

Visita delle "città nuove" in Inghilterra

Si è svolto con ottimo esito dal 12 al 16 giugno scorso il viaggio a Londra che mirava essenzialmente ad una conoscenza, per quanto possibile approfondita, dei criteri adottati nella realizzazione delle « Città Nuove » sorte dopo l'ultima guerra in Gran Bretagna.

È ben noto infatti che, come reazione all'enorme estendersi della città di Londra nella seconda metà del secolo scorso ed al diffondersi in tutto il Paese di tetri quartieri di abitazioni operaie, si fece gradatamente strada l'idea dello studio organico e razionale dei quartieri residenziali. L'antesignano di questi orientamenti fu Ebenezer Howard che enunciò la prima idea di « Città-giardino » nel suo libro: « To-morrow, a peaceful path to real reform », pubblicato nel 1898. Nel 1903 Howard poté dare inizio all'attuazione della sua idea con i lavori per la costruzione della prima città-giardino, quella di Letchworth nell'Hertfordshire, circa 50 km a nord del centro di Londra. Si trattava di un'iniziativa privata, senza alcun appoggio da parte delle Autorità. Nel 1920 Howard, sempre senza appoggio del Governo, avviò la costruzione della seconda città-giardino, quella di Welwyn, circa 30 km a nord del centro di Londra.

Nel 1937 il Governo prese ad interessarsi del problema e nominò una Commissione d'inchiesta, presieduta da Sir Montagu Barlow, per analizzare le condizioni delle città e la distribuzione territoriale delle industrie e suggerire opportuni rimedi. Il rapporto di questa Commissione comprendeva dettagliate raccomandazioni sul decentramento per mezzo di « città nuove », città satelliti, sobborghi giardino, ecc., ma la guerra troncò ogni possibilità di nuove iniziative.

Frattanto, nel 1944, Sir Patrick Abercrombie pubblicò il suo piano per la grande Londra contenente molte delle idee che vennero successivamente sviluppate.

Subito dopo la guerra, nell'ottobre 1945, venne nominato il Comitato per le Città Nuove sotto la presidenza di Lord Reith e, sulla base degli studi di questo Comitato, il 1° agosto 1946 fu approvata la legge sulle Città Nuove (New Towns

Act) che approvava un vasto programma nazionale per la pianificazione e la costruzione di città interamente nuove.

Il concetto fondamentale del piano era quello di lasciare fasce verdi intorno alle città esistenti — in particolare intorno a Londra ove la cintura verde (green belt) era già protetta da una legge del 1938 — e costruire nuovi centri al di là di questa fascia, con completa pianificazione di industrie, abitazioni, centri commerciali, edifici pubblici, ecc. Tali centri dovevano avere popolazione compresa tra 30.000 e 50.000 abitanti ciascuno.

La legge demanda al Ministry of Housing and Local Government (Ministero dell'Edilizia e dell'Amministrazione locale) il compito di studiare l'ubicazione delle Città Nuove; la costruzione delle città stesse viene poi attuata con l'ausilio di apposito Ente (Corporation) da costituirsi secondo modalità previste dalla legge. La Corporation è amministrata da un Consiglio composto di non più di

nove membri nominati dal Ministero. Essi debbono essere professionisti o persone qualificate per la loro conoscenza di particolari problemi della zona interessata.

Le Corporations hanno per legge il diritto di acquistare, affittare, amministrare e vendere terreni ed altre proprietà, di disporre la costruzione di edifici e di tutte le opere accessorie necessarie, di amministrare ogni attività od impresa commerciale connessa con la costruzione della nuova città. In futuro è previsto che le Corporations vengano sciolte e l'amministrazione delle città trasferita ad Autorità locali, come di norma per tutte le città.

L'attuazione del programma venne iniziata con l'avvio dei lavori per la costruzione di Stevenage nel novembre 1946.

Oggi esistono quindici Città Nuove, di cui otto situate intorno a Londra a distanze, dal centro della Capitale, fra 20 e 50 km, quattro in altre parti dell'Inghilterra e del Galles, tre in Scozia. Lo specchio seguente contiene dati sui quindici centri aggiornati al 1961.

Città	Zona	Data di approv.	Popol. al 1961	Nuove industrie	Occup. nelle nuove industrie
Basildon	presso Londra	1949	53.050	61	8.628
Bracknell	» »	1949	20.000	24	4.658
Crawley	» »	1947	52.750	75	10.736
Harlow	» »	1947	51.200	81	10.331
Hatfield	» »	1948	18.800	15	584
Hemel Hempstead	» »	1947	55.500	42	6.988
Stevenage	» »	1946	41.200	33	10.268
Welwyn Garden City	» »	1948	33.200	31	4.270
Cumbernauld	in Scozia presso Glasgow	1955	6.670	1	1.000
East Kilbride	» » » »	1947	31.000	22	6.158
Grenrothes	in Scozia	1948	12.800	6	415
Cwmbran	nel Galles	1949	29.100	1	73
Corby	nel Northhamptonshire	1950	34.700	14	1.176
Aycliffe	nel Durham	1947	11.050	—	—
Peterlee	» »	1948	11.550	3	939

Parallelemente alle opere attuate dal Ministry of Housing and Local Government, Enti locali hanno svolto e svolgono intensa attività per la pianificazione ed il rinnovamento edilizio delle zone interessate.

Fra questi particolarmente importante il Consiglio della Contea di Londra (London County Council), il quale si è gradualmente creato un'efficiente organizzazione. Il London County Council dispone infatti oggi di una delle più

vaste organizzazioni di questo tipo in Europa.

La sezione per l'edilizia pubblica del London County Council conta circa 2.500 dipendenti fra cui centinaia di ingegneri e di architetti, i quali sono particolarmente abituati al lavoro di gruppo. Il London County Council si avvale altresì della collaborazione di professionisti indipendenti. Fra le sue realizzazioni è da ricordare il quartiere di Roehampton, situato a circa 16 km a sud-ovest del centro di Londra, fra il parco di Richmond ed il vecchio villaggio di Roehampton. Il quartiere è diviso in due parti: Alton East, iniziato nel 1952, ed Alton West, iniziato nel 1955. Il terreno acquistato a questo scopo dal London County Council era di circa 50 ettari e, sulla base di 250 persone per ettaro, si progettò di sistemarvi circa 13.000 abitanti.

Altro quartiere realizzato dal London County Council è quello di Loughborough Road, a sud di Londra, al centro di una zona densamente popolata, costituito prevalentemente da case alte con circa 1.000 appartamenti.

Il London County Council ha recentemente studiato il progetto di un grande quartiere residenziale ad Hook la cui realizzazione ha tuttavia sinora incontrato forti opposizioni.

Il gruppo di trentacinque Consoci ha compiuto in aereo nella mattinata del 12 giugno, il percorso da Torino a Londra e, nel pomeriggio dello stesso giorno, è stato ricevuto al London County Council, ove l'Arch. Morris ha ampiamente illustrato le caratteristiche d'impostazione del progetto per il quartiere di Hook.

A questa illustrazione ha fatto seguito una vivace e profonda discussione con intervento di molti fra i partecipanti.

Nei tre giorni successivi il gruppo ha visitato tre delle più significative « Città Nuove » esistenti nella regione attorno a Londra: Crawley, Harlow, Stevenage.

Il gruppo è stato ricevuto con viva simpatia in ciascuna delle tre città negli uffici della Corporation preposta alla realizzazione del nuovo agglomerato urbano ed è stato successivamente guidato nella visita ai vari quartieri residenziali, industriali e commerciali. Un'illustrazione preliminare da parte dei Funzionari delle rispettive Corporations ed una continua serie di domande che ha bersagliato ciascuno degli accompagnatori hanno reso particolarmente efficace ciascuna delle visite.

Ricordiamo qui, in succinto, che la città di Crawley è situata a circa 50 km a sud di Londra nel Sussex, in una zona

di dolci ondulazioni di terreno ricco di boschi. La nuova città, la cui costruzione venne approvata nel 1947, sorge intorno al vecchio abitato omonimo che, a tale epoca, aveva circa 10.000 abitanti. L'antico nucleo abitato con i suoi pittoreschi edifici datanti dal 1500 è stato accuratamente conservato. In prossimità di questo nucleo è stata costruita una zona commerciale, mentre il piano nel suo complesso consta di nove zone residenziali per una popolazione totale di circa 60 mila abitanti ed una superficie complessiva di circa 2.000 ettari. Il programma di costruzione è oggi praticamente ultimato. A nord della nuova città sorge la zona industriale con numerosi stabilimenti di meccanica di precisione, elettrotecnica, alimentazione, prodotti farmaceutici, leghe di metallo, ceramica, cuoio, oggetti di legno e di sughero, tipografie.

La città di Harlow è situata circa 35 km a nord-est di Londra lungo il percorso verso Cambridge e sorge intorno al vecchio abitato dallo stesso nome che aveva nel 1947 circa 4.000 abitanti. Essa consta di quattro nuclei residenziali separati da spazi liberi, ma gravitanti sul centro generale costituito in una zona di terreno elevata. Ciascuno dei quattro nuclei è costituito da un gruppo di quartieri autonomi disposti attorno ad un centro comune in modo tale che la distanza di ogni punto da questo centro non è mai superiore ad un miglio circa. La strada di traffico veloce tra Londra e Cambridge fornirà ad Harlow una facile via di collegamento con il centro di Londra. La popolazione complessiva prevista è di circa 80.000 persone. La zona industriale è divisa in due parti: una a nord-est, l'altra a nord-ovest della città, e ciò allo scopo di assicurare un maggior equilibrio al traffico cittadino. Le due zone industriali comprendono circa 80 stabilimenti fra cui industrie meccaniche e metallurgiche, vetrerie, fabbriche di mobili, tipografie, fabbriche di apparecchiature meccaniche ed elettroniche.

La città di Stevenage è situata a circa 50 km a nord di Londra ed è stata la prima Città Nuova approvata dal Governo nel quadro della legge del 1946. Essa si trova a mezza strada fra le due città-giardino di Letchworth e di Welwyn. Copre un'area di circa 2.000 ettari. La città è stata progettata attorno al nucleo del vecchio centro agricolo di Stevenage che, con le case di campagna circostanti, aveva una popolazione di circa 7.000 abitanti. Esso fu mantenuto virtualmente intatto come un quartiere autonomo della nuova Stevenage; cinque al-

tri quartieri vennero aggiunti con una prevista popolazione di circa 10.000 abitanti ciascuno e con un centro commerciale, scuole elementari, chiese, terreni da gioco ed altri servizi. Il centro commerciale principale è accessibile soltanto ai pedoni con ampie zone di parcheggio periferiche. Ad ovest dei quartieri residenziali sorge la zona industriale con una trentina di stabilimenti fra cui fabbriche di particolari per aerei, apparecchiature scientifiche, elettriche e fotografiche, attrezzature elastiche, penne e componenti elettronici. È da notare che forti correnti, contrarie all'idea della Città Nuova, fecero rimandare per diversi anni il progredire dei lavori e soltanto nel 1951 le prime famiglie poterono insediarsi.

Nel ritorno dalla visita a Stevenage è stato anche possibile dare uno sguardo, sia pure fugace, alla città di Welwyn ed osservare tanto il nucleo centrale, realizzato ormai quarant'anni orsono per iniziativa di Howard, quanto i nuovi quartieri che costituiscono la città nuova di Welwyn, sorta intorno al nucleo primitivo.

Anche se la strada seguita con la costruzione delle « Città Nuove » può essere soggetta, per alcuni aspetti, a discussione, anche se alcune delle soluzioni coraggiosamente adottate hanno dato luogo ad inconvenienti, rimane innegabile l'ampiezza di vedute, la forza propulsiva, l'estrema serietà d'intenti che hanno informato l'impostazione e lo sviluppo di queste iniziative. In modo particolare meritano di essere rilevati, oltre al grande interesse delle soluzioni urbanistiche ed architettoniche, la cura nella composizione del paesaggio (particolarmente ad Harlow), la completezza anche nei dettagli, la modestia e l'estrema funzionalità delle soluzioni architettoniche, il profondo impegno, sotto l'aspetto organizzativo, per dare vita efficiente alla città.

Per queste ragioni il viaggio è riuscito di grandissimo interesse ed ha riscosso la piena approvazione di tutti i partecipanti.

Un vivo ringraziamento deve essere rivolto anche in questa sede al Ministry of Housing and Local Government, al London County Council ed alle Corporations delle tre città di Crawley, Harlow e Stevenage. In particolare, per ciascuno degli Enti, rinnoviamo i nostri ringraziamenti a Miss H. Moeller, all'Architetto Morris, a Mr. J. Goepel, a Mr. R. Turner, urbanista capo, ed a Mr. Stone.

GUIDO P. BONICELLI

RASSEGNA TECNICA

La « Rassegna tecnica », vuole essere una libera tribuna di idee e, se del caso, saranno graditi chiarimenti in contraddittorio; pertanto le opinioni ed i giudizi espressi negli articoli e nelle rubriche fissate non impegnano in alcun modo la Società degli Ingegneri e degli Architetti in Torino

Esame sperimentale dell'efflusso sopra le traverse tracimabili

GIOVANNI TOURNON esamina i risultati di una ricerca sull'efflusso libero e rigurgitato sopra una traversa con paramento di monte verticale e paramento di valle riprodotte la superficie libera inferiore della lama effluente da uno stramazzone in parete sottile con velocità di arrivo trascurabile e fornisce diagrammi adimensionali atti a definire le relazioni intercorrenti tra carichi, sommergenze e portate per traverse di altezze diverse.

A) - Premesse.

L'efflusso sopra le traverse tracimabili con paramento di valle assimilabile alla superficie libera inferiore della lama effluente da uno stramazzone in parete sottile è stato oggetto, come è noto, di numerosi studi teorici e sperimentali. Ricordiamo fra i principali quelli di DE MARCHI [1] di ROUSE e REID [2] di SCIMEMI [3] di ESCANDE [4] dell'U. S. BUREAU OF RECLAMATION [5].

In base agli studi suddetti può ritenersi ormai individuato il comportamento idraulico di queste traverse in condizioni di efflusso libero.

Più scarse sono invece le nostre conoscenze nei riguardi dell'efflusso rigurgitato, cioè con quota del pelo libero a valle superiore alla soglia. Questo processo ha formato oggetto di ricerche da parte di COX [6], dell'U. S. BUREAU OF RECLAMATION [5] e di KOLOSEUS [7], ma tali studi non valgono ancora a fornire una rappresentazione completa del fenomeno, anche perché i risultati esposti non sono facilmente confrontabili a causa dei diversi criteri seguiti dai singoli autori nella stima della sommergenza.

Così mentre il Cox misura la sommergenza in corrispondenza del punto più depresso della corrente a valle, il Bureau of Reclamation la rileva ad una distanza a valle del ciglio pari a quattro

volte il carico fondamentale, ed il Koloseus ad una distanza pari a circa 10 volte il massimo carico fondamentale dei modelli sperimentati. Avendo avuto recentemente occasione di condurre presso il laboratorio di Idraulica del Politecnico di Torino alcune esperienze sul processo di efflusso libero e rigurgitato su di una traversa tracima-

bile, ne esponiamo in questa nota i primi risultati, con particolare riguardo alle prove in condizione di efflusso rigurgitato.

La traversa in parola, con paramento di monte verticale, presentava un paramento di valle riprodotto la superficie libera inferiore della lama liquida di uno stramazzone Bazin, quale risulta definita nello studio dello SCI-

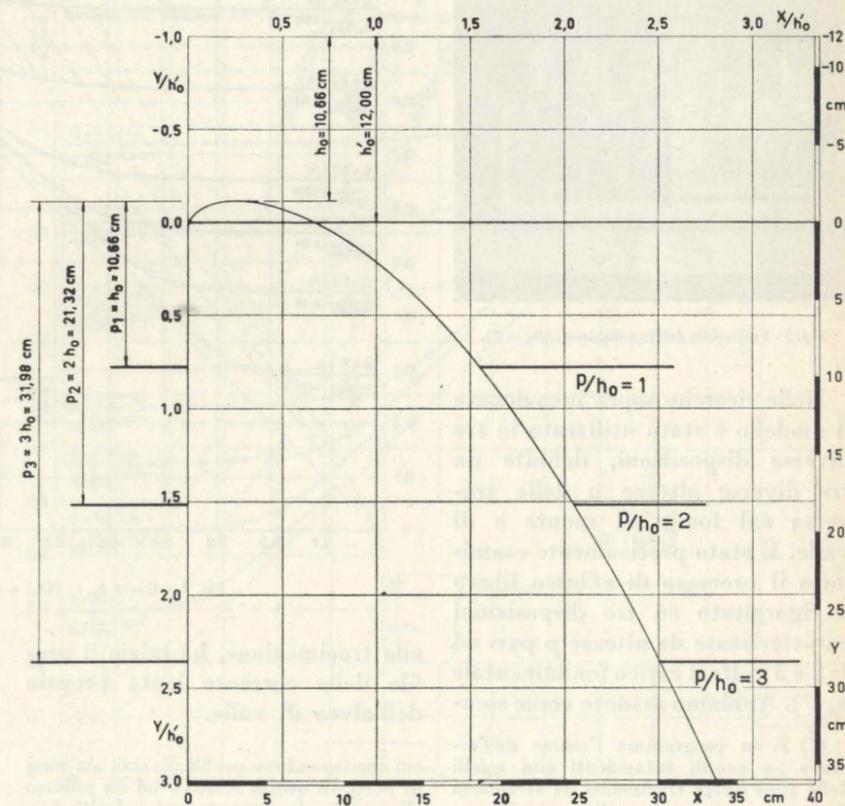


Fig. 1 - Profilo della diga e disposizioni sperimentate.

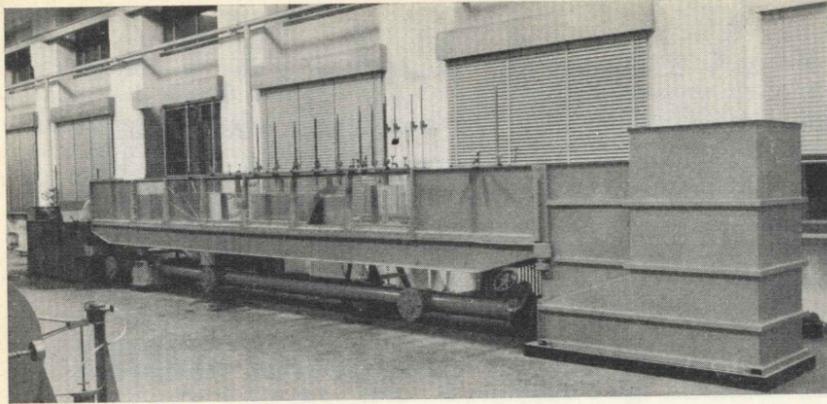


Fig. 2 - Veduta d'insieme dell'installazione sperimentale.

MEMI Sulla forma delle vene trascinanti [8].

Più precisamente il profilo esaminato (rappresentato in fig. 1) corrisponde, a norma delle suddette esperienze, al profilo della vena effluente dal Bazin col carico di 12 cm e con velocità di arrivo trascurabile.

Il carico fondamentale h_0 della traversa in esame è quindi da ritenere pari a 10,66 cm.

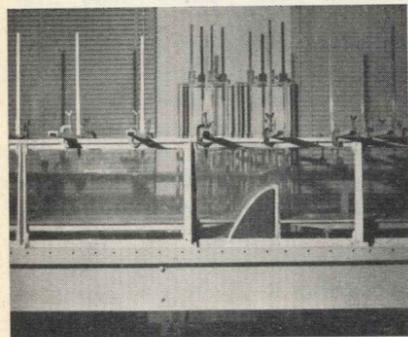


Fig. 3 - Particolare dell'installazione ($p/h_0 = 2$).

Nelle ricerche sopra menzionate il modello è stato utilizzato in tre diverse disposizioni, definite da tre diverse altezze p della traversa sul fondo di monte e di valle. È stato precisamente esaminato il processo di efflusso libero e rigurgitato su tre disposizioni caratterizzate da altezze p pari ad 1, 2 e 3 volte il carico fondamentale h_0 (*). Abbiamo assunto come som-

(*) È in programma l'esame dell'efflusso su profili coincidenti con quelli delle vene libere trascinanti da stramazzi Bazin con carico sulla soglia pari a 12 cm, per soglie alte rispettivamente 2 h_0 ed h_0 ,

mergenza il massimo innalzamento del profilo libero di valle al di sopra del ciglio della traversa, riscontrabile là dove, esauritosi il processo dissipativo conseguente

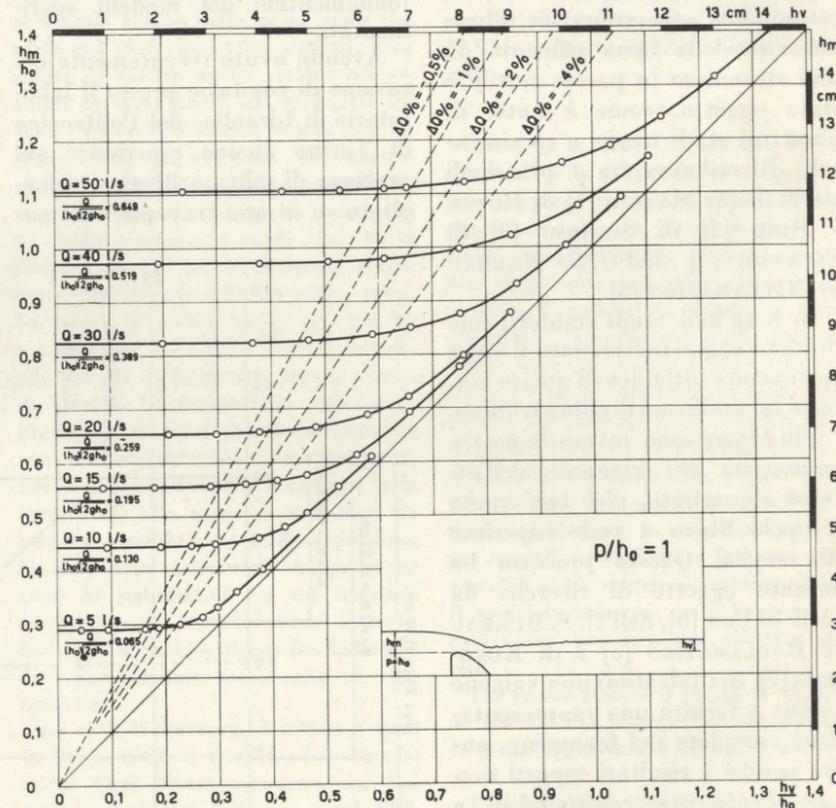


Fig. 4 - Curve $h_m = f(h_v)$ a $Q = \text{cost.}$, per $p/h_0 = 1$.

alla tracimazione, ha inizio il profilo della corrente lenta propria dell'alveo di valle.

cui corrispondono profili diversi, sia pure di poco, di quello relativo ad un efflusso alimentato da corrente con velocità trascurabile.

B) - Installazione e modalità sperimentali.

In figg. 2 e 3 riportiamo una veduta fotografica d'insieme ed un particolare dell'installazione sperimentale utilizzata nelle prove.

Il modello della traversa, in fusione di alluminio accuratamente lavorata, era disposto entro un canale a pareti di vetro largo 0,50 m. A monte ed a valle della traversa due fondi mobili, realizzati in lamiera di acciaio zincata e muniti di appoggi ad altezza regolabile, consentivano di ottenere le tre altezze p sopra definite. Per il rilievo dei profili liquidi e delle pressioni si è fatto uso di numerose aste e prese di pressione disposte in asse del canale e comprese tra una sezione a 1 m (circa

10 volte il carico fondamentale) a monte della traversa, e una sezione posta a 3 m (circa 30 volte il carico fondamentale) a valle. Anche la traversa era munita in asse di varie prese di pressione di cui peraltro è stata sistematicamente

utilizzata soltanto quella in corrispondenza del ciglio.

Il canale era alimentato da una vasca a livello costante tramite una condotta ed un interposto cassone di calma.

La misura delle portate, con precisione non inferiore al 0,5%, veniva effettuata a mezzo di un venturimetro installato sulla condotta di adduzione e di uno stramazzo Thomson disposto a valle dell'installazione.

La regolazione dei livelli a valle della traversa era ottenuta mediante una paratoia trascinabile disposta al termine del canale.

Per ogni disposizione sperimentale, dopo una serie di prove preliminari ad efflusso libero, si è proceduto all'esame dell'efflusso libero e rigurgitato delle seguenti portate:

5, 10, 15, 20, 30, 40 e 50 l/s.

Per ciascuna di queste si è provveduto a realizzare successivi valori, via via crescenti, della sommergenza (h_v) ed a determinare, in condizioni di regime, i corrispondenti carichi (h_m) a monte.

C) - Risultati sperimentali.

I risultati delle prove ad efflusso libero e rigurgitato sono raccolti, per le tre disposizioni sperimentate, nelle tavole di figg. 4, 5 e 6. In dette tavole figurano in ordinate i carichi h_m e in ascisse i valori delle sommergenze h_v relative alle varie prove a portata costante. Ogni disposizione sperimentata è così definita da una famiglia di curve $h_m = f(h_v)$ a portata costante. I diagrammi predetti possono acquistare un significato più generale e risultare di più agevole applicazione quando si rendano adimensionali, assumendo in luogo di h_m e di h_v i rapporti h_m/h_0 ed h_v/h_0 , ed attribuendo alle varie curve $h_m = f(h_v)$, in luogo dei parametri Q , i corrispondenti parametri $\frac{Q}{l h_0 \sqrt{2gh_0}}$, con h_0 carico fondamentale della traversa.

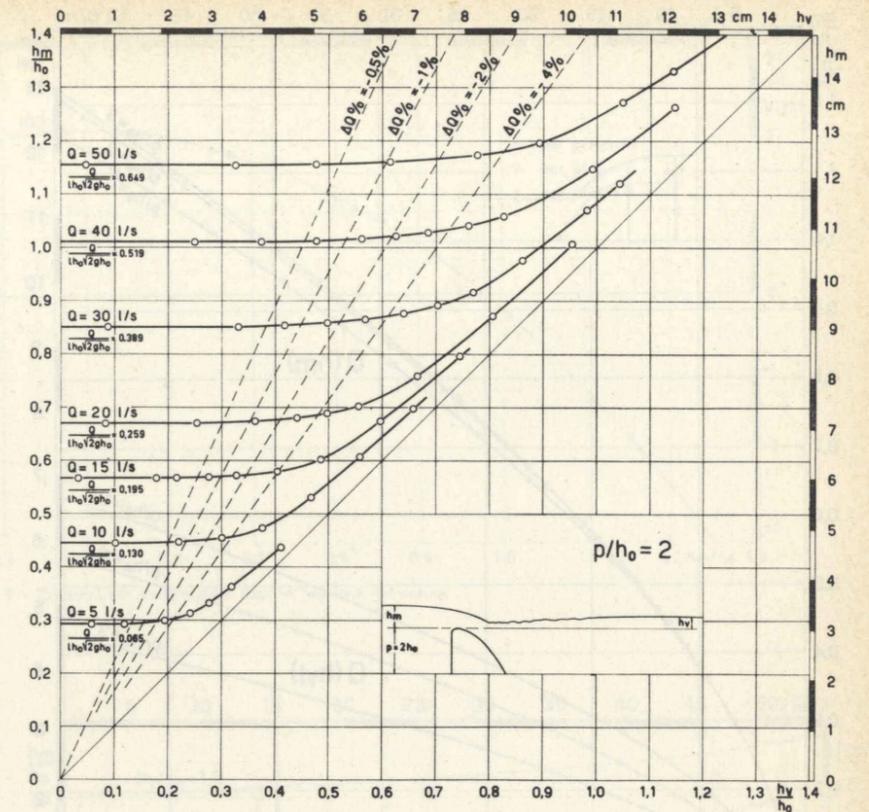


Fig. 5 - Curve $h_m = f(h_v)$ a $Q = \text{cost.}$, per $p/h_0 = 2$.

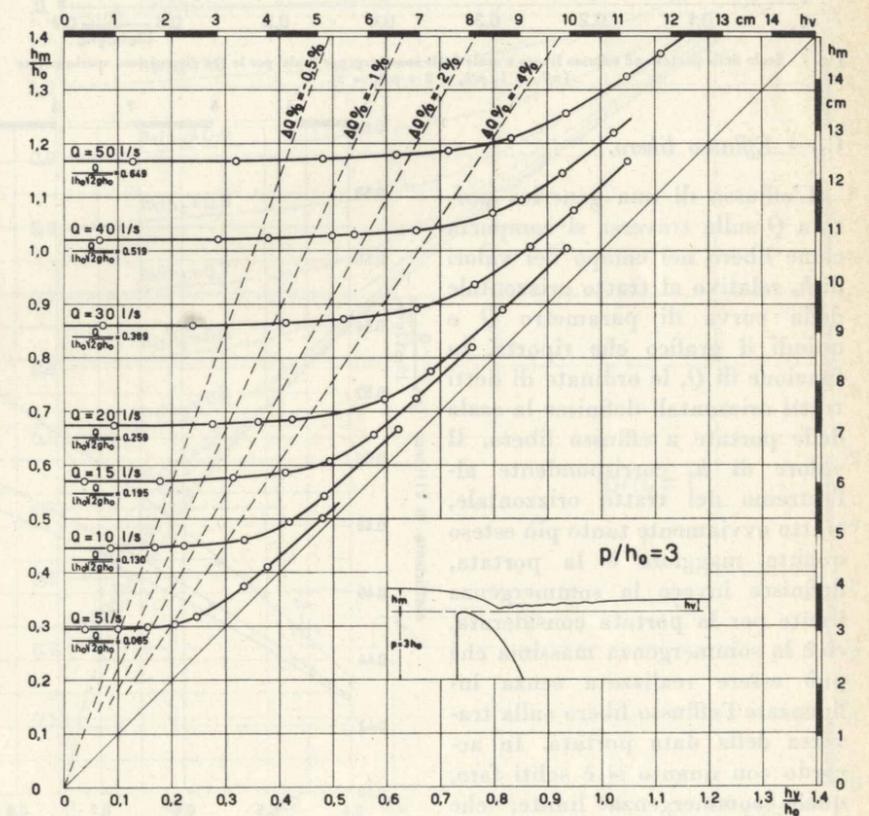


Fig. 6 - Curve $h_m = f(h_v)$ a $Q = \text{cost.}$, per $p/h_0 = 3$.

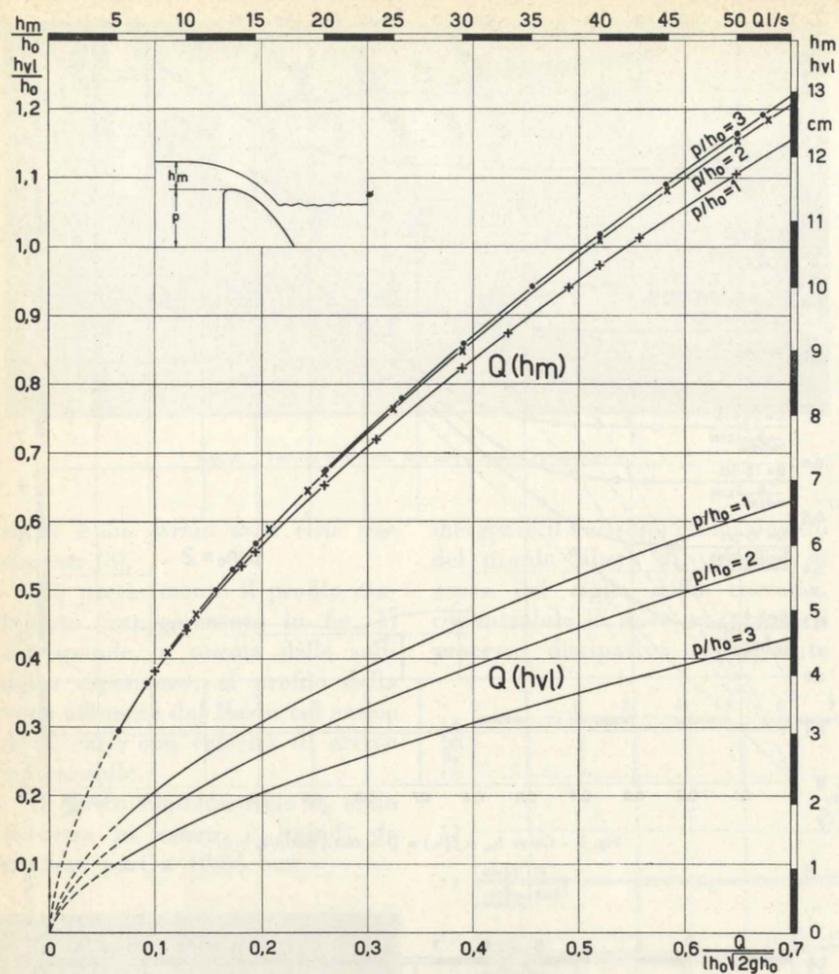


Fig. 7 - Scale delle portate ad efflusso libero e scale delle sommergenze limiti per le tre disposizioni sperimentate ($p/h_0 = 1$, $p/h_0 = 2$ e $p/h_0 = 3$).

C₁) - Efflusso libero.

L'efflusso di una generica portata Q sulla traversa si comporta come libero nel campo dei valori di h_v relativo al tratto orizzontale della curva di parametro Q e quindi il grafico che riporta, in funzione di Q , le ordinate di detti tratti orizzontali definisce la scala delle portate a efflusso libero. Il valore di h_v corrispondente all'estremo del tratto orizzontale, tratto ovviamente tanto più esteso quanto maggiore è la portata, definisce invece la sommersione limite per la portata considerata, cioè la sommersione massima che può essere realizzata senza influenzare l'efflusso libero sulla traversa della data portata. In accordo con quanto si è soliti fare, quale sommersione limite, che indicheremo con h_{vl} , abbiamo as-

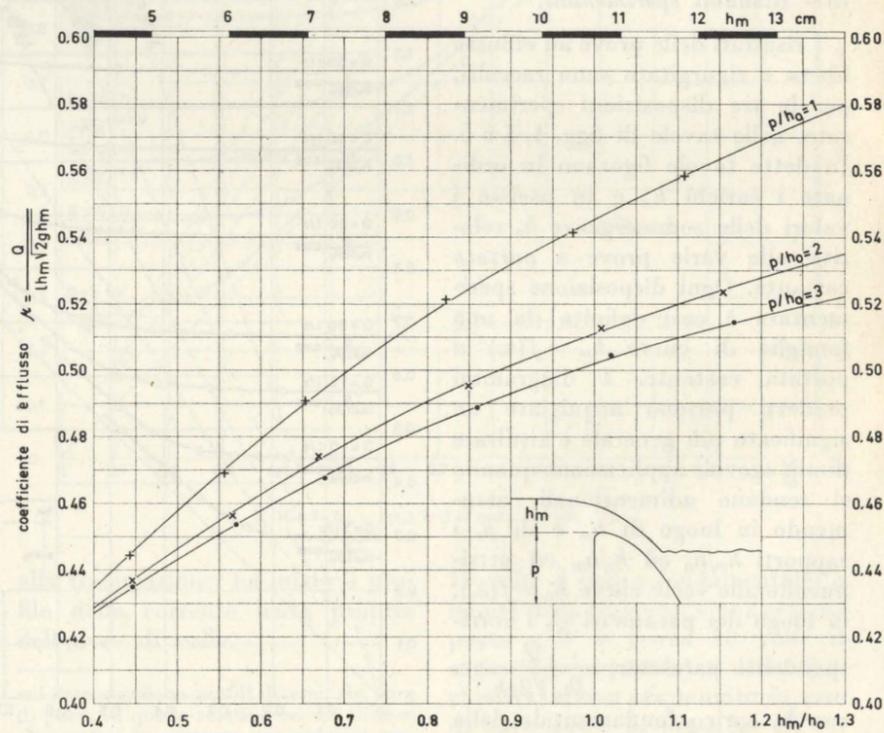


Fig. 8 - Coefficienti di efflusso libero in funzione del carico.

sunto quella che determina una riduzione di portata pari al 0,5% di quella che, a pari carico, traccerebbe dalla traversa in condizioni di efflusso libero.

Individuati, su ciascuna delle curve $h_m = f(h_v)$ di parametro Q , i punti aventi per ascissa i suddetti h_{vl} , abbiamo riconosciuto che detti punti risultano praticamente allineati su di una retta passante per l'origine degli assi per tutte le tre disposizioni sperimentali, cioè $p = h_0, 2h_0$ e $3h_0$. In altre parole, al limite di sommersione, il rapporto h_{vl}/h_m assume un valore costante per ciascuna delle tre disposizioni sperimentali, valore che risulta tanto più grande quanto più piccolo è il rapporto p/h_0 , cioè quanto più grande è la velocità di arrivo a pari carico.

Risulta precisamente:

$$\begin{aligned} h_{vl}/h_m &= 0,545 \text{ per } p/h_0 = 1 \\ h_{vl}/h_m &= 0,45 \text{ » } p/h_0 = 2 \\ h_{vl}/h_m &= 0,35 \text{ » } p/h_0 = 3 \end{aligned}$$

I rapporti precedenti che indichiamo col simbolo K , valgono a definire, per ciascuno dei suddetti

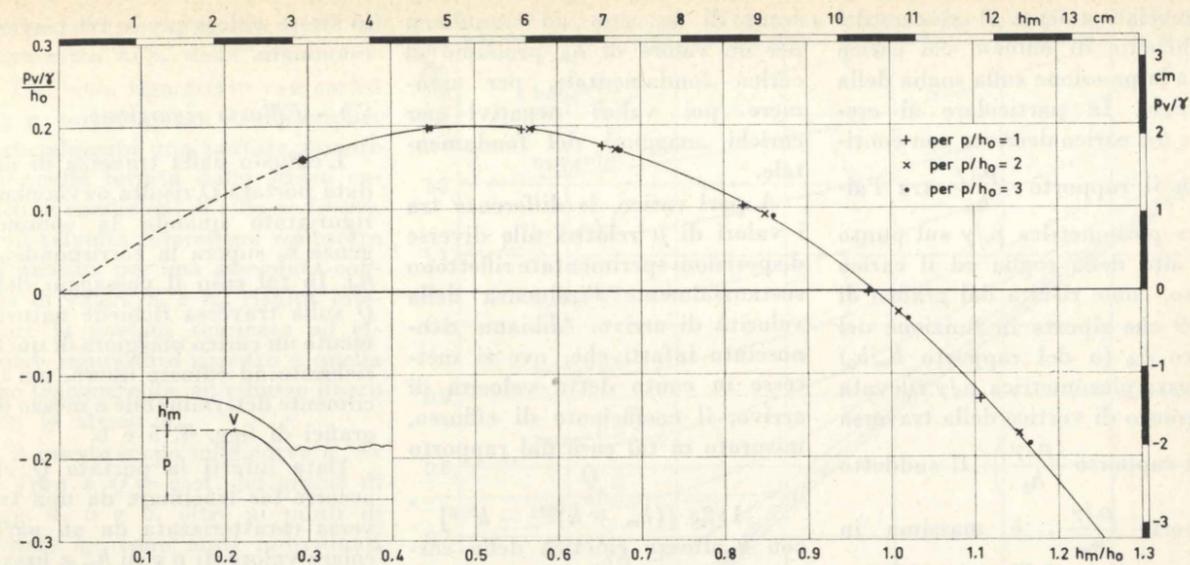


Fig. 9 - Pressioni sul vertice della diga in funzione del carico.

valori di p/h_0 , la scala delle sommersione limiti, cioè il grafico che fornisce, in funzione di Q , i valori h_{vl} . Per ogni singola disposizione il grafico in parola si ottiene ovviamente dalla scala delle portate facendo corrispondere alla generica portata Q , che richiede il carico h_m , la sommersione $h_{vl} = K h_m$.

Nel grafico di fig. 7 sono riportate appunto, per le tre traverse esaminate, sia le scale ad efflusso libero sia le scale delle sommersione limiti h_{vl} , che insieme definiscono completamente il funzionamento idraulico della traversa non rigurgitata. Le suddette scale ad efflusso libero possono notoriamente essere espresse da relazioni del tipo $Q = \mu l h_m \sqrt{2gh_m}$. I valori del coefficiente di efflusso μ sono riportati in funzione del carico adimensionale h_m/h_0 nel grafico di fig. 8.

Si riconosce come per le varie disposizioni sperimentate i valori di μ crescano col carico; così ad esempio passando dal carico $\frac{h_m}{h_0} = 0,4$ al carico $\frac{h_m}{h_0} = 1,2$ detto coefficiente varia:

- da 0,435 a 0,569 per la traversa alta $p = h_0$;
- da 0,429 a 0,528 per la traversa alta $p = 2h_0$;
- da 0,427 a 0,516 per la traversa alta $p = 3h_0$.

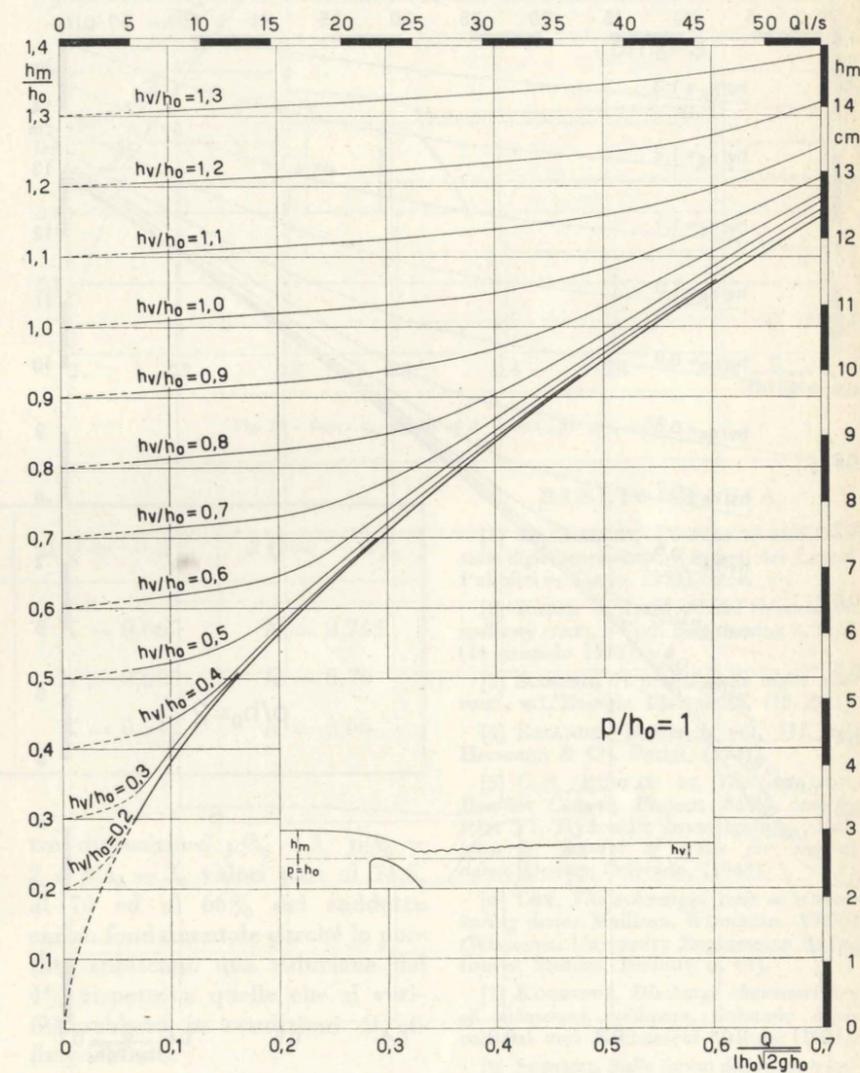


Fig. 10 - Curve $h_m = f(Q)$ ad $h_v = \text{cost.}$, per $p/h_0 = 1$.

Correlativamente al crescere del coefficiente di efflusso col carico varia la pressione sulla soglia della traversa. In particolare al crescere del carico decresce con continuità il rapporto $\frac{p_v/\gamma}{h_m}$ tra l'altezza piezometrica p_v/γ sul punto più alto della soglia ed il carico stesso, come risulta dal grafico di fig. 9 che riporta in funzione del carico h_m (o del rapporto h_m/h_0) l'altezza piezometrica p_v/γ rilevata nel punto di vertice della traversa (o il rapporto $\frac{p_v/\gamma}{h_0}$). Il suddetto rapporto $\frac{p_v/\gamma}{h_m}$, è massimo in corrispondenza dell'origine del diagramma e decresce quindi al cre-

scere di h_m sino ad annullarsi per un valore di h_m prossimo al carico fondamentale, per assumere poi valori negativi per carichi maggiori del fondamentale.

A pari carico, le differenze tra i valori di μ relativi alle diverse disposizioni sperimentate riflettono sostanzialmente l'influenza della velocità di arrivo. Abbiamo riconosciuto infatti che, ove si mettesse in conto detta velocità di arrivo, il coefficiente di efflusso, misurato in tal caso dal rapporto $\mu' = \frac{Q}{1\sqrt{2g} [(h_m + k)^{3/2} - k^{3/2}]}$, con k altezza cinetica della corrente nella sezione di misura del carico, assumerebbe praticamente

lo stesso valore per le tre traverse esaminate.

C₂) - Efflusso rigurgitato.

L'efflusso dalla traversa di una data portata Q risulta ovviamente rigurgitato quando la sommergezza h_v supera la corrispondente h_{v1} . In tal caso il passaggio della Q sulla traversa richiede naturalmente un carico maggiore di quello richiesto ad efflusso libero, ma facilmente determinabile a mezzo dei grafici di figg. 4, 5 e 6.

Data infatti la portata Q che occorre far trascinare da una traversa caratterizzata da un particolare valore di p e di h_0 , e fissata l'altezza h_v della corrente lenta a valle di essa, noti quindi i valori dei rapporti h_v/h_0 , p/h_0 e $\frac{Q}{1/h_0\sqrt{2gh_0}}$,

è possibile a mezzo dei grafici di figg. 4, 5 e 6 dedurre, mediante eventuali semplici interpolazioni, il corrispondente valore di h_m/h_0 e quindi il carico h_m necessario all'efflusso della suddetta portata Q .

Allo stesso risultato, e forse più agevolmente, si può giungere facendo capo ai grafici che forniscono in funzione di Q (o di $\frac{Q}{1/h_0\sqrt{2gh_0}}$) i valori del carico h_m ($\frac{h_m}{h_0}$) relativi ad una stessa sommergezza h_v (o h_v/h_0).

Detti grafici si ricavano ovviamente da quelli di figg. 4, 5 e 6, mettendo in corrispondenza i valori di Q e di h_m relativi ad uno stesso valore di h_v . Si tratta (v. figg. 10, 11 e 12), per ogni disposizione sperimentale, di una famiglia di curve aventi per parametro h_v/h_0 .

Ogni curva di parametro h_v/h_0 taglia, come è ovvio, l'asse delle ordinate in corrispondenza al valore $\frac{h_m}{h_0} = \frac{h_v}{h_0}$ e presenta un andamento crescente con Q sino a portarsi praticamente sulla scala ad efflusso libero per un valore di Q cui compete un rapporto al

limite di sommergezza pari al parametro h_v/h_0 della curva.

L'efflusso rigurgitato con carico h_m e sommergezza h_v determina naturalmente una portata minore di quella fornita dallo stesso carico in condizioni di efflusso libero. Può talvolta interessare conoscere di quanto, per una assegnata coppia di valori h_m e h_v , risulta inferiore la portata scaricata ad efflusso rigurgitato rispetto a quella che trascinerebbe ad efflusso libero con lo stesso h_m .

A questo scopo sulle curve $h_m = f(h_v)$ a $Q = \text{cost.}$ dei grafici di figg. 4, 5 e 6, oltre ai punti di ascissa h_{v1} , sono stati individuati anche i punti caratterizzati da sommergezze h_v tali da determinare riduzioni di portata pari all'1%, al 2% ed al 4% della portata che, a pari carico, si verificerebbe in condizioni di efflusso libero.

Anche questi punti risultano praticamente allineati su altrettante rette passanti per l'origine degli assi e quindi definite da equazioni del tipo $h_v/h_m = \text{cost} = K$.

Per le tre disposizioni sperimentate ($p/h_0 = 1$, $p/h_0 = 2$ e $p/h_0 = 3$) i valori delle suddette costanti $K = h_v/h_m$, corrispondenti ai decrementi percentuali di portata dell'1, 2 e 4%, sono raccolti nel seguente prospetto.

p/h_0	$\Delta Q = -1\%$	$\Delta Q = -2\%$	$\Delta Q = -4\%$
$p/h_0 = 1$	$K = 0,60$	$K = 0,665$	$K = 0,745$
$p/h_0 = 2$	$K = 0,525$	$K = 0,605$	$K = 0,70$
$p/h_0 = 3$	$K = 0,45$	$K = 0,545$	$K = 0,66$

Da questi valori di K si riconosce come le portate subiscano riduzioni modeste anche per valori relativamente grandi delle sommergezze.

Così ad esempio, per un carico pari al fondamentale ($h_m = h_0$), le sommergezze dovranno raggiungere, rispettivamente per le

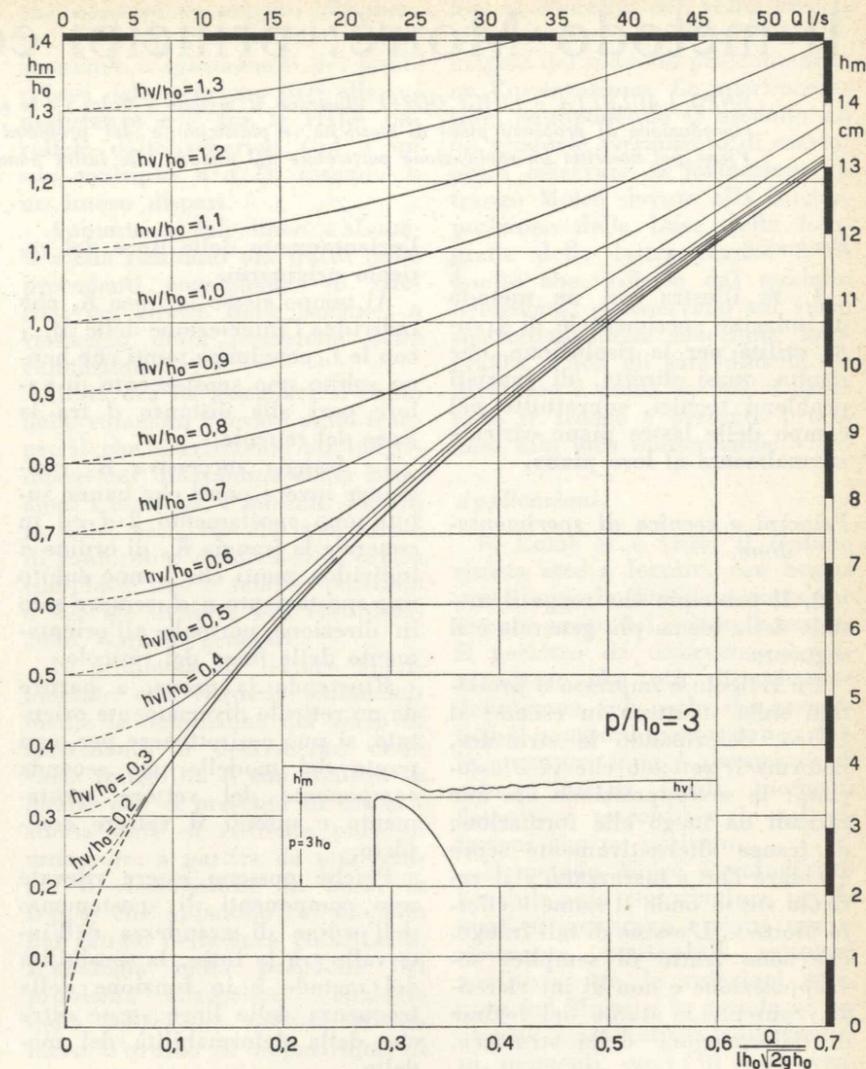


Fig. 12 - Curve $h_m = f(Q)$ ad $h = \text{cost.}$, per $p/h_0 = 3$.

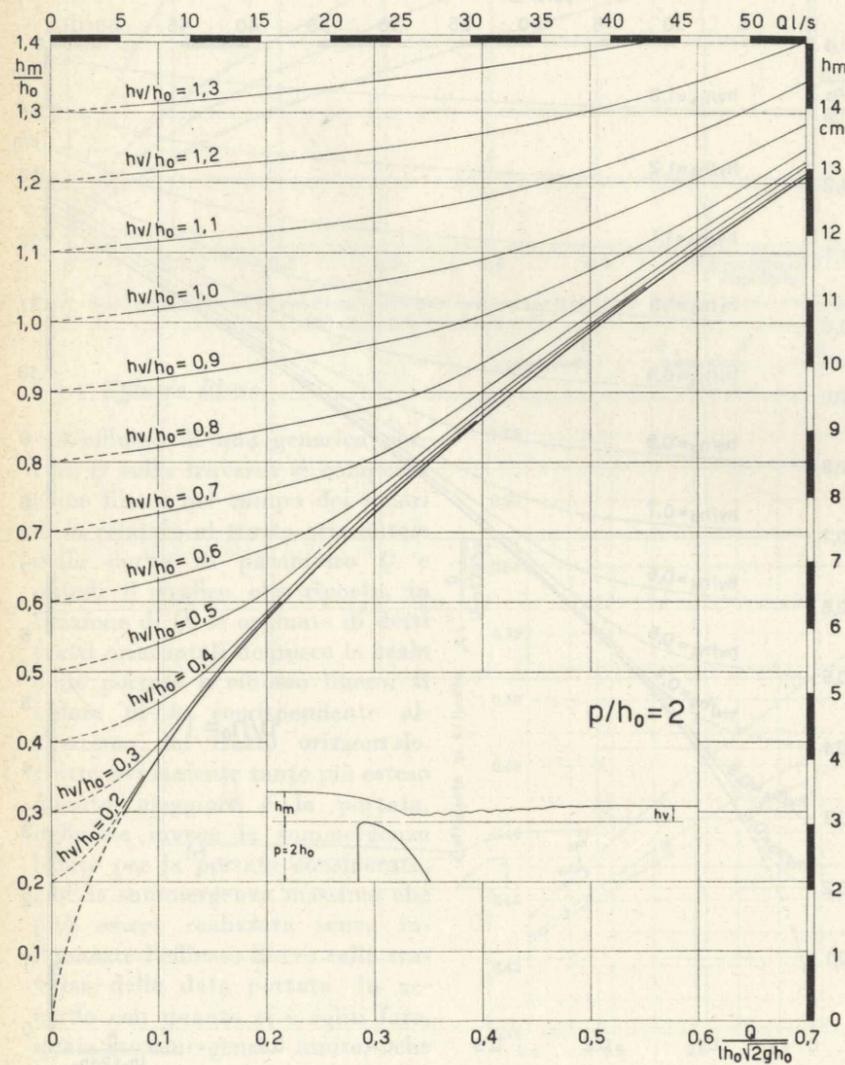


Fig. 11 - Curve $h_m = f(Q)$ ad $h = \text{cost.}$, per $p/h_0 = 2$.

BIBLIOGRAFIA

- [1] DE MARCHI, *Ricerche sperimentali sulle dighe tracimanti*, « Annali dei Lavori Pubblici », (anno 1928), fasc. 7°.
- [2] ROUSE e REID, *Model research on spillway crests*, « Civil Engineering », 5:10 (14 gennaio 1935).
- [3] SCIMEMI, *Il profilo delle dighe sfioranti*, « L'Energia Elettrica », (12-1937).
- [4] ESCANDE, *Barrages*, vol. III, ed. Hermann & Cie, Parigi, (1937).
- [5] U. S. BUREAU OF RECLAMATION, *Boulder Canyon Project: Final reports, Part VI, Hydraulic Investigations; Bulletin 3: Studies of crests for overfall dams*, Denver Colorado, (1948).
- [6] COX, *The submerged weir as a measuring device*, Madison, Wisconsin, (1928); (Wisconsin University Engineering Experiment Station, Bulletin n. 67).
- [7] KOLOSEUS, *Discharge characteristics of submerged spillways*, Colorado Agricultural and Mechanical College, (1951).
- [8] SCIMEMI, *Sulla forma delle vene tracimanti*, « L'Energia Elettrica », (aprile 1930).

Giovanni Tournon

Il metodo Moiré: principi ed applicazioni

ENZO LAULETTA e LUIGI GOFFI illustrano il metodo « Moiré » e le sue principali applicazioni per la riproduzione di problemi piani di elasticità (e plasticità) e dei problemi flessionali delle lastre piane. Viene poi descritta un'applicazione particolare del metodo alle lastre piane nervate (impalcati da ponte).

Premesse.

1. Si illustra qui un metodo di indagine sperimentale di grande utilità per la risoluzione, che risulta quasi diretta, di svariati problemi tecnici, soprattutto nel campo delle lastre piane caricate normalmente al loro piano.

Principi e tecnica di sperimentazione.

2. Il principio che regge il metodo della forma più generale è il seguente.

Un reticolo è impresso o proiettato sulla struttura in esame: il carico, deformando la struttura, deforma il reticolo che vi è associato: la sovrapposizione dei due reticoli dà luogo alla formazione di frange alternativamente scure e chiare che « marezzano » il reticolo stesso onde il nome « effetto Moiré ». L'esame di tali frange, che sono frutto di semplice sovrapposizione e non di interferenza, consente lo studio del regime di deformazione della struttura.

3. Nella sua forma diretta il metodo si applica allo studio di problemi di sollecitazioni piane. Un fascio di linee parallele tracciate su di un modello piano sia rilevato a modello scarico ed a modello carico.

La sovrapposizione delle due immagini dà luogo in genere a frange che uniscono punti dei due reticoli che hanno subito eguale spostamento nella direzione normale all'orientamento iniziale del reticolo stesso (linee isotetiche).

Infatti siano M_i le linee del reticolo non deformato e le L_i le linee corrispondenti in cui le precedenti si sono trasferite in seguito alla deformazione del modello (fig. 1).

I punti di intersezione delle M_i con le L_i individuano evidentemente una linea K_0 luogo di punti che non hanno subito spostamenti in direzione perpendicolare al-

l'orientamento delle linee del reticolo originario.

Al tempo stesso la linea K_1 che individua l'intersezione delle M_{i+1} con le L_i congiunge punti che hanno subito uno spostamento di valore pari alla distanza d tra le linee del reticolo.

La frangia successiva K_2 congiunge invece punti che hanno subito uno spostamento $2 \cdot d$ ed in generale la frangia K_n di ordine n individua punti che hanno subito uno spostamento $n \cdot d$, sempre solo in direzione normale all'orientamento delle linee del reticolo.

Ripetendo la prova, a partire da un reticolo diversamente orientato, si può così ottenere per ogni punto del modello una seconda componente del vettore spostamento e quindi il vettore completo.

Poichè possono essere rilevate solo componenti di spostamento dell'ordine di grandezza dell'intervallo tra le linee, la sensibilità del metodo è in funzione della frequenza delle linee stesse oltre che della deformabilità del modello.

Dalla conoscenza delle due componenti ortogonali u e v dello spostamento di ogni punto del piano si risale con operazioni di derivazione grafica sui relativi diagrammi, alla determinazione delle deformazioni unitarie ϵ_x ,

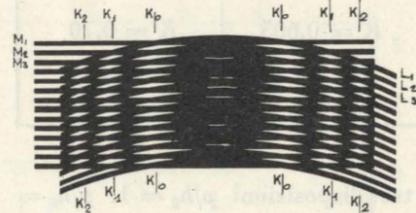


Fig. 1.

ϵ_y e γ_{xy} e delle conseguenti sollecitazioni σ_x e σ_y .

Il vantaggio dell'applicazione del metodo « Moiré » per la risoluzione di problemi di elasticità piana rispetto al più noto metodo

fot elastico è dato da una possibile più completa risoluzione del problema; lo svantaggio deriva dalla necessità di eseguire operazioni di derivazione per ottenere le deformazioni unitarie e gli sforzi che sono usualmente l'incognita più significativa. Tali elaborazioni comportano errori tanto maggiori quanto più piccoli sono gli spostamenti in esame.

L'applicazione del metodo torna peraltro di una certa utilità

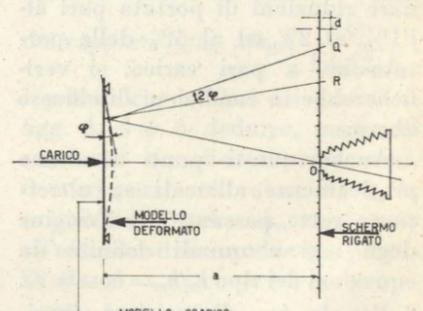


Fig. 2.

allorchè si devono studiare campi elasto-plastici (piani od anche spaziali) allorchè cioè, verificandosi grandi deformazioni, diminuisce l'importanza relativa degli errori di rilevamento; di applicazioni di tal genere sono stati dati di recente eleganti esempi.

4. Ma l'applicazione principale del metodo e quella di maggior interesse tecnico si ha nello studio di strutture piane caricate normalmente al loro piano (1).

5. Descriviamo l'attrezzatura e la tecnica di sperimentazione per lo studio di una lastra comunque caricata e vincolata.

(1) Tentativi recenti sono stati compiuti per estendere il metodo al caso di lastre curve: ingegnosi dispositivi sono stati messi a punto; non sembra tuttavia che per tali casi il metodo, fatalmente di assai complesso impiego, possa apportare sensibili vantaggi rispetto alla ordinaria sperimentazione su modelli a mezzo di estensimetri.

La lastra, una cui faccia è resa riflettente, viene collocata in un robusto telaio (fig. 2) e dinanzi ad essa, a distanza fissa, viene disposto uno schermo su cui sono tracciate sottili righe bianche e nere fittamente alternate. Al centro di questo schermo si affaccia l'obiettivo di una macchina fotografica capace di fotografare il reticolo dello schermo riflesso dalla lastra in prova.

I carichi sono applicati con facili accorgimenti sul retro della lastra così da non intralciare il rilievo dei reticoli.

Fotografando sulla medesima lastra fotografica il reticolo riflesso sia dalla lastra non caricata che da quella caricata, la sovrapposizione che ne risulta dà luogo in genere al già descritto sistema di frange.

L'interpretazione geometrica di tali frange è del tutto analoga a quella prospettata per il caso dell'esperienza di elasticità piana; le « frange » sono in questo caso le linee (linee isocline) che congiungono punti della lastra che hanno subito uguali rotazioni nel piano ortogonale alla direzione delle linee del reticolo ed al piano del modello, dando così luogo a spostamenti del punto riflesso dello schermo pari all'intervallo d di distanza tra le linee dello schermo stesso od ai suoi multipli $n \cdot d$.

6. La sensibilità del metodo è, in questa sua applicazione, assai grande, dacchè grazie all'amplificazione indotta dal braccio di leva ottica a , è possibile rilevare anche modesti angoli di rotazione cui corrispondono segmenti QR già apprezzabili.

Con l'attrezzatura esistente presso l'ISMES (Istituto Sperimentale Metalli e Strutture) di Bergamo possono essere correttamente valutate rotazioni dell'ordine di $15 \cdot 10^{-4}$ rad.

7. La fig. 3 riporta, a titolo di esempio le frange ottenute su una lastra triangolare di spessore costante, vincolata ad appoggio al suo contorno e caricata con carico uniforme.

Le « frange », che al punto 3 abbiamo contrassegnato con la lettera K , risultano separate da zone più sfumate, che, ovviamente, individuano luoghi della lastra le

cui rotazioni (in seguito alla messa in carico del modello) corrispondono a spostamenti dei punti riflessi dello schermo pari alla semidistanza $d/2$ fra le righe parallele dello schermo (od a un suo multiplo $n \cdot d/2$), essendo n un intero dispari.

Appunto a tali linee « sfumate » che risultano più sottili delle precedenti consigliamo di riferirsi nel rilievo delle isocline, a vantaggio della precisione delle valutazioni.

Resta ora da assegnare il segno delle rotazioni rilevate dalle frange, il che corrisponde ad individuare nel diagramma delle rotazioni i massimi, i minimi, i colli, le selle, ecc., ciò che per forme di contorno e condizioni di carico complesse non è sempre possibile o agevole definire con considerazioni statiche generali.

Il problema di tecnica sperimentale che richiede sostanzialmente la definizione del verso di incremento o decremento delle varie frange ha il suo analogo in quello che si presenta in fotoelasticità dove si richiede pure di numerare, a partire da una frangia 0 riconoscibile di base, le frange che appaiono sul modello nel campo della luce polarizzata. L'analogia nella posizione del problema suggerisce l'analogia della soluzione: rilevare il numero d'ordine di apparizione di

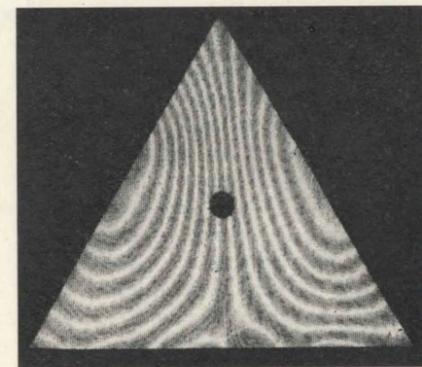


Fig. 3 - (Dall'articolo di F. K. Lichtemberg in Bibliografia).

ciascuna frangia al crescere graduale dei carichi.

In pratica: il modello venga inizialmente fotografato scarico e la relativa lastra fotografica venga collocata nella macchina fotogra-

fica a contatto del vetro smerigliato destinato a raccogliere l'immagine del modello per consentire l'osservazione. Lo sperimentatore, sottoponendo il modello ad un graduale incremento di carico, potrà osservare la formazione di frange Moiré dovute alla sovrapposizione delle linee della fotografia della lastra scarica e di quelle che, riflesse dal modello deformato, si osservano sul vetro smerigliato della macchina fotografica e non gli sarà difficile individuare i punti da cui si generano le frange e pertanto procedere alla loro numerazione.

Applicazioni.

8. Come si è visto, il metodo risulta atto a fornire, con buona precisione, la funzione rotazione in ogni punto del campo in esame. È peraltro da osservarsi che le grandezze che più direttamente definiscono agli occhi dei progettisti il comportamento statico delle strutture sono i parametri di azione interna (tagli, momenti flettenti e torcenti) e le sollecitazioni che ne derivano.

Il metodo Moiré è quindi utilizzabile solo per strutture per le quali si conoscano e siano numericamente applicabili relazioni analitiche tra le rotazioni ottenute dal Moiré e le grandezze incognite significative (sollecitazioni, momenti, ecc.) (2); il suo vantaggio consiste nel fatto che le grandezze significative sono analiticamente più prossime alle rotazioni che agli spostamenti (che sarebbero ottenibili con maggior immediatezza su un modello qualsiasi) così che le necessarie elaborazioni dei risultati sperimentali risultano dirette e conseguentemente abbastanza precise.

9. L'applicazione più rigorosa, vantaggiosa ed elegante si ha nel caso delle lastre sottili di spessore uniforme di qualunque forma, comunque vincolate e caricate.

(2) Esso è quindi meno diretto ed insieme più completo della modellistica abituale: per ottenere i valori delle sollecitazioni a partire dai dati sperimentali devono effettuarsi ancora dei calcoli ma al termine essi si ottengono in tutti i punti del campo e non solo nel numero limitato di punti in cui erano stati disposti degli estensimetri.

Sono incognite abituali i momenti flettenti e torcenti, espressi, in funzione della componente w dello spostamento di un punto della lastra normalmente al suo piano (x, y) , dalle:

$$m_x = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)$$

$$m_y = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)$$

$$m_{xy} = -D(1 - \nu) \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

essendo:

$$D = Eh^3/12(1 - \nu^2)$$

con E modulo di Young, ν modulo di Poisson, h spessore della piastra.

I valori $\delta^2 w/\delta x^2$, $\delta^2 w/\delta y^2$, $\delta^2 w/\delta x \delta y$ si ottengono facilmente e con buona approssimazione a partire dai valori sperimentali.

Infatti da una sezione secondo un piano $y = y_0 = \text{cost}$ della superficie $\delta w/\delta x = f(x, y)$ si ricava il diagramma piano $\delta w/\delta x = f(x, y_0)$; la derivazione grafica del predetto diagramma ci fornirà la funzione $(\delta^2 w/\delta x^2)_{y_0}$, cioè il valore della curvatura secondo l'asse x in ogni punto. Analogamente se sezioniamo il diagramma tridimensionale $\delta w/\delta y = g(x, y)$ secondo un

mo a 90° rispetto alla direzione precedente. Si otterranno in questo modo i valori di $\delta^2 w/\delta y^2$ e si potranno riconfermare i valori di $\delta^2 w/\delta x \delta y$ già precedentemente trovati.

Il procedimento Moiré consente inoltre di ottenere la deformata della lastra oggetto di studio; a questo scopo si effettua l'integrazione ad esempio del diagramma $\delta w/\delta x$, stabilendo le costanti di integrazione in base alle condizioni di vincolo dei bordi della struttura.

Il metodo Moiré consente in sostanza la risoluzione di problemi relativi a lastre piane senza alcuna limitazione di forma e di vincolo nei contorni e in condizioni di carico delle più disparate; l'elaborazione dei dati sperimentali non è certo particolarmente difficoltosa e laboriosa e soprattutto, grazie alla sua semplicità, non introduce errori tali da falsare sensibilmente i risultati.

10. Dal paragrafo precedente appare chiaro come il metodo Moiré sia in grado di risolvere il problema della determinazione dello stato flessionale di lastre piane di spessore costante; e ciò nei

esaminare la possibilità di generalizzazione del metodo con la sua estensione allo studio delle lastre piane a spessore non uniforme.

Il metodo Moiré, si è detto, consente sostanzialmente di ricavare i valori delle curvature assunte dalla lastra in qualsiasi direzione e ciò, come è ovvio, indipendentemente dalle caratteristiche di rigidità flessionale della lastra stessa. Orbene, se nel caso di lastre piane qualsiasi e cioè a spessore variabile, con nervature ecc. si possono stabilire le rigidità flessionali che competono alla lastra nelle varie direzioni del piano, sarà possibile valutare, perlomeno in forma approssimata, l'entità delle azioni flettenti che si verificano sulla struttura nelle predette direzioni, associando ai valori di rigidità i corrispondenti valori di curvatura.

Un'applicazione del metodo Moiré è stata da noi sperimentata nel caso molto importante dello studio di impalcati da ponte, per i quali insoddisfacenti sono spesso i metodi proposti per il calcolo e laboriosa è la sperimentazione su modello con impiego della consueta strumentazione (estensimetri, flessimetri, ecc.)⁽³⁾.

La sperimentazione e l'elaborazione grafica procedono anche nel caso dell'impalcato con le modalità consuete, pervenendo a definire, nelle direzioni delle travi costituenti l'impalcato, i valori delle curvature cui occorre associare, per ricavarne i momenti, i valori delle rigidità flessionali.

Se pertanto potranno definirsi, ad esempio nell'ipotesi di un impalcato a travi ortogonali, momenti di inerzia J_x e J_y secondo gli assi x e y rispettivamente, si potrà scrivere in prima e soddisfacente approssimazione, per i momenti flettenti nelle due direzioni:

$$M_x = E \cdot J_x \cdot \frac{\delta^2 w}{\delta x^2}$$

$$M_y = E \cdot J_y \cdot \frac{\delta^2 w}{\delta y^2}$$

Queste espressioni riducono il fenomeno flessionale bidimensionale

⁽³⁾ Per ragioni evidenti legate al principio sperimentale del metodo, la struttura in studio dovrà sempre presentare una superficie piana lucida su cui possa aver luogo la riflessione delle linee dello schermo.

SEZ. LONGITUDINALE

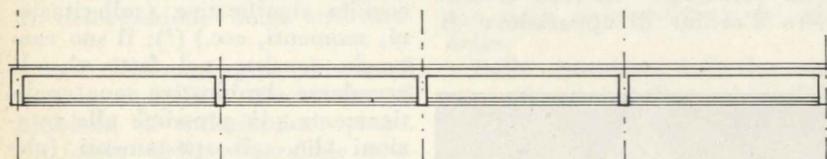
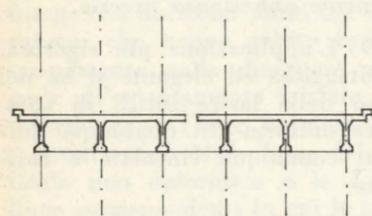


Fig. 4.

SEZ. TRASVERSALE



piano $x = x_0 = \text{cost}$, derivando la funzione corrispondente, otterremo in ciascun punto il valore della funzione $(\delta^2 w/\delta x \delta y)_{x_0}$.

Le operazioni descritte possono essere ripetute ruotando lo scher-

limiti di approssimazione stabiliti dalla teoria matematica delle lastre piane e dall'accuratezza della sperimentazione e dell'elaborazione dei risultati.

È a questo punto interessante

nale di una lastra e quello monodimensionale di una doppia serie di travi ortogonali mutuamente intersecantisi.

Quest'interpretazione non sembra scorretta specie se riferita ad impalcati ove sia modesta l'entità del mutuo contenimento trasversale, limitato alla soletta continua dell'impalcato.

11. L'applicazione del metodo Moiré, si è detto, è consentita per gli impalcati a travi e soletta piana quando possano definirsi, nelle direzioni prescelte, e nei singoli punti, le rigidità flessionali della lastra.

Ciò comporta pertanto, in accordo con quanto premesso alla base dell'interpretazione quantitativa dei valori della curvatura, che si possano definire in ogni punto le caratteristiche di rigidità di un insieme soletta superiore e nervatura, il cui comportamento flessionale sia tale da verificare la ipotesi di Navier, cioè di rigida rotazione di tutti i suoi punti.

Non è difficile riconoscere quando questa condizione venga adem-

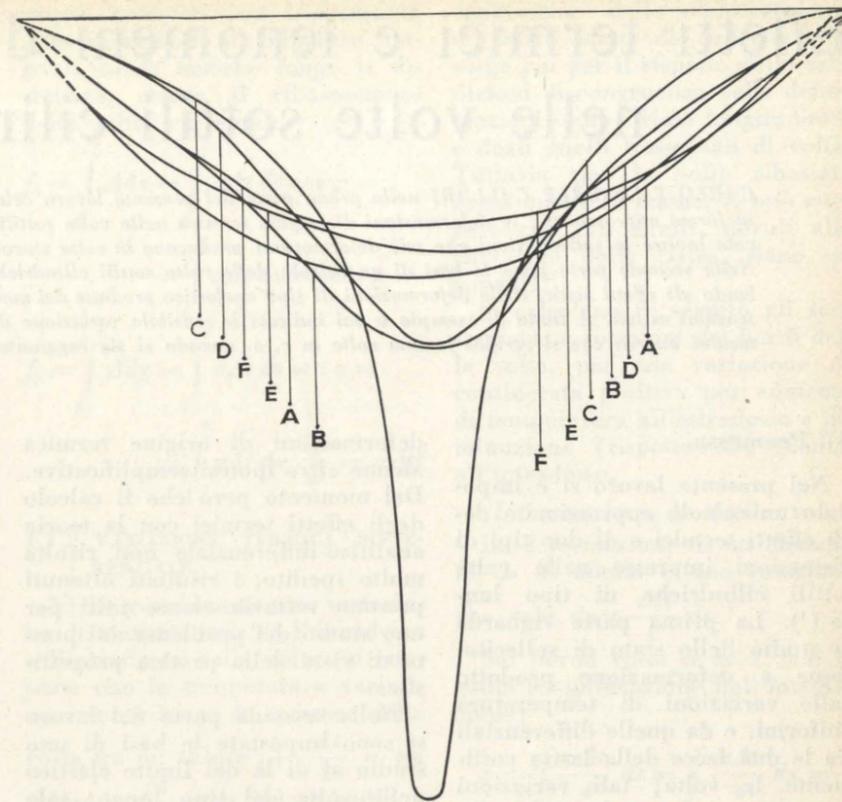


Fig. 6 - Momenti sulle singole travi.

piuta e quando pertanto l'interpretazione teorica, secondo lo schema indicato, sia applicabile nell'ambito di una lecita approssimazione; il criterio discriminante è basato sull'osservazione delle stesse frange Moiré la cui distribuzione regolare è di per sé garanzia di una deformazione d'insieme regolare e continua.

Così ad esempio, nel caso dello studio di un impalcato di ponte (vedi fig. 4) costituito da sei travi longitudinali e da trasversi molto intervallati è dato riconoscere una buona regolarità nel rilievo (figura 5) delle frange individuanti l'inflessione longitudinale delle travi conseguente ad una configurazione di carico concentrato; la derivazione grafica fornisce i regolari diagrammi delle curvature (e quindi dei momenti) riportati in fig. 6.

Il rilievo qui non riportato delle frange Moiré individuanti la curvatura in direzione trasversale all'asse del ponte indica inversioni di segno di momento e notevoli perturbazioni in corrispondenza agli assi dei trasversi. In effetti l'elemento più considerevole di

incertezza di interpretazione si riferisce all'assunzione della rigidità trasversale della struttura in corrispondenza dei trasversi, in funzione della larghezza della soletta superiore collaborante alla flessione con l'anima del trasverso.

Se è tuttavia difficile stabilire quale momento d'inerzia sia da attribuirsi ai valori locali delle curvature, cionondimeno l'elaborazione dei diagrammi Moiré, stabilendo anche in questo caso il valore delle curvature, fornisce un'indicazione qualitativa dell'andamento di questi momenti, definendone il segno e la proporzione tra i valori nei singoli punti.

Enzo Lauletta - Luigi Goffi

BIBLIOGRAFIA

F. K. LICHTENBERG, *The Moiré method - a new experimental method for the determination of moments in small slab models*, vol. XII, n. 2 della « Society for Experimental Stress Analysis ».

A. J. DURELLI ed altri, *Interpretation of Moiré patterns*, Journal of the Engineering Mechanics Division, aprile 1963.

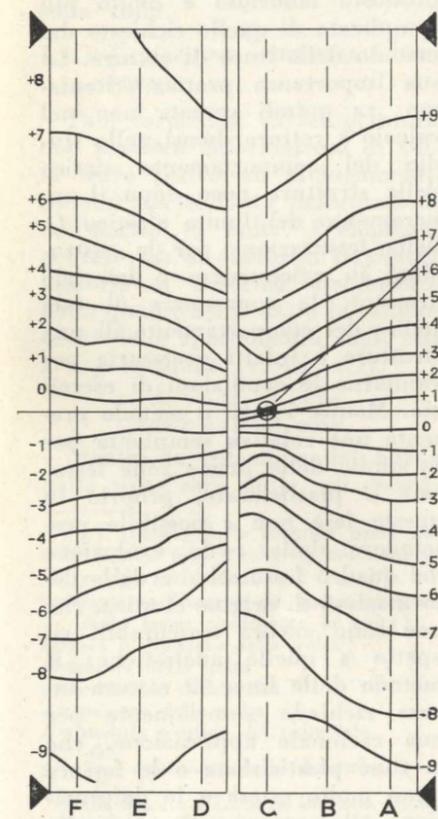


Fig. 5 - Carico concentrato nella posizione - X -.

Effetti termici e fenomeni di adattamento nelle volte sottili cilindriche

CARLO EMANUELE CALLARI nella prima parte del presente lavoro calcola le formule che esprimono, in forma approssimata, le deformazioni di origine termica nelle volte sottili cilindriche di tipo lungo; calcola inoltre le sollecitazioni che tali deformazioni producono in volte vincolate lungo le generatrici di riva. Nella seconda parte pone le basi di un calcolo delle volte sottili cilindriche oltre i limiti elastici, calcolando gli effetti statici delle deformazioni di tipo anelastico prodotte dai momenti flettenti trasversali e dalle tensioni assiali. A titolo di esempio è poi indicata la sensibile variazione della distribuzione delle sollecitazioni interne che si verifica in una volta in c. a. quando si sia raggiunta la fessurazione del materiale.

0) Premessa.

Nel presente lavoro si è impostato un calcolo approssimato degli effetti termici e di due tipi di distorsioni impresse nelle volte sottili cilindriche di tipo lungo (1). La prima parte riguarda lo studio dello stato di sollecitazione e deformazione prodotto dalle variazioni di temperatura uniformi, e da quelle differenziali fra le due facce della lastra costituente la volta; tali variazioni di temperatura, producono, nelle strutture vincolate trasversalmente, uno stato di sollecitazione; mentre le sollecitazioni assiali non sono generalmente rilevanti rispetto a quelle prodotte dai carichi, i momenti flettenti trasversali, e soprattutto quelli prodotti dalla variazione termica differenziale, risultano sovente dello stesso ordine di grandezza di quelli dovuti ai carichi. Deriva da questa constatazione che la presa in conto delle sollecitazioni di origine termica ha una notevole importanza pratica, soprattutto nelle strutture in cui non siano ammissibili fessure. L'approssimazione dei risultati da noi ottenuti risente evidentemente delle ipotesi semplificative adottate: oltre a quelle esaminate nella trattazione generale del metodo di calcolo si sono introdotte nel calcolo delle

(1) Il metodo di calcolo usato è quello di «trave» nella sua particolare forma che considera la volta propriamente detta isolata dagli elementi irrigidenti a cui essa è collegata lungo le generatrici di riva (cfr. [1], [2], [3], [4]); per il calcolo di un tipo di distorsione impressa si è fatto invece uso di un procedimento derivato dal precedente, che consiste nel suddividere la volta in due spicchi uguali (tale procedimento è stato introdotto per il calcolo approssimato delle volte intermedie corte; cfr. [5]).

deformazioni di origine termica alcune altre ipotesi semplificative. Dal momento però che il calcolo degli effetti termici con la teoria analitico-differenziale non risulta molto spedito, i risultati ottenuti possono tuttavia essere utili per uno studio del problema dal punto di vista della pratica progettistica.

Nella seconda parte del lavoro si sono impostate le basi di uno studio al di là del limite elastico delle volte del tipo lungo; tale procedimento estende alla volta un metodo da noi già proposto per le lastre piane [6] (2).

Le distorsioni prese in conto nelle volte cilindriche lunghe sono di due tipi: un primo tipo consiste in rotazioni rigide relative delle facce della lastra ottenute mediante sezioni con piani diametrali (tali rotazioni avranno per cerniera una generatrice della volta); un secondo tipo di distorsioni è costituito da deformazioni specifiche assiali impresse sulle strisce longitudinali di volta. La prima categoria di distorsioni permette di analizzare le rotazioni plastiche che si verificano quando la struttura supera il limite elastico per rispetto alla flessione

(2) Tale procedimento consiste nell'introdurre nelle zone della lastra che superano il limite elastico delle opportune distorsioni di Somigliana che permettono di tenere conto punto per punto delle rotazioni anelastiche che ivi si verificano (cfr. bibliografia [7]). L'effetto (elastico) di tali distorsioni sulla restante zona di lastra viene studiato col metodo ottenuto generalizzando il metodo di Marcus. Il sovrapporsi degli effetti elastici ed anelastici viene regolato dal rispetto della legge momento-rotazione di ciascuna delle sezioni plasticizzate, e dalla equazione caratteristica introdotta in [6] per tener conto della congruenza elasto-plastica sulle sezioni in esame.

trasversale; la seconda permette di tener conto dell'effetto statico delle deformazioni assiali anelastiche, che si verificano nelle zone di volta in cui superano il limite elastico le tensioni assiali caratteristiche del regime di trave. Il metodo da noi proposto per il calcolo delle lastre piane e delle volte del tipo lungo permette teoricamente il calcolo della struttura fino a rottura, tenendo conto dell'evoluzione graduale dei fenomeni di adattamento e di plasticizzazione; tuttavia, come già osservato a proposito delle lastre piane, tale calcolo si presenta piuttosto laborioso e molto più complicato di quello richiesto dal metodo delle linee di rottura. La sua importanza pratica, riteniamo, va quindi cercata non nel calcolo a rottura, bensì nello studio del comportamento statico della struttura poco dopo il superamento del limite elastico (o della fessurazione per le costruzioni in calcestruzzo o laterizio armato); la conoscenza di tale stadio del comportamento di una struttura è infatti necessaria per valutarne le condizioni di esercizio. Mentre infatti il metodo presenta una relativa semplicità per lo studio delle prime zone fessurate o plasticizzate, proprio in questa fase non è possibile prescindere dalla reale evoluzione del quadro fessurativo e dalle deformazioni di origine elastica, che non sono ancora trascurabili rispetto a quelle anelastiche; il metodo delle linee di rottura invece richiede notoriamente per una razionale applicazione, che le zone plasticizzate o le fessure siano molto estese e le deformazioni rilevanti rispetto a quelle elastiche.

PARTE PRIMA

1) Sollecitazioni di origine termica nelle volte cilindriche di tipo lungo.

1.1 Calcolo delle deformazioni prodotte da variazioni di temperatura sulla volta isolata a direttrice parabolica.

Come si è già accennato nella premessa, si sono studiati gli effetti termici sulle volte del tipo lungo: in tali strutture si può ammettere con buona approssimazione che la deformazione per variazione di temperatura dell'anello trasversale di volta si mantenga costante su tutta la lunghezza, in quanto l'influenza dei timpani si risente su una zona limitata di struttura. Si è studiata la solita volta, semplicemente appoggiata sui timpani di estremità, con direttrice parabolica ribassata, separata dalle travi di bordo (3); in virtù delle ipotesi ammesse, su di essa le variazioni termiche non producono sollecitazioni ma soltanto deformazioni; quando però la struttura sia vincolata trasversalmente, tali deformazioni risultano impedito, e le reazioni di bordo producono sollecitazioni sulla volta.

1.1.1 VARIAZIONE TERMICA UNIFORME.

Tale variazione di temperatura non produce deformazioni di volta trave (salvo un allungamento assiale) ma soltanto deformazioni dell'anello di volta. L'elemento generico ds di anello di larghezza unitaria si deforma assialmente della quantità $\alpha \Delta t ds$; e le componenti dello spostamento sugli assi x e y risultano (v. fig. 1.1):

$$\begin{aligned} \Delta dy &= \alpha \Delta t ds \sin \varphi \\ \Delta dx &= \alpha \Delta t ds \cos \varphi \end{aligned}$$

Mentre la rotazione del bordo della volta sarà nulla, gli sposta-

(3) I simboli delle formule usate qui e in seguito sono quelli da noi usati in [1] e [2]; essi sono:

I = momento d'inerzia per metro corrente della lastra costituente la volta
 l = luce d'appoggio della volta
 f = freccia della volta
 a = semicorda della volta
 e = spessore della volta
 E = modulo elastico del materiale
 $y = \frac{fx^2}{a^2}$ equazione della direttrice.

Nella fig. 1.1 e 1.2 sono indicate queste caratteristiche insieme ai versi positivi degli spostamenti di bordo.

menti, calcolati con la consueta approssimazione di integrare lungo la corda anziché lungo la direttrice, stante il ribassamento della volta, varranno:

$$\begin{aligned} f_x &= \int_0^s \Delta dx = \int_0^s \alpha \Delta t ds \cos \varphi = \\ &= \int_0^a \alpha \Delta t dx = \alpha \Delta t a \\ f_y &= \int_0^s \Delta dy = \int_0^s \alpha \Delta t ds \sin \varphi = \\ &= \int_0^a \alpha \Delta t dx \frac{2fx}{a^2} = \alpha \Delta t f \end{aligned}$$

1.1.2 VARIAZIONE TERMICA DIFFERENZIALE.

Viene considerata una variazione di temperatura fra l'estradosso e l'intradosso della volta: si suppone che la temperatura vari linearmente lungo lo spessore della volta fra un valore $+\frac{\Delta t}{2}$ e un valore $-\frac{\Delta t}{2}$, con valore nullo a metà spessore.

Sulla volta isolata e appoggiata sui timpani di estremità tale variazione termica produce una deformazione trasversale (dell'anello di volta) che si ammette rimanga costante su tutta la lunghezza e una deformazione longitudinale della volta considerata come trave. Tale deformazione viene considerata approssimativamente uguale a quella che si avrebbe nella lastra piana di larghezza e lunghezza uguali a quelle della volta e nelle stesse condizioni di vincolo; così facendo si trascura il fatto che, per la curvatura della lastra costituente la volta, la flessione delle strisce longitudinali per effetto termico non avviene in piani paralleli, creando in realtà uno stato di sollecitazione interno per ristabilire la

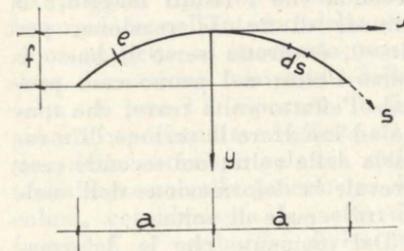


Fig. 1.1.

congruenza delle deformazioni; un altro stato di sollecitazione sorge poi per il rispetto delle condizioni di congruenza delle deformazioni delle strisce longitudinali e degli anelli trasversali di volta. Tuttavia per le volte ribassate come quelle in esame, si può ritenere che tali effetti, dovuti alla curvatura della lastra, siano secondari.

Si calcolano di seguito gli spostamenti e rotazioni dei bordi della volta, per una variazione Δt considerata positiva per aumento di temperatura all'estradosso e diminuzione (rispetto alla media) all'intradosso.

— Deformazioni di anello volta.

La deformazione di un elemento ds di anello è una rotazione che vale $d\varphi = \frac{\alpha \Delta t}{e} ds$.

Sul bordo volta si avrà, con la solita semplificazione nell'integrazione:

$$\begin{aligned} \varphi &= \int_0^s \frac{\alpha \Delta t}{e} ds = \int_0^a \frac{\alpha \Delta t}{e} dx = \\ &= + \alpha \Delta t \frac{a}{e} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_{ay} &= \int_0^s \frac{\alpha \Delta t}{e} ds (a-x) = \\ &= \int_0^a \frac{\alpha \Delta t}{e} (a-x) dx = + \frac{1}{2} \frac{\alpha \Delta t a^2}{e} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_{ax} &= - \int_0^s \frac{\alpha \Delta t}{e} ds (f-y) = \\ &= - \int_0^a \frac{\alpha \Delta t}{e} \left(f - f \frac{x^2}{a^2} \right) dx = \\ &= - \frac{2}{3} \frac{\alpha \Delta t f a}{e} \end{aligned}$$

— Deformazione di volta trave.

In conseguenza dell'ipotesi semplificativa introdotta più sopra, si avrà soltanto uno spostamento verticale dei bordi che vale:

$$f_{vy} = - \frac{\alpha \Delta t}{e} \cdot \frac{l^2}{8}$$

1.2 Applicazione del procedimento.

Vengono riportati in questo paragrafo i valori dei momenti flettenti trasversali prodotti da variazioni termiche su alcuni tipi di volta.

1.2.1 VOLTA CONTINUA TRASVERSALE; VARIAZIONE UNIFORME DELLA TEMPERATURA.

Si considera la volta intermedia, per la quale si può supporre che i bordi non possano né ruotare né spostarsi orizzontalmente; si avranno al bordo due incognite iperstatiche, e precisamente una spinta orizzontale H e una coppia di continuità C . (Per tali reazioni di bordo si è usata la convenzione di segno già da noi adottata, e cioè coppia positiva se tende le fibre di intradosso, reazione orizzontale positiva se diretta verso l'esterno).

Per un aumento di temperatura $\Delta t > 0$ si ottengono i valori delle incognite:

$$H = -\frac{45}{4} \frac{EI \alpha \Delta t}{f^2}$$

$$C = +\frac{15}{2} \frac{EI \alpha \Delta t}{f}$$

Si nota come tali risultati non dipendano dalla luce di appoggio, in accordo col fatto che la variazione uniforme di temperatura non produce deformazioni ai bordi per effetto di volta-trave. Il momento flettente trasversale, in funzione dell'ascissa adimensionale $k = \frac{x}{a}$, risulta:

$$M_k = +\frac{15}{4} \frac{EI \alpha \Delta t}{f} (3k^2 - 1)$$

Tali momenti risultano elevati rispetto a quelli dovuti ai carichi: per una volta in calcestruzzo armato di spessore 8 cm, corda pari a 8 m e freccia pari a 1,50 m per un aumento uniforme di 25° di temperatura, si ottiene, in chiave, un momento di -81 Kgm/m e all'imposta di +160 Kgm/m. Nelle medesime sezioni, per il sovraccarico di 100 Kg/m² si hanno momenti pari rispettivamente a -34 Kgm/m e -77 Kgm/m.

1.2.2 VOLTA CONTINUA TRASVERSALE; VARIAZIONE DIFFERENZIALE DI TEMPERATURA.

Si considera ancora la volta intermedia di una serie: gli spostamenti verticali dei bordi non saranno quindi impediti. Poiché la deformazione di trave produce soltanto spostamenti verticali dei bordi ne risulta anche in questo caso l'indipendenza delle incognite di bordo dalla luce di appoggio.

Le condizioni di congruenza e le incognite sono uguali a quelle del caso precedente. Per una variazione differenziale di temperatura

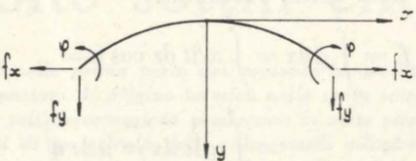


Fig. 1.2.

positiva (riscaldamento all'estradosso) si ottiene:

$$H = 0$$

$$C = +\frac{\alpha \Delta t}{e} EI$$

La struttura è quindi sollecitata da un momento flettente trasversale costante. Su una volta in calcestruzzo di 8 cm di spessore una variazione differenziale di temperatura pari a 10° fra le facce di intradosso e di estradosso (aumento all'estradosso) produce un momento trasversale costante pari a 53 Kgm/m.

1.2.3 VOLTA ISOLATA, VINCOLATA SULLE GENERATRICI DI RIVA DA UN APPOGGIO RIGIDO CONTINUO, CHE REAGISCE SOLO VERTICALMENTE, E SOGGETTA AD UNA VARIAZIONE DIFFERENZIALE DI TEMPERATURA.

In questo caso l'unica reazione di bordo è diretta verticalmente ed impedisce i soli spostamenti verticali, prodotti sia dalla deformazione di volta-trave, che da quella di anello volta.

L'espressione della reazione di bordo risulta (positiva se diretta verso l'alto):

$$V = E \frac{\frac{\alpha \Delta t}{2e} \left(a^2 - \frac{l^2}{4} \right)}{\frac{739}{2688} \frac{a^3}{I} + \frac{75}{512} \frac{l^4}{eaf^2}}$$

In questo caso la reazione risulta funzione anche nella luce della volta; si nota in particolare che a seconda che l risulti maggiore o minore di $2a$, la reazione, per $\Delta t > 0$, è diretta verso il basso o verso l'alto; nel primo caso prevale l'effetto volta-trave, che tende ad innalzare la sezione di mezzeria della volta; nel secondo caso prevale la deformazione dell'anello trasversale di volta.

Dal momento che le deformazioni di volta-trave divengono ra-

pidamente grandi con la luce, la presenza di vincoli rigidi produce forti effetti termici; se esaminiamo infatti una volta simmetrica in calcestruzzo di corda pari a 10,28 m, luce 20 m, freccia 1,87 m e spessore 8 cm, vincolata da appoggi continui sulle generatrici di riva, per una variazione differenziale positiva di soli 5°, si ottiene in chiave un momento pari a -270 Kgm/m mentre nella stessa sezione il momento per il carico totale (200 Kg/m² di peso proprio, e 140 Kg/m² di sovraccarico) risulta pari ad appena -100 Kgm/m, e il momento massimo assoluto, per $k=0,7$, risulta pari a +315 Kgm/m (4).

1.2.4 VOLTA A SHED, SOGGETTA A UNA VARIAZIONE DIFFERENZIALE DI TEMPERATURA.

Nella volta a shed di cui si riporta la sezione schematica nella fig. 1.3a si è supposto avvenga un riscaldamento dell'estradosso della sola volta, rispetto all'intradosso, di 5°; la volta è in laterizio armato con larghezza 10 m e luce pari a 20 m e con spessore virtuale di calcolo pari a 10,5 cm. Anche in questo caso i momenti trasversali di origine termica sono elevati in confronto con quelli do-

(4) La formula ottenuta in 1.2.3 fornisce, per volte alquanto lunghe, sollecitazioni piuttosto elevate; è questo tuttavia un caso limite, in quanto, nella pratica, le volte sono legate alle travi di bordo, che costituiscono vincoli cedevoli, anziché rigidi; inoltre, in realtà, anche queste ultime sono soggette a deformazioni termiche, che tendono a far diminuire gli spostamenti relativi fra volta e travi; altrettanto si può osservare per l'esempio riportato in 1.2.4.

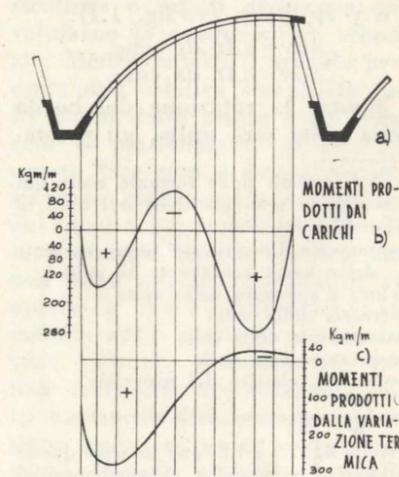


Fig. 1.3.

vuti al peso proprio e ai sovraccarichi come si può vedere dai diagrammi riportati rispettivamente in figura 1.3c e in figura 1.3b; infatti la trave di gronda, che si suppone non riscaldata, costituisce un vincolo molto rigido agli spostamenti del bordo della volta.

PARTE SECONDA

2) Studio dell'effetto statico di due tipi di distorsioni impresse nelle volte cilindriche di tipo lungo.

Le sollecitazioni principali che caratterizzano il regime statico delle volte cilindriche lunghe sono le tensioni assiali e i momenti flettenti trasversali. Per studiare il comportamento di tali strutture al di là dei limiti elastici col procedimento da noi usato nelle lastre piane e brevemente riassunto nella premessa è quindi necessario studiare l'effetto sulla struttura di distorsioni del tipo delle deformazioni anelastiche che i momenti trasversali e le sollecitazioni assiali producono quando superino i rispettivi limiti elastici; le prime saranno delle curvature localizzate nella zona soggetta ai momenti più elevati; esse verranno considerate, ai fini del calcolo, equivalenti a una opportuna rotazione concentrata, che si produrrà sulla sezione soggetta al valore massimo del momento, e intorno alla generatrice che corrisponde alla superficie media della volta. L'ampiezza di tale rotazione è considerata costante su tutta la lunghezza della volta in accordo con l'ipotesi, sufficientemente approssimata per le volte lunghe, che il momento flettente trasversale non vari sulla luce della volta.

Il secondo tipo di distorsione consiste in deformazioni assiali specifiche impresse su determinate strisce longitudinali della volta; per semplicità (e dato che nel calcolo numerico si considerano strisce molto strette) si ammette che tale deformazione impressa sia costante sul tratto della direttrice compreso nella striscia. Agli effetti del calcolo pratico sarà sufficiente considerare strisce longitudinali sufficientemente strette per cui su di esse si possano considerare costanti le deformazioni

prodotte dalle tensioni assiali. Per quanto riguarda la variazione sulla lunghezza della volta si è supposto che il valore della deformazione specifica impressa sia massimo in mezzeria e vari para-

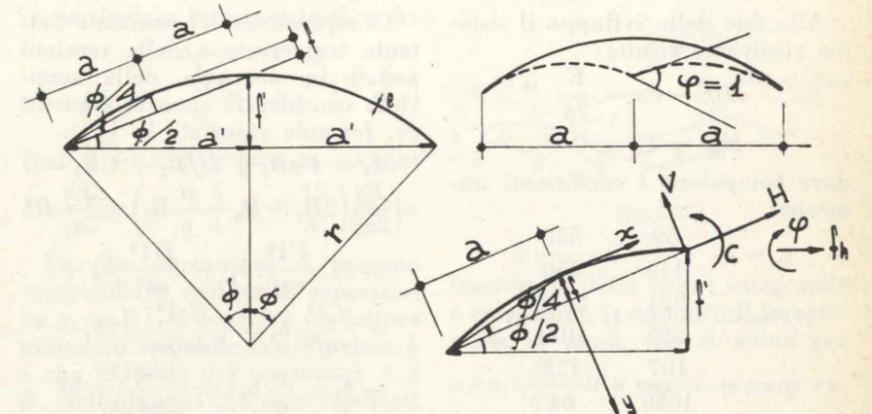


Fig. 2.1.

bolicamente con valore nullo sugli appoggi, in modo che gli sforzi tangenziali che essa produce varino linearmente sulla lunghezza della volta; quest'ultima condizione è infatti necessaria per poter eseguire il calcolo della volta con il metodo « di trave ».

2.1 Rotazione impressa con asse sulla generatrice di chiave di una volta parabolica simmetrica.

Consideriamo una volta isolata del tipo lungo con direttrice parabolica simmetrica; studiamo l'effetto di una rotazione relativa delle due facce della lastra ottenute mediante una sezione verticale passante per la generatrice di chiave; una simile rotazione in tale posizione si verifica ad esempio quando il momento flettente trasversale in una volta isolata superi il momento limite elastico (oppure, se la volta è in calcestruzzo, si giunga a fessurazione); oltre alla rotazione dovuta alla curvatura elastica interviene allora una rotazione localizzata di tipo plastico oppure dovuta alla fessurazione nell'intorno della sezione soggetta al momento massimo. La sezione trasversale della volta, di luce l è riportata in figura 2.1; per studiare l'effetto statico della rotazione relativa unitaria impressa sulla generatrice di colmo, consideriamo la volta di freccia f e corda $2a'$ divisa in due semivolte di freccia f e corda

$2a$; tali due semivolte, sul bordo comune, dovranno formare un angolo relativo unitario, sotto l'azione di opportune reazioni di bordo. Si studierà allora il regime statico della semivolta soggetta al-

le reazioni indicate in fig. 2.1 con la condizione che la rotazione rispetto all'orizzontale del bordo superiore valga $1/2$ e lo spostamento orizzontale sia nullo.

Si imposterà allora con le formule riportate in [1] il sistema che esprime tali due condizioni, tenendo conto delle due condizioni:

$$V \cos \frac{\varphi}{2} + H \sin \frac{\varphi}{2} = 0$$

$$f_h = f_x \cos \frac{\varphi}{2} + f_y \sin \frac{\varphi}{2} = 0$$

Il sistema che esprime la congruenza degli spostamenti risulta (sul bordo superiore della semivolta):

$$\varphi = 1/2 \text{ rad.}$$

$$f_h = 0.$$

Dal momento che la volta di freccia f è sempre alquanto ribassata, si ammetterà che sia:

$$\operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} = \frac{f'}{a'} \approx 2 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{4} = 2 \frac{f}{a}$$

(Per il valore di $f'/a' = 0,45$ si ha una approssimazione del 4.5 % che migliora per rapporti f'/a' minori). Si introducono i due coefficienti (di cui β è adimensionale):

$$\beta = \frac{I l^4}{e f^2 a^4} \quad \text{e} \quad \alpha = \frac{a}{I} \quad (5)$$

(5) I simboli da noi usati sono ricordati nella nota (3); in particolare le grandezze che entrano in gioco nelle formule di questo paragrafo corrispondono alla semivolta di suddivisione e non alla volta intera.

TABELLA 2.1

β	1	2.5	5	10	25	50	75
p	2,0168	4,9464	9,8292	19,5947	48,8912	97,7187	146,5462
q	2,2939	5,3701	10,4971	20,7511	51,5131	102,7831	154,0531
γ	1,906	7,731	25,355	90,932	527,667	2056,675	4586,700

Alla fine dello sviluppo il sistema risolvibile risulta:

$$Hfr - Cs = \frac{E}{2\alpha}$$

$$Hfp - Cq = 0$$

dove compaiono i coefficienti numerici:

$$r = + \frac{59}{448} + \frac{525}{256} \beta$$

$$s = + \frac{221}{256} + \frac{2625}{1024} \beta$$

$$p = + \frac{107}{1680} + \frac{125}{64} \beta$$

$$q = + \frac{35}{144} + \frac{525}{256} \beta$$

e inoltre

$$\gamma = sp - rq.$$

Le espressioni delle incognite sul bordo comune alle due semivolte di freccia f e semicorda a , risultano:

$$C = - \frac{E}{2\alpha} \frac{p}{\gamma}$$

$$H = - \frac{E}{2\alpha f} \frac{q}{\gamma}$$

$$V = + \frac{E}{\alpha a} \frac{q}{\gamma}$$

Tali reazioni producono sulla semivolta tensioni assiali e momenti trasversali che sono appunto le sollecitazioni originate dalla rotazione impressa unitaria in chiave.

Le espressioni del momento flettente trasversale e delle tensioni assiali in mezzeria della semivolta considerata sono le seguenti (v. formule riportate in [1]):

$$M_k = VaB_1 + HfB_2 + CB_3 = \frac{Eq}{2\alpha\gamma} (2B_1 - B_2 - \frac{p}{q} B_3) = \frac{Eq}{2\alpha\gamma} B^*$$

$$\sigma_z = \frac{Vl^2}{eaf} b_1 + \frac{Hl^2}{ea^2} b_2 + \frac{Cl^2}{eaf^2} b_3 = \frac{Eq l^2}{2\alpha a^2 f e \gamma} (2b_1 - b_2 - \frac{p}{q} b_3) = \frac{Eq l^2}{2\alpha a^2 f e \gamma} b^*$$

In tali espressioni i coefficienti B_1 e b_1 sono valori numerici funzioni dell'ascissa adimensionale

$k = \frac{x}{a}$ (della semivolta nel nostro

caso, e quindi il valore $k = -1$ corrisponde al bordo della volta intera, e $k = +1$ corrisponde al centro della volta intera, sulla quale si è impressa la distorsione); essi sono riportati in [1]. Per comodità di calcolo nelle tabelle 2.1, 2.2, 2.3 sono invece riportati, per alcuni valori di β compresi fra 1 e 75 i valori dei coefficienti B^* , b^* , p ; q ; γ ; i valori bassi di β corrispondono a volte al limite di quelle intermedie, mentre i valori alti corrispondono a volte lunghe. In tale campo soltanto sono infatti valide le approssimazioni di calcolo introdotte, come

TABELLA 2.2 (valori di B^*)

β/k	-1	-0.8	-0.6	-0.4	-0.2	0	+0.2	+0.4	+0.6	+0.8	+1
1	0	-0.0005	-0.0118	-0.0506	-0.1302	-0.2522	-0.4082	-0.5782	-0.7322	-0.8407	-0.8792
2.5	0	-0.0006	-0.0132	-0.0558	-0.1423	-0.2731	-0.4380	-0.6148	-0.7727	-0.8825	-0.9211
5	0	-0.0006	-0.0137	-0.0578	-0.1468	-0.2808	-0.4488	-0.6282	-0.7875	-0.8978	-0.9364
10	0	-0.0006	-0.0139	-0.0588	-0.1491	-0.2847	-0.4544	-0.6351	-0.7951	-0.9056	-0.9443
25	0	-0.0007	-0.0141	-0.0594	-0.1504	-0.2871	-0.4578	-0.6393	-0.7998	-0.9104	-0.9491
50	0	-0.0007	-0.0141	-0.0596	-0.1509	-0.2879	-0.4590	-0.6407	-0.8013	-0.9120	-0.9507
75	0	-0.0007	-0.0142	-0.0597	-0.1511	-0.2882	-0.4594	-0.6412	-0.8020	-0.9126	-0.9513

TABELLA 2.3 (valori di b^*)

β/k	-1	-0.8	-0.6	-0.4	-0.2	0	+0.2	+0.4	+0.6	+0.8	+1
1	-1.009	-0.301	+0.168	+0.432	+0.524	+0.468	+0.302	+0.056	-0.242	-0.561	-0.865
2.5	-1.147	-0.312	+0.217	+0.493	+0.562	+0.468	+0.264	-0.005	-0.291	-0.550	-0.727
5	-1.197	-0.316	+0.235	+0.515	+0.576	+0.468	+0.250	-0.027	-0.309	-0.546	-0.677
10	-1.223	-0.318	+0.245	+0.526	+0.583	+0.468	+0.243	-0.038	-0.319	-0.544	-0.651
25	-1.239	-0.319	+0.251	+0.533	+0.588	+0.468	+0.238	-0.045	-0.325	-0.543	-0.635
50	-1.244	-0.320	+0.257	+0.536	+0.589	+0.468	+0.237	-0.048	-0.327	-0.542	-0.630
75	-1.246	-0.320	+0.258	+0.536	+0.590	+0.468	+0.236	-0.048	-0.327	-0.542	-0.628

già esposto in precedenza. Si può notare dalle tabelle che i valori di B^* e b^* si possono praticamente ritenere costanti per $\beta > 5$, e cioè per le volte lunghe.

2.2 Deformazione assiale specifica impressa su una striscia longitudinale di volta.

Consideriamo la solita volta isolata di luce l a direttrice parabolica; immaginiamo che su una striscia di essa, compresa fra le ascisse x_1 e x_2 (e sulla striscia simmetrica rispetto all'asse y) sia impressa una deformazione specifica assiale $\bar{\epsilon}$, con valore costante sulla direttrice stessa (v. fig. 2.2); tale deformazione impressa si suppone variare parabolicamente sulla lunghezza della volta da un valore massimo $\bar{\epsilon}_0$ in mezzeria a zero sugli appoggi. In una generica sezione trasversale, a distanza z da un appoggio, la deformazione impressa sulla striscia compresa fra le ascisse x_1 e x_2 varrà quindi:

$$\bar{\epsilon}_{0z} = \frac{4\bar{\epsilon}_0}{l} \left(z - \frac{z^2}{l} \right)$$

Tale deformazione impressa, non essendo congruente, fa sorgere evidentemente delle defor-

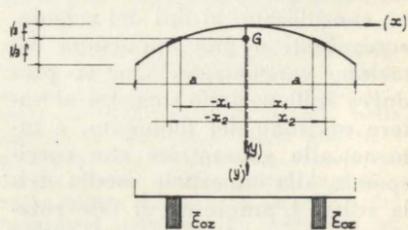


Fig. 2.2.

mazioni elastiche, e quindi delle sollecitazioni, sulla sezione trasversale della volta: queste caratteristiche varieranno ovviamente anch'esse, sulla lunghezza della volta, con legge parabolica. Ammettendo la conservazione delle sezioni piane, la deformazione totale (somma di quella elastica e di quella impressa), sarà espressa, in funzione dell'ordinata y' (v. figura 2.2), contata a partire dal baricentro della sezione, dall'espressione (in mezzeria della volta):

$$\epsilon_{elastica} + \bar{\epsilon}_0 = \bar{\lambda} + \bar{\mu} y'$$

Le costanti $\bar{\lambda}$ e $\bar{\mu}$ assumono nel nostro caso i valori sottoriportati (si è fatto uso della solita semplificazione consistente nell'integrare lungo la corda anziché lungo la direttrice):

$$\bar{\lambda} = \frac{\int \bar{\epsilon} dA}{A} = \frac{2e \bar{\epsilon}_0 \int_{x_1}^{x_2} y' dx}{2ea} = \bar{\epsilon}_0 \left(\frac{x_2 - x_1}{a} \right) = \bar{\epsilon}_0 A$$

$$\bar{\mu} = \frac{\int y' dA}{I} = \frac{2e \bar{\epsilon}_0 \int_{x_1}^{x_2} y' dx}{\frac{8}{45} eaf^2} = \frac{2e \bar{\epsilon}_0 \int_{x_1}^{x_2} \left(y - \frac{1}{3} f \right) dx}{\frac{8}{45} eaf^2} = \frac{15 \bar{\epsilon}_0}{4 f} \left[\frac{x_2^3 - x_1^3}{a^3} - \frac{x_2 - x_1}{a} \right] = \frac{15 \bar{\epsilon}_0}{4 f} B$$

dove A e B sono i termini dentro parentesi delle espressioni finali di $\bar{\lambda}$ e $\bar{\mu}$.

Le deformazioni elastiche (sulla sezione di mezzeria) saranno quindi fornite dall'espressione (6):

$$\epsilon_e = \epsilon_0 A + \frac{15}{4} B \frac{\bar{\epsilon}_0}{f} y' - \bar{\epsilon}_0$$

nel tratto $x_1 < x < x_2$ e dall'espressione

$$\epsilon_e = \bar{\epsilon}_0 A + \frac{15}{4} B \frac{\bar{\epsilon}_0}{f} y'$$

(6) Qui e nel seguito si suppone che $\bar{\epsilon} > 0$ corrisponda ad allungamenti specifici; inoltre le tensioni assiali sono considerate positive se corrispondono a trazioni e i momenti flettenti positivi se tendono le fibre di intradosso.

nei due tratti $0 < x < x_1$ e $x_2 < x < a$.

Si deducono immediatamente i valori delle tensioni assiali moltiplicando le due precedenti espressioni di ϵ_0 per il fattore $\frac{4E}{l} \left(z - \frac{z^2}{l} \right)$;

in particolare in mezzeria si avrà:

$$\sigma_z = E \bar{\epsilon}_0 \left(A - \frac{5}{4} B - 1 + \frac{15}{4} B k^2 \right)$$

(per $0 < x < x_1$ e per $x_2 < x < a$)

$$\sigma_z = E \bar{\epsilon}_0 \left(A - \frac{5}{4} B + \frac{15}{4} B k^2 \right).$$

Le due espressioni si possono compendiare nell'unica espressione $\sigma_z = E \bar{\epsilon}_0 S$, dove S è un fattore numerico variabile con l'ascissa k e che dipende dai parametri A e B . Nella tabella 2.4 sono riportati i valori di S per le ascisse k positive (sull'altra semivolta si hanno valori simmetrici) e per alcuni casi di distorsioni $\bar{\epsilon}$ impresse su strisce longitudinali di volta di

larghezza $\frac{a}{10}$, in varie posizioni, definite dai parametri $k_1 = \frac{x_1}{a}$ e $k_2 = \frac{x_2}{a}$ (v. fig. 2.2); i valori di S presentano evidentemente due discontinuità in corrispondenza di k_1 e k_2 .

L'esistenza di tensioni assiali variabili con legge quadratica sulla volta porta per conseguenza l'esistenza di tensioni tangenziali variabili linearmente. Dall'equilibrio di un elementino generico di volta trave (fig. 2.3) si ricava la relazione:

$$\frac{dg}{ds} = - \frac{dn_z}{dz}$$

(n_z e g sono lo sforzo normale e lo sforzo di scorrimento per unità di lunghezza) e integrando sulla direttrice

$$\frac{dg}{dz} = - \int_0^s \frac{d^2 n_z}{dz^2} ds.$$

Quest'ultima espressione fornisce la prevalenza degli sforzi di scorrimento, che costituiscono le forze agenti tangenzialmente alla direttrice sugli archi unitari di volta, e che producono la flessione

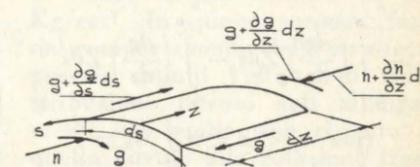


Fig. 2.3.

la continuità dell'espressione di $\frac{dg}{dz}$ si ottiene in definitiva ($\frac{dg}{dz}$ risulta positiva se è diretta nel verso delle x positive, sulla semivolta destra di fig. 2.2):

$$\left(\frac{dg}{dz} \right)_1 = \frac{8e E \bar{\epsilon}_0 a}{l^2} \left(Ak + \frac{5}{4} B k^3 - \frac{5}{4} B k \right)$$

$$\left(\frac{dg}{dz} \right)_2 = \frac{8e E \bar{\epsilon}_0 a}{l^2} \left(Ak + \frac{5}{4} B k^3 - \frac{5}{4} B k - k + k_1 \right)$$

$$\text{per } x_2 < x < a \left(\frac{dg}{dz} \right)_3 = \frac{8e E \bar{\epsilon}_0 a}{l^2} \left(Ak + \frac{5}{4} B k^3 - \frac{5}{4} B k - A \right)$$

$$\left(\text{essendo } k_1 = \frac{x_1}{a} \text{ e } k_2 = \frac{x_2}{a} \right).$$

Il momento flettente trasversale per unità di lunghezza di volta

TABELLA 2.4 (valori di S)

k	0	(0.1)	0.2	0.4	0.6	0.8	(0.9)	1
$k_2 = 1.0$								+0.405
$k_1 = 0.9$	-0.114		-0.089	-0.012	+0.117	+0.296	-0.595	-0.473
$k_2 = 0.9$								+0.235
$k_1 = 0.8$	-0.046		-0.029	+0.024	+0.112	-0.765	-0.691	+0.393
$k_2 = 0.2$		+0.213	+0.202					
$k_1 = 0.1$	+0.216	-0.787	-0.798	+0.160	+0.091	-0.007		-0.133
$k_2 = 0.1$		+0.220	+0.209	+0.165	+0.091	-0.013		-0.147
$k_1 = 0$	-0.776	-0.780						

prodotto da tali prevalenze degli sforzi di scorrimento, risulta:

$$\begin{aligned} & \text{(per } 0 < x < x_1) M_k = \\ & = - \int_x^{x_1} \left(\frac{dg}{dz} \right)_i Z ds = - \int_x^{x_1} \left(\frac{dg}{dz} \right)_1 Z ds - \\ & - \int_x^{x_2} \left(\frac{dg}{dz} \right)_2 Z ds - \int_x^{x_3} \left(\frac{dg}{dz} \right)_3 Z ds \\ & \text{(per } x_1 < x < x_2) M_k = \\ & = - \int_x^{x_2} \left(\frac{dg}{dz} \right)_i Z ds = - \int_x^{x_2} \left(\frac{dg}{dz} \right)_2 Z ds - \\ & - \int_x^a \left(\frac{dg}{dz} \right)_3 Z ds \\ & \text{(per } x_2 < x < a) M_k = \\ & = - \int_x^a \left(\frac{dg}{dz} \right)_i Z ds = - \int_x^a \left(\frac{dg}{dz} \right)_3 Z ds. \end{aligned}$$

dove Z rappresenta la distanza fra la tangente alla direttrice nel punto in cui agisce il generico sforzo di scorrimento e il punto (variabile) della direttrice su cui si calcola il momento flettente; essendo la direttrice parabolica si ha:

$$Z = \frac{f}{a^2} (\xi - x)^2 \frac{d\xi}{ds}, \quad \xi \text{ e } x \text{ essendo le ascisse dei due punti sopracitati.}$$

Integrando e sviluppando, si ottiene in definitiva:

$$\begin{aligned} & \text{(per } 0 < x < x_1) M_k = \\ & = - \frac{8eE\bar{\epsilon}_0fa^2}{12} \left[- \frac{1}{48} Bk^6 + \right. \\ & + k^4 \left(+ \frac{5}{48} B - \frac{1}{12} A \right) + \\ & + k^2 \left(- \frac{k_2^2}{2} + k_1k_2 - \frac{k_1^2}{2} - \right. \\ & \left. - \frac{1}{2} A - \frac{5}{16} B + Ak_2 \right) + \\ & + k \left(+ \frac{2}{3} k_2^3 - k_1k_2^2 + \frac{k_1^3}{3} + \right. \\ & \left. + \frac{1}{3} A + \frac{1}{3} B - Ak_2 \right) + \\ & + \left(- \frac{k_2^4}{4} + k_1 \frac{k_2^3}{3} - \frac{k_1^4}{12} - \right. \\ & \left. - \frac{A}{12} - \frac{5}{48} B + A \frac{k_2^3}{3} \right) \Big]. \\ & \text{(per } x_1 < x < x_2) M_k = \\ & = - \frac{8eE\bar{\epsilon}_0fa^2}{12} \left[- \frac{1}{48} Bk^6 + \right. \\ & + k^4 \left(+ \frac{5}{48} B - \frac{1}{12} A + \frac{1}{12} \right) - \end{aligned}$$

TABELLA 2.5 (valori di F)

k	0	(0.1)	0.2	0.4	0.6	0.8	(0.9)	1
$k_1=0.9$ $k_2=1.0$			-2200	-1401	-546	-70	-10	0
$k_1=0.8$ $k_2=0.9$	-2522		+36	+140	+156	+39	+3	0
$k_1=0.1$ $k_2=0.2$	-21							0
$k_1=0$ $k_2=0.1$	-1478	-1418	-1219	-617	-171	-12		0
	-1990	-1850	-1530	-720	-200	-10		0

$$\begin{aligned} & - \frac{1}{3} k_1k^3 + k^2 \left(- \frac{1}{2} k_2^2 + k_1k_2 - \right. \\ & \left. - \frac{1}{2} A - \frac{5}{16} B + Ak_2 \right) + \\ & + k \left(+ \frac{2}{3} k_2^3 - k_1k_2^2 + \frac{1}{3} A + \right. \\ & \left. + \frac{1}{3} B - Ak_2 \right) + \left(- \frac{k_2^4}{4} + \right. \\ & \left. + k_1 \frac{k_2^3}{3} - \frac{1}{12} A - \frac{5}{48} B + A \frac{k_2^3}{3} \right) \Big]. \\ & \text{(per } x_2 < x < a) M_k = \\ & = - \frac{8eE\bar{\epsilon}_0fa^2}{12} \left[- \frac{1}{48} Bk^6 + \right. \\ & + k^4 \left(+ \frac{5}{48} B - \frac{1}{12} A \right) + \\ & + \frac{1}{3} Ak^3 + k^2 \left(- \frac{1}{2} A - \frac{5}{16} B \right) + \\ & + k \left(+ \frac{1}{3} A + \frac{1}{3} B \right) + \\ & + \left(- \frac{1}{12} A - \frac{5}{48} B \right) \Big]. \end{aligned}$$

Globalmente, su tutta la sezione trasversale, l'espressione del momento flettente si può mettere nella forma

$$M_k = \frac{8eE\bar{\epsilon}_0fa^2}{12} F.$$

I termini numerici F sono funzione dell'ascissa trasversale k , e dipendono dai parametri k_1 , k_2 , A , B , caratteristici della posizione della striscia su cui è impressa la distorsione $\bar{\epsilon}$; nella tabella 2.5 sono riportati i valori numerici di tali coefficienti per distorsioni $\bar{\epsilon}$ applicate a varie strisce di larghezza $\frac{a}{10}$.

2.3 Applicazione al calcolo della redistribuzione delle sollecitazioni in una volta isolata.

Come è noto, quando una generica sollecitazione supera il limite di elasticità del materiale, la deformazione da essa prodotta è

maggiore di quella che si avrebbe se il materiale fosse ancora elastico; tale differenza di deformazione è appunto la deformazione anelastica. Nella teoria generale delle distorsioni l'effetto di tali deformazioni anelastiche viene analizzato mediante l'introduzione nella struttura di distorsioni di ugual tipo e uguale grandezza. Su questo principio, come già detto, si basa lo studio da noi intrapreso sul comportamento delle lastre piane al di là del limite elastico.

Passando al campo delle volte sottili, essendo le sollecitazioni principali costituite dalle tensioni assiali e dai momenti flettenti trasversali, le deformazioni anelastiche che si avranno saranno rotazioni relative trasversali delle sezioni diametrali della lastra costituente la volta, e deformazioni specifiche delle strisce longitudinali più sollecitate assialmente; tali deformazioni anelastiche si potranno quindi studiare mediante la considerazione delle distorsioni impresse studiate più sopra.

A titolo di esempio studieremo il comportamento di una volta in calcestruzzo armato semplicemente appoggiata agli estremi, libera ai bordi, allorché si aumenti il carico, considerato uniformemente ripartito sulla sua superficie, oltre il valore che produce dapprima la fessurazione per flessione trasversale lungo la generatrice di chiave, e successivamente la fessurazione in prossimità dei lembi inferiori per trazione assiale. La volta presenta le caratteristiche geometriche riportate in fig. 2.4; il diagramma momento-rotazione della sezione inflessa dai momenti trasversali è riportata in fig. 2.5; tale diagramma è stato ricavato sperimentalmente. Il diagramma σ - ϵ del lembo teso della volta è

stato invece calcolato teoricamente, tenendo conto in modo approssimato degli allungamenti specifici del calcestruzzo, e, dopo che si è raggiunta la resistenza a trazione del medesimo, degli allun-

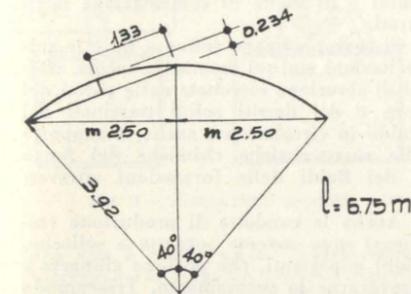
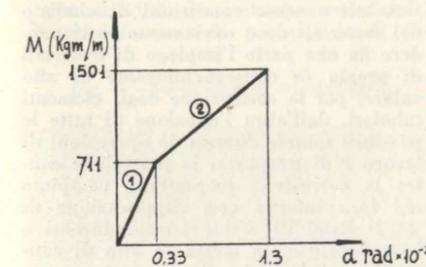


Fig. 2.4.

gamenti del ferro d'armatura (tenendo conto della diminuzione della tensione massima nell'intervallo fra due fessure). Si è ricorsi a questo artificio in mancanza di dati sperimentali; il diagramma ottenuto è riportato in fig. 2.6, per la striscia di un metro di volta, di spessore 10 cm e con una armatura tesa di 25 cm²; la trazione di rottura nel calcestruzzo è stata assunta pari a 40 Kg/cm².

Riassumiamo brevemente i risultati ottenuti eseguendo il calcolo degli effetti di redistribuzione. Per il carico di 610 Kg/m² si raggiunge il momento di fessurazione (pari a -711 Kg/m) per flessione trasversale della se-



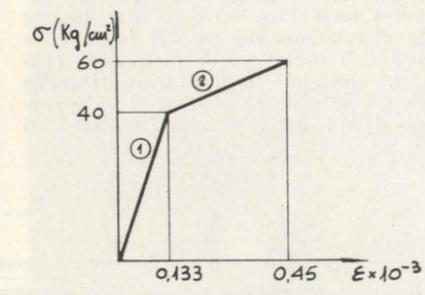
$$\begin{aligned} 1) \alpha &= \frac{M}{215 \times 10^5} \\ 2) \alpha &= \frac{M}{0,815 \times 10^5} - \frac{541}{10^5} \end{aligned}$$

Fig. 2.5.

zione di chiave della volta mentre la trazione al lembo inferiore è pari a 29 Kg/cm²; un incremento di 160 Kg/m² del carico produce un aumento di tale momento, in regime di fessurazione, e un aumento di trazione, in regime an-

cora elastico; all'effetto elastico si sovrappone quindi una deformazione di tipo plastico, considerata come rotazione impressa lungo la generatrice di colmo; per un valore del carico pari a 610+160=770 Kg/m² il momento trasversale in mezzaria è pari a -873 Kg/m (anziché pari a -900 Kg/m che si avrebbe se perdurasse il regime elastico) con un momento di redistribuzione pari a +27 Kg/m. La tensione assiale, sul lembo teso è contemporaneamente salita al valore di fessurazione, pari a 40 Kg/cm² (anziché a 36,5 Kg/cm², valore a cui sarebbe giunta se perdurasse il regime elastico).

Aumentando ancora il carico compaiono allungamenti di tipo plastico sul lembo teso, che ven-



$$\begin{aligned} 1) \epsilon &= \frac{\sigma}{300.000} \\ 2) \epsilon &= \frac{\sigma}{62.500} - \frac{1}{1960} \end{aligned}$$

Fig. 2.6.

di redistribuzione, a un momento in chiave di -1284 Kg/m (anziché ai -1252 Kg/m che si avrebbero in regime elastico) ed a una tensione che sale appena a 41 Kg/cm², anziché raggiungere il valore fittizio elastico di 51 Kg/cm². In questa seconda fase del comportamento della struttura prevale quindi l'effetto di redistribuzione dovuto agli allungamenti nel lembo teso rispetto a quello dovuto alla rotazione trasversale sul colmo; ne consegue un aumento del momento in chiave maggiore di quello caratteristico del regime elastico, e un minore aumento della trazione ai lembi.

Come si vede dall'esempio sopraportato, l'effetto di redistribuzione dovuto alla fessurazione del calcestruzzo è tutt'altro che trascurabile anche se lo sforzo di trazione è totalmente assorbito dall'armatura; ci sembra pertanto che il metodo proposto, e di cui si sono calcolati i primi fondamentali, possa essere particolarmente utile non solo per il calcolo al di là dei limiti di servizio, ma anche per valutare l'effetto di quelle deformazioni anelastiche che si verificano in fase di esercizio nelle volte in cemento e in laterizio armato.

Carlo Emanuele Callari

BIBLIOGRAFIA

gono valutati come distorsioni impresse con valore costante su un tratto di volta adiacente ai bordi con larghezza $\frac{a}{10} = 25$ cm (7).

L'effetto di redistribuzione totale è ora somma delle deformazioni plastiche di flessione trasversale di quelle di trazione assiale al lembo inferiore, che hanno evidentemente effetti opposti sulle singole sezioni.

Per un ulteriore incremento di carico di 300 Kg/m² si giunge, tenuto conto degli opposti effetti

(7) Si ammette qui implicitamente che la fessurazione, pur introducendo nella struttura delle deformazioni localizzate (le distorsioni $\bar{\epsilon}$), non ne alteri la continuità; l'ipotesi è già meno restrittiva di quella usualmente fatta nel dimensionamento, secondo cui anche dopo la fessurazione del calcestruzzo non si altera la distribuzione delle tensioni assiali sulla sezione trasversale.

[1] C. E. CALLARI, Sviluppo e controllo di un calcolo approssimato di volte sottili cilindriche, «Giornale del Genio Civile», n. 11, 1959; 2-3, 1960; 2-3, 1961; 10, 1961.

[2] C. E. CALLARI, Méthode simplifiée de calcul des voiles minces cylindriques soumis à des charges non symétriques, Congresso IASS, Bruxelles (1961).

[3] J. BARETS, Résultats d'essais et théorie de calcul des voûtes autoportantes rigides, A.I.T.B.T.P. (febbraio 1958).

[4] J. BARETS, Théorie nouvelle simplifiée et essais de vérification de celle-ci, Congresso IASS, Bruxelles (1961).

[5] C. E. CALLARI, Metodo di calcolo approssimato delle volte sottili cilindriche di tipo «corto» e «intermedio», «Atti e Rassegna Tecnica della Società degli Ingegneri di Torino» (febbraio 1963).

[6] C. E. CALLARI, Tentative d'établissement d'une méthode générale pour le calcul anélastique des dalles en flexion, «Bulletin du Comité Européen du Béton», n. 38.

[7] F. LEVI, Superfici di influenza e fenomeni di adattamento nelle lastre piane, «Giornale del Genio Civile» (maggio 1950).

Indagini sulle condizioni elastiche di elementi tubolari impiegati nella tecnologia petrolifera

GIOVANNI BALDINI, esposti i principi di un nuovo metodo non distruttivo per l'indagine delle condizioni elastiche di aste e di altri elementi tubolari impiegati nella tecnologia petrolifera, basato sullo studio delle relative oscillazioni libere, riferisce su un primo gruppo di risultati, forieri di interessanti deduzioni.

I) Premessa.

Il valore delle aste di perforazione (leggere, o *drill-pipes*, e pesanti, o *drill-collars*) e dei loro giunti di collegamento (*tool-joints*) ha incidenza rilevante sul costo della perforazione *rotary*. La condizione fondamentale per garantire l'economia nell'utilizzazione di una batteria corrisponde pertanto al pieno sfruttamento della sua capacità di resistere alle varie sollecitazioni che possono caricarla, mantenendole adeguate alla resistenza residua di tutti i suoi elementi e riducendole a mano a mano che questa decresce

A tali sollecitazioni, da considerarsi come normali, possono variamente sovrapporsi sollecitazioni eccezionali od anomale derivanti da irregolarità nell'operazione di perforazione o da particolari modalità di manovra della batteria: ad esempio quelle di compressione — complicata da instabilità elastica — derivanti da una differenza di pressione positiva verso l'interno delle aste durante la circolazione inversa del fango o le prove di strato; quelle di trazione connesse con l'incastro degli utensili; quelle di pressoflessione conseguenti all'appoggio della batteria sul fondo; quelle, assai

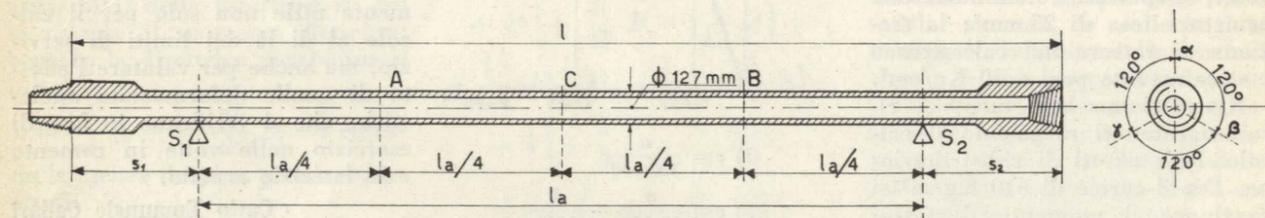


Fig. 1 - Schema di riferimento per le prove con « aste ».

nel corso della loro vita, fino a che, ugualmente usurati e snervati, siano da disporre a rottame.

Per le aste leggere, in particolare, i principali tipi di sollecitazioni che insorgono durante il lavoro normale di perforazione sono quelle di trazione longitudinale (per il sostegno della batteria), di torsione (per la trasmissione della rotazione allo scalpello), di trazione circonferenziale (per la differenza di pressione tra l'interno e l'esterno della parete dell'asta): esse — genericamente dipendenti dalla lunghezza della batteria, dalla profondità massima del pozzo e dalla posizione dell'asta considerata nella colonna — sono da comporre tra loro.

complesse, derivanti da vibrazioni assiali o torsionali dovute al lavoro di taluni scalpelli sulle rocce od a pulsazioni manifestanti nella circolazione del fango. Quando poi, come è il caso più frequente, il foro non è perfettamente rettilineo, ma ha andamento spiraliforme (o comunque ha variazioni di direzione), si determinano ancora nella batteria, a motivo della sua inflessione, delle sollecitazioni alterne di compressione e di trazione, che si invertono ad ogni giro di rotazione.

Sebbene queste sollecitazioni alterne abbiano un valore assoluto relativamente modesto, può essere notevole il loro effetto globale, corrispondente a quello

impiegato nelle determinazioni sperimentali dei limiti di resistenza a fatica.

Casi particolari di sollecitazioni, verificatisi peraltro per tempi molto brevi rispetto alla vita degli elementi tubolari, corrispondono poi alle manovre della batteria (presso i cunei di sostegno), alle prove di fondo pozzo, alle iniezioni di fluidi o di malte di cementazione negli strati.

Si sovrappongono infine a tutte le sollecitazioni sin qui esaminate azioni di abrasione esercitate dalle pareti del foro e dai detriti solidi trascinati dal fluido in circolazione, anche in rapporto alle caratteristiche chimiche del fango e dei fluidi delle formazioni attraversate.

Anche le condotte di produzione (*tubings*) sono sovente soggette a sollecitazioni importanti, che possono giungere a provocarne lo snervamento. Trascurando le pressioni interne dovute alle condizioni statiche del fluido trasportato in condizioni normali, occorre ricordare l'eventualità di sollecitazioni di compressione dall'esterno in fase di produzione da più livelli o di prove di produzione, la possibilità di sollecitazioni di fatica, dovute all'imperfetta rettilinearità degli elementi ed alle alterne conseguenti deformazioni per il moto dello stantuffo di pompaggio, nonché la possibilità di sollecitazioni di compressione assiale nelle parti più profonde.

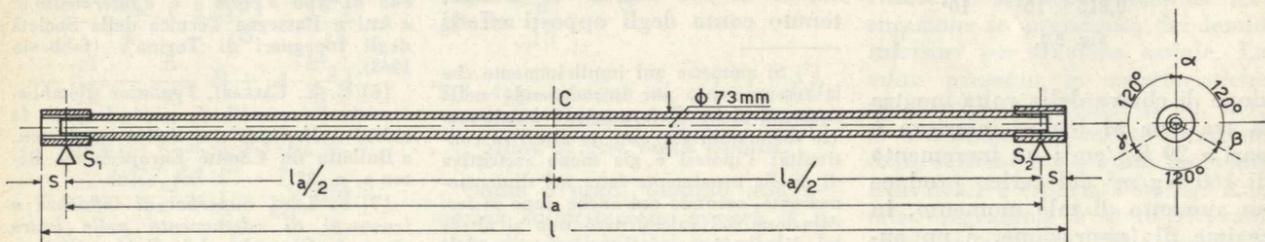


Fig. 2 - Schema di riferimento per le prove con « tubing ».

A tali onerose condizioni di cimento dei materiali deve ovviamente corrispondere da una parte l'impiego di materiali di pregio (e conseguentemente di alto valore) per la costruzione degli elementi tubolari, dall'altra l'adozione di tutte le possibili cautele durante le operazioni di lavoro e di trasporto, la protezione contro la corrosione (soprattutto compiuta nel loro interno con l'applicazione di sottili strati di resine termoindurenti a base fenolica), la messa in atto di controlli periodici sia di carattere geometrico (dimensioni dei pezzi), sia per pesata, sia ancora con metodi non distruttivi atti a definire nel complesso o nel dettaglio l'omogeneità dei materiali, es-

senzialmente nei riguardi delle condizioni elastiche.

Il quadro dei metodi non distruttivi per la determinazione di indicazioni sulle proprietà elastiche e sugli eventuali danni subiti dagli elementi tubolari nella

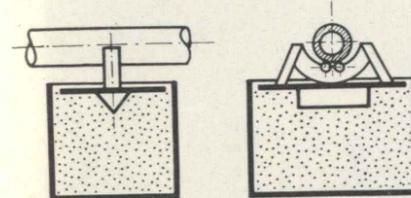


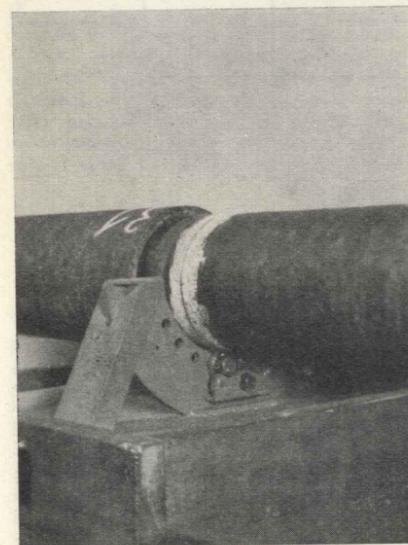
Fig. 3 - Schema degli appoggi.

loro vita è molto vasto. Notizie particolareggiate al riguardo possono reperirsi nei resoconti dei diversi Congressi internazionali dei controlli non distruttivi tenutisi negli ultimi anni: qui si ricordano solo i principali sistemi.

Ispezioni dirette sono possibili per via ottica per quanto concerne l'esterno degli elementi; per il loro interno — ma essenzialmente per il controllo dell'integrità delle parti terminali comprendenti le zone riscaldate e filettate per il collegamento ai giunti rapidi — sono stati sperimentati dispositivi periscopici comprendenti sistemi d'illuminazione e lenti (« Tuboscope »). L'esame ottico consente poi di rilevare eventuali affioramenti di cricche o fessure, mentre diretti controlli per misure geometriche di spessori e di distanze possono determinare la quantità di metallo asportata con il lavoro, così come la pesata delle aste e dei tubi in differente stato di uso.

Indicazioni sulle condizioni del metallo costituente tali elementi sono poi ricavabili per mezzo della misura della durezza locale (prove di penetrazione), nonché con saggi ultrasonori (misura della velocità di propagazione di onde ultrasonore), idonei anche all'identificazione di locali variazioni di spessore; analoghi rilievi di discontinuità superficiali, di microfessure, di porosità e di fe-

Fig. 4 - Particolare di un appoggio.



nomeni di snervamento, possono conseguire all'applicazione di metodi magnetometrici, radiografici, induttivi, con fluidi penetranti, con saggi di radioattività indotta (1).

In Italia, in particolare, la Società AGIP Mineraria e la consociata SAIPEM applicano oggi correntemente controlli geometrici (misure lineari) e — tra i saggi non distruttivi — metodi di misura della durezza e saggi ultrasonori, correlando i risultati dei vari esami alla considerazione della precedente vita dei vari elementi tubolari (2).

Appare così indispensabile qualche nuovo tentativo per ottenere indicazioni sintetiche sullo stato di affaticamento e di conseguente elasticità residua dei predetti elementi tubolari, dal momento che, se da una parte la pesata di ogni asta ed il confronto con il peso originario possono dare informazioni significative sulla quantità di metallo asportato dalla abrasione esterna ed interna dell'elemento stesso, tale criterio operativo non consente di conoscerne lo stato di elasticità e di dedurne le condizioni residue di utilizzazione.

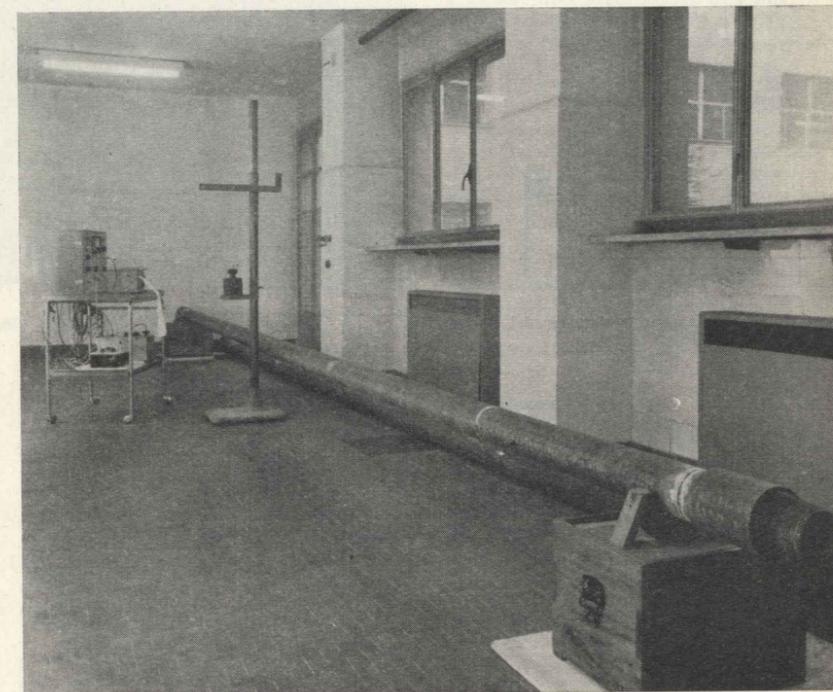


Fig. 5 - Prove su aste: insieme dell'installazione sperimentale.

Malgrado il gran numero di controlli effettuabili, è attualmente peraltro sentita la necessità di conoscere con misure dirette se le aste siano state sottoposte a tiri di trazione che le abbiano portate allo snervamento: infatti vari tentativi compiuti a tale scopo non hanno avuto esito positivo. Non risulta inoltre che siano state intraprese prove sistematiche per ricavare notizie sullo stato generale di affaticamento di aste e tubazioni, limitandosi le Società interessate a trarre indicazioni di carattere generico sulla resistenza residua dei materiali — oltre che dal peso dei singoli elementi — dalla considerazione della lunghezza cumulativa perforata, nonché dall'eventuale notizia di sollecitazioni eccezionali a cui essi siano stati soggetti per particolari necessità operative.

II) Considerazioni generali sul metodo proposto.

1) Studio delle oscillazioni elastiche liberamente smorzate di elementi tubolari.

In rapporto alle intime connessioni tra grandezze elastiche di un sistema e conseguenti valori dei parametri caratterizzanti le sue oscillazioni libere, lo scrivente ha creduto opportuno ricavare indicazioni sullo stato elastico degli elementi tubolari impiegati nella tecnologia petrolifera dall'esame dei parametri relativi alle loro oscillazioni libere, determinate da un conveniente impulso.

Dopo alcune sperimentazioni orientative preliminari si sono così predisposte, presso l'Istituto di Arte Mineraria del Politecnico di Torino, numerose serie di prove (3) che sono poi subito andate sviluppandosi in una ricerca programmata, inserita nel quadro di un più generale

(1) V. anche: C. A. HOGARTH e J. BLITZ, *Techniques of non-destructive testing*, Butterworths, 1960; WARREN J. MC CONNAGLE, *Nondestructive testing*, Mc Graw-Hill, 1961.

(2) E peraltro in fase sperimentale l'adozione di un controllo magnetico locale, idoneo all'identificazione di porosità, cricche, microfessurazioni e di generiche variazioni di spessore.

(3) L'A. desidera in questa sede rivolgere un vivo ringraziamento al Prof. L. Stragiotti, Direttore dell'Istituto, per avere incoraggiato questo studio e coordinato i mezzi sperimentali posti a disposizione per la ricerca.

piano di indagini sulla perforazione meccanica che l'Istituto già sta da anni perseguendo (4).

Di tale ricerca si riferisce qui perché il metodo di indagine, consistente essenzialmente nell'analisi della frequenza e nella misura dello smorzamento delle oscillazioni libere di aste e di tubing, si è rilevato foriero di interessanti dedu-

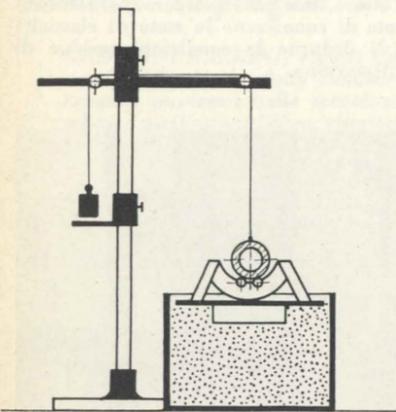


Fig. 6 - Schema dell'applicazione del carico con cavo di nylon.

zioni, tanto che per esso è attualmente in corso una domanda di brevetto (5).

Lo studio delle oscillazioni libere degli elementi tubolari considerati (aste di perforazione e tubing) si può fondare sulla discussione dell'equazione differenziale del moto smorzato dei punti di un'asta semplicemente appoggiata, soggetta ad un'inflessione per mezzo dell'applicazione di una forza statica, istantaneamente annullata all'inizio del moto oscillatorio.

smorzamento sono dovute a due termini, di cui uno, proporzionale alla prima potenza della velocità, è connesso prevalentemente con i fenomeni di plasticità del materiale, ed il secondo, proporzionale alla seconda potenza della velocità, è legato alla resistenza del mezzo, in regime turbolento.

Cosicché l'equazione differenziale del moto dei singoli punti dell'elemento considerato risulta del tipo (6)

$$J \frac{d^2x}{dt^2} = -Kx - F \frac{dx}{dt} - F' \left(\frac{dx}{dt} \right)^2, \text{ ove}$$

J è una grandezza avente le dimensioni di una massa, legata all'inerzia del sistema,

Kx è la forza elastica di richiamo, proporzionale all'elongazione x ,

$F \frac{dx}{dt}$ rappresenta la resistenza, di tipo plastico, proporzionale alla velocità,

$F' \left(\frac{dx}{dt} \right)^2$ costituisce la resistenza del mezzo.

Per poter astrarre da quest'ultimo termine, funzione della forma e della scabrezza dell'elemento considerato, nonché delle caratteristiche del mezzo fluido in cui l'elemento stesso muove, occorrerebbe determinare il movimento nel vuoto; in via subordinata, è possibile trascurare la resistenza del mezzo quando — essendo molto ridotta la velocità — il termine quadratico in $\frac{dx}{dt}$ risulti di un ordine

di grandezza trascurabile rispetto agli altri termini. O quantomeno l'influenza del termine quadratico, quando non trascurabile, potrà essere ignorata, a patto di considerare fenomeni oscillatori per condizioni molto prossime di dimensioni, forma e scabrezza dei solidi esaminati ed entro campi di variazione della velocità praticamente identici.

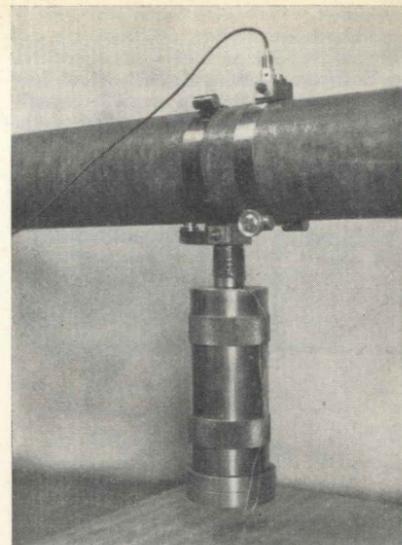


Fig. 7 - Carico applicato con elettrocalamita.

potrà essere assunto il decremento logaritmico

$$\lambda = \ln x_i - \ln x_{i+1} = \pi \frac{F}{J} \left(\frac{K}{J} - \frac{F^2}{4J^2} \right)^{-\frac{1}{2}}$$

grandezza costante, per K ed F costanti.

2) Condizioni delle esperienze.

Per la realizzazione delle esperienze, gli elementi tubolari considerati sono stati disposti orizzontalmente, su due appoggi foggianti a coltello ed espressamente progettati per impedirne la rotazione durante la sperimentazione: lo schema di riferimento per le prove con aste risulta chiaramente dalla fig. 1; quello per le prove con tubi dalla fig. 2.

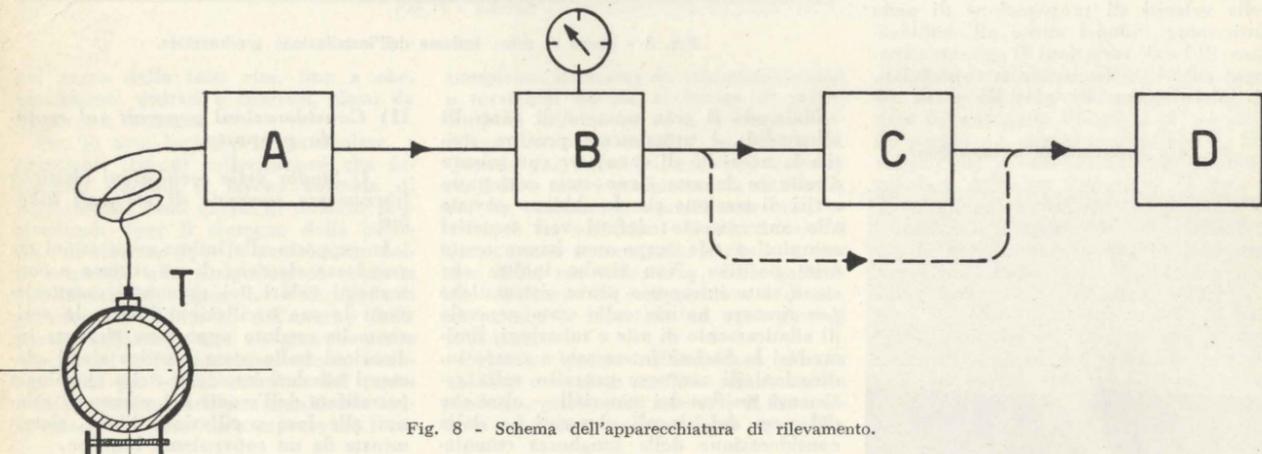


Fig. 8 - Schema dell'apparecchiatura di rilevamento.

La forza elastica di richiamo è genericamente proporzionale allo spostamento dalla posizione di riposo: le forze di

In tali condizioni, l'equazione del moto potrà ritenersi del tipo:

$$J \frac{dx^2}{dt^2} = -Kx - F \frac{dx}{dt}$$

e come grandezza caratteristica dello smorzamento del fenomeno oscillatorio

(6) Ved. R. MALET, *Mécanique vibratoire*, C. Béanger, Paris, 1955.

La distanza « l_a » tra gli appoggi è stata stabilita nelle varie prove su aste, disponendo i sopporti appena internamente alla ricalcatura esterna di estremità, in modo da avere sugli appoggi stessi il medesimo momento d'inerzia del complesso delle sezioni diametrali dell'asta; gli sbalzi d'estremità « s_1 » ed « s_2 » sono stati generalmente tenuti uguali. Per i «tubing» invece, la distanza « l_a » è sta-

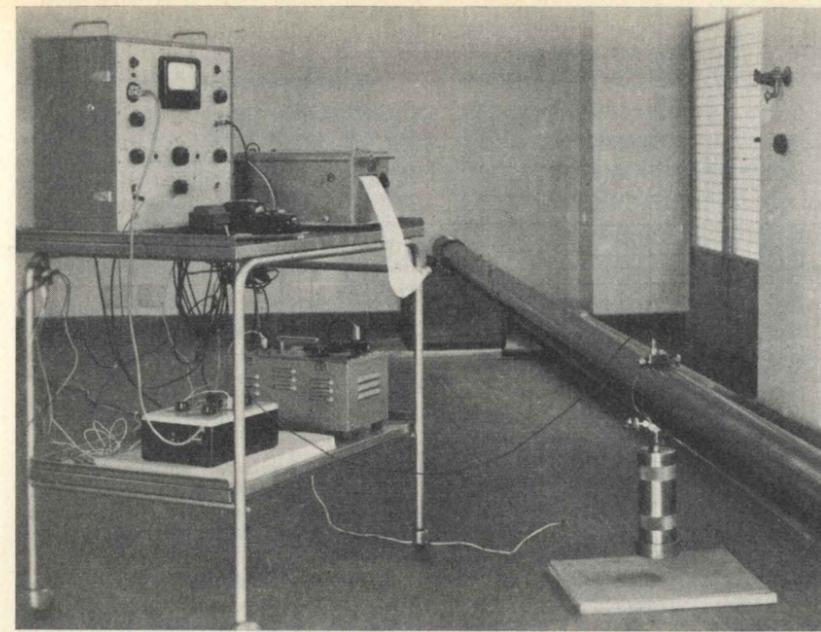


Fig. 9 - Prove su aste: complesso delle apparecchiature di misura e registrazione.

ta presa la più grande possibile, compatibilmente con la lunghezza dell'elemento.

Quanto agli appoggi « S_1 » ed « S_2 », dopo una serie di prove orientative con differenti realizzazioni (sopporti a lama, lineare o ricurva, puntiforme, ecc.), praticamente risultati identici agli effetti dell'ottenimento di un contatto molto localizzato, si è adottata la soluzione indicata in fig. 3, che consente una facile rotazione assiale degli elementi stessi su coppie di cuscinetti a sfere ed il relativo bloccaggio su caviglie in ogni posizione. Di tali appoggi, a loro volta piazzati su cassoni di sabbia con l'intermediario di piastre nervate, per costituire basamenti sostanzialmente anelastici, è data rappresentazione fotografica in figura 4. La fig. 5 invece illustra l'installazione sperimentale quale risultava nel suo complesso durante prove su aste.

La messa a punto di un dispositivo idoneo a determinare una deformazione iniziale del sistema è stata lunga e difficoltosa: mentre non risultarono sufficientemente ripetibili le condizioni di sollecitazione conseguenti ad impulsi dinamici, impartiti da sfere cadenti da altezze misurate, apparve conveniente generare il moto oscillatorio per soppressione

istantanea di una deformazione statica, ottenuta con uno dei seguenti sistemi:

1) per mezzo di un cavetto di nylon, collegato alla mezzeria dell'elemento e, tramite carrucole, ad un contrappeso di 10 kg (7): la forza può essere soppressa tranciando il cavetto con apposita cesoia, che determina una interruzione sufficientemente rapida del collegamento tra il tubo ed il contrappeso (si veda in proposito lo schema di fig. 6);

2) per mezzo di un'elettrocalamita, connettente un peso noto (ancora 10 kg) alla mezzeria dell'elemento; la connessione è annullabile all'apertura di un circuito elettrico (vedasi per l'insieme del dispositivo l'illustrazione fotografica di fig. 7).

I due sistemi di sollecitazione e di conseguente rilassamento si sono dimostrati equivalenti: tuttavia più netta è risultata l'interruzione dello stato di sollecitazione con il sistema elettromagne-

(7) A seguito di opportuni saggi orientativi, la forza determinante l'inflessione iniziale è stata fissata in 10 kg, tale da contenere le deformazioni statiche entro limiti di circa 2 mm, sia per le aste che per i tubing, e le connesse sollecitazioni di flessione entro valori del tutto trascurabili.

tico e di conseguenza di più fedele ripetibilità il fenomeno oscillatorio transitorio iniziale in questo caso. Pertanto, dopo le prove iniziali, la generalità dell'indagine è stata compiuta con il sistema elettromagnetico.

Il rilevamento delle vibrazioni è stato ottenuto applicando nelle varie posizioni di misura — collegati ad ogni elemento tubolare con apposito collare — trasduttori accelerometri (vedasi «T» nello schema di fig. 8), di peso e quindi di inerzia trascurabile rispetto al sistema elastico globale (trasduttori piezoelettrici al titanato di piombo e zirconio Brüel e Kjaer, tipo 4303, idonei alla misura di accelerazioni comprese tra 500.000 e 0,1 cm/sec², entro l'intervallo di frequenza 5-10.000 Hz).

La differenza di potenziale conseguente è stata amplificata con preamplificatori di tensione (Brüel e Kjaer, tipo 1606; «A» in fig. 8) e successivamente ancora amplificata in c.a. (con apparecchio Brüel e Kjaer tipo 2603, a caratteristica lineare per il campo di frequenza 2-35.000 Hz — «B» in fig. 8 — completo di millivoltmetro per la misura dei valori di picco, nonché dei valori medi ed efficaci delle tensioni corrispondenti alle accelerazioni. L'amplificazione massima di questo strumento raggiunge 60 dB; la precisione del voltmetro è dell'ordine del 2%; la relativa sensibilità dell'ordine dell'1%.

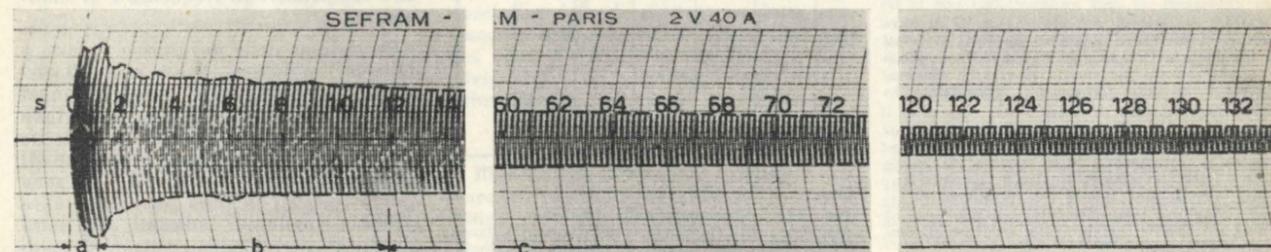
Per la registrazione dei valori istantanei di accelerazione è stato impiegato un registratore grafico (Sefram, a risposta lineare nel campo di frequenza 0-100 Hz, dotato di nastro di carta a velocità variabile tra 0,2 e 10 cm/s; «D» in fig. 8), generalmente inserito dopo un ulteriore stadio di amplificazione, realizzato questo con amplificatore di potenza (Unitron, tipo 72A, che consente guadagni in c.c. di 1000 volte circa; «C» in fig. 8).

Il complesso dell'apparecchiatura di misura appare illustrato in fig. 9, nel caso di esecuzione di prove su aste, effettuate con dispositivo elettromagnetico di sollecitazione.

Esso è stato ogni volta tarato, misurando il valore efficace della tensione al millivoltmetro corrispondente all'accelerazione di gravità, impartita al trasduttore accelerometrico da apposito piatto vibrante, ed imponendo la correlazione tra grandezze elettriche e cinematiche espressa dalla scala: 100 mV = 10 m/s². La fedeltà della registrazione dei fenomeni oscillatori era stata d'altra parte precedentemente controllata con dirette

Fig. 10 - Accelerogramma tipico, rilevato su asta:

a) fase iniziale del moto vibratorio; b) fase transitoria; c) fase stabilizzata con smorzamento regolare.



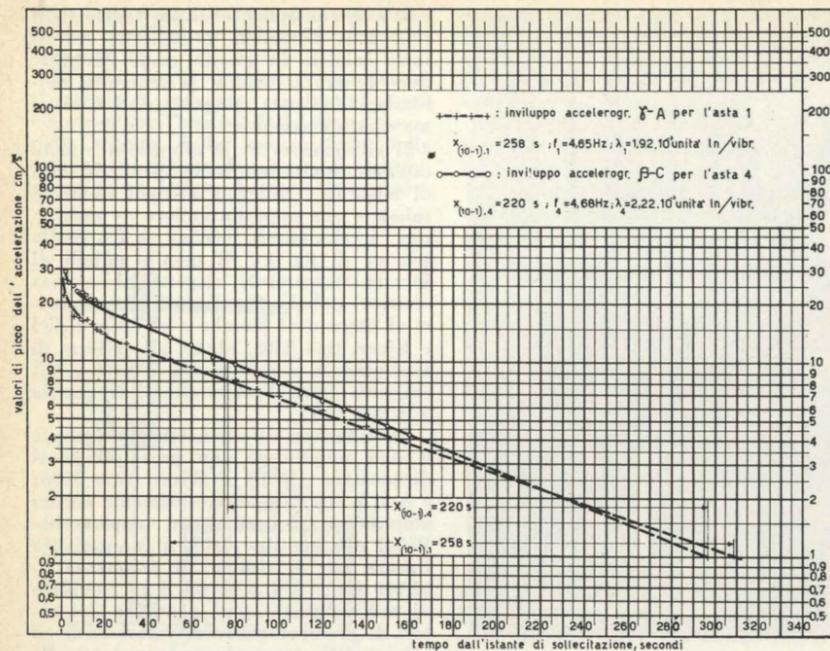


Fig. 11 - Involuppi di accelerogrammi relativi a due aste di perforazione (n. 1 e n. 4).

esperienze di confronto per via cinematografica ad altissima frequenza (8).

Sono state generalmente registrate le variazioni di accelerazione verticale delle aste e dei tubi, che — per oscillazioni pressochè sinusoidali — risultano proporzionali agli spostamenti, a meno del quadrato della velocità angolare. I valori di fondo-scala adottati, scelti in funzione delle accelerazioni massime da misurare (rispettivamente nel campo di 3-50 cm/s² per le aste e di 10-150 cm/s² per i tubing), sono stati per il millivoltmetro rispettivamente di 10 e di 30 mV; inoltre le scale di registrazione grafica avevano come corrispondenza nei due casi: 1 mm=2,3 cm/s² ed 1 mm=7,0 cm/s². Le velocità di traslazione del nastro di carta sono state tenute comprese nell'intervallo 1-5 cm/s.

Per valutare poi l'omogeneità del materiale, nove prove sono state compiute su ogni singolo elemento tubolare nelle indagini su aste. Un primo gruppo di tre è stato effettuato disponendo anzitutto gli appoggi in corrispondenza di una generatrice, assunta come riferimento (nella posizione angolare indicata con α in fig. 1 (9)), provocando cicli di oscillazioni libere e misurando le variazioni dell'accelerazione verticale nel tempo con testa accelerometrica piazzata nel centro (punto C di fig. 1) e ad 1/4 e 3/4 della distanza tra gli appoggi (punti A

e B di fig. 1). Analoghe tre determinazioni sono state ricavate — sempre mantenendo centrata la sorgente degli impulsi meccanici di spunto del ciclo vibratorio — per i corrispondenti punti C, A e B relativi ad ognuna delle posizioni angolari ottenute ruotando assialmente di 120° e di 240° l'asta rispetto all'originaria generatrice d'appoggio (rispettivamente β e γ in fig. 1).

Nel caso di tubing, stante la maggior omogeneità degli elementi, nonchè l'assenza di possibili fenomeni di usura localizzata e la mancanza di ricalcature alle estremità, le prove sono state invece generalmente limitate a tre, per ogni singolo elemento, rilevando cioè le variazioni dell'accelerazione verticale con testa sempre piazzata nel centro (punto C)

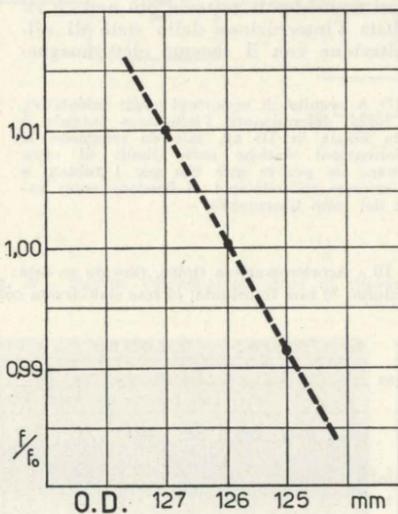


Fig. 12 - Variazione della frequenza (f) per una stessa asta in funzione del diametro esterno (O.D.) (riduzione costante di spessore = 1 mm).

nelle consuete tre posizioni angolari α , β e γ (V. schema di riferimento in fig. 2).

3) Interpretazione delle esperienze.

Così definite le condizioni sperimentali per quanto concerne i singoli parametri considerati, le modalità di taratura degli apparecchi di misura ed il numero delle determinazioni su ogni singolo elemento tubolare, è opportuno chiarire la pratica operativa adottata, essenzialmente dal punto di vista dell'interpretazione dei risultati.

Dalle diverse sperimentazioni sono dunque derivati degli accelerogrammi, di cui la fig. 10 illustra alcuni tratti per uno tipico di prove su aste. La loro osservazione consente di rilevare, in ognuno di essi, la presenza di tre principali fasi del movimento:

a) *fase iniziale*: in essa l'accelerazione massima delle successive onde rapidamente cresce da 0 al valore massimo assoluto, nel giro di 2-5 cicli vibratori completi;

b) *fase transitoria*: in essa l'accelerazione massima delle successive onde incomincia a decrescere, ma il fenomeno si manifesta con lievi irregolarità nell'andamento generale dovuto a locali effetti di risonanza ed al tempo di propaga-

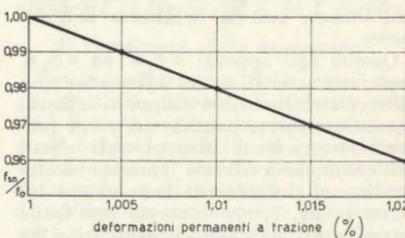


Fig. 13 - Variazione della frequenza (f) per una stessa asta in funzione degli allungamenti assiali permanenti (sbalzi costanti sugli appoggi).

zione del movimento vibratorio. In questa fase, durante un periodo della durata massima di una quindicina di secondi, interessante normalmente — sia per le aste che per i tubing — un numero di oscillazioni complete compreso tra una ventina ed una cinquantina, la resistenza del mezzo sembra esercitare effettivamente un'influenza non trascurabile sullo smorzamento delle oscillazioni ed il decremento ne risulta non costante, in progressiva diminuzione col tempo;

c) *fase stabilizzata*: in essa il decremento delle accelerazioni assume un valore costante e tale rimane, durante alcuni minuti, per molte migliaia di cicli. È questa la fase significativa, dagli elementi della quale sono tratte le misure comparative di frequenza e di smorzamento.

Per ognuna delle nove prove su aste o delle tre su tubing, e per tutti gli elementi esaminati, dagli accelerogrammi registrati — previo sempre opportuno controllo della scala con letture dirette al millivoltmetro, ripetute durante il corso delle singole esperienze — si sono quindi tracciati su carta semi-logaritmica i relativi involuppi, indicanti, nel tratto rettilineo corrispondente alla fase stabi-

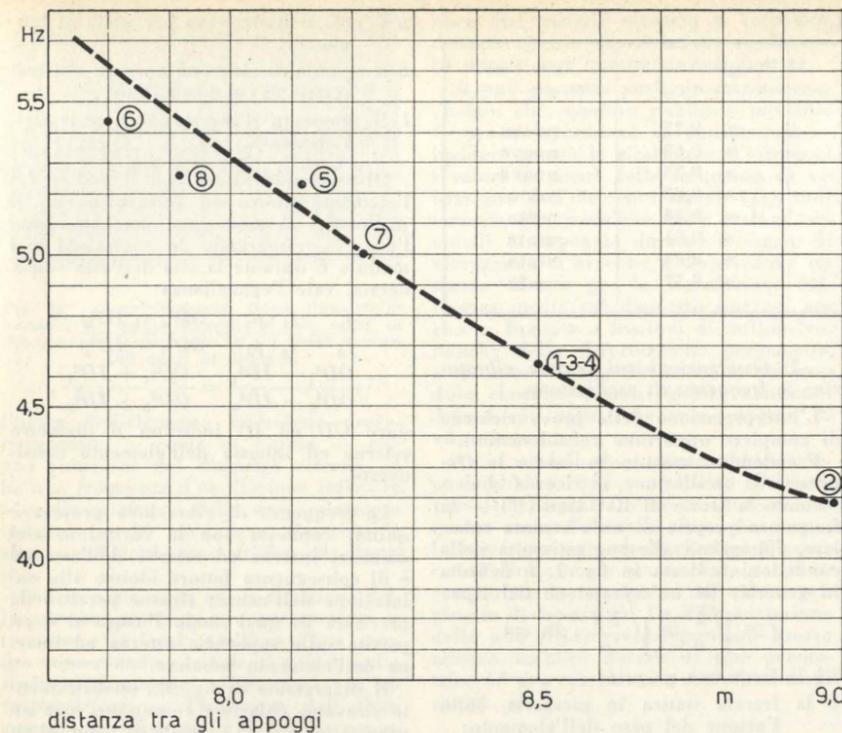


Fig. 14 - Variazione dei valori di frequenza (rilevati) in funzione della distanza tra gli appoggi delle aste esaminate.

lizzata, lo smorzamento costante caratteristico. Contemporaneamente veniva ricavata anche la relativa frequenza di oscillazione, determinando il tempo entro cui si erano svolte alcune centinaia di vibrazioni, conteggiate sempre sugli accelerogrammi: la precisione di quest'ultima misura è risultata dell'ordine dello 0,3%.

La legge di attenuazione dei valori di picco delle accelerazioni (ed in conseguenza anche quella dei corrispondenti

valori delle velocità e degli spostamenti) è stata poi espressa mediante il valore del relativo decremento logaritmico, dedotto dagli accelerogrammi in base al tempo (x_{10-1}) necessario per ridurre ad 1/10 il valore di picco delle accelerazioni (normalmente nell'intervallo 10-1 cm/s²). Nota la frequenza di vibrazione (f), il decremento logaritmico (λ) è stato ricavato con l'espressione:

$$\lambda = \frac{\ln 10}{f \cdot x_{10-1}}$$

Esso è stato inoltre controllato, per ogni prova, misurando il tempo (t') intercorrente fra le letture al millivoltmetro dell'apparato accelerometrico corrispondenti alle ampiezze di picco delle accelerazioni a_1 ed a_2 cm/s², secondo l'analoga relazione:

$$\lambda = \frac{\ln a_1 - \ln a_2}{f \cdot t'}$$

In linea di massima, ed in fase di una prima approssimazione, egual peso è stato attribuito ai diversi valori relativi alla frequenza ed allo smorzamento rilevati nelle varie posizioni di appoggio e di misura per una stessa asta e per uno stesso tubing; da essi si sono quindi ricavati valori medi aritmetici per le due grandezze sopra citate, riservando ad una successiva fase di ricerca, condotta con maggior approssimazione, la valutazione dei motivi delle differenze locali e l'individuazione di elementi per la discriminazione dei valori più attendibili.

4) Sviluppo del lavoro.

In relazione a quanto esposto, il lavoro sperimentale ha richiesto — dopo lunga serie di indagini preliminari per la messa a punto dei dettagli operativi

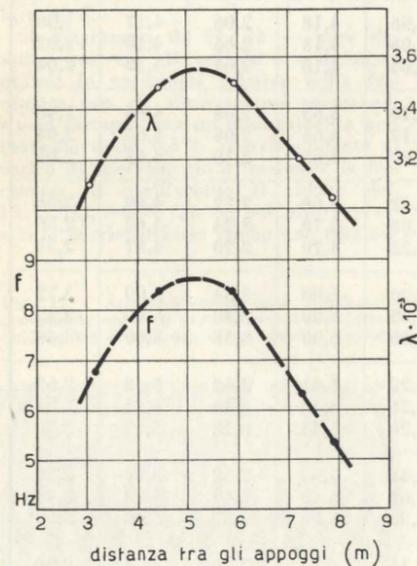


Fig. 15 - Influenza della distanza tra gli appoggi sulla frequenza (f) e sullo smorzamento (λ) per una stessa asta (n. 8).

del metodo di controllo non distruttivo proposto, riguardante la variazione della grandezza della sollecitazione di avvio e le conseguenti deformazioni iniziali ed accelerazioni massime dopo rilassamento, nonchè l'esame dei più convenienti tipi di appoggio, delle relative distanze, delle scale di registrazione e delle corrispondenti velocità del nastro — l'esecuzione di numerose prove tipiche per valutare il responso di vari tipi di aste e di condotte di produzione, in differente stato d'uso ed aventi caratteristiche di resistenza meccanica note per altra via. Tali ricerche sistematiche hanno comportato diversi mezzi di impiego, richiedendo l'esecuzione di prove, oltre che nei Laboratori dell'Istituto di Arte Mineraria del Politecnico di Torino, anche presso i magazzini del cantiere della Società AGIP Mineraria di Cortemaggiore (10).

Per un primo inquadramento nelle pagine seguenti dei risultati delle varie esperienze, sono stati scelti quelli relativi ad otto aste ed a due tubing, allo scopo specifico di fornire essenzialmente una illustrazione del metodo e dei suoi limiti nonchè una conferma delle sue possibilità applicative. In particolare, nei riguardi delle aste, si sono ritenuti maggiormente significativi per uniformità di riferimento i risultati ottenuti con un gruppo di aste di perforazione, nuove ed usate, aventi tutte uguale diametro esterno di 5 pollici; per i tubing, si sono analogamente ritenuti meglio significativi i risultati ottenuti con due tubing — aventi diametro esterno di 2 7/8" — uno nuovo e l'altro usato — analizzando le vibrazioni sia prima che dopo una sollecitazione longitudinale di trazione atta a provocare uno snerpamento.

Ad una successiva nota viene rinnovato invece l'inquadramento generale dei risultati sperimentali già a disposizione, completati con quelli di una numerosa serie di ulteriori esperienze programmate a breve scadenza, allo scopo di indagare sistematicamente e statisticamente sul comportamento di elementi tubolari, aventi differente stato d'uso, con caratteristiche di lavoro note.

III) Esperienze su aste di perforazione.

1) Caratteristiche delle aste esaminate e quadro generale dei risultati.

Le otto aste di perforazione prese in considerazione nelle prove di cui si riferisce avevano tutte le seguenti caratteri-

(10) L'A. si sente in dovere di esprimere un vivo ringraziamento alla direzione del Cantiere dell'AGIP Mineraria di Cortemaggiore (ed in particolare all'Ing. G. Pagliughi, Capo del Servizio Impianti e attrezzature di perforazione ed al suo Collaboratore Ing. G. Bonarelli), per aver posto a disposizione tecnici e materiali (aste, tubing), allo scopo di consentire l'esame di elementi tubolari di note caratteristiche di lavoro.

Un cordiale ringraziamento va poi a tutto il personale dell'Istituto di Arte Mineraria del Politecnico di Torino che ha assiduamente collaborato al lavoro sperimentale ed in particolare al Prof. Ing. E. Occeola ed agli assistenti Ing. G. Gécchele e S. Pelizza, che sono stati attivi operatori alle apparecchiature vibrografiche sia nei laboratori dell'Istituto che presso il Cantiere di Cortemaggiore.

TABELLA I

Asta	Ditta produttrice	Lunghezza totale	Stato d'uso
N. 1	Continental - Emsco	m 9,22	nuova
» 2	Continental - Emsco	» 9,68	nuova
» 3	Dalmine	» 9,23	nuova
» 4	(non nota)	» 9,23	usata
» 5	»	» 8,84	usata
» 6	»	» 8,51	usata
» 7	»	» 8,84	usata
» 8	»	» 8,57	usata

stiche geometriche ed elastiche originarie:

diametro esterno (O.D.): 5"=127 mm;

diametro interno (I.D.): 4,276"=108,61 mm;

spessore (t): 0,362"=9,195 mm;

peso unitario della tratta interna alle filettature (p): 17,93 lbs/ft=26,684 kg/m;

area della sezione trasversale (S): 3402 mm²;

momento d'inerzia diametrale della sezione trasversale (I): 5,94.10⁶ mm⁴;

acciaio E 75, avente la composizione:

C=0,43÷0,51 %; Ni= <0,25 %;

Mn=0,7 ÷ 1,1 %; Cu= <0,35 %;

Si=0,20÷0,25 %; S= <0,04 %;

Cr=0,85÷1,20 %; P= <0,04 %;

Mo=0,25÷0,35 %;

carico di snervamento dell'acciaio (corrispondente ad un allungamento a trazione dello 0,5 %): 75.000 lbs/sq.in=52,7 kg/mm²;

modulo di elasticità normale (E) dell'acciaio: 2,1.10⁴ kg/mm².

Gli altri elementi caratteristici per le singole aste sono precisati nella Tabella I.

Si deve peraltro tener presente che le aste n. 1 e n. 2 sono state sottoposte alle prove con il sottile rivestimento originario di protezione, mentre l'asta n. 3 è stata pressochè completamente liberata prima dei saggi dal rivestimento stesso. Infine le aste n. 4, 5, 6, 7 ed 8, usate, sono state sperimentate senza alcun rivestimento⁽¹¹⁾.

Il complesso dei risultati ottenuti è riassunto nella Tabella II. In fig. 11 sono invece riportati, a titolo illustrativo — in scala semilogaritmica — gli sviluppi degli accelerogrammi per le aste n. 1 e n. 4 relativi a due differenti piani longitudinali di sollecitazione ed a due posizioni di rilevamento, quali hanno servito per la determinazione degli smorzamenti delle oscillazioni.

(11) L'importanza della ricopertura esterna è certamente notevole agli effetti dei risultati che qui si espongono: prove eseguite sull'asta n. 3 coll'originario manto bituminoso di protezione hanno infatti rilevato un fattore di smorzamento (decremento logaritmico medio) di 2,64.10⁻³, contro un valore medio di λ = 2,06.10⁻³, quando tale manto è stato rimosso.

p il peso dell'elemento per unità di lunghezza;

E il modulo di elasticità normale del materiale di cui è costituito;

I il momento d'inerzia diametrale dell'elemento.

Distinguendo allora con il pedice (o) l'elemento nuovo ed integro e con il pedice (i) il medesimo elemento dopo l'uso, e trascurando le variazioni del modulo E durante la vita dell'asta considerata, vale l'eguaglianza:

$$\frac{f_i}{f_o} = \frac{I_i \cdot P_o}{I_o \cdot P_i} = \frac{OD_o^2 - ID_o^2}{OD_i^2 - ID_i^2}$$

$$\frac{OD_i^4 - ID_i^4}{OD_o^4 - ID_o^4} = \frac{OD_i^2 + ID_i^2}{OD_o^2 + ID_o^2}$$

dove OD ed ID indicano il diametro esterno ed interno dell'elemento considerato.

La frequenza di vibrazione propria è quindi connessa con la variazione dei diametri interno ed esterno dell'asta ed è di conseguenza fattore idoneo alla valutazione dell'usura; rimane peraltro da precisare in qual modo l'usura si è ripartita sulle superficie esterna ed interna dell'elemento tubolare.

Il diagramma di fig. 12, analiticamente ricavato, chiarisce comunque, per un progressivo valore costante di 1 mm di riduzione di spessore, la funzione relativa (frequenza in funzione del diametro esterno finale). Ne risulta che, quando

2) Osservazioni sul regime vibratorio: la frequenza di oscillazione.

L'interpretazione delle prove richiede di compiere opportune considerazioni.

Prendendo anzitutto in esame le frequenze di oscillazione, si ricorda che — secondo la teoria di RAYLEIGH⁽¹²⁾ — la frequenza propria di un elemento tubolare, appoggiato alle sue estremità nelle condizioni indicate in fig. 1, è definita in generale da un'espressione del tipo:

$$f \equiv \sqrt{\frac{1}{\delta}} \equiv \sqrt{\frac{EI}{p}}$$

f è la frequenza propria;

δ la freccia statica in mezziera, sotto l'azione del peso dell'elemento;

(12) Vedasi, ad esempio: S. TIMOSHENKO, *Théorie des vibrations mécaniques*, ed. Béran-ger, Paris, 1939.

TABELLA II

Asta N°	Distanza fra gli appoggi l _a m	Posizione di rilevamento	Piano longitudinale di oscillazione					
			α		β		γ	
			freq. rilev.	decrem. log.	freq. rilev.	decrem. log.	freq. rilev.	decrem. log.
1	8,50	C	4,65	1,92	4,65	1,96	4,65	1,98
		A	4,65	1,90	4,65	1,90	4,65	1,92
		B	4,65	1,84	4,65	1,88	4,65	1,84
2	8,98	C	4,16	1,96	4,18	2,06	4,17	1,98
		A	4,17	1,96	4,18	2,04	4,18	2,02
		B	4,17	2,04	4,18	2,04	4,18	2,04
3	8,50	C	4,65	2,10	4,65	2,08	4,65	1,98
		A	4,65	2,12	4,65	2,08	4,65	2,04
		B	4,65	2,00	4,65	2,10	4,65	2,04
4	8,50	C	4,67	2,22	4,68	2,22	4,69	2,36
		A	4,68	2,08	4,70	2,24	4,68	2,36
		B	4,69	2,22	4,70	2,20	4,67	2,34
5	8,14	C	5,24	3,30	5,00	3,54	5,00	3,72
		A	5,26	3,02	5,00	3,30	5,00	3,42
		B	5,26	3,20	5,00	3,38	5,00	3,48
6	7,80	C	5,46	3,22	5,41	2,62	5,42	2,52
		A	5,46	3,26	5,43	2,46	5,44	2,84
		B	5,46	3,26	5,43	3,18	5,42	3,2
7	8,15	C	5,00	2,42	5,00	2,32	5,00	2,50
		A	5,00	2,62	5,00	2,40	5,00	2,48
		B	5,00	2,30	5,00	2,32	5,00	2,60
8	7,90	C	5,32	3,16	5,34	3,26	5,34	2,90
		A	5,32	3,12	5,34	3,10	5,34	3,38
		B	5,35	3,02	5,34	3,32	5,24	2,94

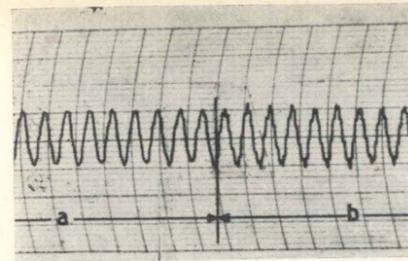


Fig. 16 - Accelerogramma tipico (fase stabilizzata): a) senza disturbi; b) con segni di disturbo per il passaggio di un treno a circa 100 metri di distanza.

l'usura dell'elemento interviene prevalentemente — come di norma — con una riduzione del diametro esterno, si ha una frequenza d'oscillazione inferiore a quella originaria dello stesso elemento integro, purchè rimangano identiche le altre condizioni geometriche ed elastiche.

Nel caso invece in cui la riduzione dello spessore avvenga per snervamento a trazione e si faccia oscillare l'asta sempre conservando costante il valore dello sbalzo sugli appoggi, si esercita — in sovrapposizione — l'influenza dell'allungamento permanente (Δl) e della conseguente aumentata distanza tra gli appoggi. Nell'ipotesi che l'usura sia nulla e che dopo allungamento il rapporto $\frac{I}{p}$ rimanga costante:

$$\left(\frac{I}{p}\right)_o = \left(\frac{I}{p}\right)_{sn}$$

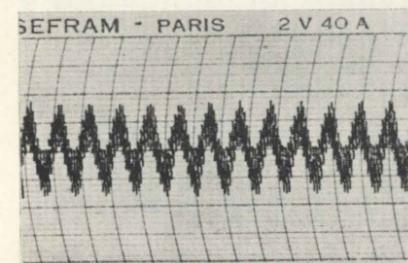
(il che, in base al diagramma di fig. 12, significa ammettere che la contrazione trasversale sia avvenuta con identiche variazioni dei diametri esterno ed interno), si ricava la frequenza di vibrazione dell'elemento dopo snervamento:

$$f_{sn} = f_o \frac{l_o^2}{(l_o + \Delta l)^2}$$

ancora ammettendo che risultino trascurabili le variazioni intervenute nel valore di E.

Il diagramma di fig. 13 — pure dedotto per via di calcolo — definisce quindi le variazioni relative della frequenza con gli allungamenti permanenti: ad esempio, per un allungamento permanente dello 0,5 % (corrispondente al carico di snervamento a trazione), la frequenza di oscillazione si riduce del 1 % ($f_{sn} = 0,99 f_o$). Se poi allo snervamento corrispondesse anche una diminu-

Fig. 17 - Accelerogramma (fase stabilizzata) presentante segno di disturbo per il passaggio a qualche km di distanza di un aereo a reazione.



zione del modulo elastico, la riduzione della frequenza di vibrazione risulterebbe ancora per questo motivo esaltata.

Si può pertanto preliminarmente concludere che, qualora risultasse possibile — con un'operazione di punzonatura — incidere presso le ricalcature d'estremità i valori originari della frequenza di vibrazione dell'elemento nuovo (f_o), unitamente alla posizione delle sezioni terminali di appoggio durante il saggio di vibrazione, si avrebbe a disposizione un mezzo efficace per la segnalazione dell'usura media sul diametro esterno, anche se limitata a frazioni di millimetro, nonché della deformazione permanente a trazione e della diminuzione del modulo elastico, quando fossero constatati decrementi della frequenza propria di vibrazione.

Aumenti della frequenza originaria segnalerebbero invece un'usura dell'asta prevalentemente sul diametro interno: in questo caso, d'altronde meno frequente, la sovrapposizione degli effetti dell'usura e dell'allungamento permanente potrebbe comportare la ripetizione del valore originario di frequenza. La differenziazione delle aste richiederebbe pertanto ancora almeno un'altra misura di tipo geometrico od una correlazione con rilevamenti sonici.

3) Osservazioni sullo smorzamento delle oscillazioni libere.

Passando a considerare lo smorzamento del ciclo oscillatorio, sembra opportuno ricordare che la velocità di diminuzione dell'ampiezza delle oscillazioni è elemento univocamente connesso con le condizioni elastiche delle aste, purchè queste abbiano le stesse condizioni superficiali, siano della stessa lunghezza e siano sperimentate con una pari distanza tra gli appoggi.

L'analisi del diagramma di fig. 11 e dei risultati relativi alle prove sulle varie aste prese in esame indica infatti chiaramente che lo smorzamento delle oscillazioni, espresso dal relativo decremento logaritmico ovvero dalla tangente trigonometrica delle varie rette che corrispondono — in diagramma logaritmico — alla legge di variazione nel tempo dei picchi di accelerazione, è connesso in modo evidente con lo stato d'uso delle varie aste.

Nelle condizioni di esperienza adottate, le aste nuove sono risultate dotate di decrementi logaritmici dell'ordine di 2.10⁻³, abbastanza omogenei nelle varie direzioni e non molto differenti tra di loro, a parità di materiale e di rivestimento; le aste usate hanno rivelato valori del decremento λ compresi tra 2,2 e 3,5.10⁻³; variazioni importanti di λ su una stessa asta nelle varie posizioni sugli appoggi (vedasi al riguardo l'asta 6) possono fornire indicazioni sull'eterogeneità strutturale dei materiali in connessione con la precedente vita degli elementi e sul loro irregolare grado d'inflessione.

A riprova di ciò, occorre ricordare che il controllo sonico di alcune delle aste indagate, effettuato da parte dell'AGIP, ha fornito risultati nettamente concordi con le interpretazioni ora esposte. Così l'asta n. 4 (per la quale è risultato un valore medio di $\lambda = 2,26 \cdot 10^{-3}$), è stata

classificata con il controllo sonico tra quelle ancora reimpiegabili in condizioni di lavoro non troppo gravose, mentre l'asta n. 5 (per cui il valore medio di λ fu pari a 3,37.10⁻³), allo stesso controllo è risultata in condizioni nettamente peggiori, da scartare; analogamente le aste n. 6 e n. 8 (aventi rispettivamente decrementi logaritmici medi di 2,94.10⁻³ e 3,13.10⁻³) sono state classificate fra gli scarti. Quanto all'asta n. 7 (con λ medio = 2,45.10⁻³), essa è stata pure passata tra gli scarti, ma solo per difetti nel « tool joint », mentre è stata classificata di « corpo discreto ».

4) Considerazioni sui limiti del metodo illustrato.

Passando ad osservare criticamente le condizioni di sperimentazione adottate, si rileva come la preventiva determinazione di uno sbalzo costante sugli appoggi determini la necessità di variazioni della distanza degli appoggi con i singoli elementi esaminati, se di lunghezza globale diversa.

E siccome anche elementi di una stessa serie hanno lunghezze piuttosto variabili, così da determinare una discreta dispersione delle frequenze (si veda ad esempio in fig. 14 la rappresentazione grafica dei valori rilevati di frequenza, in funzione della distanza tra gli appoggi, ed in sostanza — a parità della lunghezza degli sbalzi $S_1 = S_2$ di fig. 1 — in funzione della lunghezza delle aste esaminate), si è voluto compiere un esame — operando sull'asta contrassegnata con il n. 8 — per rilevare sperimentalmente l'influenza della distanza tra gli appoggi sulla frequenza e sullo smorzamento delle vibrazioni libere. I valori di tali grandezze, rapportati alla distanza tra gli appoggi, risultano dalla Tabella III e sono diagrammati in fig. 15.

TABELLA III

Distanza fra gli appoggi, l _a m	Frequenza di vibrazione Hz	Decremento logaritmico λ 10 ⁻³
3,10	6,75	3,11
4,50	8,36	3,44
5,90	8,37	3,45
7,30	6,32	3,20
7,90	5,31	3,07

Da tale diagramma risulta un andamento simile per le due funzioni λ (l_a) ed f (l_a), per le quali il massimo corrisponde ad una distanza tra gli appoggi pari a circa 6/10 della lunghezza dell'elemento considerato: la disposizione più conveniente degli appoggi — per la quale sia le grandezze caratteristiche da misurare assumono i valori massimi, sia gli scarti eventuali nelle misure per errori geometrici nella sistemazione degli appoggi sono minimi — corrisponde dunque a valori dell'ordine di 6/10 della lunghezza globale dell'asta presa in esame. Tuttavia occorre notare che le variazioni nel decremento logaritmico con il variare della distanza tra gli appoggi sono proporzionalmente meno importanti di quel-

le relative alla frequenza di vibrazione, le quali ultime corrispondono al 50 % del valore massimo; inoltre piccoli errori (dell'ordine di 1-2 cm) nella disposizione degli appoggi influenzano le misure per entità inferiori alla relativa sensibilità.

Per quanto concerne poi taluni aspetti secondari delle condizioni sperimentali, già si è ricordato che la validità di una interpretazione dei dati oscillografici sperimentali richiede di poter operare in condizioni rigorosamente simili di esperienza. Ciò è in particolare da osservare nei riguardi delle condizioni superficiali degli elementi esaminati, per cui occorre che sia rimossa ogni causa d'influenza del rivestimento protettivo: la condizione è senz'altro verificata nelle prove su aste di perforazione già usate, nel qual caso occorre piuttosto preoccuparsi che le aste siano sufficientemente pulite nel loro interno da detriti e da residui del fango di circolazione o di cemento.

D'altra parte il metodo è assai sensibile ai disturbi esterni, essenzialmente rappresentati da vibrazioni del terreno o dell'atmosfera. Così, in fig. 16 sono riportati tratti di accelerogrammi relativi ad una prova sull'asta n. 3, durante lo smorzamento naturale (α) e durante il passaggio ad una cinquantina di metri di distanza di un treno (β). Nel diagramma indisturbato si ricava un decremento logaritmico di $2,78 \cdot 10^{-3}$; nel tratto disturbato del diagramma il decremento appare invece $\lambda = 2,24 \cdot 10^{-3}$. Analogamente, in fig. 17 è riportato il tratto finale di un accelerogramma disturbato in modo persistente per il passaggio a qualche km di distanza di un aereo a reazione.

L'effetto di questi disturbi persistenti è di fornire con continuità al sistema elastico in vibrazione quote di energia soprattutto rilevanti nella fase finale delle prove, quando le ampiezze delle oscillazioni libere sono di pochi centesimi di millimetro: gli involucri degli accelerogrammi rilevati tendono ad assumere un andamento più o meno ondulato, rivelando interferenze e battimenti, mentre l'ampiezza della vibrazione fondamentale risulta aumentata.

Merita notare invece che disturbi improvvisi e momentanei (quali brevi trepidazioni od urti meccanici in prossimità dell'apparato sperimentale), se di valore limitato — pure essendo segnalati dall'insieme accelerometrico — non influenzano l'andamento dei diagrammi rilevati.

IV) Esperienze su condotte di produzione.

1) Generalità sulle prove compiute e risultati delle esperienze.

Le condotte di produzione (« tubing ») prese in considerazione avevano le seguenti caratteristiche geometriche ed elastiche originarie:

- diametro esterno (O.D.): $2\ 7/8'' = 73\text{ mm}$;
- diametro interno (I.D.): $2,441'' = 62\text{ mm}$;
- spessore (t): $0,217'' = 5,5\text{ mm}$;
- peso unitario della parte interna alla filettatura (p): $6,61\text{ lbs/ft} = 9,476\text{ kg/m}$;

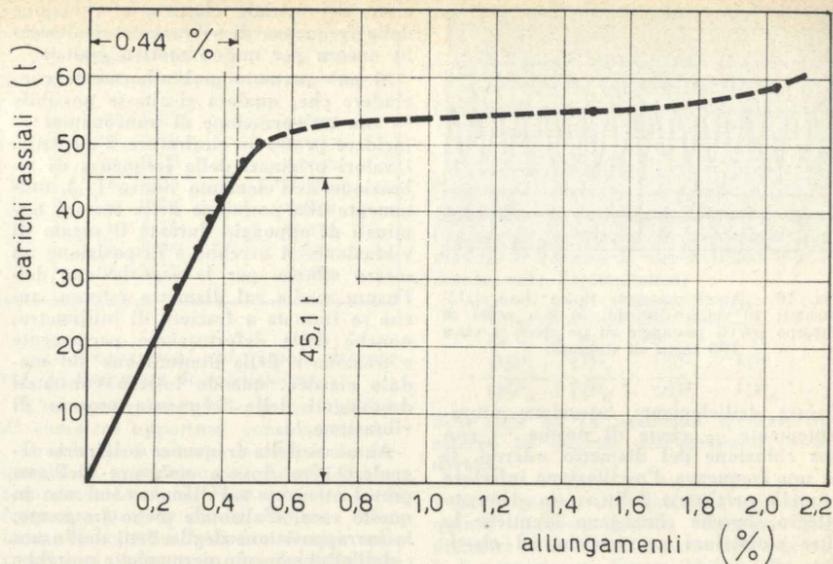


Fig. 18 - Diagramma sforzi-deformazioni per un « tubing » nuovo.

area della sezione trasversale (S): 1160 mm^2 ;
 momento d'inerzia diametrale della sezione trasversale (I): $6,68 \cdot 10^5\text{ mm}^2$;
 acciaio J 55;
 carico di snervamento dell'acciaio: $55.000\text{ lbs/sq.in} = 38,6\text{ kg/mm}^2$;
 modulo di elasticità normale (E) dell'acciaio: $2,1 \cdot 10^4\text{ kg/mm}^2$.

prima che dopo l'applicazione di una sollecitazione longitudinale di trazione idonea a provocare uno snervamento con un allungamento permanente dell'ordine del $2 \pm 2,5\%$ (13). I tubing sono stati sperimentati provvisti di manicotto di giunzione ad entrambe le estremità, secondo lo schema di fig. 2.

(13) La sollecitazione necessaria per raggiungere le condizioni di snervamento è stata ottenuta con tiro al gancio in un impianto di perforazione AGIP del campo di Cortemaggiore. Per l'elemento nuovo si è riscontrato un diagramma sforzi-deformazioni tipico di acciai di alta qualità, riportato in fig. 18, con allungamenti dello 0,44 % in corrispondenza del carico massimo ammesso sulla colonna.

La ricerca di cui si riferisce è stata condotta su un tubing nuovo e su altro analogo usato, in entrambi i casi eseguendo i rilevamenti oscillografici sia

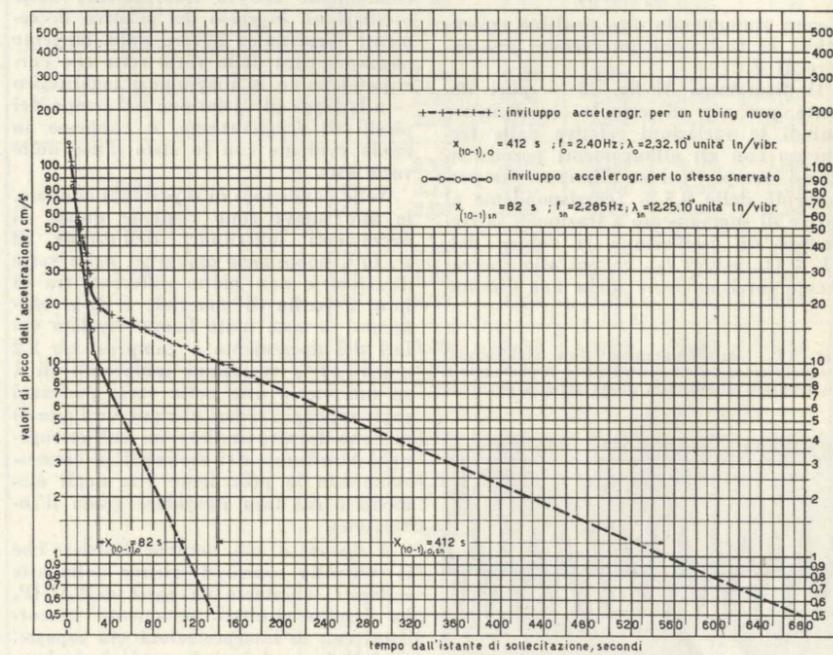


Fig. 19 - Tipici involucri di accelerogrammi per un « tubing » nuovo (prima e dopo snervamento).

TABELLA IV

Condizioni del tubing	Lunghezza utile l, m	Distanza fra gli appoggi, l_a, m	Frequenza calcolata Hz	Piano longitudinale di oscillazione					
				α		β		γ	
				freq. rilev. Hz	decr. log. $\lambda \cdot 10^{-3}$	freq. rilev. Hz	decr. log. $\lambda \cdot 10^{-3}$	freq. rilev. Hz	decr. log. $\lambda \cdot 10^{-3}$
nuovo, con rivestimento bituminoso	9,05	8,90	2,39	2,41	2,32	2,41	2,36	2,42	2,35
nuovo, snervato a trazione, con rivestimento	9,25	9,05	2,30	2,28	12,10	2,29	12,05	2,29	12,60
usato, nudo	8,75	8,55	2,59	2,62	1,14	2,64	1,19	2,65	1,22
usato, nudo, snervato a trazione	8,97	8,77	2,45	2,45	3,10	2,45	3,14	2,46	3,23

I risultati sperimentali sono riassunti nella seguente Tabella IV.

Il diagramma di fig. 19 rappresenta invece in scala semilogaritmica gli involucri degli accelerogrammi rilevati sulla colonna nuova prima e dopo lo snervamento a trazione, con allungamento permanente del 2,2 %; il grafico di fig. 20 rappresenta analogamente l'involucro degli accelerogrammi rilevati sulla colonna usata, prima e dopo lo snervamento a trazione, con un allungamento permanente del 2,5 %.

2) Osservazioni sui risultati delle esperienze.

L'analisi degli accelerogrammi di figure 19 e 20 consente di pervenire alle seguenti osservazioni conclusive:

a) È sensibile la variazione di frequenza di vibrazione degli elementi considerati prima e dopo lo snervamento. Essa è dovuta soprattutto alla maggiore distanza fra gli appoggi, essendosi nella

sperimentazione conservata costante la lunghezza dello sbalzo s di fig. 2.

Infatti, detta f_0 la frequenza di vibrazione dell'elemento prima dello snervamento e f_s quella dopo lo snervamento, le variazioni di frequenza prima e dopo lo snervamento sono indicate dai rapporti f_0/f_s della seguente Tabella V:

TABELLA V

	$(1 + \frac{\Delta l}{l})^2$	f_0/f_s
Tubing nuovo	1.045	1.055
Tubing usato	1.050	1.066

In essa, la prima colonna determina l'influenza della variazione della lunghezza dell'elemento sulla variazione di frequenza.

b) Date le minori dimensioni dei tubing, rispetto alle aste di perforazione, la fase iniziale del moto prima di giungere alle oscillazioni smorzate con decre-

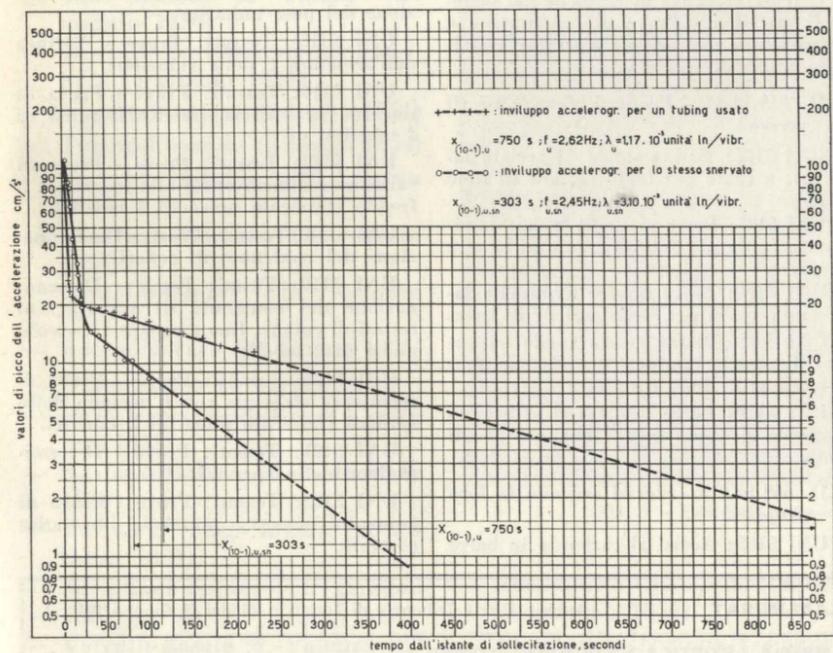


Fig. 20 - Tipici involucri di accelerogrammi per un « tubing » usato (prima e dopo snervamento).

mento costante è genericamente di maggior durata che con le aste. È inoltre interessante notare l'aspetto caratteristico che ha il campo del diagramma di ricordo tra i due andamenti oscillatori: per gli elementi tubolari snervati il ricordo appare piuttosto graduale, mentre per quelli non snervati tende ad accentuarsi la curvatura del ginocchio.

c) Lo smorzamento delle vibrazioni corrisponde a decrementi logaritmici per i tubing usati minori rispetto agli analoghi delle aste usate, per la minore influenza delle forze di smorzamento esterne (resistenza del mezzo).

d) È sensibile l'influenza dello stato superficiale degli elementi sottoposti ad indagine: un tubing nuovo con rivestimento bituminoso ha un fattore di decremento logaritmico maggiore di quello relativo all'elemento corrispondente usato.

e) È notevole la diversità delle caratteristiche di attenuazione delle vibrazioni dei tubing prima e dopo lo snervamento, per gli allungamenti permanenti considerati. La variazione del decremento logaritmico delle accelerazioni (e corrispondentemente delle velocità e degli spostamenti) è del 432 % per l'elemento nuovo e del 165 % per quello usato. I diversi valori di λ , pur connessi con allungamenti permanenti dello stesso ordine, si giustificano considerando che l'azione resistente del rivestimento del tubing nuovo diviene più rilevante, a confronto con le ridotte capacità elastiche del sistema dopo lo snervamento.

V) Conclusioni.

I risultati delle esperienze di vibrazione libera intrapresi in sede preliminare consentono di dedurre che il metodo proposto per l'indagine delle condizioni elastiche degli elementi tubolari permette effettivamente di giungere ad una valutazione sintetica sommaria dello stato di usura e della resistenza residua degli elementi stessi; ed in particolare di aste, di condotte di produzione e di astine di sollevamento della produzione liquida dei pozzi.

Sulla base dei risultati ottenuti e del confronto con le indicazioni di altri metodi di controllo degli elementi tubolari, è apparso che la misura della frequenza propria di vibrazione e la determinazione delle relative variazioni nel tempo sono elementi di valutazione della riduzione della sezione trasversale; le stesse variazioni nella frequenza e — soprattutto — le variazioni nello smorzamento delle vibrazioni sono elementi di giudizio dello stato di fatica dei materiali e del relativo eventuale snervamento a trazione, idonei a fornire indicazioni sulle loro attitudini residue di lavoro.

Lo studio dello smorzamento delle vibrazioni in particolare è risultato di precipuo interesse, in quanto connesso con le caratteristiche elastiche dei materiali esaminati ed eventuale indicio di disomogeneità locali difficilmente rilevabili altrimenti, mentre la frequenza di vibrazione è prevalentemente legata ad entità geometriche, in molti casi direttamente misurabili per altra via.

Torino, luglio 1962.

Giovanni Baldini

NOTIZIARIO

Approvazione del Bilancio Preventivo

Il Comitato Nazionale dei Delegati della Cassa di Previdenza per gli Ingegneri ed Architetti, riunitosi il giorno 13 Luglio c. a., presso la Sala del Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici in Roma, udita la relazione del Presidente, Senatore Emilio Battista, ha approvato all'unanimità il Bilancio Preventivo per l'esercizio 1963.

Il Comitato stesso su mozione accettata dal Presidente della Cassa e firmata da numerosi delegati, ha espresso la fiducia che, non appena possibile, le pensioni attualmente erogate dalla Cassa vengano convenientemente elevate, sia nei confronti dei liberi professionisti che di coloro che beneficiano di altro trattamento di previdenza.

Nella Cassa Nazionale di Previdenza per gli Ingegneri e gli Architetti

La Giunta Esecutiva, nella riunione del 12 luglio c. a., ha provveduto alla liquidazione di un ulteriore gruppo di pensioni dirette, di reversibilità e a superstiti, e di invalidità.

Pertanto, alla data odierna, risultano complessivamente liquidate:

1) Pensioni dirette	n. 2.542
2) Pensioni di reversibilità e a superstiti	» 201
3) Pensioni di invalidità	» 20
<hr/>	
Totale	n. 2.763

CONCORSI

PREMIO VITRUVIO

L'Ente Marmi Veronese ha istituito un Concorso biennale, denominato « Premio Vitruvio », inteso a segnalare il più significativo ed importante impiego dei marmi, delle pietre e dei graniti nell'edilizia durante il quadriennio precedente la data di pubblicazione del presente bando.

Possono partecipare al Concorso gli Architetti, gli Ingegneri e i Docenti delle Facoltà d'Architettura della Comunità Economica Europea.

L'Ente banditore diverrà unico proprietario della documentazione che sarà presentata dal vincitore.

La documentazione minima, richiesta per ogni concorrente, è la seguente:

a) n. 4 fotografie 30x40 montate su pannelli rigidi di cui almeno una a colori, dell'opera realizzata;

b) un particolare (scala minima 1:10) del modo d'applicazione del marmo;

c) una breve relazione dattiloscritta illustrante i concetti architettonici e costruttivi seguiti, nonché la data di esecuzione dell'opera.

Gli elaborati dovranno pervenire, in involucri chiusi, alla Segreteria dell'Ente Marmi Veronese in Verona - Vicolo Cavalletto 4 - entro le ore 12 del giorno 10 agosto 1963.

La Giuria del Concorso sarà composta come segue: *Presidente*: il Presidente dell'Amministrazione Provinciale di Verona; *Membri*: il Presidente o un Delegato del Consiglio Nazionale degli Architetti; il Presidente o un Delegato del Consiglio Nazionale degli Ingegneri; il Magnifico Rettore o un Delegato dell'Istituto Universitario di Architettura di Venezia; il Presidente dell'Ordine degli Architetti di Verona o un suo Delegato; il Presidente dell'Ordine degli Ingegneri di Verona o un suo Delegato; un Tecnico designato dalle Associazioni degli Industriali marmiferi; *Segretario*: il Segretario dell'Ente Marmi Veronese.

Il risultato del Concorso verrà reso noto a mezzo della stampa entro il 5 settembre 1963.

REGOLAMENTAZIONE TECNICA

(pubblicate dal 1° gennaio al 31 marzo 1962)

C.D. 621.791 - *Saldature.*

UNI 5132: Elettrodi rivestiti per la saldatura degli acciai dolci e degli acciai al manganese ad elevato carico di snervamento - Condizioni tecniche generali, simboleggiatura e modalità di prova (fascicolo unico di 27 tab.).

CD.669:620.17 - *Prove dei materiali metallici.*

UNI 5111: Prove meccaniche dei materiali metallici - Prova di scorrimento a temperatura elevata per l'acciaio (fascicolo unico di 7 tabelle).

C.D. 669.14-42 - *Profilati, barre, fili di acciaio.*

UNI 5106: Barre tonde di acciaio laminate a caldo per fabbricazione di lime e raspe.

UNI 5107: Barre piatte di acciaio laminate a caldo per fabbricazione di lime e raspe.

UNI 5108: Barre quadre di acciaio laminate a caldo per fabbricazione di lime.

UNI 5109: Barre mezzo tonde irregolari di acciaio laminate a caldo per fabbricazione di lime e raspe.

UNI 5110: Barre triangolari di acciaio laminate a caldo per fabbricazione di lime.

C.D. 669.14.018 - *Acciai secondo le loro proprietà.*

UNI 5105: Acciai al carbonio in barre

CONVEGNI

Convegno Internazionale sui Problemi Grafici nell'Ingegneria e Architettura

Un Convegno Internazionale sul tema « I problemi grafici nell'ingegneria e nell'architettura », sarà tenuto a Torino, in concomitanza con il Salone Internazionale della Tecnica e la Mostra del Barocco Piemontese, nei giorni 28-29 settembre 1963 a cura della Società degli Ingegneri ed Architetti in Torino.

Il Convegno si articolerà nelle seguenti sezioni di lavoro: a) *I problemi grafici nell'architettura*; b) *I problemi grafici nell'ingegneria*; c) *I problemi grafici nell'istruzione superiore*; d) *I problemi grafici nell'Industrial Design*; e) *L'arte grafica nelle sue applicazioni*.

Saranno nell'occasione organizzate visite alle mostre sopradette, a Monumenti e a Industrie Piemontesi, e offerte ai Convenuti, oltre agli ingressi alle varie manifestazioni, alcuni ricevimenti secondo programma di dettaglio in via di definizione, e che verrà successivamente precisato, unitamente ai nomi delle Personalità e degli Oratori che hanno assicurato la loro partecipazione.

trafilate per lavorazioni meccaniche ad alta velocità - Qualità, prescrizioni e prove (fascicolo unico di 2 tabelle).

C.D. 677.06:620.1 - *Prove sui tessuti.*

UNI 5112: Tessuti: Prove - Esame delle caratteristiche esteriori.

UNI 5113: Tessuti: Prove - Verifica della lunghezza e dell'altezza.

UNI 5114: Tessuti: Prove - Determinazione del peso unitario.

UNI 5115: Tessuti: Prove - Verifica dell'armatura e della riduzione.

UNI 5116: Tessuti: Prove - Prova di trazione su striscia (fascicolo unico di 2 tabelle).

UNI 5117: Tessuti: Prove - Prova di variazione dimensionale alla bagnatura a freddo (fascicolo unico di 3 tabelle).

UNI 5118: Tessuti: Prove - Determinazione del contenuto di ceneri.

UNI 5119: Tessuti: Prove - Determinazione del contenuto di appretto sui tessuti di cotone, lino e canapa (fascicolo unico di 2 tabelle).

UNI 5120: Tessuti: Prove - Prova di repellenza all'acqua con il metodo dello spruzzo (fascicolo unico di 2 tabelle).

UNI 5121: Tessuti: Prove - Determinazione dello spessore.

UNI 5122: Tessuti: Prove - Prova di tenuta all'acqua a pressione idrostatica costante.

Direttore responsabile: **AUGUSTO CAVALLARI-MURAT**

Autorizzazione Tribunale di Torino, n. 41 del 19 Giugno 1948

STAMPERIA ARTISTICA NAZIONALE - TORINO