



**MODELLI ALLA WINKLER PER LO STUDIO DELL'INTERAZIONE
TERRENO-FONDAZIONE IN CAMPO ELASTICO**

G. DEL PIERO - V. PETRUCCO

ALPE PROGETTI
INGEGNERIA

LUG. 1984

IMTA / 034

MODELLI ALLA WINKLER PER LO STUDIO DELL'INTERAZIONE
TERRENO FONDAZIONE IN CAMPO ELASTICO

G. DEL PIERO - V. PETRUCCO

Memoria presentata al VII Congresso Nazionale AIMETA, Trieste, 2-5/10/1984

IMTA/034

Udine, lug. 1984

ISTITUTO DI MECCANICA TEORICA E APPLICATA - Università degli Studi di Udine
viale Ungheria 43, 33100 Udine, tel. 0432-207971

MODELLI ALLA WINKLER PER LO STUDIO DELL'INTERAZIONE
TERRENO FONDAZIONE IN CAMPO ELASTICO

G. DEL PIERO ⁽¹⁾ - V. PETRUCCO ⁽²⁾

Sommario

Si studia il problema dell'interazione terreno-trave di fondazione. Si ricerca una legge carico-cedimento di tipo puntuale (Winkler) cui corrisponda una distribuzione delle reazioni di contatto prossima a quella del caso studiato da Boussinesq. I risultati ottenuti con la tecnica qui presentata si sono rivelati molto accurati per un ampio campo di valori della rigidezza della trave di fondazione ed esatti nel caso della trave rigida.

Abstract

We study the interaction between the soil and the foundation beam. We search for a point-wise load-displacement law (Winkler) such that the resulting distribution of contact reactions approximate that of the Boussinesq case. This approach yields the exact solution for the rigid beam and allows for an accurate estimate of the Boussinesq solution for a wide range of values of the beam stiffness.

⁽¹⁾ prof. ing. Gianpietro DEL PIERO, Ordinario di Scienza delle Costruzioni, Università degli Studi di Udine.

⁽²⁾ dott. ing. Vittorio PETRUCCO, Facoltà di Ingegneria, Università degli Studi di Udine.

1 - Introduzione

Pur nell'ambito delle leggi costitutive di tipo elastico lineare, il comportamento del terreno può essere schematizzato da una varietà di modelli; tra essi, il più semplice, e il meno accurato dal punto di vista della descrizione del comportamento reale, è il modello di Winkler, definito da una legge carico-cedimento di tipo puntuale; i più realistici sono i modelli continui "alla Boussinesq", in cui il terreno è rappresentato da un semispazio elastico o da uno strato elastico su base rigida: in esso, la maggiore aderenza al comportamento reale è pagata da una molto minore maneggevolezza dal punto di vista numerico.

L'obiettivo della presente comunicazione è quello di definire un modello alla Winkler a cui corrisponda una distribuzione di reazioni di contatto assimilabile, entro un vasto campo di condizioni di carico e di geometria della fondazione, a quella di un modello alla Boussinesq.

Il problema è stato largamente trattato nella meccanica delle terre, in generale con approcci di tipo numerico. In questo studio si percorre una strada diversa: si è infatti studiata l'ipotesi che la reazione q in ogni punto della superficie di contatto fra trave e terreno dipenda dal cedimento $w(x)$ nel punto, e non da ciò che accade a distanza. In altre parole si è assunta per le reazioni una legge locale del tipo

$$(1) \quad q = \hat{q}(w(x), x)$$

e si è andata a determinare la funzione $\hat{q}$ che meglio riproducesse il comportamento del terreno alla Boussinesq. Una volta determinata la $\hat{q}$, dividendo per w si ottiene un "coefficiente di sottofondo equivalente"

$$(2) \quad K = q/w ,$$

variabile non solo da punto a punto, ma anche in funzione dell'intensità dello spostamento nel punto.

Nel caso di trave infinitamente rigida, si trova che il comportamento del terreno alla Boussinesq è riproducibile con esattezza da una legge del tipo (1), e anzi si è trovato che la $\hat{q}$ è una funzione che dipende linearmente da $w(x)$:

$$(3) \quad \hat{q}(w(x), x) = a(x) \cdot w(x) + b(x),$$

dove a e b sono funzione della risultante dei carichi applicati e delle caratteristiche del terreno. Per travi di rigidezza flessionale finita e per opportune condizioni di carico vale ancora una legge del tipo (1), nella quale però a e b dipendono anche dalle caratteristiche geometriche e resistenti della

trave. Inoltre la dipendenza del carico non e' piu' ridotta alla sola dipendenza dalla risultante, ma coinvolge l'effettiva distribuzione del carico.

2 - Discretizzazione del problema

Due vie sono possibili per lo studio della relazione funzionale (1): la ricerca della migliore approssimazione della soluzione esatta di Boussinesq per una trave di lunghezza finita su semispazio elastico, oppure la discretizzazione del problema, ottenuta suddividendo la trave in un numero finito n di conci e, di conseguenza pensando carichi, spostamenti e reazioni come vettori ad n componenti. La seconda strada e' stata scelta, in [1], in quanto si prestava ad un estensivo studio numerico mediante elaboratore. I risultati ottenuti incoraggiano pero' ad una piu' approfondita indagine del modello non discretizzato.

Le elaborazioni numeriche sono state svolte su una trave modello lunga 21m, larga 1.2m e suddivisa in 21 conci. Per le caratteristiche del terreno sono stati assunti i seguenti valori: modulo longitudinale $E_t = 3000 \text{ t/m}^2$, coefficiente di Poisson $\nu_t = 0.35$. La rigidezza flessionale della trave e' stata invece mantenuta variabile. Si e' dapprima svolta un'indagine preliminare calcolando cedimenti w e reazioni q dei baricentri dei conci secondo il modello di Boussinesq per un gran numero di combinazioni di carico e di valori di rigidezza flessionale della trave. I risultati, rappresentati nel piano (q, w) , sono riportati nella figura 1.

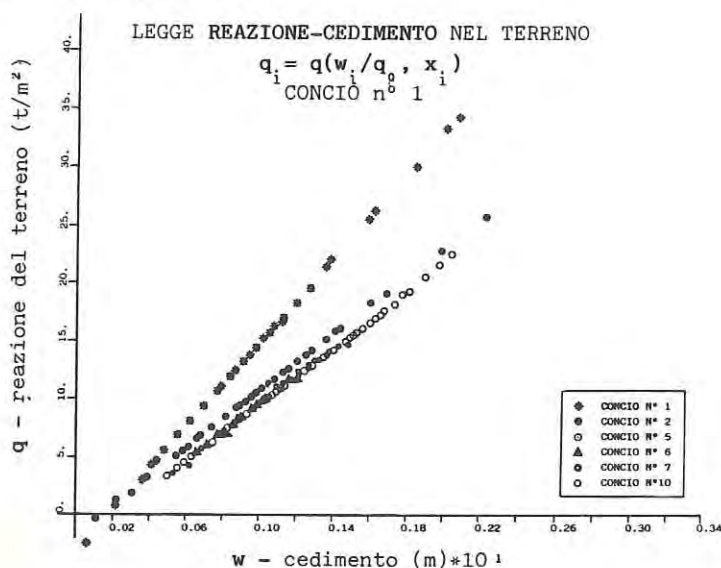


Fig. 1

Come si vede, per ogni concio i punti si addensano con limitatissima dispersione, attorno a delle rette. Cio' fa che per ogni concio valga una legge del tipo (1), con i coefficienti a e b sostanzialmente indipendenti dalla configurazione di carico e dalla rigidezza trasversale della trave.

Nei paragrafi che seguono, questa congettura verra' analizzata in dettaglio. Per ora ci limitiamo a qualche precisazione e commento sulle caratteristiche generali evidenziate dalla figura 1.

Anzitutto, occorre precisare che i punti di figura 1 si riferiscono a condizioni di carico aventi tutte la stessa risultante. E' infatti chiaro che aumentando proporzionalmente l'intensita' di una distribuzione di carico, reazione e cedimento aumentano nella stessa proporzione e i corrispondenti punti (q, w) descrivono rette uscenti dall'origine anzicche' le rette di figura 1.

Passando poi alle rette che rappresentano il comportamento dei vari conci, si vede che quelli centrali si comportano in maniera del tutto simile, mentre quelli di estremita' presentano a parita' di cedimenti, reazioni sensibilmente maggiori. Questa specie di effetto di bordo trova riscontro nel noto fatto che per una trave su un terreno alla Boussinesq soggetta, ad esempio, ad un carico uniforme, il diagramma di reazione presenta forti concentrazioni di tensioni alle estremita', mentre l'andamento dei cedimenti e' praticamente uniforme.

Torniamo alla discretizzazione del problema. Consideriamo la trave suddivisa in n conci, diciamo w_i il cedimento del concio i -esimo, e p_i , q_i rispettivamente le risultanti dei carichi e delle reazioni applicate sul concio stesso. Supposto di aver risolto il problema della trave sul suolo elastico alla Boussinesq, data la linearita' del problema la soluzione puo' essere rappresentata da relazioni matriciali tra i vettori $\underline{p}$, $\underline{q}$, $\underline{w}$. Piu' precisamente poniamo

$$(4) \quad \begin{aligned} w_i &= A_{ik} p_k, & \underline{w} &= \underline{A} \underline{p}, \\ q_i &= C_{ik} w_k, & \underline{q} &= \underline{C} \underline{w}. \end{aligned}$$

Le matrici $n \times n$ $\underline{A}$ e $\underline{C}$ determinano rispettivamente le relazioni carico-spostamento e spostamento-reazione. Non e' difficile rendersi conto, con l'uso del teorema di reciprocita' applicato una prima volta alla trave e una seconda volta al sistema trave-terreno, che $\underline{A}$ e $\underline{C}$ sono matrici simmetriche (cfr. [1], pag. 76). Ulteriori restrizioni su $\underline{A}$ e $\underline{C}$ derivano dal fatto che l'insieme di carichi e reazioni costituisce un insieme equilibrato:

$$(5) \quad \begin{aligned} \sum_{i=1}^n (p_i - q_i) &= 0, & (\underline{p} - \underline{q}) \cdot \underline{u} &= 0, \\ \sum_{i=1}^n (p_i - q_i) x_i &= 0, & (\underline{p} - \underline{q}) \cdot \underline{x} &= 0, \end{aligned}$$

dove con $\underline{u}$ si e' indicato il vettore di componenti $u_i = 1$, e con $\underline{x}$ il vettore le

cui componenti x_i sono date dalle distanze orientate dei baricentri dei conci rispetto ad un polo fisso che, per comodita', viene preso in corrispondenza della mezzeria della trave. Tenendo conto delle (3) le restrizioni (4) assumono la forma:

$$(6) \quad (\underline{I} - \underline{CA})\underline{p} \cdot \underline{u} = 0, \quad (\underline{I} - \underline{CA})\underline{p} \cdot \underline{x} = 0,$$

dove $\underline{I}$ e' la matrice identita'. Tenuto conto che queste relazioni devono valere per qualunque vettore di carico $\underline{p}$ e usando la simmetria di $\underline{A}$ e $\underline{C}$, si ha che:

$$(7) \quad \underline{ACu} = \underline{u}, \quad \underline{ACx} = \underline{x}.$$

Queste sono le restrizioni indotte su $\underline{A}$ e $\underline{C}$ dall'equilibrio. Si tratta ora di determinare la struttura di queste matrici. A questo proposito osserviamo che mentre la $\underline{A}$ dipende sia dalle caratteristiche del terreno che da quelle della trave, la $\underline{C}$, in quanto descrive la relazione tra cedimenti e reazioni del terreno, non dipende dalla trave. Rinviamo al paragrafo successivo la determinazione della struttura di $\underline{A}$, possiamo subito evidenziare un'importante proprieta' di $\underline{C}$. Invertiamo, per comodita', la relazione carichi spostamenti:

$$(8) \quad \underline{w} = \underline{C}^{-1}\underline{q}.$$

Poiche' il cedimento in un punto del terreno per effetto di un carico concentrato dipende solo dalla distanza di quel punto dal punto di applicazione del carico, ne segue che $\underline{C}^{-1}$ ha una struttura a banda, del tipo

$$(9) \quad \underline{C}^{-1} = \begin{bmatrix} a & b & c & . & . & . & . & n \\ b & c & a & . & . & . & . & m \\ c & b & a & . & . & . & . & l \\ . & . & . & . & . & . & . & . \\ n & m & l & . & . & . & . & a \end{bmatrix},$$

con i coefficienti $a, b, c, \dots, l, m, n$ che rappresentano rispettivamente il cedimento in corrispondenza del baricentro del generico concio per effetto di un carico applicato allo stesso concio, al concio contiguo, e ai conci via via piu' lontani. Come ci si puo' facilmente rendere conto considerando la fisica del problema, i coefficienti $a, b, c, \dots$ assumono valori via via decrescenti.

3 - Determinazione della relazione cedimenti-reazioni

Scegliamo per prima cosa una base nella quale esprimere le componenti dei vettori $\underline{w}$, $\underline{p}$, $\underline{g}$. Alla luce degli sviluppi che seguiranno, la scelta più comoda è quella di assumere un sistema ortogonale $\underline{r}^{\rho}$, i cui primi vettori siano coincidenti con i vettori $\underline{u}$, $\underline{x}$ introdotti al paragrafo precedente. Con questa scelta, il generico vettore di carico $\underline{p}$ sarà espresso dalla combinazione lineare

$$(10) \quad \underline{p} = \sum_{\rho=1}^n p_{\rho} \underline{r}^{\rho} = \alpha \underline{u} + \beta \underline{x} + \sum_{\rho=3}^n p_{\rho} \underline{r}^{\rho}.$$

Dalle condizioni di ortogonalità:

$$(11) \quad \underline{u} \cdot \underline{x} = \underline{u} \cdot \underline{r}^{\rho} = \underline{x} \cdot \underline{r}^{\rho} = 0,$$

si vede che

$$(12) \quad \underline{p} \cdot \underline{u} = \alpha \underline{u} \cdot \underline{u}, \quad \underline{p} \cdot \underline{x} = \beta \underline{x} \cdot \underline{x},$$

e, poiché $\underline{p} \cdot \underline{u}$ e $\underline{p} \cdot \underline{x}$ rappresentano rispettivamente la risultante e il momento risultante del vettore di carico $\underline{p}$, si ha che, a meno di fattori di proporzionalità α e β misurano la risultante e il momento risultante del carico applicato. Ancora dalla (11) si ha che i vettori $\underline{r}^{\rho}$ rappresentano componenti di carico autoequilibrate.

Consideriamo per primo il caso di una trave di fondazione rigida. In questo caso particolare il vettore di spostamenti ha la forma

$$(13) \quad \underline{w} = \lambda \underline{u} + \mu \underline{x},$$

con λ, μ funzioni del carico $\underline{p}$. In virtù della prima delle (4), λ e μ sono funzioni lineari di $\underline{p}$ e, in virtù del teorema di rappresentazione delle funzioni vettoriali lineari, si ha subito che:

$$(14) \quad \underline{w} = \underline{A} \underline{p} = (\underline{a} \cdot \underline{p}) \underline{u} + (\underline{b} \cdot \underline{p}) \underline{x},$$

con $\underline{a}$, $\underline{b}$ vettori opportuni. Ponendo quest'espressione in forma equivalente

$$(15) \quad \underline{A} \underline{p} = (\underline{u} \otimes \underline{a} + \underline{x} \otimes \underline{b}) \underline{p},$$

e tenendo conto dell'arbitrarietà di $\underline{p}$ e della simmetria di $\underline{A}$, si deduce per $\underline{A}$ l'espressione

$$(16) \quad \underline{A} = \underline{a} \otimes \underline{u} + \underline{b} \otimes \underline{x}.$$

Facciamo ora riferimento alle restrizioni (7) imposte dall'equilibrio globale. Da esse utilizzando la (16) e ponendo:

$$(17) \quad \underline{x} \cdot \underline{C} \underline{u} = \underline{u} \cdot \underline{C} \underline{x} = 0,$$

ricaviamo che

$$(18) \quad \underline{u} = \underline{A} \underline{C} \underline{u} = (\underline{u} \cdot \underline{C} \underline{u}) \underline{a}, \quad \underline{x} = \underline{A} \underline{C} \underline{x} = (\underline{x} \cdot \underline{C} \underline{x}) \underline{b}.$$

Le (17) esprimono il fatto che a cedimenti proporzionali ad $\underline{u}$ e ad $\underline{x}$ corrispondono diagrammi di reazione $\underline{q} = \underline{C} \underline{w}$ simmetrici e, rispettivamente, emisimmetrici rispetto alla mezzzeria della trave. Le (18) permettono di determinare i vettori $\underline{a}$, $\underline{b}$, in funzione della matrice $\underline{C}$. Sostituendo nelle (16) si ha allora

$$(19) \quad \underline{A} = \frac{\underline{u} \otimes \underline{u}}{\underline{u} \cdot \underline{C} \underline{u}} + \frac{\underline{x} \otimes \underline{x}}{\underline{x} \cdot \underline{C} \underline{x}}.$$

Nella base $\underline{r}^i$ prescelta, la $\underline{A}$ è rappresentata da una matrice con tutti i termini nulli, eccettuati quelli nelle posizioni (1,1) e (2,2). La (19) permette di scrivere le espressioni esplicite di $\underline{w}$ e di $\underline{q}$ in funzione delle componenti della matrice $\underline{C}$, della risultante $\underline{\alpha}$, e del momento risultante $\underline{\beta}$ dei carichi applicati:

$$(20) \quad \underline{w} = \underline{A} \underline{p} = \underline{\alpha} \underline{u} + \underline{\beta} \underline{x},$$

$$\underline{q} = \underline{C} \underline{A} \underline{p} = \underline{\alpha} \underline{C} \underline{u} + \underline{\beta} \underline{C} \underline{x},$$

avendo posto, per brevità

$$(21) \quad \underline{\alpha} = \underline{\alpha} \frac{\underline{u} \cdot \underline{u}}{\underline{u} \cdot \underline{C} \underline{u}}, \quad \underline{\beta} = \underline{\beta} \frac{\underline{x} \cdot \underline{x}}{\underline{x} \cdot \underline{C} \underline{x}}.$$

Indicando con w_i, q_i il cedimento e la reazione relativi al concio i -esimo e ricordando che $u_i = 1$, si ha che:

$$(22) \quad w_i = \underline{\alpha} + \underline{\beta} x_i, \quad q_i = \underline{\alpha} (\underline{C} \underline{u})_i + \underline{\beta} (\underline{C} \underline{x})_i.$$

Se ora eliminiamo $\underline{\beta}$ tra le due ultime espressioni, otteniamo una relazione tra q_i e w_i , dipendente soltanto dalle caratteristiche del terreno, attraverso la matrice $\underline{C}$, e dalla risultante del carico applicato attraverso il coefficiente $\underline{\alpha}$:

$$(23) \quad q_i = \underline{\alpha} [(\underline{C} \underline{u})_i - 1/x_i (\underline{C} \underline{x})_i] + 1/x_i (\underline{C} \underline{x})_i w_i.$$

Questa relazione e' lineare, come previsto dai diagrammi di figura 1. Si ha cosi' che, almeno per una trave di fondazione rigida e nello schema discretizzato, la risposta di un semispazio elastico alla Boussinesq e' riproducibile con esattezza da una relazione del tipo (1). Per una trave deformabile, eliminando β tra le relazioni

$$(24) \quad \begin{aligned} \tilde{w} &= \alpha \tilde{A}u + \beta \tilde{A}x + \sum_{\rho=3}^n p_{\rho} \tilde{A}r^{\rho}, \\ \tilde{q} &= \alpha \tilde{C}Au + \beta \tilde{C}Ax + \sum_{\rho=3}^n p_{\rho} \tilde{C}Ar^{\rho}, \end{aligned}$$

e' ancora possibile pervenire ad un'espressione della q_i lineare in w_i e formalmente analoga alla (23):

$$(25) \quad q_i = \alpha \left[\frac{(\tilde{C}Au)_i}{(\tilde{A}x)_i} - \frac{(\tilde{C}Ax)_i}{(\tilde{A}x)_i} \right] + \sum_{\rho=3}^n p_{\rho} \left[\frac{(\tilde{C}Ar^{\rho})_i}{(\tilde{A}x)_i} - \frac{(\tilde{C}Ax)_i}{(\tilde{A}x)_i} \right] + \frac{(\tilde{C}Ax)_i}{(\tilde{A}x)_i} w_i.$$

Vi sono pero' delle differenze sostanziali: anzitutto, la $\tilde{A}$ non dipende solo dalle caratteristiche del terreno come nella (19), ma anche dalla rigidezza della trave. In secondo luogo, la relazione cedimenti-reazioni e' ora influenzata anche dalle componenti autoequilibrate p_{ρ} del carico, che invece non influivano nel caso della trave rigida.

Malgrado cio', la scarsa dispersione riscontrata nei calcoli preliminari (cfr. fig.1) induce a ritenere che sia lecito, con buona approssimazione, assumere valida la (23) anche nel caso di trave deformabile. Per la verifica della liceita' di questa approssimazione sono possibili due vie: la ricerca di formule di maggiorazione a priori dell'errore, e l'indagine numerica. Pur ritenendo la prima possibilita' la piu' appropriata per una sicura e generale delimitazione dell'errore, ci si limita, nella presente comunicazione, ad uno studio numerico di carattere preliminare.

4 - Analisi numerica dell'errore

Per la particolare trave e per la discretizzazione gia' descritte al paragrafo 2, la figura 2 mostra i punti rappresentativi (q_i, w_i) per il primo concio, per diversi valori della rigidezza della trave e per diverse condizioni di carico. Le diverse linee congiungono punti relativi alla stessa rigidezza di trave: la retta a tratto pieno e' relativa ad una trave di rigidezza molto grande, praticamente infinita, e le curve tratteggiate riguardano rigidezze via via decrescenti. Le condizioni di carico esaminate sono quelle mostrate nella stessa figura 2: una condizione di carico praticamente uniforme, una con due carichi concentrati in posizione simmetrica rispetto alla mezzzeria, e un singolo carico

concentrato applicato nel baricentro del generico concio. La figura 3 riporta, per una rigidezza fissata, pari a $500'000 \text{ tm}^2$, i risultati relativi a piu' conci.

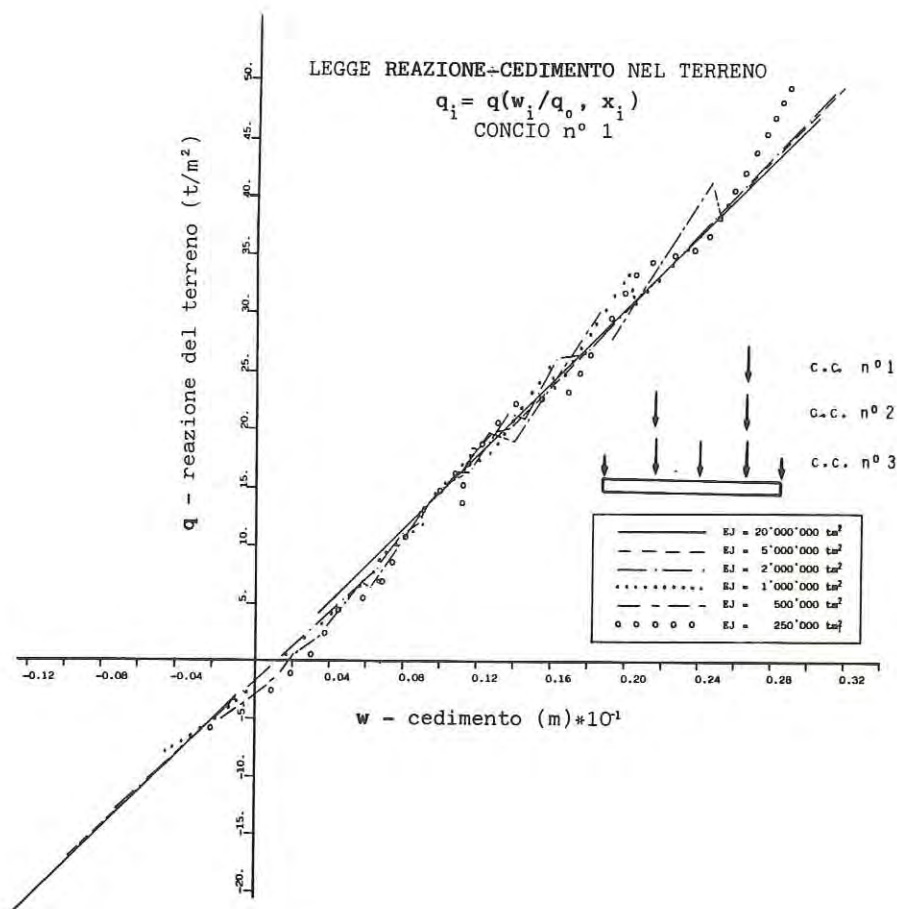


Fig. 2

In queste figure e' evidente, almeno qualitativamente, la dipendenza dalla rigidezza della trave e dalla posizione. Si nota inoltre una dispersione molto maggiore rispetto a quella riscontrata in figura 1. Questa apparente discordanza si spiega osservando che l'indagine preliminare che aveva portato

ai risultati di figura 1 si riferiva a distribuzioni di carico di interesse progettuale, e quindi escludeva il caso di carico disposto in posizione eccentrica che veniva giudicato irrealistico.

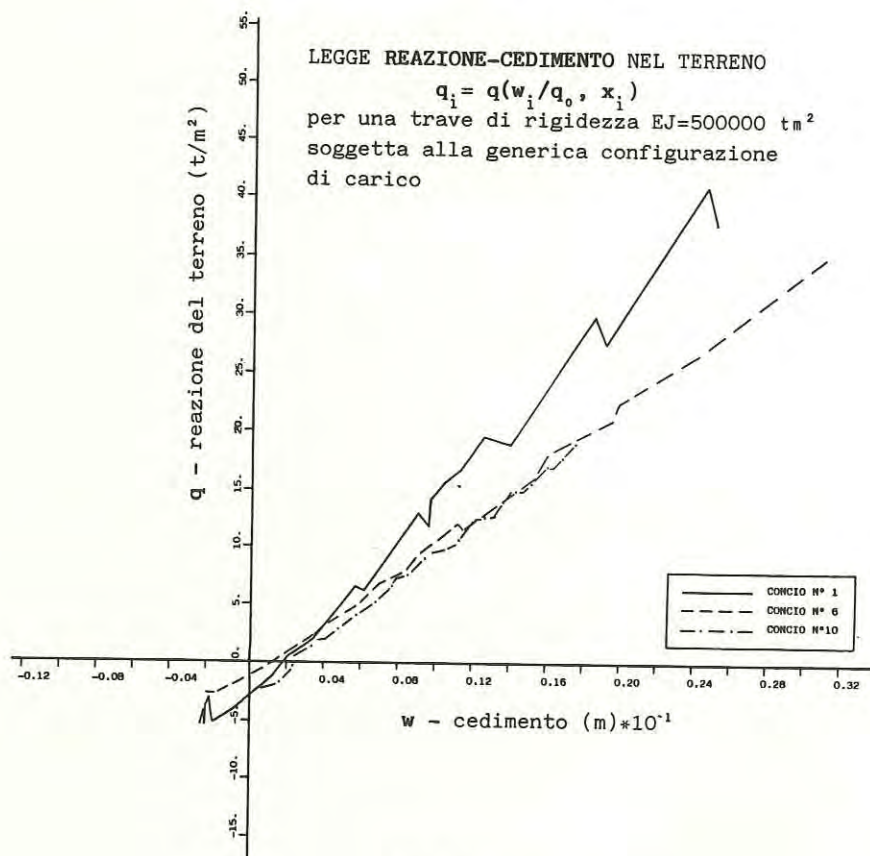


Fig. 3

La figura 4 mostra gli stessi risultati di figura 3, quando venga esclusa quest'ultima condizione di carico. Come si vede questa esclusione comporta una notevole regolarizzazione, e fa registrare un buon accordo coi risultati preliminari di figura 1.

E' questa anche una buona indicazione sulla direzione da seguire nella ricerca di una maggiorazione dell'errore: e' infatti da prevedere che

condizioni di carico fortemente asimmetriche diano luogo ad un errore molto maggiore di quelle simmetriche, che sono in pratica le piu' frequenti. Si puo' pertanto concludere che, al presente stadio della ricerca, la relazione (22) tra cedimenti e reazioni rappresenta una soddisfacente approssimazione "alla Winkler" della risposta del sistema trave di fondazione-suolo alla Boussinesq, soggetto alle situazioni di carico che piu' frequentemente si incontrano in pratica.

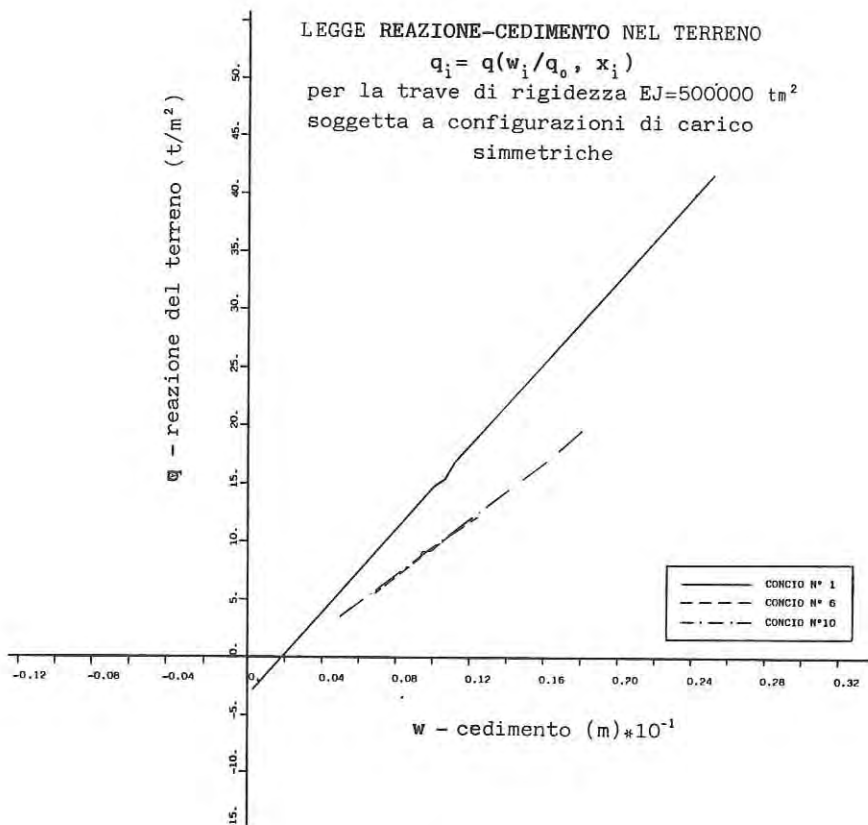


Fig. 4

Bibliografia

- [1] PETRUCCO V., Modelli alla Winkler per lo studio dell'interazione terreno-fondazione in campo elastico, tesi di laurea, Universita' di Udine, 1983.

ELENCO DEGLI ATTI

- 001 - G. DEL PIERO, *I teoremi fondamentali del calcolo a rottura*, ott. 1980;
- 002 - G. DEL PIERO, *Elementi di dinamica delle strutture*, ott. 1981;
- 003 - L. CEDOLIN, *Leggi costitutive e criteri di rottura per il calcestruzzo*, gen. 1982;
- 004 - G. TONIOLO, *Calcolo non lineare per la determinazione delle sollecitazioni nei telai iperstatici in cemento armato*, gen. 1982;
- 005 - G. DEL PIERO, *Esempi di calcolo a rottura di piastre e volte*, gen. 1982;
- 006 - G. MACCHI, *Calcolo di instabilità dei pilastri in cemento armato*, gen. 1982;
- 007 - R. PUHALI, *Calcolo al taglio delle travi in cemento armato*, gen. 1982;
- 008 - G. CREAZZA, L. JOGNA, *Calcolo delle resistenze di progetto ultime per tensioni normali*, gen. 1982;
- 009 - P. PASCOLO, G. POLESE, *Una procedura di calcolo automatico per elementi finiti per l'analisi termoelastica di lastre circolari*, mag. 1982;
- 010 - A. MURACA, *I modelli bidimensionali a fondo mobile nelle costruzioni marittime: teorie e applicazioni*, sett. 1982;
- 011 - G. DEL PIERO, *Well posedness of constitutive equations of the kinematical hardening type*, luglio 1982;
- 012 - G. TONIOLO - F. MORISI - A. VAI - E. RIGOLDI, *Risultati di un ciclo sperimentale su calcestruzzi maturati a vapore*, ott. 1982;
- 013 - G. DEL PIERO, *Plasticity in the light of Noll's new theory of simple materials*, dic. 1982;
- 014 - C. DAVINI, *A continuum approach to crystals with defects*, giu. 1983;
- 015 - G. DEL PIERO, *A mathematical characterization of plastic phenomena in the context of Noll's new theory of simple materials*, ott. 1983;
- 016 - D. SQUILLACI, *Correlazione tra afflussi e deflussi medi annui nei bacini della Calabria*, ott. 1983;
- 017 - P. PASCOLO, *Sul regime di transizione di un flusso oscillatorio entro condotte ad asse rettilineo e curvilineo*, ott. 1983;
- 018 - L. BIOLZI, *Stress concentration factors in axisymmetric solids under imposed deformations*, ott. 1983;
- 019 - E. GARZILLO, *Considerazioni ed esempi sul consolidamento ed il restauro dei monumenti*, nov. 1983;
- 020 - P. PASCOLO, *Indagine analitica e sperimentale sul comportamento di tenute cilindriche piane*, nov. 1983;
- 021 - N. GATTESCO - F. MOLA, *Effetti della viscosità nelle sezioni fessurate in cemento armato*, nov. 1983;
- 022 - G. DEL PIERO, *Relazione sull'attività scientifica e culturale svolta presso l'Istituto di Meccanica Teorica ed Applicata dell'Università degli Studi di Udine, dall'attivazione ad oggi*, nov. 1983;
- 023 - C. DAVINI, *A proposal for a continuum theory of defective crystals*, dic. 1983;
- 024 - N. GATTESCO - G. TOGNON - G. TONIOLO, *Criteri di impiego di travi in C.A. e C.A.P. confezionate con calcestruzzo ad altissima resistenza*, gen. 1984;
- 025 - G. DEL PIERO, *Well posedness and Galerkin approximation for unbounded operators in Banach spaces*, gen. 1984;
- 026 - G. TONIOLO - N. GATTESCO - G. POLESE, *Problemi computazionali dell'analisi non lineare del cemento armato*, feb. 1984;
- 027 - A. MURACA, *Shore protection at Venice: a case study*, feb. 1984;
- 028 - F. LEVI, *Regolamenti sul cemento armato, orientamenti nazionali ed europei*, feb. 1984;
- 029 - S. TATTONI, *Criteri ed esempi di tiranti pretesi nel consolidamento degli edifici*, feb. 1984;
- 030 - G. DEL PIERO, *L'evoluzione del calcolo strutturale*, giu. 1984;
- 031 - G. TONIOLO, A. FORTE, N. GATTESCO, *Analisi non lineare dei telai in cemento armato*, giu. 1984;
- 032 - C. DAVINI, *Appunti di lezioni di stabilità*, giu. 1984;
- 033 - F. ALESSANDRINI, *Analisi limite applicata ad un problema di interazione terreno-fondazione*, luglio 1984;

- 034- G. DEL PIERO, V. PETRUCCO, *Modelli alla Winkler per lo studio dell'interazione terreno-fondazione in campo elastico*, luglio 1984.

