

# FORMULAZIONE DI CURVE DI TRASFERIMENTO DEL CARICO PER PREVEDERE LA RISPOSTA DRENATA DI PALI OFFSHORE ALLO SFILAMENTO

Giada Orlando (giada.orlando4@unibo.it)

Laura Govoni (l.govoni@unibo.it)

Riccardo Zabatta (riccardo.zabatta2@unibo.it)

*Alma Mater Studiorum, Università di Bologna*

Aligi Foglia (aligi.foglia@iwes.fraunhofer.de)

*Fraunhofer IWES, Hannover (DE)*

**ABSTRACT.** Lo studio introduce una formulazione per le curve di trasferimento del carico ( $t - z$ ) per prevedere la risposta drenata di pali in acciaio soggetti a carico di trazione assiale. Il problema viene prima affrontato utilizzando un approccio continuo attraverso un modello agli elementi finiti (FE) validando, su dati di prove in larga scala, la sua capacità nel riprodurre il comportamento sperimentale osservato. Il comportamento dell'interfaccia acciaio-terreno è modellato utilizzando i risultati di prove d'interfaccia. Il modello agli elementi finiti viene quindi utilizzato per sviluppare e calibrare le curve  $t - z$ , le quali vengono successivamente implementate in un modello FE monodimensionale più semplice. I risultati dei modelli bidimensionale e monodimensionale vengono, infine, confrontati per valutare la robustezza delle curve  $t - z$  derivate.

## 1. INTRODUZIONE

Per sfruttare le risorse eoliche in acque medio-profonde, generalmente nel range di 30–60 m di profondità, strutture in acciaio reticolari chiamate *jackets* vengono comunemente utilizzate nel settore *offshore*. Esse sono strutture di transizione, ovvero elementi di collegamento tra la torre della turbina eolica e le fondazioni, con 3 o 4 punti di appoggio tramite i quali scaricano le sollecitazioni ambientali sui pali. Esse trasferiscono il momento ribaltante al terreno competente tramite sollecitazioni di trazione e compressione sui pali di fondazione (meccanismo detto di *push and pull*) con intensità dipendente dall'interasse tra le gambe. A meno di non considerare un interasse molto grande, è necessario valutare la capacità portante a trazione del fondale marino.

L'utilizzo di curve di trasferimento del carico assiale per determinare la capacità ultima a compressione dei terreni è largamente diffuso nella pratica progettuale. In questo caso, il palo viene modellato come elemento monodimensionale il cui comportamento elastico è funzione della geometria e delle proprietà meccaniche del materiale, mentre la risposta del terreno è rappresentata da una serie di molle che obbediscono a leggi, lineari e non, dove la risposta locale a taglio  $t$  è funzione dello spostamento verticale  $z$ .

Questo studio propone la formulazione di curve di trasferimento del carico assiale di trazione calibrate tramite un modello bidimensionale assialsimmetrico agli elementi finiti (FE). Quando si considera la resistenza allo sfilamento, l'interfaccia fondazione-terreno gioca un ruolo importante: a tal fine, essa è stata definita e calibrata su prove d'interfaccia. La forma matematica utilizzata per le curve  $t - z$  è una funzione conica di secondo grado usata già nel *framework Pile Soil Analysis (PISA)* (Burd, 2020), dove viene impiegata per valutare la risposta laterale di monopali. Viene infine suggerito un metodo per valutare i parametri dell'equazione proposta dai test di interfaccia.

## 2. MODELLO BIDIMENSIONALE

Per questo lavoro sono stati simulati, in ABAQUS FEA (versione 2021), 3 pali con due diversi diametri ( $D=0.273, 0.356$  m) e due diverse lunghezze ( $L=5.7, 6.7$  m). I pali considerati sono quelli testati dall'istituto Fraunhofer IWES nell'ambito del programma di ricerca europeo IRPWind e presentati in Foglia et al. 2017. I risultati sperimentali di questa ricerca sono stati utilizzati per validare le performance del modello FE bidimensionale descritto come segue.

Tabella 1. Calibrazione legame costitutivo Sanisand sia per il terreno che per l'elemento d'interfaccia.

Parametri Sanisand (2004)			Terreno	Interfaccia
Indice dei vuoti sulla CSL a p=0	$e_{c0}$	[-]	0.620	0.620
Parametro della CSL sul piano p-e	$\lambda$	[-]	0.015	0.015
Parametro della CSL sul piano p-e	$\xi$	[-]	0.400	0.400
Parametro della CSL sul piano p-q in compressione triassiale	$M_c$	[-]	1.309	1.070
Parametro della CSL sul piano p-q in estensione triassiale	$M_e$	[-]	0.911	0.789
Apertura della superficie conica di snervamento	$m$	[-]	0.020	0.020
Costante modulo di taglio	$\overline{G_0}$	[-]	200	5
Modulo di Poisson	$\nu$	[-]	0.050	0.050
Costante del modulo plastico	$h_0$	[-]	5	5
Costante del modulo plastico	$c_h$	[-]	0.968	0.968
Costante del modulo plastico	$n_b$	[-]	1.4	0.800
Costante di dilatanza	$A_0$	[-]	0.900	0.220
Costante di dilatanza	$n_d$	[-]	2.500	3.500

Il palo è stato modellato come elemento deformabile in acciaio a sezione uniforme, con comportamento lineare-elastico, soggetto a meccanismo di rottura *fully-plugged*. Le proprietà meccaniche assegnategli sono state mediate con quelle del terreno all'interno del palo.

Il terreno utilizzato nella campagna sperimentale IRPWind è una sabbia silicea uniforme, mediamente addensata ( $D_r = 74\%$ ), chiamata RohSand 3152, con diametro medio  $D_{50} = 0.36$  mm ed indici dei vuoti  $e_{min} = 0.44$ ,  $e_{max} = 0.83$ . Il comportamento della sabbia è stato simulato tramite il legame costitutivo Sanisand (Dafalias & Manzari, 2004) e la calibrazione dei suoi parametri è avvenuta riproducendo i risultati di prove triassiali consolidate e drenate condotte sulla sabbia Rohsand 3152 per 4 diversi livelli di confinamento (30, 60, 90, 120 kPa), i parametri calibrati del modello sono riportati in Tabella 1.

Data la simmetria del problema si è simulato solo metà dominio, il quale si estende orizzontalmente per 15D dal fusto del palo e verticalmente per 10D dalla punta. Per la mesh sono stati utilizzati elementi quadrangolari CAX4.

Un contatto di tipo *tie* è stato assegnato all'interfaccia tra acciaio e terreno, imponendo che lo sforzo e le deformazioni di taglio avvengano in un sottile strato di terreno di spessore  $5D_{50}$  (indicato come spessore della banda di taglio in DeJong et al., 2006 e Tovar-Valencia et al., 2018) e da qui in seguito indicato come elemento d'interfaccia. Anche per questi elementi è stato utilizzato il legame costitutivo Sanisand ma calibrato su prove d'interfaccia *Constant-Normal-Load* (CNL) utilizzando un *plate* di acciaio di ruvidezza media di  $5 \mu m$ . I risultati della calibrazione, avvenuta per 3 differenti livelli di carico (30, 60, 90 kPa), sono anch'essi riportati in Tabella 1.

I pali sono stati simulati come *wished-in-place*, ma per tener conto dell'effetto d'installazione sul volume di terreno, tensioni tangenziali residue sono state assegnate agli elementi d'interfaccia. L'entità di tali sollecitazioni è stata calcolata come proposto da Alawneh et al., 2001 e risulta pari a  $\tau_{res} = 5.17, 4.19, 4.29$  kPa, rispettivamente per palo 1, 3 e 4. Lo stato tensionale iniziale è stato inizializzato con un valore uniforme  $K = 0.8$  che tiene conto delle incertezze nel quantificare la variabilità spaziale del  $K$  post-installazione. Successivamente, un cedimento prestabilito pari al 10% del diametro è stato assegnato in direzione verticale alla testa del palo.

Il risultato di tale modellazione, in termini di curve carico-spostamento, è presentato in Figura 1a dove si evince la bontà della soluzione adottata.

### 3. MODELLO MONODIMENSIONALE

Gli elementi di interfaccia, per ciascun palo, sono stati raggruppati in *layers* di ugual grandezza, pari a 0.475 m. Da ciascun *layer* sono state estrapolate le curve taglio-spostamento verticale numeriche  $\tau - w$ , da qui in poi indicate come  $t - z$ , e normalizzate rispetto alla loro tensione di confinamento radiale mobilitata. Sono state successivamente comparate con i risultati in termini di taglio-spostamento orizzontale,  $\tau - x$ , delle prove d'interfaccia CNL (Figura 1b), anch'esse determinate numericamente. Il modello FE della prova di taglio CNL è stato validato prima sulle prove di laboratorio utilizzate per calibrare l'elemento d'interfaccia, e, successivamente, è stato utilizzato per simulare le varie prove d'interfaccia con livelli di confinamento simili a quelli che agiscono lungo il fusto del palo. Queste ultime sono state normalizzate rispetto alla tensione di confinamento radiale iniziale. Gli spostamenti, invece, sono stati normalizzati secondo la formula:

$$\bar{w} = \frac{uR_n}{D_{50}} \quad (1)$$

dove  $u$  è il generico spostamento considerato e  $R_n = R_a/D_{50}$  è la ruvidezza superficiale normalizzata, data dal rapporto tra la ruvidezza media del *plate* d'acciaio e il diametro medio della sabbia. Il confronto tra queste curve ha permesso la determinazione dei parametri come segue.

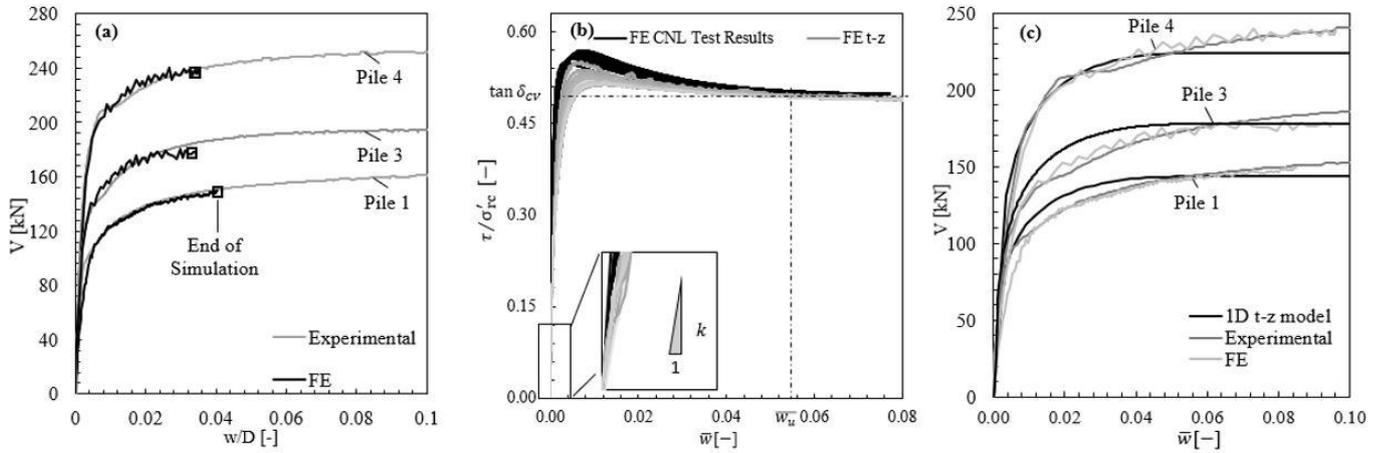


Figura 1. (a) Confronto tra i risultati ottenuti con il modello bidimensionale FE (in nero) e i dati sperimentali (in grigio) per i 3 pali. (b) Confronto tra le curve  $t - z$  numeriche estratte e normalizzate (scala di grigi) e le prove CNL d'interfaccia numeriche (in nero) con indicazione su come ottenere i parametri del modello monodimensionale. (c) Confronto tra i risultati sperimentali (grigio scuro), il modello FE bidimensionale (in grigio chiaro) ed il modello monodimensionale (in nero).

### 3.1 Formulazione delle curve $t-z$

Le curve  $t - z$  numeriche estratte sono state rinormalizzate per la tensione di confinamento radiale iniziale  $\sigma'_{rc,i}$ . Per rappresentare matematicamente le curve  $t - z$  è stata scelta la funzione conica di secondo grado usata già nel PISA (Byrne, 2020):

$$-n \left( \frac{\bar{t}}{\bar{t}_u} - \frac{\bar{w}}{\bar{w}_u} \right)^2 + (1 - n) \left( \frac{\bar{t}}{\bar{t}_u} - \frac{\bar{w}G}{\bar{t}_u} \right) \left( \frac{\bar{t}}{\bar{t}_u} - 1 \right) = 0 \quad (2)$$

Dove  $\bar{t}$  e  $\bar{w}$  sono, rispettivamente, lo sforzo di taglio normalizzato e lo spostamento verticale normalizzato, mentre  $\bar{t}_u$  e  $\bar{w}_u$  sono i loro valori ultimi,  $G$  è la pendenza iniziale della curva mentre  $n$  è la curvatura, con  $0 \leq n \leq 1$ .

Lo sforzo di taglio ultimo normalizzato viene calcolato come segue:

$$\bar{t}_u = \frac{\tau_u}{\sigma'_{rc,i}} = \frac{\sigma'_{rc,f}}{\sigma'_{rc,i}} \tan(\delta_{cv}) \quad (3)$$

La  $\tan(\delta_{cv})$  viene determinata dalle prove d'interfaccia come il valore di taglio dopo il quale viene stabilito un *plateau* nelle curve  $\tau - x$  (Figura 1b) mentre  $\sigma'_{rc,f}$  è il valore del confinamento radiale a rottura. In questo lavoro è stato calcolato usando una legge di dipendenza lineare con la profondità normalizzata  $\frac{z}{L}$ , per ciascuna curva  $t - z$  vale:

$$\sigma'_{rc,f} = a \frac{z}{L} + b \quad (4)$$

I parametri  $a$  e  $b$  sono stati stimati interpolando i risultati FE tramite l'approccio dei minimi quadrati con un errore residuo minore del 3.1%. I valori sono riportati in Tabella 2.

Lo sforzo di taglio ultimo, dunque, può essere riscritto come:

$$\bar{t}_u = \frac{\sigma'_{rc,f}}{\sigma'_{rc,i}} \tan(\delta_{cv}) = \frac{\tan(\delta_{cv})}{\sigma'_{rc,i}} \left( a \frac{z}{L} + b \right) \quad (5)$$

$\bar{w}_u$  è scelto dalle prove di interfaccia come il primo valore di spostamento in cui è raggiunta  $\tan(\delta_{cv})$  (Figura 1b).

Il coefficiente di pendenza  $k$  delle curve  $t - z$  è ottenuto anch'esso dalle prove d'interfaccia come indicato nel riquadro di Figura 1b, dove si evince anche il leggero cambio di pendenza al variare della profondità. Per tenerne conto, la pendenza iniziale  $G$  è ottenuta da:

$$G = \frac{k}{\sigma'_{rc,i}} \left( a \frac{z}{L} + b \right) \quad (6)$$

Infine la curvatura  $n$  è una costante, ed è stata determinata interpolando tutte le curve d'interfaccia con l'approccio dei minimi quadrati non lineari con l'impiego del risolutore di Gauss-Newton. I valori utilizzati sono riportati in Tabella 2.

In ABAQUS è stato successivamente creato un modello monodimensionale, in cui il palo è stato modellato come elemento di tipo *truss* e discretizzato in *layers* di ugual dimensione, a ciascun *layer* è stata assegnata una molla non-lineare, rappresentativa del terreno, che segue la legge riportata in Equazione 2.

In Figura 1c è mostrato il buon accordo tra i risultati sperimentali, il modello FE bidimensionale ed il modello FE monodimensionale.

Tabella 2. Parametri del modello monodimensionale.

Parametri		Valori
Coefficiente confinamento radiale a rottura	$a$	78.140
Coefficiente confinamento radiale a rottura	$b$	9.080
Tangente angolo d'attrito a volume costante	$\tan(\delta_{cv})$	0.510
Spostamento normalizzato ultimo	$\bar{w}_u$	0.055
Coefficiente rigidezza iniziale	$k$	640
Curvatura	$n$	0.900

#### 4. CONCLUSIONE E RINGRAZIAMENTI

Per la formulazione di curve di trasferimento del carico assiale, al fine di prevedere la risposta drenata di pali offshore caricati a trazione, sono stati utilizzati test di dati in larga scala in combinazione con un modello FE di *gap-filling* che ha consentito l'estrazione di curve  $t - z$  affidabili.

L'equazione proposta, basata sulla funzione conica di secondo grado utilizzata nel *framework* PISA, risulta appropriata per riprodurre le curve  $t - z$  FE estratte, i cui parametri sono stati determinati a partire da prove d'interfaccia.

Quello che segue è uno studio preliminare che richiede ulteriori verifiche su pali a diversa geometria e su terreni naturali.

Si ringrazia lo staff tecnico di SoilModels (soilmodels.com) per aver permesso l'utilizzo dei codici *umat* per ABAQUS utilizzati in questo lavoro.

#### 5. BIBLIOGRAFIA

- Alawneh, A. S., Nusier, O., Malkawi, A. I. H., Al-Kateeb, M. (2001). Axial Compressive Capacity Of Driven Piles In Sand: A Method Including Post-Driving Residual Stresses. *Canadian Geotechnical Journal*, 38, 364-377.
- Burd, H. J., Taborda, D. M. G., Zdravković, L., Abadie, C. N., Byrne, B. W., Houlsby, G. T., Gavin, K. G., Igoe, D. J. P., Jardine, R. J., Martin, C. M., Mcadam, R. A., Pedro, A. M. G., Potts, D. M. (2020). Pisa Design Model For Monopiles For Offshore Wind Turbines: Application To A Marine Sand. *Géotechnique*, 70, 1048-1066.
- Byrne, B. W. (2020). Editorial: Geotechnical Design For Offshore Wind Turbine Monopiles. *Géotechnique*, 70, 943-944.
- Dafalias, Y. F., Manzari, M. T. (2004). Simple Plasticity Sand Model Accounting For Fabric Change Effects. *Journal Of Engineering Mechanics*, 130, 622-634.
- Dejong, J. T., White, D. J., Randolph, M. F. (2006). Microscale Observation And Modeling Of Soil-Structure Interface Behavior Using Particle Image Velocimetry. *Soils And Foundations*, 46, 15-28
- Foglia, A., Wefer, M., Forni, F. (2017). Large-Scale Experiments And Load Transfer Analysis Of Piled Foundations Supporting An Offshore Wind Turbines. *Proc. Int. Conf. Offshore Site Investigation And Geotechnics OSIG 2017* London: Society For Underwater Technology.
- Tovar-Valencia, R. D., Galvis-Castro, A., Salgado, R., Prezzi, M. (2018). Effect Of Surface Roughness On The Shaft Resistance Of Displacement Model Piles In Sand. *Journal Of Geotechnical And Geoenvironmental Engineering*, 144, 04017120.