K_0 = \nu/(1-\nu)$, coefficiente di spinta a riposo in condizioni edometriche ed in ipotesi di mezzo omogeneo, isotropo, a comportamento elastico;
- G_0 = modulo di rigidezza a taglio a piccole deformazioni;
- K = modulo di compressibilità;
- $\alpha = V_p/V_s$, ricavato da interpretazione di prove in situ (Gruppo di Lavoro, MS-AQ, 2010);
- V_p = velocità di propagazione delle onde di pressione;
- D_0 = fattore di smorzamento a piccole deformazioni (ricavato da prove di laboratorio, Marcon 2013);
- ξ = fattore di smorzamento modale, secondo la formulazione alla Rayleigh;

Per i limi si è assunto un fattore di smorzamento, ξ [%], variabile con la frequenza, f [Hz] secondo la formulazione di *Rayleigh* (approccio a singola frequenza di controllo, Hashash e Park, 2002). Il minimo valore del fattore di smorzamento modale ξ^* e la frequenza di controllo f^* usati nelle analisi sono stati scelti in modo da minimizzare lo scostamento di ξ dal valore di riferimento D_0 , nell'intervallo di frequenze caratteristico del segnale sismico adottato (Figura V.15b). Si evita così che parte delle armoniche siano sovra-smorzate rispetto alle restanti.

Per i materiali degli strati di alterazione (brecce e calcareniti alterate) e per le calcareniti del substrato roccioso di base, il fattore di smorzamento è costante. (cfr.§V.3.3). In Figura V.15, sono riportati il wavelet usato come input sismico (Figura V.15 a), evidenziandone il velocigramma che è la forma d’onda con cui viene implementato nel codice (cfr.§V.3) ed il suo spettro di Fourier confrontato con le curve del fattore di smorzamento assunte per i vari materiali. Per i materiali in cui si è assunto il fattore di smorzamento costante, in Figura V.15c e d si riporta ξ^* . Il valore assegnato ad ξ nelle analisi è $\xi = \pi \xi^*$ (*local damping*).

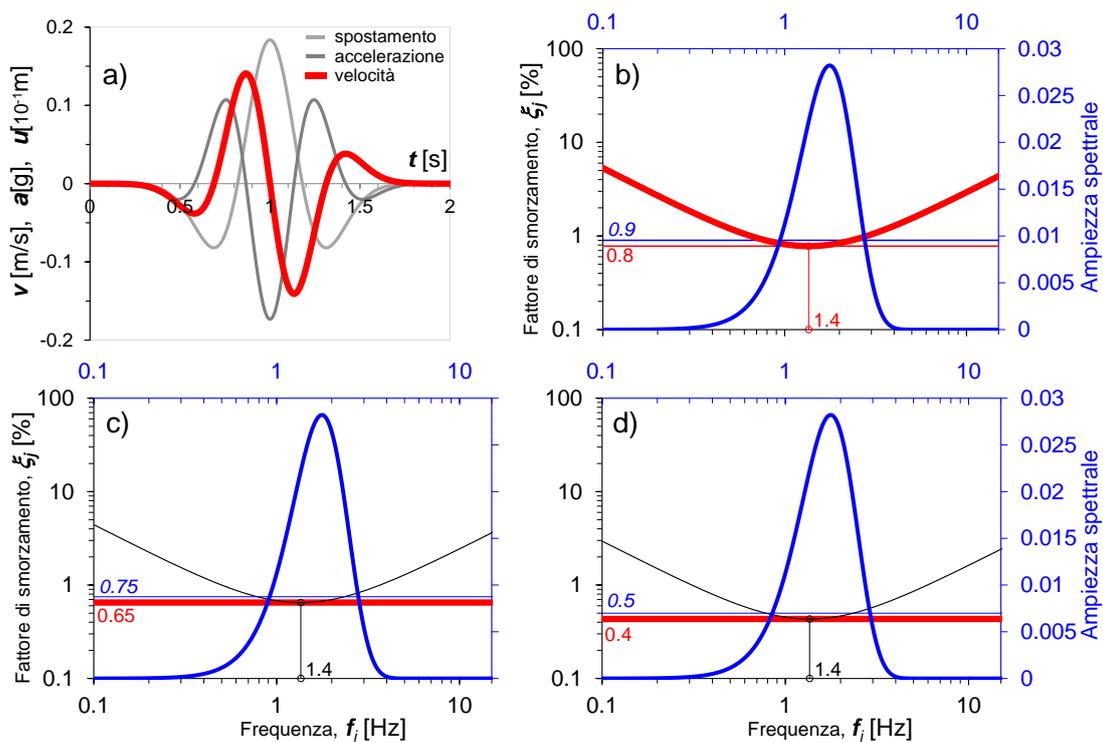


Figura V.15. Ricker wavelet con frequenza dominante, $f_0=1.25\text{Hz}$. **a)** Forma d’onda in termini di spostamento, accelerazione e velocità (in rosso, input in FLAC3D, cfr. §V.3.4); spettro di Fourier del wavelet, confrontato con la curva che descrive la variazione del fattore di smorzamento con la frequenza, **b)** secondo la formulazione di Rayleigh a singola frequenza di controllo ed in ipotesi di smorzamento costante **c)** e **d)**.

Per ognuna delle postazioni scelte, la funzione di amplificazione è stata calcolata rapportando frequenza per frequenza gli spettri di Fourier, rispettivamente, dell’accelerogramma in superficie, e di quello calcolato sulla verticale alla postazione, in un punto interno al banco di calcareniti, prossimo alla frontiera inferiore del modello. Non è possibile, infatti, riferirsi direttamente ad un segnale calcolato sulla frontiera inferiore, avendovi imposto barriere assorbenti. Tutti i

segnali calcolati sono stati filtrati tra 0.1-10Hz con filtro tipo *Butterworth* del 2° ordine (coerentemente con quanto specificato in §IV.2.1).

In figura Figura V.16 è riportato il confronto con le funzioni di amplificazione ottenute da elaborazioni di *aftershock*, nelle postazioni AGFZ04 (CTNV01) ed AGFZ05 (CTNV05), ed in Figura V.17, il confronto con le funzioni ottenute da micro-tremori in corrispondenza delle postazioni CTNV03-04-05-06 collocate orientativamente lungo la sezione *WNW-ESE* (cfr Figura V.14). In tutti i casi è riportata anche la funzione di amplificazione 1D relativa alle verticali nelle postazioni selezionate, caratterizzate da differenti spessori del banco di limo (H_{Limo}), a parità di ogni altro parametro del modello geotecnico (cfr. **Tabella V. 3**).

Le analisi 1D sono state eseguite con codice di calcolo *EERA* (Bardet et al 2001) su modelli di sottosuolo coerenti con quello adottato nel 3D, ottenuti discretizzando la verticale in elementi di spessore massimo $\Delta z=5m$, con z profondità dal piano campagna, ed assegnando valori di V_S variabili con z in misura coerente con la variazione di G_0 con p' assunta nel 3D. Operativamente, per esplicitare la dipendenza di G_0 da z si assume, in via semplificata, $p' = \gamma \cdot z \cdot \frac{(1+K_0)}{3}$ e $K_0 = \frac{\nu}{1-\nu}$, calcolando $V_S = \sqrt{G_0/\rho}$. In questa fase il fattore di smorzamento D_0 è costante (cfr.

Tabella V. 3).

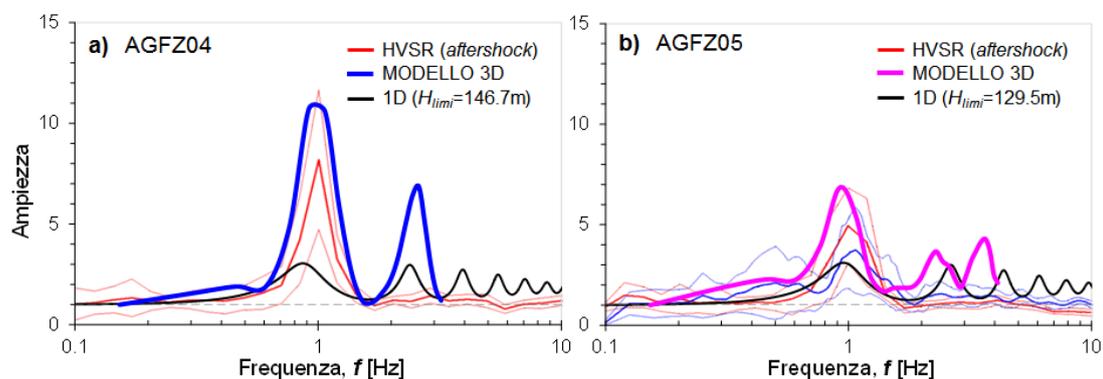


Figura V.16. Confronto tra *HVSr* (da *aftershock*) e quelle calcolate in superficie al modello 3D, nelle postazioni: **a)** *AGFZ04*, in prossimità della cima del colle, **b)** *AGFZ05* a metà del versante SSW del colle.

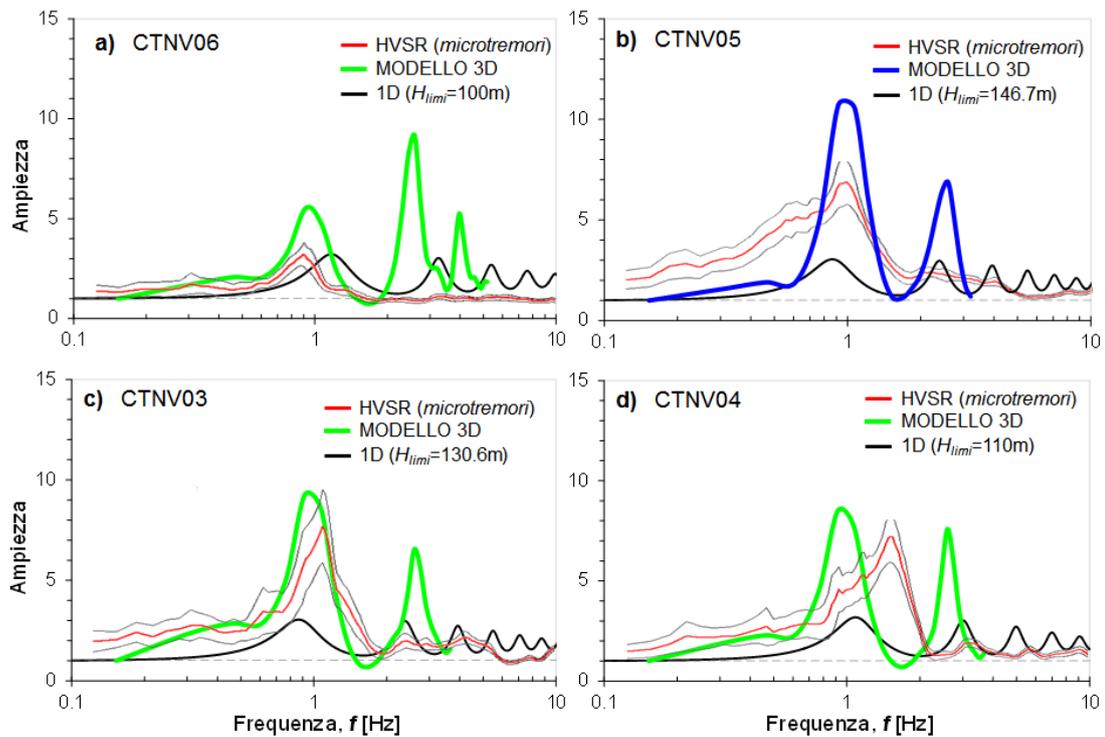


Figura V.17. Confronto tra le funzioni di amplificazione calcolate e quelle da HVSZ su misure di micro-tremori, nelle postazioni collocate orientativamente lungo la direzione WNW-ESE.

Le funzioni calcolate mostrano un buon accordo con quelle da HVSZ (Figura V.16 e Figura V.17) nell'intorno del picco ad 1Hz, la cui ampiezza diminuisce con la quota (da AGFZ04 a AGFZ05, Figura V.16, da CTNV05 a CTNV03-04, Figura V.17 **b, c e d**), coerentemente con gli attesi effetti di amplificazione topografica.

Le differenze si hanno per frequenze maggiori di 1Hz, in cui le funzioni 3D mostrano dei picchi di amplificazione. Il picco a 2.5-3Hz è evidente in tutti i casi (Figura V.16 e Figura V.17), mentre il picco a 3.5-4Hz (Figura V.16b e Figura V.17a), e quelli successivi, non sono distintamente riconoscibili, a meno di non operare un filtraggio più severo alle alte frequenze, limitando la banda passante a 3Hz, e comunque ottenendo un risultato non affidabile. Per la validazione, quindi, sono state considerate solo le ordinate oggettivamente leggibili.

Il rapporto di amplificazione è sempre superiore a 2, valore associabile, alla sola amplificazione stratigrafica, (cfr. §I.4).

In CTNV04 il modello non riproduce con esattezza il picco di amplificazione, che risulta spostato verso i 1.8-2Hz. Probabilmente l'effetto è dovuto alla morfologia sepolta del bedrock, che nel modello è stata approssimata con un piano.

V.5 Analisi con accelerogramma reale

Le analisi con accelerogramma reale sono state suddivise in tre fasi, caratterizzate da un progressivo completamento del modello numerico, in termini di curve di non linearità e modello costitutivo (cfr. V.1).

V.5.1 Analisi in ipotesi di materiali a comportamento visco-elastico lineare.

Le analisi con input sismico semplificato hanno evidenziato la risposta del modello in un intervallo di frequenze limitato. Il wavelet utilizzato, infatti, è rappresentativo del contenuto in frequenze dell'accelerogramma ricostruito al sito di Castelnuovo soltanto fino a circa 3Hz (cfr §V.3).

Adottando lo stesso modello geotecnico utilizzato nella validazione (cfr. **Tabella V. 3**), è stata eseguita un'analisi con accelerogramma reale, allo scopo di evidenziare la risposta del modello numerico al segnale completo, in un intervallo di frequenze esteso fino a 10Hz (cfr. §IV.3).

I risultati sono gli accelerogrammi in superficie in tutta la distribuzione di punti considerata e lungo le verticali di cui al §V.1.

A completamento di quanto riscontrato in fase di validazione, sono state calcolate le funzioni di amplificazione in corrispondenza delle postazioni CTNV05-01-06-10 e confrontate con le corrispondenti funzioni ottenute da elaborazioni *HVSR* di micro-tremori ed *aftershock* e da analisi 1D. I risultati sono riportati in Figura V.18.

In questo caso, gli spettri di Fourier sono stati “puliti” applicando uno *smoothing* con finestra di Hanning¹, reiterato 10 volte.

¹ Per ogni frequenza f_i dello spettro di Fourier del segnale, la frequenza “lisciata”, $f_{i, smoothed}$ è data da:
$$f_{i, smoothed} = 0.25 \cdot (f_{i-1} + f_{i+1}) + 0.5 \cdot f_i.$$

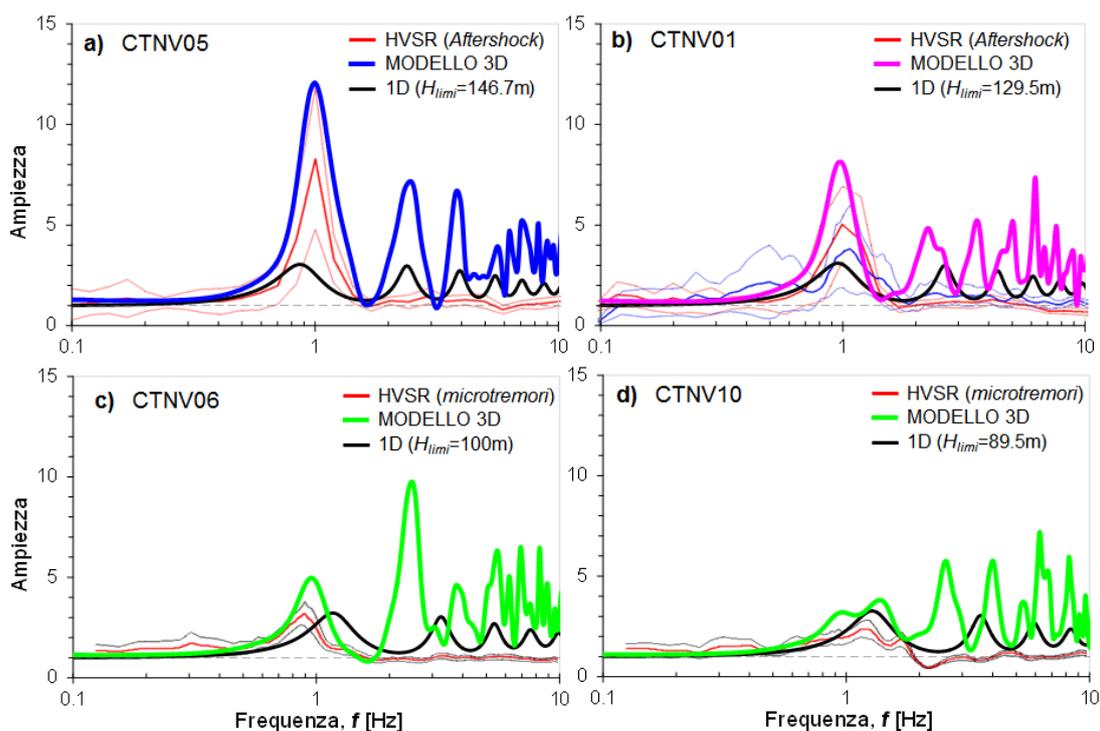


Figura V.18. Funzioni di amplificazione 3D confrontate con quelle da *HVSR* e quelle da analisi 1D, nelle postazioni di misura CTNV05-01-06-10.

L'analisi con accelerogramma reale permette di ottenere informazioni sull'amplificazione delle armoniche a frequenza maggiore di 3Hz, laddove l'analisi col wavelet forniva risultati non chiaramente leggibili.

I risultati sono stati resi in termini di fattori di amplificazione della PGA (AF_{PGA}) e dell'intensità di Housner calcolata negli intervalli di periodi $T=0.1-0.5s$ e $0.7-1.3s$ (rispettivamente, $AF_{H10.1-0.5s}$ e $AF_{H10.7-1.3s}$, cfr. §V.1).

In Figura V.19 è rappresentata la distribuzione dei valori di AF_{PGA} resa in scala cromatica, per valori compresi tra 0.5 e 7 ed il dettaglio degli andamenti nelle sezioni scelte (riportate per comodità in Figura V.18a). Sono inoltre riportati i fattori di amplificazione ottenuti su modello 1D (strutturato come specificato in §V.5) calcolati nelle verticali A, B e C (Figura V.19, Figura V.20, Figura V.21), prese lungo la sezione 24, rispettivamente, alla base del versante WNW (progressiva $d=100m$), in corrispondenza della cima (progressiva $d=363m$) e alla base del colle, in direzione ESE (progressiva $d=650m$).

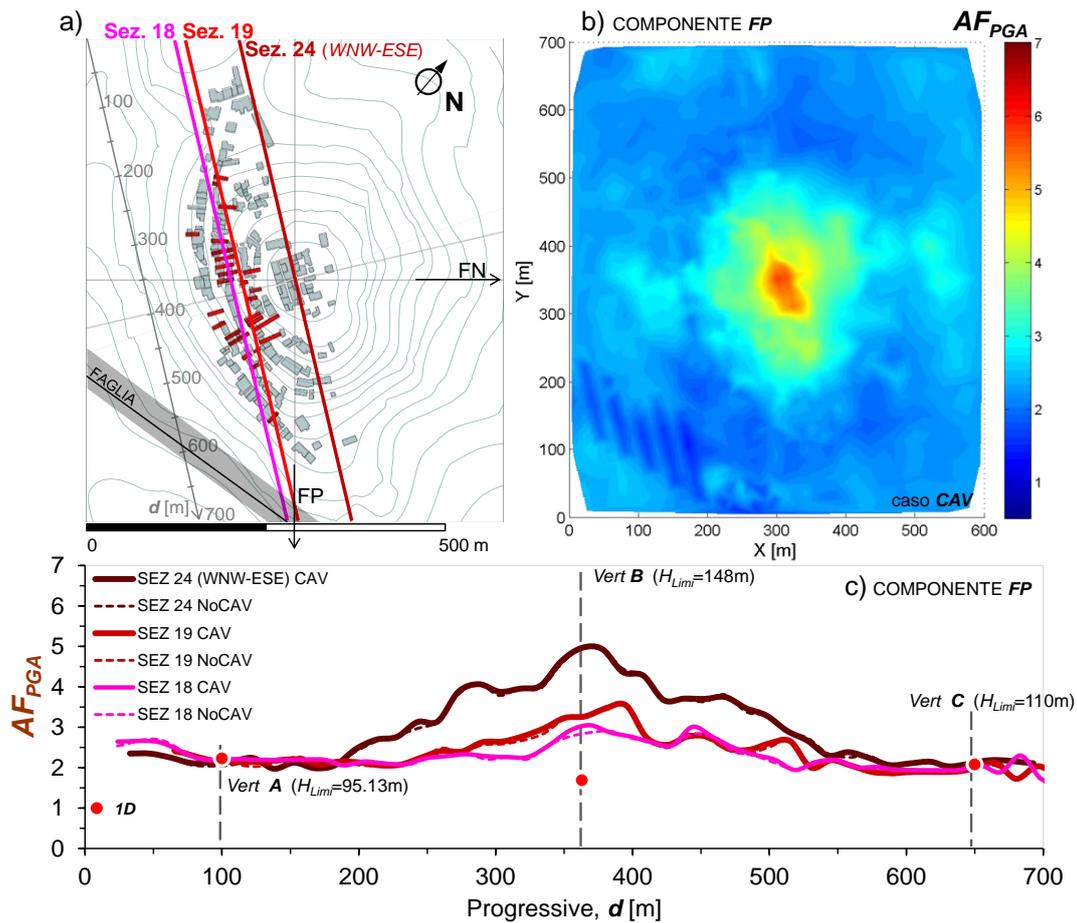


Figura V.19. Fattore di amplificazione dell’accelerazione di picco (AF_{PGA}). **a)** area di studio con indicate le sezioni del modello a cui fanno riferimento gli andamenti riportati in **c)**; **b)** distribuzione dei valori di AF_{PGA} in scala cromatica per valori compresi tra 0.5 e 7.

Gli effetti di amplificazione stratigrafica sono evidenti in tutto l’intervallo di frequenze indagato. I valori di PGA crescono con un gradiente che tendenzialmente asseconda la topografia del rilievo, assumendo il massimo in corrispondenza della cima del colle. Gli andamenti del fattore di amplificazione lungo le sezioni 18 e 19 che intersecano l’insieme di cavità (Figura V.19 a e c) non mostrano variazioni sensibili indotte dalla presenza di queste (confronto caso CAV, con cavità, vs. caso NoCAV, sottosuolo continuo, senza cavità), contrariamente a quanto atteso. La PGA, infatti, è sensibile alle variazioni in ampiezza delle armoniche a frequenze medio alte, le uniche che potrebbero interferire con la ridotta dimensione media della sezione trasversale delle cavità assunte nel modello ($D=5m$, cfr §II.2.3).

Ai lati del colle, in zone sostanzialmente pianeggianti, il fattore di amplificazione è approssimativamente costante e circa pari a 2, valore calcolato anche su modello 1D.

Si osserva infatti un ottimo accordo tra i valori di AF_{PGA} ottenuti su modello 3D e quelli da analisi 1D nelle verticali A e C.

Gli effetti della presenza della faglia, così come è stata modellata (cfr §V.2.1 e Figura V.8) sono visibili in Figura V.19 b nelle bande di amplificazione e de-amplificazione allo spigolo Sud del modello. L'effetto della faglia è legato essenzialmente alla presenza del gradino di materiale più rigido (Figura V.8) all'interno del banco di limi.

Il fattore di amplificazione dell'intensità di Housner calcolata per $T= 0.1-0.5s$ ($AF_{HI0.1-0.5s}$, Figura V.20) non risente in maniera evidente degli effetti topografici, attestandosi mediamente sul valore 2.

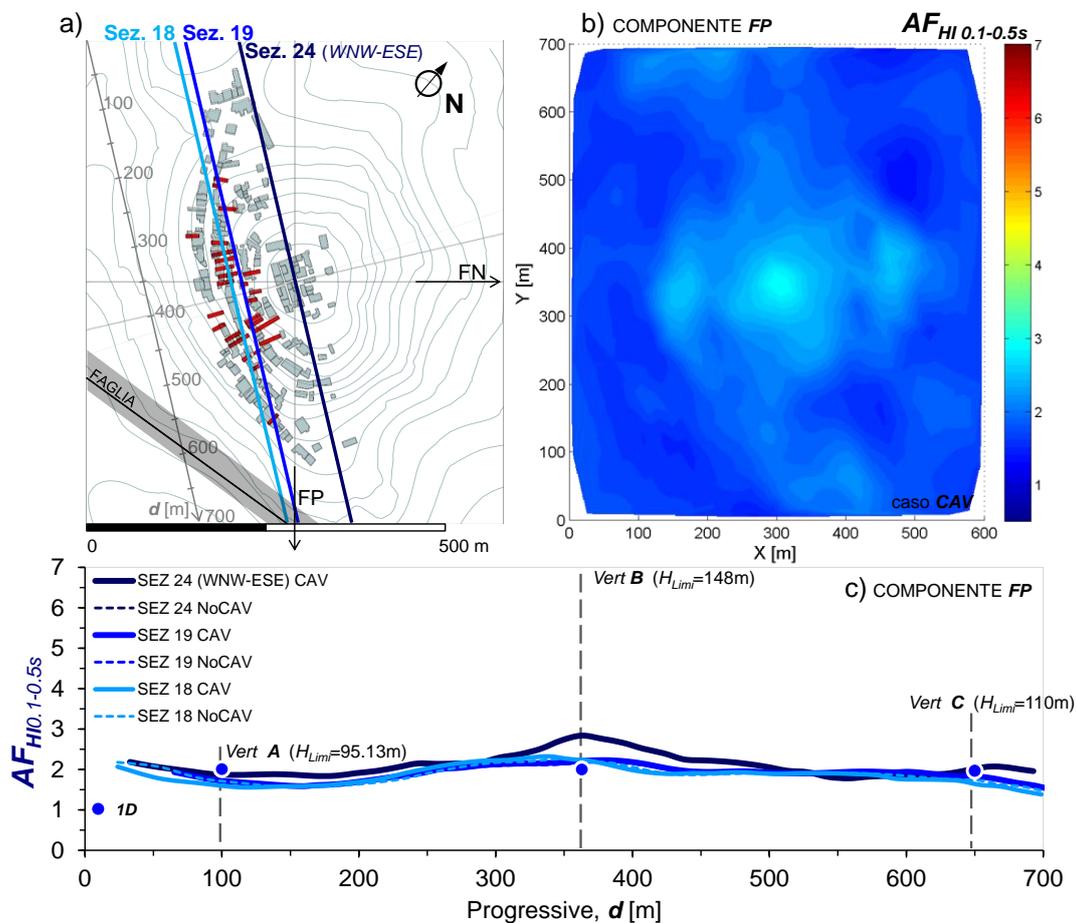


Figura V.20. Fattore di amplificazione dell'intensità di Housner calcolata per $T= 0.1-0.5s$ ($AF_{HI 0.1-0.5s}$). **a)** area di studio con indicate le sezioni del modello a cui fanno riferimento gli andamenti riportati in **c)**; **b)** distribuzione dei valori di $AF_{HI 0.1-0.5s}$ in scala cromatica per valori compresi tra 0.5 e 7.

L'andamento rappresentato in Figura V.20 è coerente con quanto calcolato sul modello 2D (Lanzo et al. 2012) e 1D (Figura V.20). Una debole variazione si osserva soltanto in corrispondenza della cima del colle dove $AF_{HI0.1-0.5s} = 3$.

Nei valori di $AF_{HI0.7-1.3s}$ (Figura V.21), rappresentativi dell'amplificazione nell'intervallo di frequenze in cui ricade la prima frequenza propria di vibrazione del colle (1Hz), l'aggravio amplificativo indotto dalla morfologia superficiale è l'aliquota preponderante.

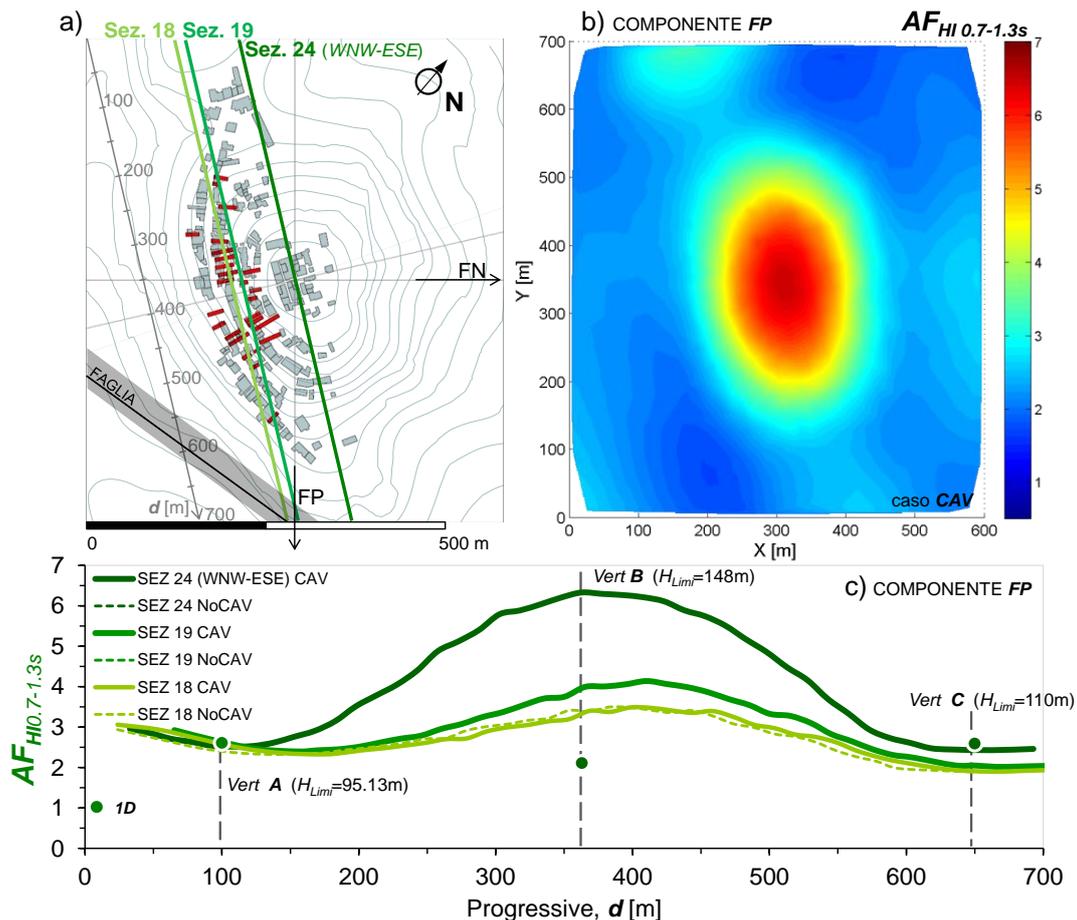


Figura V.21. Fattore di amplificazione dell'intensità di Housner calcolata per $T=0.7-1.3s$ ($AF_{HI 0.7-1.3s}$). **a)** area di studio con indicate le sezioni del modello a cui fanno riferimento gli andamenti riportati in **c)**; **b)** distribuzione dei valori di $AF_{HI 0.7-1.3s}$ in scala cromatica per valori tra 0.5 e 7.

Anche in questo caso, nelle verticali A e C, i fattori di amplificazione calcolati sul modello 3D sono sostanzialmente uguali a quelli 1D.

In corrispondenza della verticale alla cima del colle (vert. B) i valori da analisi 1D sono minori di quelli calcolati nelle verticali A e C.

In generale, i fattori calcolati non consentono di distinguere tra effetti indotti dalla morfologia superficiale ed amplificazione puramente stratigrafica.

I risultati delle analisi sul modello 2D (Lanzo et al. 2012, cfr §I.4) evidenziano una netta separazione degli effetti di amplificazione stratigrafica e topografica, che agiscono in due distinti intervalli di frequenze.

Nel modello 3D, invece, gli effetti della morfologia sono presenti in tutto il campo di frequenze indagato.

Tuttavia la coincidenza dei valori dei fattori di amplificazione 3D e 1D in corrispondenza delle verticali A e C, permette di avere un riferimento utile per la separazione degli effetti.

In ipotesi di validità del principio di sovrapposizione degli effetti, coerentemente con la normativa nazionale (NTC2008), e gli studi di letteratura in merito (ad es, Paolucci 2002), concentrando l'attenzione sull'accelerazione di picco, PGA (assunta in NTC2008 ed EC8 come ordinata di calibrazione dello spettro di risposta in superficie) si può considerare un fattore di amplificazione topografica,

$$(AF_{PGA})_T = \frac{AF_{PGA}}{(AF_{PGA})_S} \quad (V.2)$$

dove AF_{PGA} è l'amplificazione totale calcolata e $(AF_{PGA})_S$ è il fattore di amplificazione in condizioni di campo libero (*free-field*).

Nel caso specifico i valori in corrispondenza delle verticali A e C possono essere assunti come $(AF_{PGA})_S$, calcolando di conseguenza il fattore di amplificazione stratigrafico in corrispondenza della cima del colle.

In tabella i valori calcolati sono confrontati con quelli di normativa e quelli ottenuti da Paolucci (2002), su analisi 3D di rilievi selezionati nel contesto geologico italiano.

Tabella V. 4 Fattori di amplificazione topografica

		3D Castelnuovo	3D (Paolucci, 2002)	EC8	NTC2008
$(AF_{PGA})_T^1$	Rilievo isolato	2.30	1.30-1.75	1.2	1.2

¹ in EC8 ed in NTC2008 è indicato con S_T .

I valori definiti da Paolucci (2002) sono le medie dei rapporti delle ordinate spettrali dello spettro di risposta in superficie e in condizioni *free-field*, per configurazioni geo-morfologiche ripartite tra *rilievi isolati* o *dorsali con cresta*. Se si esaminano i casi che determinano i valori estremi riportati in tabella V.4, si osserva che per il

limite superiore (caso di *Civita*) l'andamento dei rapporti spettrali assume un massimo in corrispondenza di $T=1s$, pari a 2.

Per completezza sono stati riportati anche i valori previsti dalla norma (NTC2008, EC8) nel caso specifico di Castelnuovo. Operando nella sezione SSW-NNE in cui la pendenza media, i , è più pronunciata, ho al massimo $i=14.5^\circ$, che, a vantaggio di sicurezza, considerato pari a 15° classifica Castelnuovo nella categoria T3 (NTC2008), con $S_T=1.2$. Bisogna sottolineare che le normative fanno riferimento a configurazioni geometriche prettamente bidimensionali, mentre il fattore ricavato in questo studio è basato su un'analisi di risposta sismica 3D.

V.5.2 Effetti della non linearità

La non linearità è stata introdotta implementando il modello interpretativo dei risultati sperimentali *Sig4*, variabile con la tensione media efficace in sito, p' , discusso in §III.7.2.

I parametri del modello sono riportati in **Tabella V. 5**

Tabella V. 5 Parametri del modello geotecnico per le analisi con accelerogramma reale

Terreni	γ [kN/m ³]	V_s [m/s]	ν	K_0	G_0 [MPa]	K [MPa]	α	V_P [m/s]
L - Limi carbonatici	18	$\text{rad}q(G/\rho)$	0.38	0.61	$165 + 4.5.p'^{0.6}$	$3.8.G$	2.30	$\alpha.V_s$
B - Breccie	21	800	0.36	0.56	1370	4367	2.10	1680
wM - Calcareniti alterate	22	1000	0.33	0.49	2243	5848	2.00	2000
M - Calcareniti mioceiche	22	1250	0.33	0.49	3504	9138	2.00	2500

Terreni	D_0 [%]	$\xi(f)$		$G(\gamma), D(\gamma)$				
		f [Hz]	ξ [%]					
L - Limi carbonatici	0.9	1.4	0.8	<i>Sigmoide a 4 parametri (Sig4)¹</i>				
B - Breccie	0.75	cost. ($\pi \xi^*$) 0.019		a 0.97	b -0.358	x_0 0.0013	y_0 $p' - 1.618$	0.03
wM - Calcareniti alterate	0.75	0.019						
M - Calcareniti mioceniche	0.5	0.013						

¹ e criteri di Masing

I risultati sono stati resi nella forma grafica già utilizzata nelle analisi precedenti.

L'effetto della non linearità induce un abbattimento dei fattori di amplificazione, in misura differente, in tutti i campi di frequenze indagati. Nelle Figura V. 22, Figura V.24 e Figura V.25 è riportato, a scopo di confronto, anche l'andamento del fattore di amplificazione calcolato in ipotesi di materiali a comportamento visco-elastico lineare, per la Sez.24 in cui gli effetti topografici sono più evidenti.

La PGA risente maggiormente degli effetti dissipativi (Figura V. 22), con una generale diminuzione dell'amplificazione, che nel valore massimo, in cima al colle, è pari circa al 20% del valore calcolato in assenza di smorzamento isteretico (AF_{PGA} passa da 5 a 4).

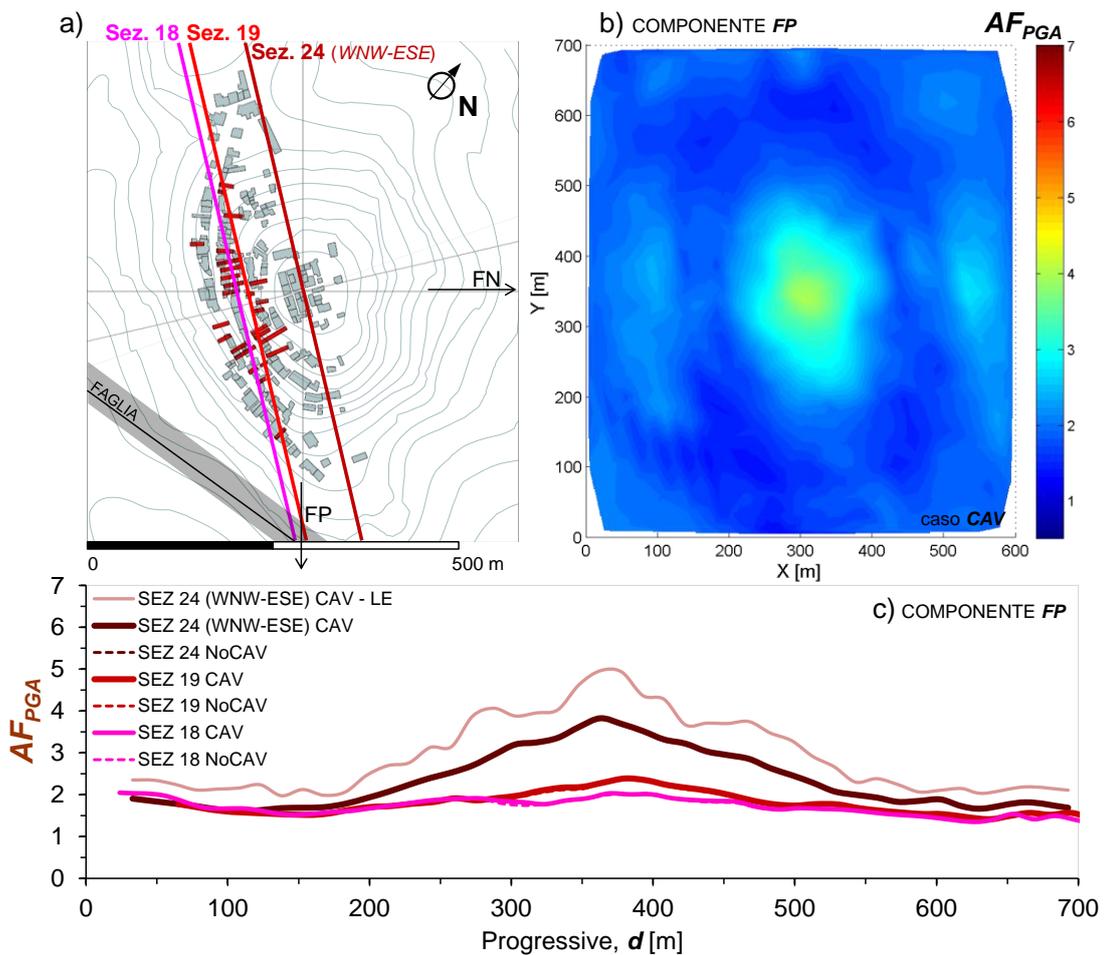


Figura V. 22. Fattore di amplificazione dell'accelerazione di picco (AF_{PGA}). **a)** area di studio e sezioni del modello; **b)** distribuzione dei valori di AF_{PGA} in scala cromatica per valori compresi tra 0.5 e 7; **c)** andamenti di AF_{PGA} .

L'incidenza degli effetti dissipativi alle alte frequenze rende meno evidente l'effetto della presenza della discontinuità geometrica rappresentata dalla faglia (Figura V. 22

b). Accentuando le differenze cromatiche tra i valori di AF_{PGA} nell'area sottesa dalla faglia (Figura V. 22), si riesce ad evidenziare una generale diminuzione dell'amplificazione rispetto ai valori assunti nelle aree circostanti, con valori di AF_{PGA} variabili tra 1.4 e 1.8.

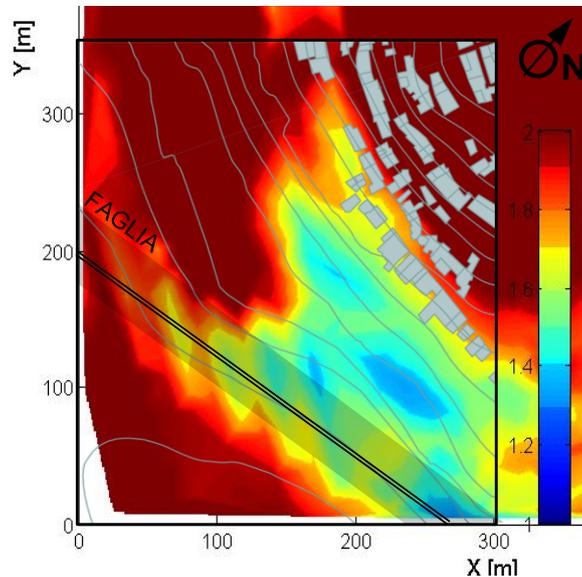


Figura V.23. Particolare dell'area interessata dagli effetti indotti dalla faglia. La scala di colori è stata limitata ai valori di AF_{PGA} compresi tra 1 e 2, per accentuare le variazioni in corrispondenza della discontinuità.

Il fattore di amplificazione dell'intensità di Housner per $T= 0.1-0.5s$ non ha variazioni significative, mentre quello calcolato per $T= 0.7-1.3s$ esibisce una debole diminuzione (circa 8%). Nei tre casi restano valide le considerazioni fatte in §V.1, relativamente all'evidenza di effetti di amplificazione topografica ed assenza di sensibili variazioni indotte dalle cavità

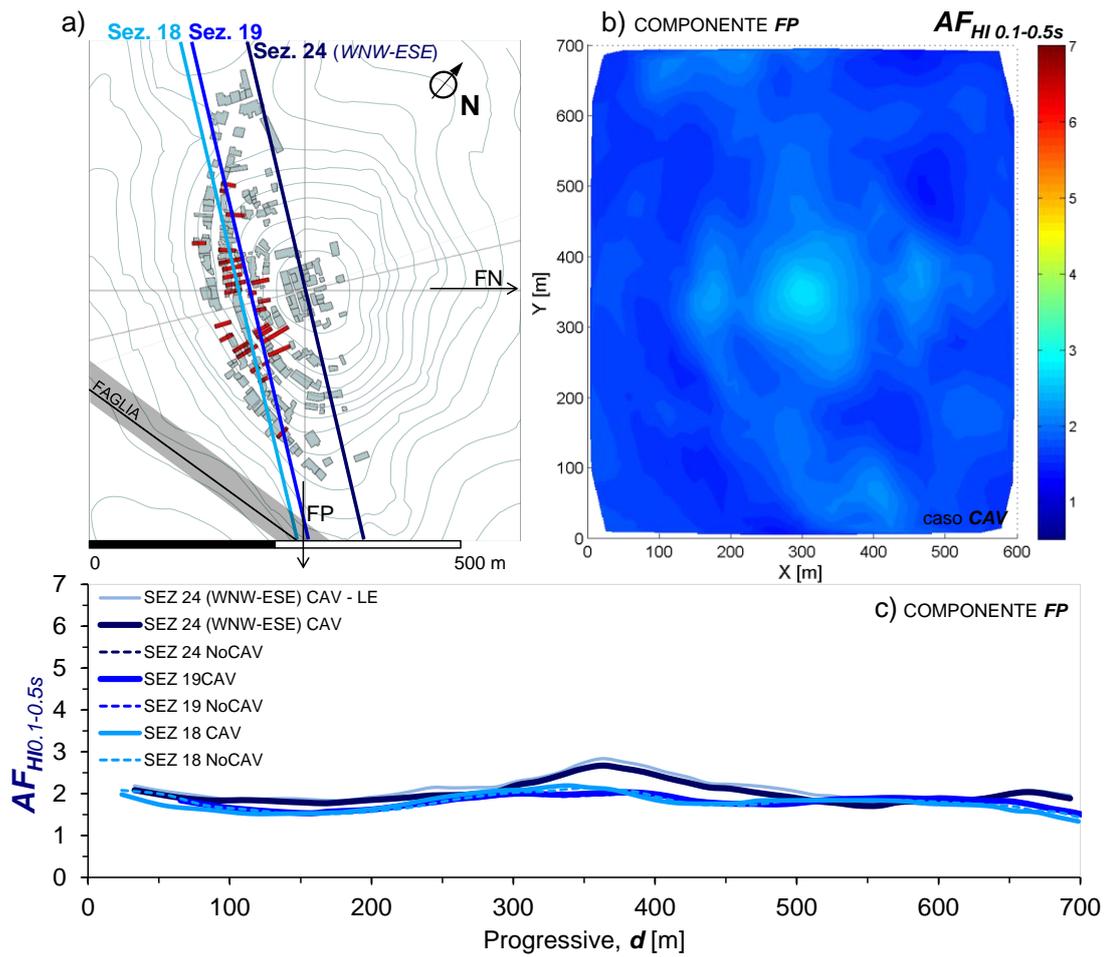


Figura V.24. Fattore di amplificazione dell'intensità di Housner per $T= 0.1-0.5s$ ($AF_{HI\ 0.1-0.5s}$). **a)** area di studio e sezioni del modello; **b)** distribuzione dei valori di $AF_{HI\ 0.1-0.5s}$ in scala cromatica per valori compresi tra 0.5 e 7; **c)** andamenti di $AF_{HI\ 0.1-0.5s}$.

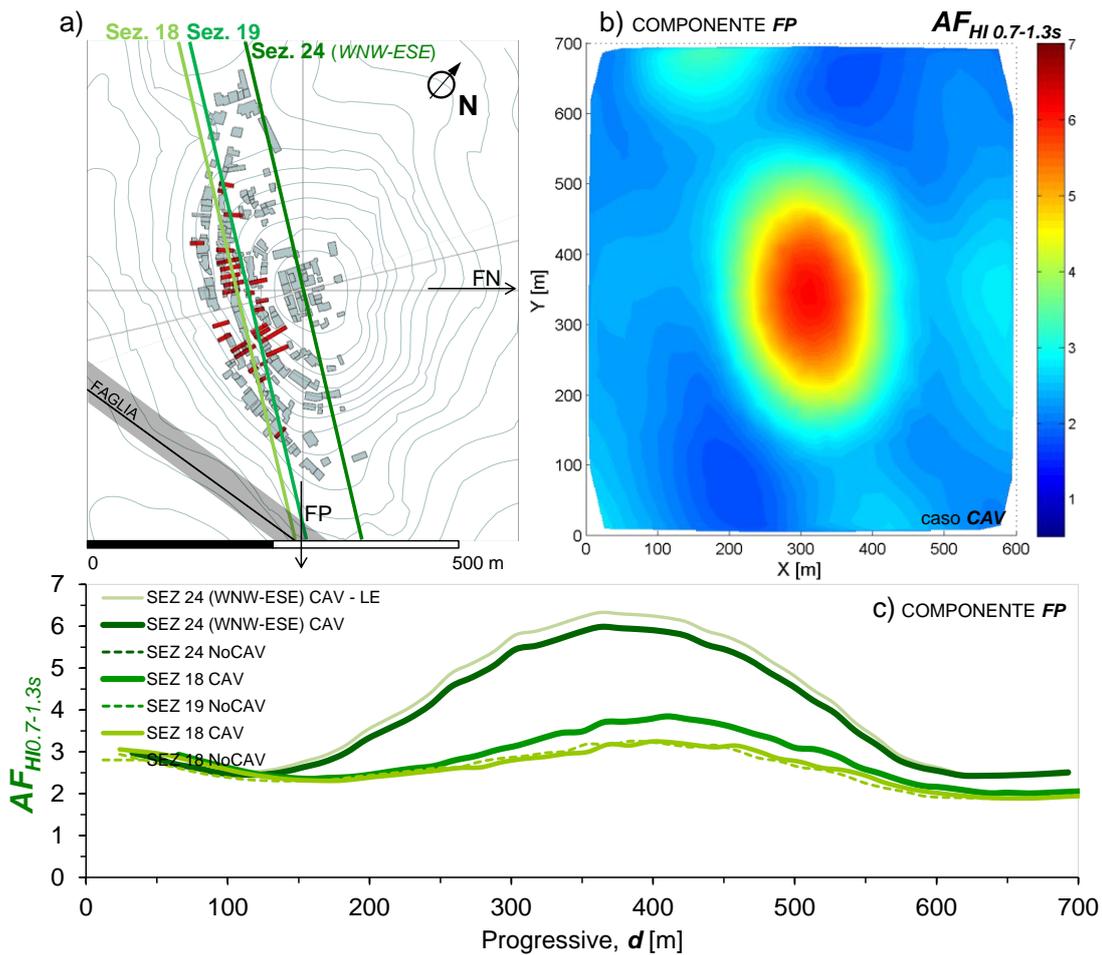


Figura V.25. Fattore di amplificazione dell'intensità di Housner per $T=0.7-1.5s$ ($AF_{HI\ 0.7-1.5s}$). **a)** area di studio e sezioni del modello; **b)** distribuzione dei valori di $AF_{HI\ 0.7-1.5s}$ in scala cromatica per valori compresi tra 0.5 e 7; **c)** andamenti di $AF_{HI\ 0.7-1.5s}$.

In Figura V.26, si riporta il confronto tra gli andamenti di AF_{PGA} , $AF_{HI\ 0.1-0.5s}$ ed $AF_{HI\ 0.7-1.3s}$ prodotti in questo studio, su modello 3D del colle, e quelli del recente lavoro di Lanzo et al. (2011) da analisi numeriche su modello 2D. Gli andamenti sono relativi alla Sez.24 del modello 3D coincidente con la sezione WNW-ESE assunta nelle analisi 2D. Si riportano anche i valori ottenuti da analisi 1D relative alle verticali B e C.

Il modello per le analisi 1D è sostanzialmente quello assunto in §V.4, con aggiunte le curve $G(\gamma)$, $D(\gamma)$. La dipendenza delle curve di non linearità dalla tensione media efficace, p' , è stata tradotta in una variabilità con la profondità dal piano campagna, z , esplicitando la dipendenza di p' da z nelle ipotesi semplificative assunte in §V.4.

Operativamente, con riferimento alla verticale alla cima del colle, tutti i sotto-strati della discretizzazione sono stati ripartiti in 7 intervalli di profondità. A ognuno è stata assegnata la curva $G(\gamma)$, calcolata col modello Sig4, in corrispondenza della tensione media, p' , alla profondità massima dell'intervallo. Le corrispondenti curve $D(\gamma)$ sono calcolate dai valori di $G(\gamma)$ applicando i criteri di Masing, coerentemente con le modalità operative di FLAC3D (ITASCA, 2012).

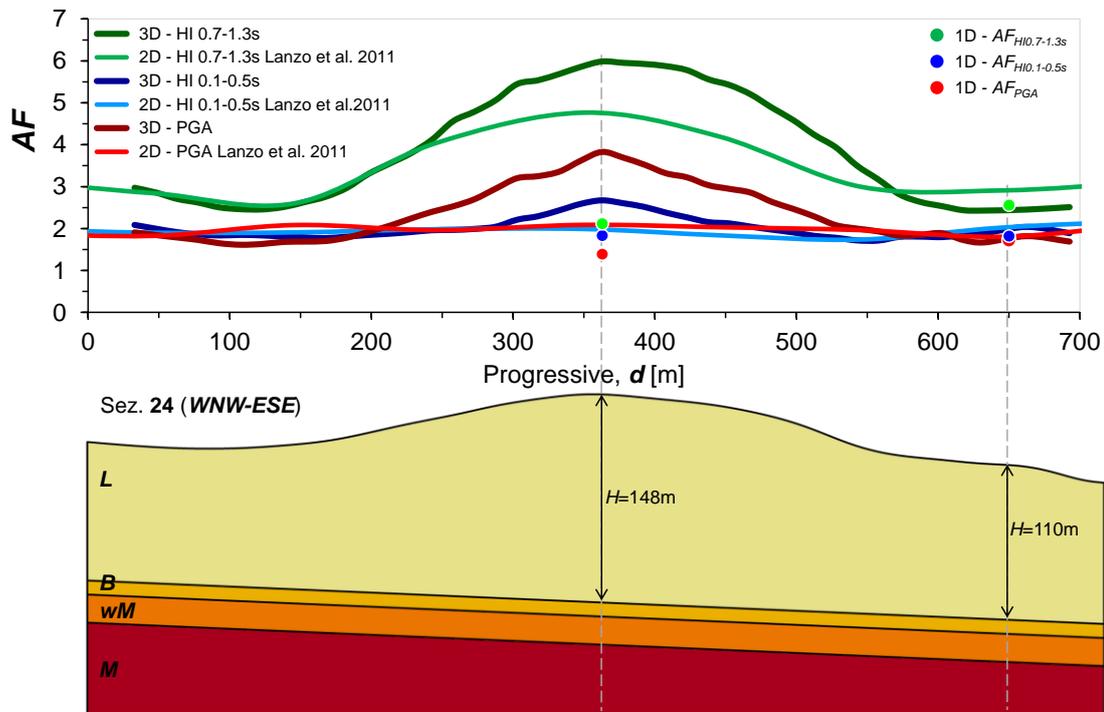


Figura V.26. Confronto in termini di AF_{PGA} , $AF_{HI0.1-0.5s}$ e $AF_{HI0.7-1.3s}$ tra i risultati ottenuti in questo studio, su modello 3D, e quelli di letteratura più recenti, su modello 2D (Lanzo et al. 2012)

I fattori di amplificazione 3D riflettono in maniera più evidente gli effetti della morfologia superficiale del sito.

Laddove il modello 2D non prevedeva aggravio amplificativo per effetti topografici (andamenti di AF_{PGA} e $AF_{HI0.1-0.5s}$), rispetto alla sola amplificazione stratigrafica (mediamente costante e pari a 2), il modello 3D mostra un progressivo incremento dei valori con la quota, con un massimo in cima al colle. Sulla PGA la differenza è più marcata, con AF_{PGA} pari a circa il doppio del corrispondente valore ottenuto dalle analisi 2D. Gli andamenti del fattore di amplificazione $AF_{HI0.7-1.3s}$, in entrambe i casi, tendono ad assecondare la forma del colle, assumendo valori simili fino alla

progressiva $d \cong 250\text{m}$, dalla quale in poi la differenza tra i valori 3D e 2D aumenta fino a un massimo nella zona sommitale del colle. I due andamenti differiscono anche a valle del versante ESE, dove, oltre la progressiva $d=550\text{m}$, i fattori di amplificazione 2D sono maggiori dei corrispondenti 3D, condizionati dall'amplificazione indotta dalle coltri detritiche superficiali, poste più a valle e trascurate nel 3D. In corrispondenza della verticale C l'andamento dei fattori 3D assume valori sostanzialmente uguali a quelli calcolati con analisi 1D. In corrispondenza della cima del colle, invece, la differenza coi valori 1D è decisamente più marcata.

In Figura V.27a, sono riportati gli andamenti della massima deformazione tangenziale, γ_{max} , con la profondità, z , dal piano campagna, lungo le verticali vert1 e vert2 ed i cicli tensione deformazione, $\tau-\gamma$, relativi ai punti delle verticali posti a profondità 2.1, 15.6, 23.2 e 73.16m, nell'intorno della cavità intercettata dalla vert2 (Figura V.27b).

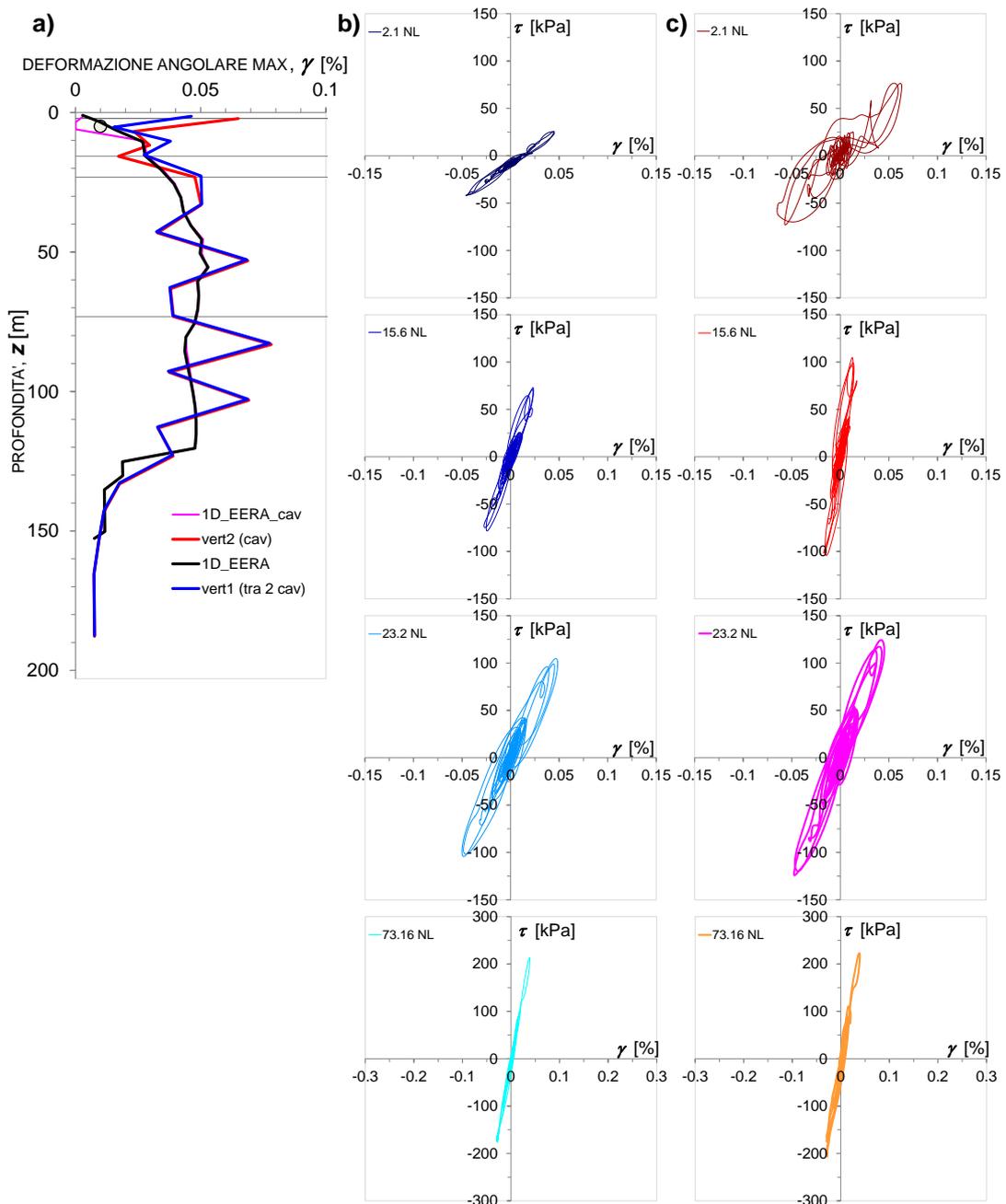


Figura V.27. Cicli τ - γ in punti nell'intorno di una cavità, lungo vert 1 a), e vert2 b)

Gli andamenti di γ_{max} , confrontati con quello prodotto da analisi 1D, su un modello di sottosuolo coerente con quello assunto nelle analisi 3D (cfr. §V.5.1), mostrano che gli effetti della presenza delle cavità sono circoscritti ai volumi più superficiali. Entro i 35m dal piano campagna gli andamenti lungo la vert1 e la vert2, tendono ad assumere valori differenti tra loro, anche se tendenzialmente concordi con quelli del modello 1D. Nell'ambito dello strato di ricoprimento, che, in questa sezione del

modello, è spesso $c=2m$, il valore di deformazione calcolato non è trascurabile. Si conferma, quindi, che, nell'ambito delle frequenze caratteristiche dall'input sismico adottato nelle analisi, le cavità presenti nel sottosuolo di Castelnuovo non schermano le onde che si propagano verso la superficie, così come evidenziato nelle distribuzioni e nei profili dei fattori di amplificazione. Per profondità maggiori di 35m i valori ottenuti dalle analisi 3D oscillano intorno alla curva calcolata su modello 1D, approssimandola fino a concordare con essa all'ingresso nel bedrock ($z > 122m$).

L'esamina dei cicli $\tau-\gamma$, evidenzia che gli effetti dissipativi sono sensibili nell'ambito dei primi 20m di profondità, in particolar modo in corrispondenza del ricoprimento della cavità intercettata dalla vert2 (Figura V.27 c, $z=2.1m$). Scendendo a profondità maggiori il comportamento è tendenzialmente quello di un materiale visco-elastico lineare.

Prescindendo dalla presenza delle cavità, si può ragionare, almeno in via semplificata, sulla differenziazione dei modi di vibrazione del banco di limi evidenziata in §V.5.1. Tutte le funzioni di amplificazioni in Figura V.18 mostrano un secondo modo di vibrazione intorno a 2.5-3Hz. Alla luce di quanto esplicitato in Figura V.27 in termini di deformazioni locali, considerando uno spessore di limi pari a 33m con $V_S=375m/s$ (media dei valori compresi tra 318 e 424m/s, rispettivamente assunti a $z= 1$ e 33m, secondo il modello adottato nelle analisi), la frequenza di vibrazione $f_1=V_S/4H$, è pari a 2.8Hz, compresa tra 2.5 e 3Hz. L'esistenza di modi di vibrazione a frequenze maggiori di 1Hz giustifica anche la forte amplificazione della PGA evidenziata nei risultati al §V.5.1. La debole incidenza della non linearità, con effetti evidenti solo nell'ambito degli strati più superficiali, giustifica la diminuzione dei valori di AF_{PGA} mostrata nei risultati in Figura V. 22.

V.5.3 Analisi su modello completo: effetti delle deformazioni in corrispondenza delle cavità

Il modello numerico è stato completato introducendo un modello costitutivo di tipo elasto-plastico alla Mohr Coulomb.

I parametri sono riportati in Tabella III.5 (cfr. §.III.7.2)

I risultati delle analisi esposti di seguito riguardano essenzialmente gli effetti delle deformazioni indotte dal sisma nei volumi di sottosuolo in cui sono presenti cavità. In particolar modo ci si è riferiti al gruppo di cavità individuato dalle verticali 1 e 2 (cfr. V.1)

Lo stato deformativo è caratterizzato in termini di

- deformazione volumetrica: $\varepsilon_v = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}{3}$

media delle tre componenti principali di deformazioni,

- deformazione tangenziale ottaedrale : $\gamma_{ott.} = \sqrt{2} \cdot \varepsilon_s$

Proporzionale alla deformazione deviatorica, ε_s , che quantifica la variazione di forma.

Lo stato tensionale è rappresentato, in termini di

- tensione media efficace: $p' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$

Media delle tre componenti principali di tensione,

- tensione tangenziale ottaedrale: $\gamma_{ott} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot q$

proporzionale alla tensione deviatorica, q .

Osservando le variazioni di stato deformativo al contorno delle cavità si nota che i volumi laterali tendono ad espandere, mentre lo scarico innescato dall'effetto ad arco induce una compressione dei volumi che sottendono la cavità. Le ε_v assumono valori più elevati per le cavità che si trovano a maggiore profondità.

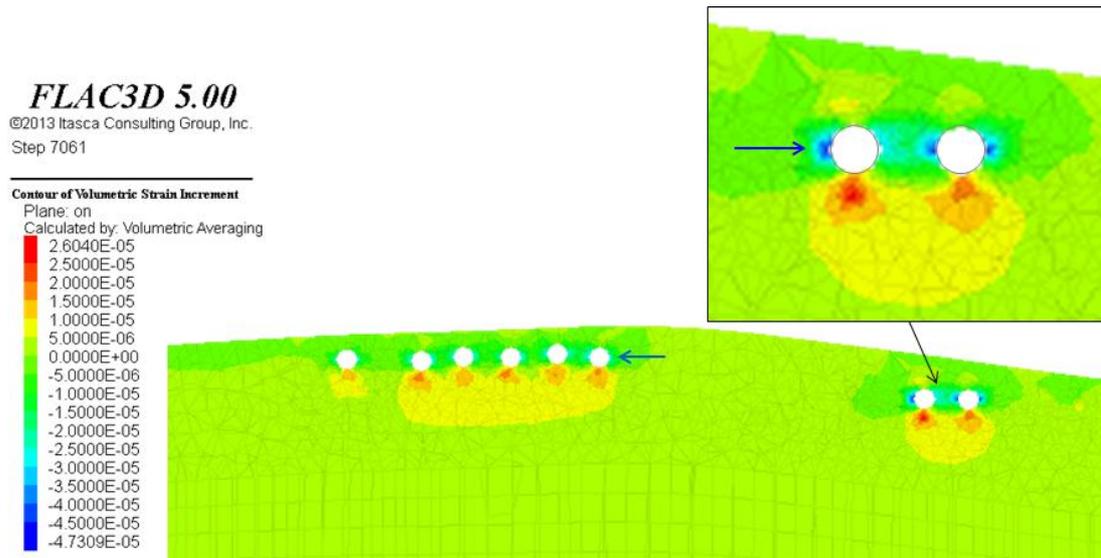


Figura V.28 deformazioni volumetriche al termine della fase statica.

Prima di applicare la sollecitazione sismica vengono annullati gli spostamenti indotti in fase statica e conservato lo stato tensionale.

A seguito dello sviluppo dell'azione sismica al contorno delle cavità si concentrano le deformazioni più intense, in una classica disposizione a X, ad indicare l'alternanza di stati di compressione e dilatazione.

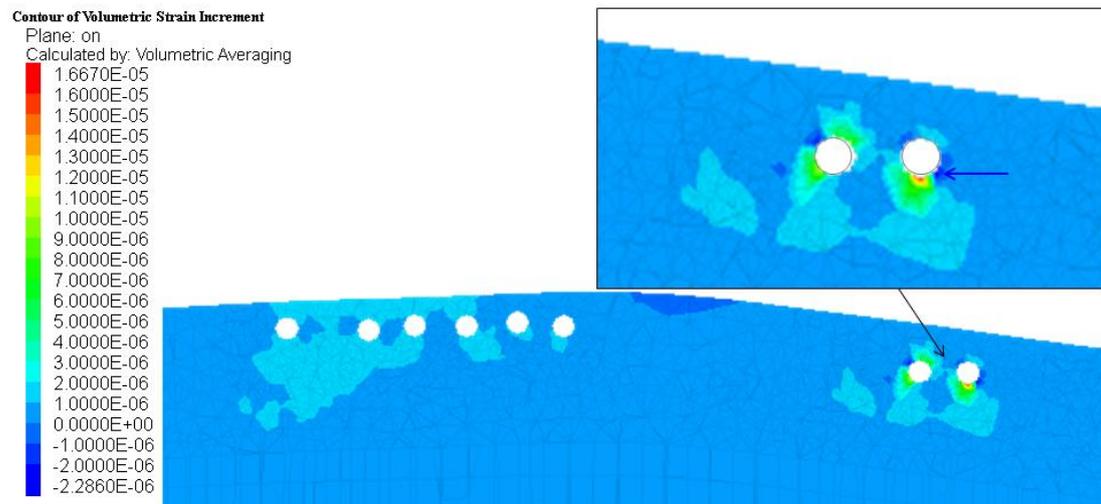


Figura V. 29 deformazioni volumetriche al termine della fase dinamica

La deformazione tangenziale ottaedrale (**Figura V. 30**) assume valori più alti in nell'intorno delle cavità, dove si hanno sensibili variazioni di forma, ed i massimi in corrispondenza delle cavità più profonde.

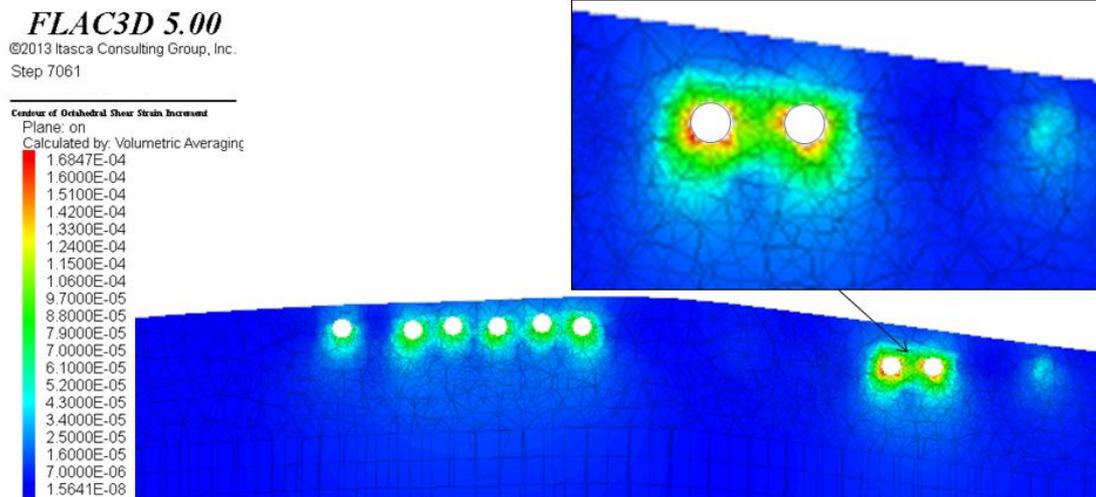


Figura V. 30 deformazioni tangenziali ottaedriche al termine della fase statica

Al termine della fase dinamica le deformazioni più significative si concentrano esclusivamente in corrispondenza delle cavità più profonde

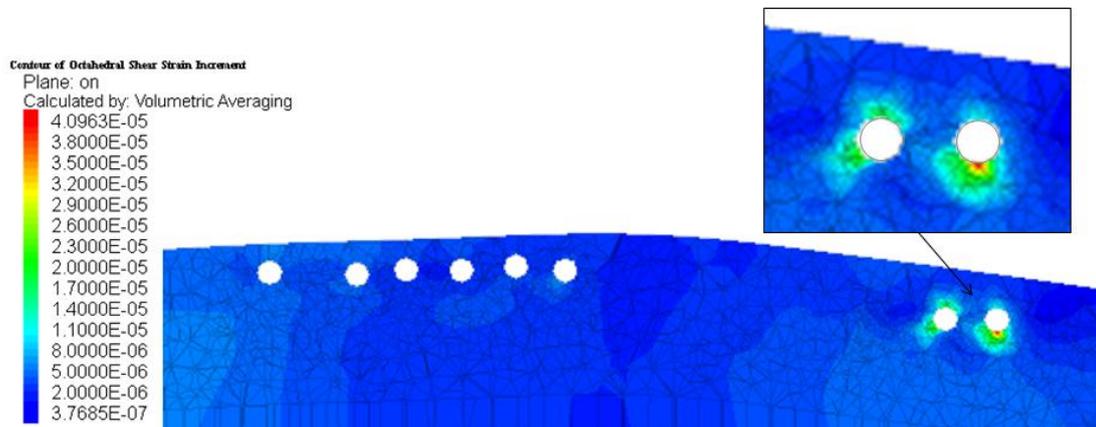


Figura V. 31 deformazioni tangenziali ottaedriche al termine della fase dinamica

Le cavità che subiscono le deformazioni più intense, al termine delle fasi statica e dinamica, sono quelle più profonde, anche se gli effetti non si risentono in superficie. Le cavità più superficiali invece definiscono una zona debole in cui le deformazioni hanno effetti diretti in superficie.

La rappresentazione degli stati tensionali non consente di apprezzare l'innescarsi di condizioni di rottura. In **Figura V.32** sono evidenziate le zone in cui si è innescata la plasticizzazione, secondo il modello costitutivo adottato.

I punti critici restano sempre quelli al bordo delle cavità più profonde.

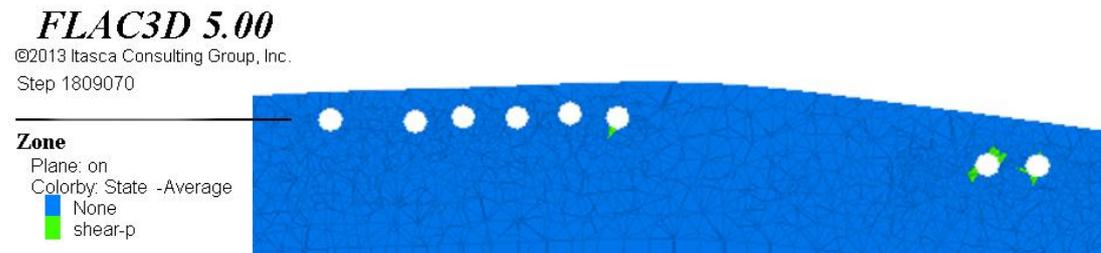


Figura V.32. Zone di plasticizzazione pregressa.

Evidentemente l'entità delle deformazioni indotte dalla propagazione dell'input sismico scelto non è tale da indurre la rottura nei volumi di ricoprimento, come atteso. Le cavità più profonde mostrano effetti dovuti principalmente a stati deformativi pregressi.

Rappresentando l'ampiezza della componente verticale dello spostamento si osserva che al termine della fase statica, quindi per effetto della sola forza di gravità, gli spostamenti maggiori in superficie si hanno in corrispondenza del gruppo di cavità, mentre gli effetti delle deformazioni al contorno delle cavità più profonde non si risentono in misura sensibile in superficie.

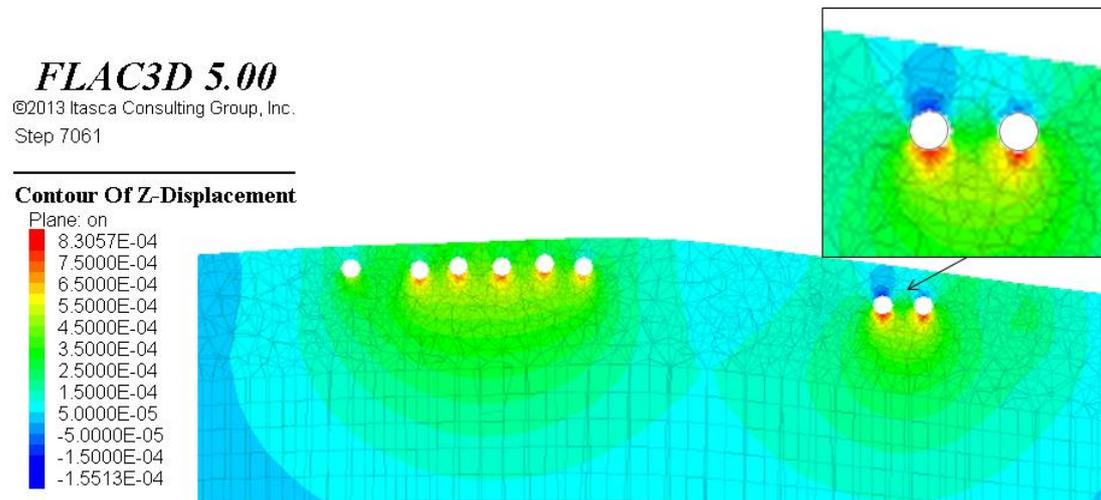
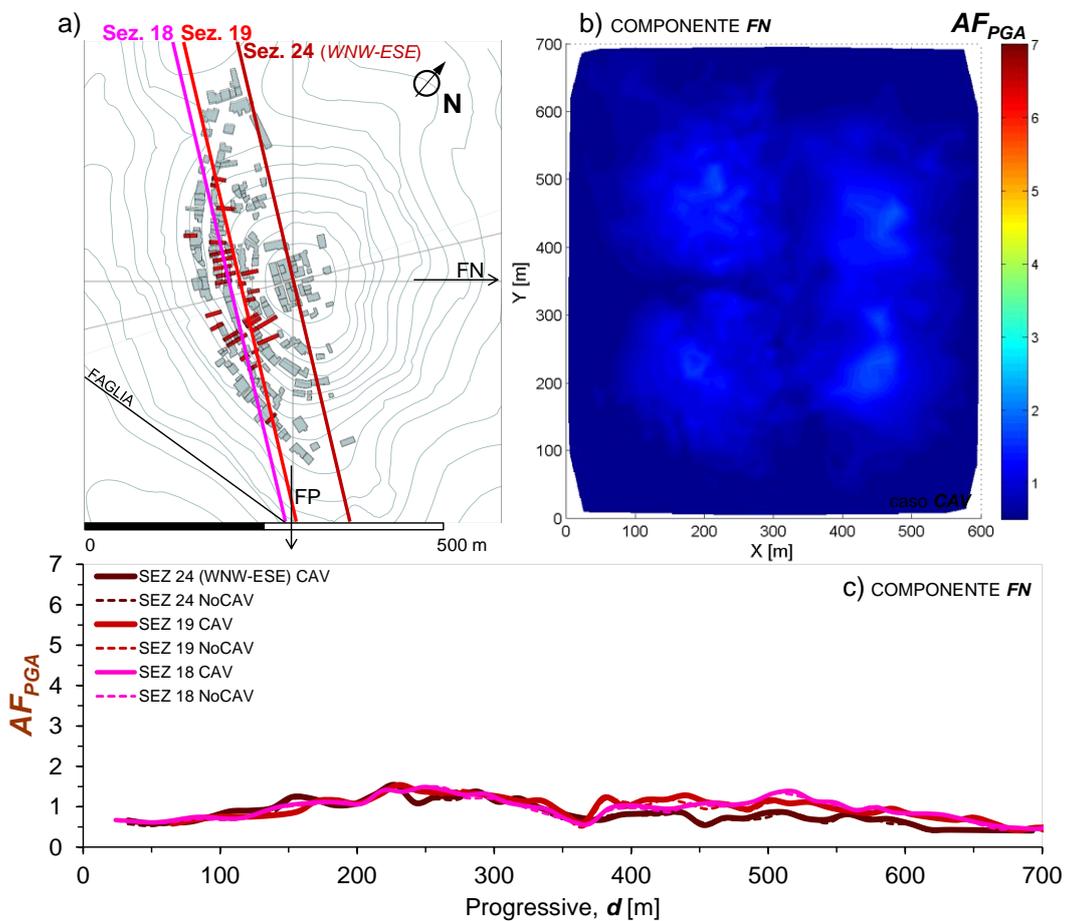


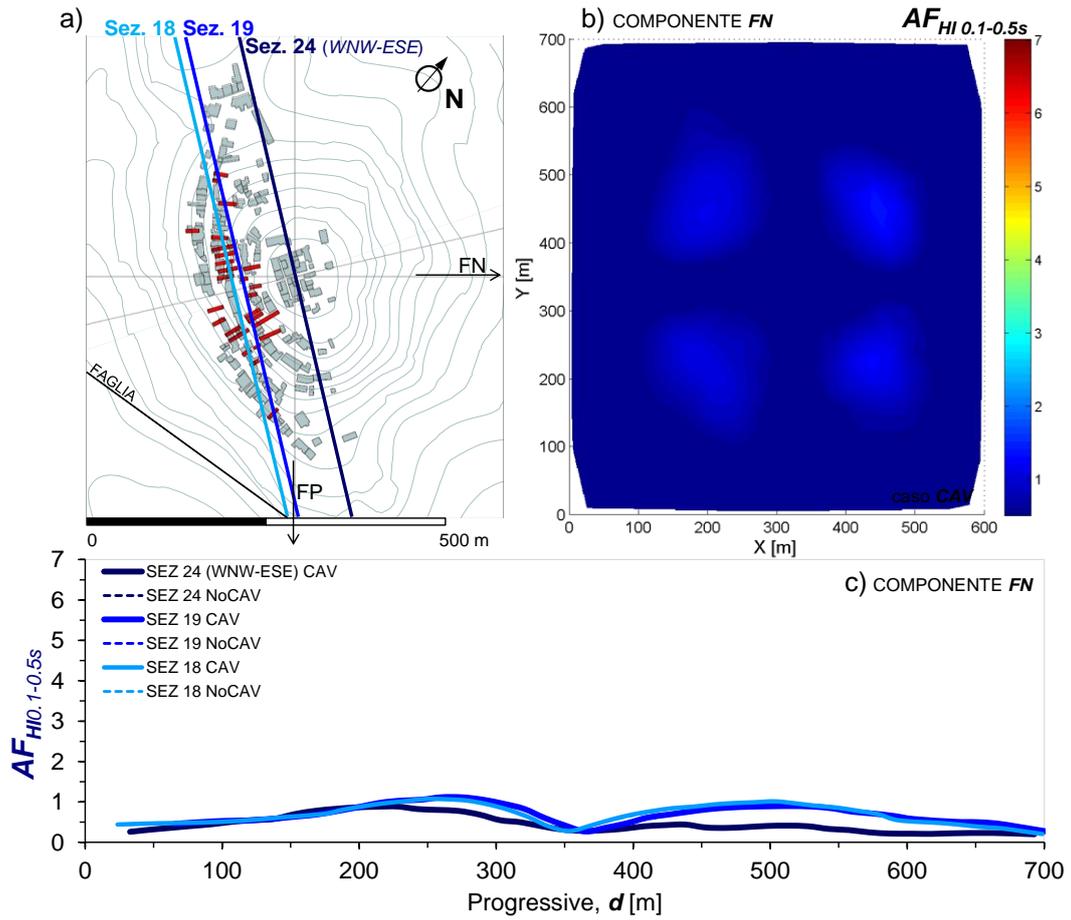
Figura V. 33, distribuzione dell'intensità dello spostamento verticale

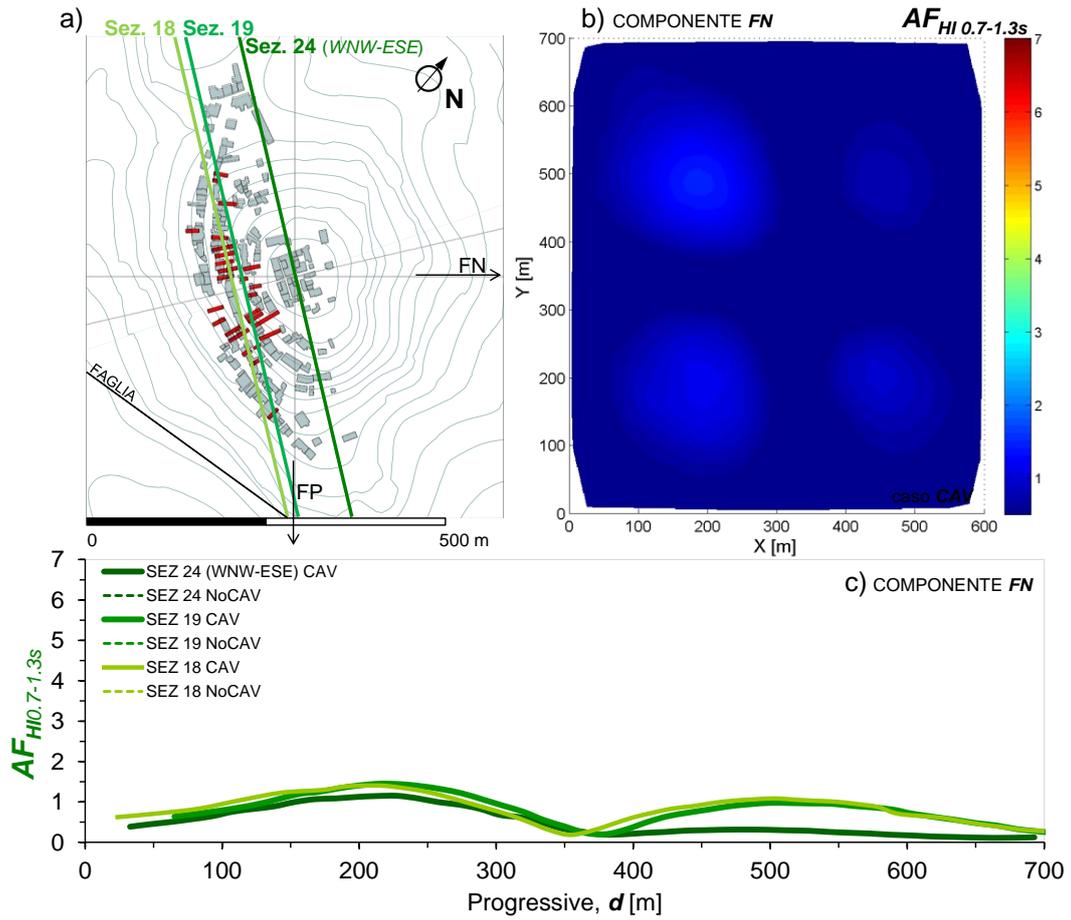
Di seguito si illustrano gli effetti della vibrazione indotta dall'applicazione della forzante sismica in direzione FP , letti sulla componente del moto in direzione FN .

I fattori di amplificazione, in questo caso, vanno intesi come una misura, negli intervalli di frequenza considerati, dell'aliquota dell'energia sismica trasferita al colle espressa nella direzione FN .

Le configurazioni a 4 lobi di amplificazione indicano l'esistenza di un modo torsionale di vibrazione, evidente, ad esempio, nell'asimmetria dei valori di $AF_{HI0.7-1.3s}$. Non sussiste, in questo caso, una evidente differenza tra i valori di amplificazione nei vari intervalli di frequenza.







BIBLIOGRAFIA

EC8, *Eurocode 8. Design Provisions for Earthquake Resistance of Structures – Part 5: Foundations, Retaining Structures and Geotechnical Aspects*, 1994.. ENV 1998-5, CEN European committee for Standardization, Brussels

Gruppo di Lavoro MS–AQ 2010, Microzonazione sismica per la ricostruzione dell'area aquilana. Regione Abruzzo – Dipartimento della Protezione Civile, L'Aquila, 3 vol. e Cd-rom.

Hashash Y.M.A., Park D. 2002, Viscous damping formulation and high frequency motion propagation in non-linear site response analysis, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 22, 611-624

Kuhlemeyer, R.L. Lysmer,J.,1973, Finite element method accuracy for wave propagation problems ,*Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, 99, No. SM5, 421-427.

Lanzo G., Silvestri F., Costanzo A.,d'Onofrio A. •Martelli L., Pagliaroli A., Sica S., Simonelli A., 2011, Site response studies and seismic microzoning in the Middle Aterno valley (L'aquila, Central Italy), *Bull Earthquake Eng*, 3.V.2011

Lysmer,J., Kuhlemeyer, R.L. 1969, *Finite Dynamic Model for Infinite Media*, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, 95, No. SM4, 859-877

NTC2008

Paolucci R., 2002. Amplification of earthquake ground motion by steep topographic irregularities. *Earthquake Engng Struct. Dyn.* 2002; 31:1831-1853

CONCLUSIONI

L'analisi della risposta sismica del sito di Castelnuovo rappresenta il momento di sintesi dei risultati ottenuti in tre studi condotti sostanzialmente in parallelo, sull'influenza dei tre livelli di complessità caratteristici del sito in esame: morfologia superficiale e sepolta, presenza di cavità nel sottosuolo, particolare natura dei terreni costituenti il colle.

Effetti di cavità sulla RSL

L'esistenza di un sistema di cavità ipogee, nel sottosuolo del centro storico della frazione di Castelnuovo e la sua probabile influenza sullo scuotimento indotto in superficie ha motivato lo studio parametrico riportato del II capitolo di questo lavoro, sviluppato in collaborazione con l'ing. Anna Chiaradonna, come lavoro di tesi di laurea magistrale, ed è stato oggetto di pubblicazioni in atti di convegni.

Gli studi analitici e numerici esistenti, incentrati sulla risposta di modelli semplificati di sottosuolo alla propagazione di un'onda armonica di ampiezza e frequenza note, mostrano che la presenza di una cavità circolare, di diametro D e spessore del ricoprimento c , induce mediamente un'attenuazione del moto in superficie, che si esprime in una *zona d'influenza*, e la cui entità dipende dai parametri adimensionali D/λ e c/D , con λ lunghezza d'onda dell'armonica propagata. Non sono stati trovati lavori che abbiano confrontato soluzioni analitiche e/o modellazione numerica con effetti rilevati su casi di studio

Partendo quindi da un'esamina della letteratura reperita, è stato sviluppato un esteso studio parametrico per confermare ed ampliare le conoscenze in merito all'influenza dei parametri adimensionali D/λ e c/D sullo scuotimento indotto in superficie ed in particolare sull'estensione della zona d'attenuazione.

In linea con gli studi esaminati, sono stati analizzati modelli di sottosuolo con cavità circolare, in cui, però, è stata rimossa l'ipotesi di semispazio, introducendo la variabile adimensionale, H/λ , rappresentativa del rapporto tra frequenza caratteristica dell'armonica propagata, f_0 , ed f_1 , frequenza fondamentale di vibrazione del banco di spessore H , poggiante su un substrato roccioso assunto quale bedrock sismico. I modelli di sottosuolo così generati sono tutti caratterizzati da un contrasto d'impedenza noto.

Le analisi pianificate sono state finalizzate ad una verifica di significatività dei parametri c/D , D/λ e H/λ , quantificandone l'influenza sulla risposta sismica in superficie.

Gli effetti di amplificazione sono stati valutati in termini di fattore di amplificazione dell'Intensità di Housner, F_{HI} calcolata tra 0.1 e 2.5s, dato dal rapporto tra i valori calcolati in presenza ed in assenza di cavità.

I risultati confermano che la presenza di una cavità nel sottosuolo induce, in una zona d'influenza, l'attenuazione del moto sismico in superficie, rispetto al caso *free-field*. L'estensione della zona d'influenza, L_i , per com'è stata definita, aumenta con H/λ e gli andamenti sono interpretabili con legge di tipo potenza. Meno chiara appare la dipendenza di L_i da D/λ . Il fattore di amplificazione, F_{HI} , cresce con H/λ e decresce con D/λ , e sembra non dipendere in maniera evidente da c/D .

Le analisi sull'influenza della forma della cavità si basano sull'osservazione che cavità di forma generica possono essere caratterizzate da altezza, h , e larghezza, l , della sezione trasversale, per cui l'influenza della forma su F_{HI} e su L_i è stata valutata analizzando modelli con cavità di forma ellittica. Le analisi mostrano che, a parità di spessore dello strato di ricoprimento c , l'attenuazione è influenzata principalmente dall'area della sezione trasversale più che dalla sua forma (F_{HI} decresce sia con l , sia con h); mentre, a parità di area, si osserva una maggiore attenuazione per cavità con prevalente sviluppo in larghezza. L'estensione della zona d'influenza, L_i , invece, dipende prevalentemente da h .

Infine, in un sottosuolo con cavità circolare, ipotizzando di riempire la cavità con materiale ad impedenza sismica $\mu = \rho \cdot V_s$ pari rispettivamente a 0.5 e 2 volte quella del terreno circostante, si osserva che all'aumentare del rapporto d'impedenza tra materiale di riempimento e terreno, una zona di amplificazione viene a collocarsi ai bordi della cavità.

La presenza di più cavità nel sottosuolo induce un notevole incremento sia della zona d'ombra, sia dell'attenuazione rispetto al caso di cavità singola. All'aumentare della distanza reciproca tra le cavità aumenta l'estensione della zona d'ombra.

Caratterizzazione geotecnica dei Limi Bianchi di Castelnuovo

Come necessario supporto allo studio della risposta sismica del colle di Castelnuovo, è stata sviluppata un'approfondita caratterizzazione geotecnica dei limi bianchi, operata su campioni direttamente prelevati in sito. Il lavoro è stato eseguito dal dott. Vincent Marcon come tesi nell'ambito del *Master Mécanique, Energétique et Ingénieries Spécialité internationale "Géomécanique, Génie Civil et Risques"* dell'Università Joseph Fourier di Grenoble.

I risultati hanno permesso la definizione dei modelli del comportamento meccanico a piccole, medie e grandi deformazioni che hanno completato il modello numerico 3D del colle

Le prime indagini sui limi della formazione di San Nicandro (sito di Poggio Picenze) eseguite in ambito di micro-zonazione sismica dell'area Aquilana, avevano già evidenziato la complessità del comportamento meccanico di questi materiali, indicandone la causa nella particolare microstruttura dei due litotipi identificati, limoso ed argilloso, caratterizzati da due differenti valori del contenuto in argilla.

Le analisi riportate in questo studio sono state eseguite su campioni prelevati a fronte scavo (*FS*) e all'interno di una cavità (*CV*), caratterizzati anch'essi da differenti frazioni argillose (rispettivamente, $CF=25$ e 15%).

Si conferma che il materiale con la minore frazione argillosa (*CV*) ha un minore grado di addensamento e minore compressibilità, a riprova dell'atipicità di tali terreni rispetto a quanto di solito osservato e/o riportato in letteratura. I campioni *FS* sembrano avere legami inter-particellari più forti, come evidenziato dalla maggiore tensione di snervamento σ'_{vy} , a fronte di un comportamento decisamente più fragile (brusco cambiamento di pendenza della curva di compressibilità all'ingresso in normal-consolidazione) attribuibile ad un probabile collasso micro-strutturale. Quanto detto trova conferma nei risultati delle prove di compressione isotropa ad alta pressione.

Le prove in colonna risonante (RCTS) rimarcano la differenza di comportamento meccanico dei due litotipi sia a piccole che a medie deformazioni.

Entrambi i materiali mostrano una marcata dipendenza del modulo di rigidezza a taglio iniziale G_0 dalla tensione media efficace agente in sito, p' , esprimibile

attraverso una legge tipo potenza. Entrambi i materiali sono sovra-consolidati, ma per valori di p' minori della pressione residua, il materiale prelevato a fronte scavo *FS*, esibisce una dipendenza più spinta dalla pressione di confinamento.

Le curve di non linearità (comportamento a medie deformazioni) mostrano una marcata dipendenza dalla tensione media p' evidente nella variazione della soglia di linearità con la pressione di confinamento assunta nella prova. Per i campione prelevato a fronte scavo tuttavia, il decadimento della rigidità, ed i corrispondente incremento del fattore di smorzamento, evolve con un gradiente maggiore rispetto al campione prelevato in cavità, a conferma di un comportamento tendenzialmente più fragile.

Ai fini delle analisi di risposta sismica locale ci si è riferiti soltanto ai risultati ottenuti per i campioni a fronte scavo (*FS*), considerando le difficoltà insite nell'implementazione dei due differenti materiali alla scala del colle.

La variabilità di G_0 con p' è stata resa attraverso una legge tipo potenza che interpreta i risultati delle prove di laboratorio ed in situ, trasferita al codice di calcolo attraverso una routine appositamente scritta.

Il comportamento a medie deformazioni è stato interpretato attraverso il modello di decadimento tipo sigmoide a 4 parametri, introducendo la dipendenza dei parametri dalla tensione efficace media a gente. Il modello, tarato sui risultati delle prove di laboratorio, è stato introdotto nel codice di calcolo scrivendo una routine apposita.

Il comportamento a stato critico dei materiali tipo *FS* e *CV* è stato soltanto considerato al margine della modellazione, essendo stato adottato un modello costitutivo tipo Mohr Coulomb. I parametri del modello adoperati nelle analisi, sono quelli di picco.

Analisi di risposta sismica del sito di Castelnuovo

L'input sismico per le analisi dinamiche su modello 3D del colle di Castelnuovo, è stato ricostruito a partire dall'evento principale della sequenza Aquilana del 2009.

L'evento del 6 Aprile 2009 è stato scalato al sito in esame, dopo una fase di valutazione del modello d'attenuazione adoperato (ITA10, Bindi et al. 2010),

risultato migliore di quello generalmente rappresentativo della sismicità italiana (Sabetta e Pugliese, 1996) nel rappresentare l'attenuazione verificata nella valle Aterno. Considerando le peculiarità dell'evento sismico scelto (evento *near-fault*) si è cercato di massimizzare gli effetti della componente impulsiva, caratteristica degli effetti di direttività comuni a questo tipo di eventi, proiettando l'accelerogramma in direzione FP e FN ed isorientandovi il modello 3D del colle. Particolare cura è stata dedicata alla costruzione di un modello numerico che rappresentasse in misura adeguata il sito di Castelnuovo, in termini di morfologia superficiale e sepolta, discontinuità presenti nel sottosuolo e natura dei terreni costituenti il colle.

In particolar modo si è cercato di strutturare il modello e le analisi in modo da non eccedere nella complicazione, aggiungendo variabili senza poterne con certezza determinare l'incidenza negli effetti calcolati.

La geometria del modello riproduce fedelmente la morfologia superficiale del sito, limitatamente all'area del colle, ma semplifica quella sepolta del bedrock, nota soltanto in corrispondenza delle due sezioni geologiche ereditate dai lavori di micro-zonazione. In questo modo si è certi che, a meno dell'incidenza della non linearità meccanica dei terreni in sito, gli effetti amplificativi calcolati in superficie siano essenzialmente di tipo stratigrafico e topografico.

In tutti le analisi si è assunto un modulo di rigidità a taglio iniziale variabile con la tensione media efficace in situ, secondo il modello interpretativo dei dati sperimentali prodotto in questo studio (§...).

Dall'esamina dei fattori di amplificazione dell'accelerazione di picco (F_{PGA}) e dell'intensità di Housner ($F_{HI0.1-0.5s}$ e $F_{HI0.7-1.3s}$) prodotti in ipotesi di materiali a comportamento visco-elastico lineare, si osservano gli effetti di amplificazione topografica in tutto l'intervallo di frequenze espresso dall'input sismico selezionato (§V.nn). I fattori di amplificazione assumono i massimi in corrispondenza della cima del colle e, assecondando la topografia del sito, decrescono verso valle, dove assumono un valore coerente con quanto calcolato in studi precedenti su modelli 2D (Lanzo et al. 2010) e prossimo a quello da analisi 1D. Nell'intervallo di frequenze in cui ricade la prima frequenza di risonanza del colle, (evidenziata da misure di micro-tremori e registrazioni di aftershock) si ha

la massima incidenza dell'amplificazione topografica, con un aggravio amplificativo pari anche al triplo dell'amplificazione stratigrafica, in corrispondenza della cima.

La non linearità è stata introdotta attraverso il modello di smorzamento isteretico *sigmoide* a 4 parametri (Sig4) variabile con la tensione media efficace agente in sito, p' , tarato sulle prove di laboratorio.

Rispetto al caso di materiali a comportamento visco-elastico lineare, l'implementazione delle curve di non linearità, induce una riduzione dell'amplificazione in superficie mediamente del 10%, mentre non si osserva una differenza marcata tra i profili di deformazioni massime calcolati lungo le verticali in corrispondenza di cavità (*vert1* e *vert2*). Rappresentando i cicli τ - γ in punti critici di tali verticali si osservano, nei due casi, andamenti sostanzialmente simili. Questo è dovuto principalmente alla sollecitazione sismica adottata, che ha ampiezza non sufficiente a mobilitare a pieno la non linearità dei limi, nonostante la riduzione di rigidità prevista negli strati più superficiali.

In merito all'incidenza delle cavità ipogee rinvenute in sito sullo scuotimento indotto in superficie, i risultati delle analisi mostrano che queste non hanno effetti sensibili sulle distribuzioni dei fattori di amplificazione. Il che era prevedibile, in virtù dei risultati dello studio parametrico. La ridotta dimensione media della sezione trasversale della cavità tipo ($D=5m$), infatti, non è in grado di interferire sensibilmente con le lunghezze d'onda corrispondenti alle frequenze del segnale.

L'implementazione di un modello costitutivo con criterio di rottura tipo Mohr-Coulomb, tarato sui risultati delle prove di laboratorio, permette di portare in conto, anche se in maniera semplificata, il comportamento a grandi deformazioni, ottenendo, indicazioni di massima sulle deformazioni permanenti indotte dal sisma nei volumi di sottosuolo in cui sono presenti le cavità. L'analisi del comportamento tensio-deformativo nei volumi contenenti le cavità ha evidenziato, infatti, la possibilità dell'innescarsi di fenomeni di rottura in corrispondenza della volta e dei lati di alcune cavità, evidente nella riduzione del fattore di sicurezza (dato dal rapporto tra la tensione tangenziale ottaedrale limite e quella di calcolo) che tuttavia resta sempre superiore a 1. Due cavità poste a profondità maggiore, invece, presentano effetti di plasticizzazione pregressa di piccoli volumi in

corrispondenza dei lati e in volta, ad indicare che in alcuni punti sussistono condizioni di rottura già per effetto della sola forza di gravità. L'azione sismica non può che aggravare questo quadro deformativo, provocando, nella realtà il distacco dei blocchi verificato in sito.

In generale quindi pur non influenzando in maniera sensibile lo scuotimento in superficie, le cavità sono un elemento di fragilità nel sottosuolo, e sicuramente hanno inciso sulla risposta sismica degli edifici soprastanti.