

# FUNZIONI DI IMPEDENZA PER FONDAZIONI SUPERFICIALI: ESPERIENZE DAL PROGETTO SISIFO

Chiara Amendola

*Dept. of Civil Engineering, Aristotle University of Thessaloniki (Greece)*  
*chiaamen@civil.auth.gr*

Filomena de Silva

*Università degli Studi di Napoli Federico II*  
*filomena.desilva@unina.it*

Dimitris Pitilakis

*Dept. of Civil Engineering, Aristotle University of Thessaloniki (Greece)*  
*dpitilakis@civil.auth.gr*

Francesco Silvestri

*Università degli Studi di Napoli Federico II*  
*francesco.silvestri@unina.it*

## Sommario

Questo articolo presenta e discute i risultati ottenuti nell'ambito del progetto di ricerca SISIFO volto a calcolare le funzioni di impedenza di una fondazione superficiale dalle registrazioni del comportamento dinamico del prototipo di oscillatore semplice su fondazione superficiale EuroProteas. Tale prototipo è collocato presso il sito strumentato Euroseistest in Grecia su un deposito di sabbia argillosa e limosa deformabile. A tal fine, sono state eseguite prove di rumore ambientale, vibrazioni libere e forzate in un'ampia gamma di frequenze e ampiezze di interesse per l'ingegneria sismica. Le funzioni di impedenza sperimentali sono state poi confrontate e validate con le soluzioni analitiche maggiormente utilizzate in letteratura. Infine, è stato realizzato un modello numerico attraverso il software *Sap2000*<sup>TM</sup> in cui la deformabilità del terreno di fondazione è stata introdotta mediante molle elastiche, la cui rigidità è stata calibrata considerando sia le impedenze analitiche che quelle sperimentali. La frequenza fondamentale ottenuta dall'analisi modale del modello la cui interazione con il terreno di fondazione è stata definita a partire dalle impedenze sperimentali riproduce la frequenza sperimentale meglio di quello in cui le molle sono calibrate con le funzioni analitiche. Tali risultati mostrano dunque l'efficacia dell'utilizzo di funzioni di impedenza sperimentali nelle simulazioni numeriche, soprattutto quando i parametri equivalenti del terreno risultano difficili da definire, come nel caso in esame.

## 1. Introduzione

La risposta degli edifici collocati su terreni deformabili e sottoposti a scuotimento sismico è determinata dall'interazione della struttura in elevato e in fondazione con il sottosuolo (*soil-foundation-structure SFS interaction*). Tale interazione è trascurata nella comune pratica progettuale in cui si considera l'edificio incastrato alla base (FB). L'interazione SFS modifica il segnale sismico trasmesso alla sovrastruttura (interazione cinematica) rispetto a quello in condizioni di campo libero e il comportamento dinamico della struttura rispetto all'ipotesi di base fissa (interazione inerziale). Gli effetti dell'interazione inerziale sono l'incremento del periodo di oscillazione del sistema e del suo smorzamento equivalente, che quantifica la dispersione dell'energia sismica nel sottosuolo dovuta alla radiazione e all'isteresi del terreno di fondazione.

Il modello più semplice per lo studio dell'interazione riconduce la struttura ad un oscillatore semplice (Figura 1d), dotato di massa  $m$ , altezza  $h$ , rigidità flessionale  $k_s$ , e fattore di smorzamento  $\xi_s$ , e il sistema terreno-fondazione a molle e smorzatori traslazionali e rotazionali. Le rigidità delle molle,  $k_x$  e  $k_\theta$ , e i coefficienti degli smorzatori,  $c_x$  e  $c_\theta$ , sono rispettivamente ottenute dalla parte reale e immaginaria delle funzioni di impedenza che quantificano la reazione del terreno ai cinematismi della fondazione. Esse sono generalmente calcolate attraverso formule analitiche (Gazetas, 1991; Pais &

Kausel, 1988) in funzione della geometria della fondazione e delle caratteristiche di deformabilità del sottosuolo. L'affidabilità dell'approccio analitico si riduce in condizioni di sottosuolo eterogeneo o stratificato e per fondazioni flessibili o dalla forma irregolare (Piro et al., 2020), a causa della necessità di ricondurre le irregolarità geometriche e la variabilità delle proprietà meccaniche a parametri equivalenti. In alternativa, le impedenze possono essere ricavate da misure sperimentali, condotte in laboratorio (Dobry et al., 1986; Gazetas & Stokoe, 1991) o in sito (Lin & Jennings 1984; de Barros et al., 1995; Tilelyioglu et al., 2011). Le prove di laboratorio sull'interazione SFS mostrano però limiti nella riproduzione dello smorzamento radiativo, a causa delle ridotte dimensioni dei modelli. Queste incertezze fanno sì che sperimentazioni in vera grandezza rappresentino un contributo fondamentale allo studio dei problemi di interazione, in quanto considerano le reali condizioni al contorno del problema.

## 2. Il Progetto SISIFO “Seismic Impedance for Soil-structure Interaction From On-site tests”

Il presente lavoro descrive l'esecuzione e l'interpretazione dei dati di prove sperimentali condotte nell'ambito del progetto SISIFO “Seismic Impedance for Soil-structure Interaction From On-site tests”, che ha come obiettivo la valutazione delle funzioni di impedenza a partire dalle registrazioni di grandezze cinematiche rappresentative del comportamento dinamico della struttura (Amendola et al., 2021a). Le attività sono state finanziate nell'ambito del progetto SERA “Seismology and Earthquake Engineering Research Infrastructure Alliance for Europe”.

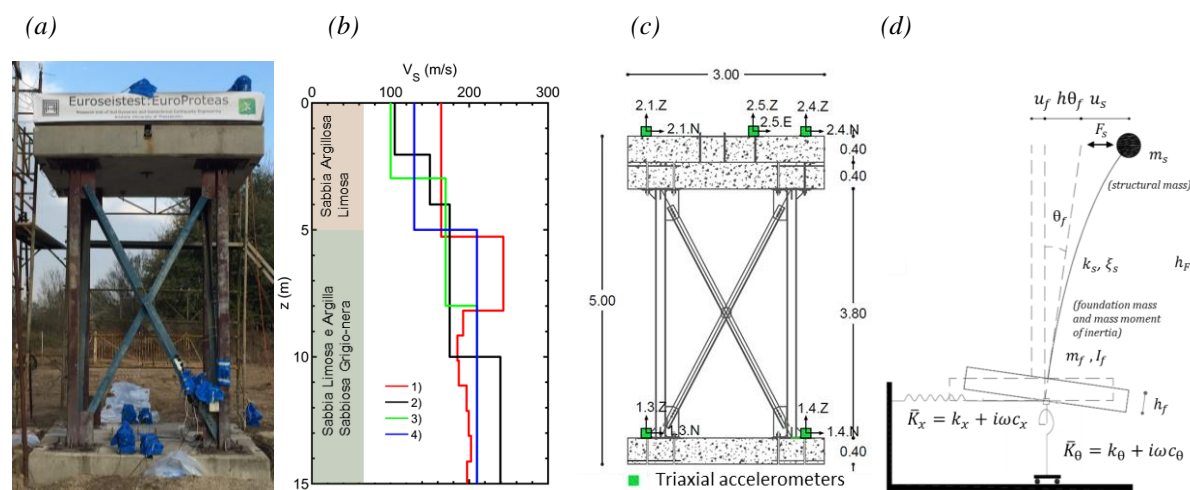


Figura 1 (a) Il prototipo Europroteas; (b) stratigrafia e profilo di velocità delle onde di taglio (legenda: 1) DH, 2) 3) e 4) indagini geofisiche di superficie) nel terreno di fondazione; (c) geometria della struttura e posizione dei sensori; (d) oscillatore equivalente adottato per l'interpretazione dei dati sperimentali.

La struttura EuroProteas è un telaio di altezza  $h=5$  m controventato, supportato da una fondazione superficiale a piastra di  $3 \times 3$  m in cemento armato e coperta da due piastre uguali a quella di fondazione (Figura 1a e c). È collocata al centro della valle Mygdonian che si estende per circa 5.5 km e fino ad una profondità di 200 m nella parte centrale. La stratigrafia del terreno di fondazione e le sue proprietà fisico-meccaniche sono definite e note sulla base di un'estesa campagna sperimentale che ha riguardato sia indagini in situ che in laboratorio (Pitilakis et al., 1999; Raptakis et al., 2000). Le risultanze di tali indagini hanno consentito la ricostruzione del profilo stratigrafico in Figura 1b composto da uno strato di terreno di sabbia argillosa limosa dello spessore di circa 5 m, un'alternanza di sabbia limosa, argilla sabbiosa grigio-nera fino alla profondità di 25 m. Prove Down Hole e test geofisici eseguiti in prossimità della struttura hanno confermato la deformabilità dei terreni di copertura, per i quali è stata misurata una velocità delle onde di taglio,  $V_s$ , variabile tra 100-150 m/s nei primi 5 m, e tra 200-250 m/s tra 5 e 20 m (Figura 1b).

Il telaio è stato preventivamente riprodotto attraverso un modello 3D nel software *Sap2000*<sup>TM</sup> per ricavare informazioni sul comportamento dinamico della sola struttura. L'analisi modale del modello considerato incastrato alla base ha restituito un periodo a base fissa  $T_{FB}=0.11$  s (Amendola et al., 2021a; Pitilakis et al., 2018). Tale analisi è stata ripetuta sul modello vincolato alla base da un sistema di molle la cui rigidezza è stata calcolata sulla base delle formule proposte da Gazetas (1991) assumendo

un valore di  $V_s$  pari a 100 m/s. Gli effetti attesi dell'interazione sono confermati dal significativo aumento del periodo a base deformabile,  $T_{SF5}=0.29$  s.

### 2.1. Prove eseguite

La struttura è stata strumentata al fine di monitorarne il comportamento dinamico. Sono stati utilizzati tre accelerometri, posizionati sulla piastra di fondazione e sul tetto (Figura 1c). Sulla struttura così strumentata sono state eseguite tre tipologie di prova: prove di oscillazione libera, registrazione del comportamento sotto rumore ambientale e prove di vibrazione forzata.

La prova in oscillazione libera è stata eseguita applicando alla sommità della struttura uno spostamento, tramite una fune in trazione connessa ad un sistema di ancoraggio nel terreno posto a 27 m di distanza. Una volta applicata la forza, il cavo è stato tagliato in corrispondenza di una sezione opportunamente dedicata di spessore inferiore. Sono state condotte cinque prove variando la forza applicata tra 1.18 e 4.77 kN (linee tratteggiate in rosso in Figura 2, valori da leggere sull'asse destro).

Nelle prove di rumore ambientale la risposta strutturale è stata monitorata senza alcuna fonte di eccitazione esterna. Infine, la prova di vibrazione forzata armonica è consistita nell'applicare alla struttura una forza orizzontale con legge sinusoidale a frequenza variabile. Il sistema forzante è costituito da una vibrodina a massa eccentrica collocata nel baricentro del tetto della struttura. Sono stati condotti quattro test (EXP-A, -B, -C, -D in Figura 2), incrementando la massa della vibrodina. Il funzionamento della vibrodina è tale che, a parità di massa, l'ampiezza della forza applicata cresce con la frequenza, come mostrato dalle linee continue in rosso in Figura 2 (valori da leggere sull'asse destro).

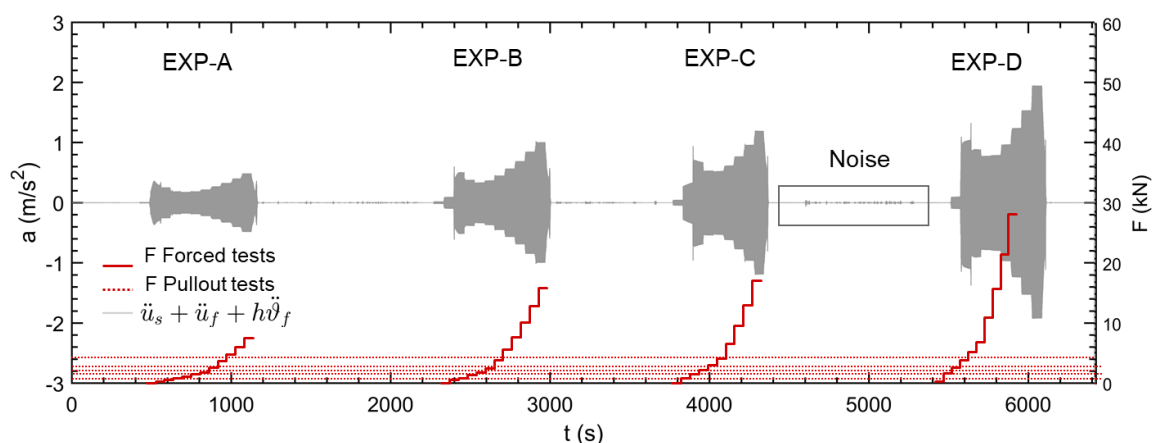


Figura 2 Accelerazione registrata dal sensore sul tetto di EuroProteas durante le prove forzate e rumore ambientale (grigio, asse sinistro), ampiezza della forza indotta dalla vibrodina (linee continue rosse, asse destro) e della forza statica applicata per indurre le oscillazioni libere (linee tratteggiate rosse, asse destro).

### 2.2. Misura di frequenza e smorzamento dalle prove in oscillazione libera e rumore ambientale

L'analisi delle registrazioni in oscillazione libera nel dominio del tempo e delle frequenze (Figura 3) ha consentito di calcolare il fattore di smorzamento,  $\xi$ , e la frequenza naturale del sistema,  $f_n$ . I segnali registrati durante l'intera acquisizione (9 s) sono stati suddivisi in finestre più brevi della durata di 1 s e sovrapposti per un ciclo (0.33 s). Di ogni finestra temporale è stata calcolata la trasformata di Fourier e la frequenza  $f_n$ , corrispondente al suo valore di picco, è stata associata all'istante centrale di tale finestra. Il risultante spettrogramma è mostrato in Figura 3b. L'evoluzione nel tempo del rapporto di smorzamento,  $\xi$ , è stata valutata analogamente, applicando la formula del decremento logaritmico alle stesse finestre temporali definite per l'analisi della frequenza (Figura 3c). L'analisi congiunta nel dominio frequenza-tempo ha permesso pertanto di evidenziare come la frequenza aumenta mentre lo smorzamento diminuisce nel tempo, confermando che, dopo il rilascio, il comportamento del prototipo è non lineare e al decrescere dell'ampiezza del moto evolve verso le sue proprietà dinamiche iniziali.

La trasformata di Fourier delle misure di rumore ambientale ha permesso di identificare una frequenza variabile nell'intervallo 3.2-3.6 Hz. Tali valori risultano confrontabili con quelli ottenuti dalla prova Pullout-A in Figura 3b, dove il livello deformativo mobilitato nel terreno, e dunque la non-linearità, sono meno pronunciati.

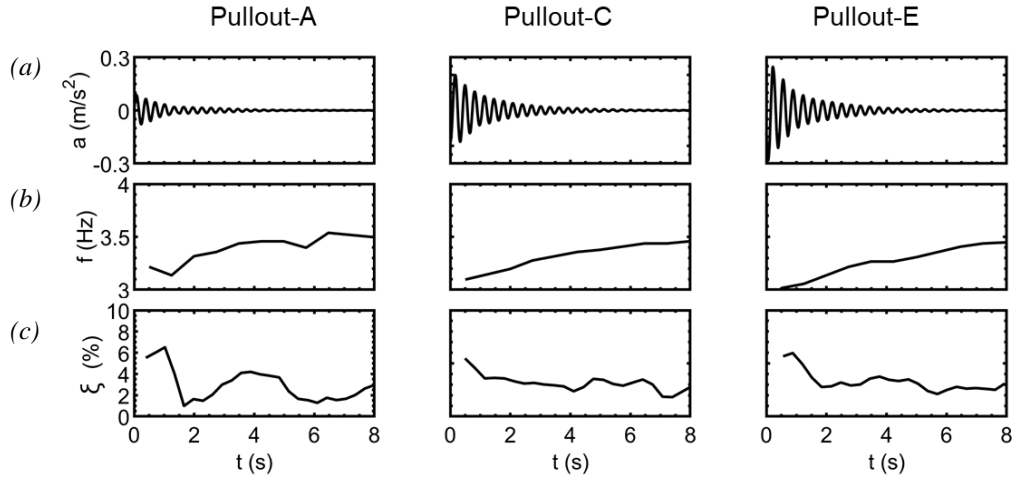


Figura 3 (a) storia temporale in accelerazione registrata sul tetto della struttura durante le prove in oscillazioni libera Pullout-A, -C, -E; (b) evoluzione della frequenza e (c) del fattore di smorzamento in finestre di 1 s della storia temporale (modificato da Amendola et al. 2021a).

### 2.3. Interpretazione delle prove in oscillazione forzata

Le funzioni di impedenza sono state calcolate a partire dai dati sperimentali interpretati con il modello proposto da Tilelyioglu et al. (2011). Questo approccio considera il sistema SFS approssimato dall'oscillatore semplice equivalente alla struttura, dotato alla base di molle e smorzatori traslazionali e rotazionali (Figura 1d).

Applicando la trasformata di Fourier all'equazioni di equilibrio del sistema in Figura 1d si perviene alla definizione delle funzioni complesse di impedenza, la cui parte reale è la rigidezza, mentre è possibile calcolare lo smorzamento da quella immaginaria. Di seguito si riportano le equazioni:

$$\overline{K}_x = \frac{\overline{F}_s + \omega^2 m_s (\overline{u}_s + \overline{u}_f + h \overline{\theta}_f) + \omega^2 m_f (\overline{u}_f + h_f \overline{\theta}_f)}{\overline{u}_f} \quad (1)$$

$$\overline{K}_\theta = \frac{h \overline{F}_s + \omega^2 m_s h_f (\overline{u}_s + \overline{u}_f + h \overline{\theta}_f) + \omega^2 m_f h_f / 2 (\overline{u}_f + h_f \overline{\theta}_f) + \omega^2 I_f (\overline{\theta}_f)}{\overline{\theta}_f} \quad (2)$$

Nelle equazioni (1) e (2) sono presenti le tre componenti del vettore degli spostamenti, cioè la traslazione,  $u_f$ , e la rotazione,  $\theta_f$ , della fondazione, nonché lo spostamento flessionale della struttura,  $u_s$ . Le componenti di tale vettore si ottengono come segue:

- la rotazione  $\theta_f$  viene calcolata come integrale doppio della differenza tra le accelerazioni verticali dei sensori 1.4 ed 1.3 diviso la reciproca distanza;
- per ricavare lo spostamento  $u_f$  si integra due volte la registrazione dello strumento 1.4 (componente N), sottraendo preventivamente la rotazione della piastra di fondazione  $h_f \ddot{\theta}_f$ ;
- per ricavare lo spostamento  $u_s$  si sottraggono le componenti di spostamento ricavate al punto a) e b) alla registrazione dello strumento 2.4 (componente N). L'accelerometro 2.4 N registra infatti il vettore accelerazione  $\ddot{u}_s + \ddot{u}_f + h \ddot{\theta}_f$ . L'accelerazione relativa ottenuta viene poi integrata due volte per ottenere lo spostamento.

Nell'interpretazione delle prove di oscillazione libera e rumore ambientale, la forzante  $F$  è stata posta pari a zero nelle equazioni (1) e (2), mentre nelle prove di oscillazione forzata, la forzante è stata definita analiticamente attraverso la seguente equazione:

$$F_s = E(2\pi f)^2 \sin(2\pi f t) \quad (3)$$

in cui  $E$  è la massa eccentrica della vibrodina,  $t$  il tempo, e  $f$  il valore della frequenza di eccitazione. In mancanza di una registrazione diretta della forzante, la fase tra la forzante applicata e la risposta è stata assunta pari a quella teorica di un oscillatore semplice dotato del fattore di smorzamento medio ( $\xi=5\%$ ) e della frequenza naturale calcolata dalle prove in oscillazione libera ( $f_n=3.4$  Hz, 3.3 Hz, 3.2 Hz, e 3 Hz per caratterizzare la forzante nelle prove EXP-A, -B, -C, -D rispettivamente).

## 2.4. Confronto tra risultati sperimentali e previsioni analitiche

La Figura 4 riporta i valori di rigidità ( $a,c$ ) e i coefficienti di smorzamento ( $b,d$ ) associati ai cinematismi traslazionale ( $a,b$ ) e rotazionale ( $c,d$ ), così come misurati in ciascuna sperimentazione condotta, confrontati con le previsioni analitiche tramite le formule di Gazetas (1991). Le diverse prove e tecniche di interpretazione restituiscono valori prossimi delle funzioni di impedenza, validandosi a vicenda. In particolare, l'interpretazione delle misure di rumore ambientale restituisce il valore massimo di rigidità, che tende invece a ridursi leggermente all'aumentare della forzante nelle diverse prove di Pullout. Nelle prove di oscillazione forzata, dato il maggiore livello di carico applicato dalla vibrodina si osserva che le curve relative alla rigidità traslano verso il basso, evidenziando la mobilitazione di livelli deformativi a cui è associata una diminuzione di rigidità, per effetto della non-linearità. Dal confronto delle funzioni di impedenza valutate sperimentalmente con le soluzioni analitiche, la rigidità sperimentale risulta leggermente più variabile con la frequenza rispetto alle impedenze analitiche. La variabilità con la frequenza è più pronunciata per lo smorzamento sperimentale, che dapprima diminuisce nel passare da frequenze basse a intermedie, e poi aumenta al crescere della frequenza, in conformità all'evidenza sperimentale nelle prove di laboratorio su terreni limo-argillosi (cfr. pe.s d'Onofrio et al. (1999)). Come anticipato, le formule di Gazetas sono state valutate rispetto alla rigidità iniziale del terreno e risultano a rigore confrontabili con la prova corrispondente al livello di carico più basso, cioè EXP-A (serie dati celeste chiaro in Figura 4). Maggiori dettagli sugli effetti della non linearità sono riportati in Amendola et al. (2021b).

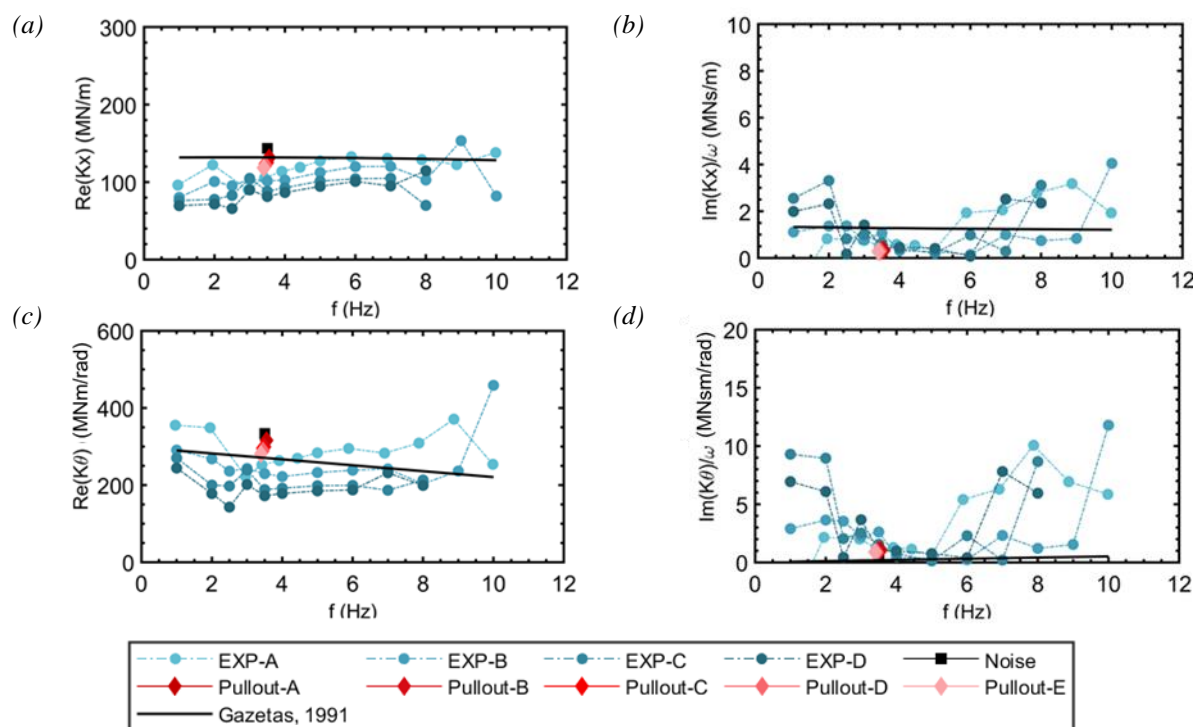


Figura 4 Impedenze dinamiche: (a) rigidità traslazionale, (b) smorzamento traslazionale, (c) rigidità rotazionale, (d) smorzamento rotazionale.

La parte reale delle funzioni di impedenza misurata nella prova in oscillazione libera corrispondente al livello di carico più basso, cioè Pullout-A, è stata infine introdotta come rigidità delle molle poste alla base del modello *Sap2000*<sup>TM</sup> per ripeterne l'analisi modale. La frequenza risultante è riportata in Tabella 1 e risulta identica a quella misurata, a differenza di quella prevista con le formule di Gazetas (1991).

Tabella 1 Frequenza sperimentale e analitica del sistema SFS relativa alla prova Pullout-A

Test	$f_n$ -SPERIMENTALE	$f_n$ -IMPEDENZE(Gazetas)	$f_n$ IMPEDENZE (SPERIMENTALE)
(-)	(Hz)	(Hz)	(Hz)
Pullout-A	3.2	3.5	3.2

### 3. Conclusioni

Il lavoro presentato è stato svolto nell'ambito del progetto SISIFO “*Seismic Impedance for Soil-structure Interaction From On-site tests*”, il cui obiettivo è individuare impedenza dinamica tra terreno e fondazione, in quei casi in cui è necessario considerare l'effetto della deformabilità dei terreni di fondazione sulla risposta dinamica della struttura. Allo scopo, è stato monitorato il comportamento in condizioni di rumore ambientale, in oscillazione libera e forzata di un prototipo di telaio spaziale, EuroProteas, collocato su terreni alluvionali deformabili nel sito Euroseistest. Il periodo dominante e il fattore di smorzamento ottenuti dai risultati sperimentali sono maggiori rispetto alle previsioni della struttura a base fissa, evidenziando un effetto significativo dell'interazione terreno-struttura. Le diverse tipologie di prova eseguite e le tecniche di interpretazione adottate restituiscono valori prossimi dell'impedenza, dimostrando che è possibile valutare le funzioni anche attraverso prove non invasive, come la registrazione della risposta strutturale al rumore ambientale. L'approccio sperimentale può essere risolutivo, quando l'affidabilità dei metodi analitici è bassa, come nel caso di fondazioni irregolari e terreni stratificati. Sebbene il confronto tra i risultati sperimentali e le previsioni analitiche sia soddisfacente, il modello numerico riproduce perfettamente le frequenze sperimentali solo quando le rigidità delle molle associate ai cinematismi di fondazione vengono caratterizzate con le funzioni di impedenza sperimentali. In conclusione, la valutazione sperimentale delle funzioni di impedenza appare un approccio promettente che consentirà di porre i modelli dotati di molle alla base come alternativa al modello integrato costituito da terreno, fondazione e struttura, almeno nelle analisi sotto terremoti di modesta entità in cui non ci si aspetta una significativa mobilitazione della non-linearità e si può escludere l'insorgere di meccanismi di collasso in fondazione.

### Bibliografia

- Amendola C., de Silva F., Vratsikidis A., Ptilakis D., Anastasiadis A., Silvestri F. (2021a). "Foundation impedance functions from full-scale soil-structure interaction tests". *Soil Dyn. Earthq. Eng.*, 141, 106523.
- Amendola C., de Silva F., Ptilakis D., Silvestri F. (2021b). "On the effectiveness of experimentally-derived foundation impedance functions". *Compdyn 2021 8<sup>th</sup> Eccomas Thematic Conf. on Computational Methods in Structural Dyn. and Earthq. Eng*
- d'Onofrio A., Silvestri F., Vinale F. (1999). "Strain rate dependent behaviour of a natural stiff clay". *Soils and Foundations*, 39(2):69-82.
- de Barros F.C.P., Luco J.E. (1995). "Identification of foundation impedance functions and soil properties from vibration tests of the Hualien containment model". *Soil Dynam Earthq Eng*;14:229-48.
- Gazetas G. (1991). "Formulas and charts for impedances of surface and embedded foundations". *J Geotech Eng, ASCE*;117(9):1363-81.
- Gazetas G., Stokoe K.H. (1991). "Free vibration of embedded foundations: theory versus experiment". *J Geotech Eng*;117(9):1382-401
- Lin AN, Jennings PC. (1984). "Effect of embedment on foundation-soil impedance". *JEng Mech*;110(7):1060-75.
- Pais A, Kausel E. (1988) Approximate formulas for dynamic stiffnesses of rigid foundations. *Soil Dynam Earthq Eng*; 7(4):213-27.
- Piro A., de Silva F., Parisi F., Scotto di Santolo A., Silvestri F. (2020). "Effects of soil-foundation-structure interaction on fundamental frequency and radiation damping ratio of historical masonry building sub-structures". *Bulletin Earthq Eng*;18:1187-1212.
- Ptilakis K., Raptakis D., Lontzetidis K., Tika-Vassilikou Th., Jongmans D. (1999). "Geotechnical & geophysical description of EUROSEISTEST, using field, laboratory tests and moderate strong-motion recordings". *J. Earthquake Eng*, 3(3), 381-409.
- Ptilakis D., Rovithis E., Anastasiadis A., Vratsikidis A., Manakou M. (2018). "Field evidence of SFSI from full-scale structure testing". *Soil Dyn Earthquake Eng*, 112,89-106.
- Raptakis D.G., Chavez-Garcia F.J., Makra K., Ptilakis K.D. (2000). "Site effects at Euroseistest-I. Determination of the valley structure and confrontation of observations with 1D analysis". *Soil Dyn Earthquake Eng*, 19(1),1-22
- Tileyiloglu S., Stewart J.P., Nigbor R.L. (2011). "Dynamic stiffness and damping of a shallow foundation from forced vibration of a field test structure". *Journal Geotech Geoenviron Eng*; 137(4):344-53.