Prove su una serie di travi ad armatura mista: rapporto definitivo

Prof. Ing. Giulio Pizzetti

SOMMARIO

Viene studiato il comportamento di una serie di otto travi ad armatura mista, provate fino a rottura. I dati sperimentali vengono commentati e raffrontati con quelli teorici e si sottolineano – come effetti caratteristici della presenza dell'armatura associata — il sensibile incremento delle perdite di tensione per ritiro e fluage, la notevole ampiezza del periodo di fessurazione ed il comportamento a rottura.

1) GENERALITA' - CARATTERISTICHE DELLE TRAVI

Le prove in questione, condotte presso il Laboratorio di Scienza delle Costruzioni dell'Ist. Univ. di Architettura di Venezia, avevano come scopo l'esame delle varie fasi del processo statico in travi precompresse con sensibile percentuale di armatura addizionale non pretesa: tra l'altro si desiderava investigare l'influenza della variabile « aderenza » della armatura associata, ferme restando tutte le altre possibili variabili del problema.

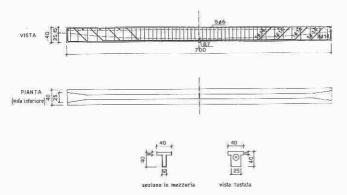


Fig. 1 - Caratteristiche geometriche delle travi.

A tale scopo sono state costruite e provate fino a rottura otto travi delle seguenti caratteristiche comuni:

- a) sezione a forma di T con ingrossamento dell'anima verso gli appoggi lunghezza mt. 7,00 (fig. 1);
- b) armatura di precompressione cavo tipo SACAIM da 12 Ø 6 ad andamento parabolico, area utile 3,39 cm², avente le seguenti caratteristiche meccaniche (fig. 2):

limite elastico al $2\% = 165 \text{ kg/mm}^2$ carico di rottura = 178 kg/mm^2

- c) area della armatura addizionale non pretesa $7 \otimes 14$ pari a 10.78 cm² (per le caratteristiche meccaniche variabili da trave a trave, vedasi tabella I);
- d) caratteristiche geometriche della sezione in mezzeria: quali risultano da fig. 3;

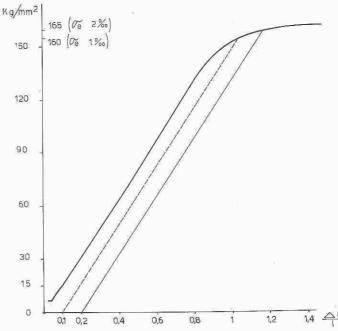


Fig. 2 - Caratteristiche meccaniche dell'acciaio dei cavi.

e) armatura al taglio: studiata in modo da garantire la impossibilità di rottura prematura per taglio, ossia: oltre ai ferri piegati delle armature addizionali, staffe Ø 6 a distanza ravvicinata nella zona di massimo momento.

I) Sezione di calcestruzzo.

Area	A	. =	690	cm ²
Distanza dell'asse neutro				
dal bordo superiore	y_1	=	14.75	cm
Momento di inerzia	J	=	104.400	cm4
Momento resistente	Wsup.	=	7.080	cm^3
Momento resistente	Winf.	=	4.130	cm^3

Sezione di calcestruzzo più armatura addizionale non pretesa.

Area A (per
$$n = 5.3$$
) = 747,9 cm²
 $y_1 = 16.28$ cm
 $J = 125.410$ cm¹
 $Ws = 7.730$ cm³
 $Wi = 5.290$ cm³

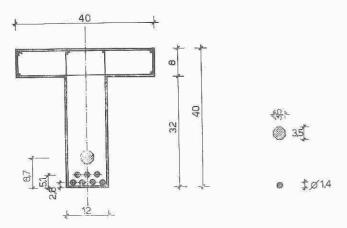


Fig. 3 - Dettaglio della sezione di mezzeria.

III) Sezione (II) più cavo iniettato.

 $A = 770 \text{ cm}^2$ $y_1 = 16.7 \text{ cm}$ $J = 132.350 \text{ cm}^4$ $Ws = 7.940 \text{ cm}^3$ $Wi = 5.680 \text{ cm}^3$

2) CARATTERISTICHE VARIABILI

Le caratteristiche variabili delle otto travi sono riportate nella tabella I. I valori del modulo di elasticità $E_{\rm b}$ del calcestruzzo sono stati determinati su provini prismatici confezionati all'atto del getto e verificati quindi, nel corso dell'esperienza, attraverso la determinazione sperimentale della curvatura per bassi valori

del momento flettente applicato. I valori riportati per il carico di rottura a compressione del calcestruzzo σ'ω, risultano dalle medie di varie prove condotte su cubetti di cm 16 di spigolo, sia nel giorno della prova che ai 28 gg. regolamentari.

Il modulo di elasticità degli acciai è risultato per tutti i tipi molto prossimo a 2.100.000 kg/cm².

Come risulta dalle tabelle, la principale variabile del problema, ossia il tipo di armatura addizionale non pretesa, è risultata:

- acciaio Galtarossa GS per le travi 1 e 2
- acciaio RUMI » » » 5-6-7-8

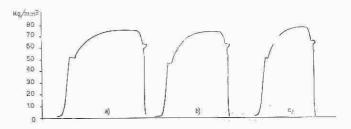


Fig. 4 – Caratteristiche meccaniche degli acciai usati nelle armature addizionali.

La figura 4 mostra i diagrammi caratteristici caricodeformazione per i tre tipi di acciaio, essendo il diagramma a) relativo all'acciaio GS, il diagramma b) relativo all'acciaio liscio, ed il diagramma c) relativo all'acciaio RUMI. I valori di limite elastico e carico di rottura riportati in tabella I risultano dalle medie di numerose prove.

3) DISPOSITIVI DI PROVA E DI MISURA

Il dispositivo di prova adottato è raffigurato in figura 5.

La luce tra gli appoggi era di mt. 6.78 e la sollecitazione veniva provocata da due carichi concentrati agenti a mt. 2.24 dall'appoggio.

TABELLA I
Caratteristiche delle travi

Trave	Data getto	Data messa in tensione	Data prova	Modulo elasticità calcestruzzo Kg/cmq.	Tipo acciaio per armatura addizionale	Limite elastico σ _{ae} Kg/cmq.	Carico rottura σ _{ar} Kg/cmq.	Carico rottura calcestruzzo o _{br} Kg/cmq.	Osservazion
Т 1	1.6.63	20.6.63	18.7.63	388.000	Galtarossa	5.180	7.450	570	
T 2	6.6.63	20.6.63	27.8.63	413.000	id.	5.120	7.442	600	
T 3	5.6.63	19.6.63	5.9.63	390,000	acciaio liscio	4.590	7.320	600	
Τ 4	5,6,63	20.6.63	24.7.63	370.000	id.	4,680	7.340	570	
T 5	7.6.63	20,6.63	13.11.63	410.000	Rumi	4.930	7.660	550	
T 6	8.6.63	21.6.63	25.7.63	392.000	id.	4.960	7.620	560	
T 7	10.6.63	24.6.63	23.4.64	413.000	id.	4.892	7.620	560	
Т 8	10.6.63	24.6.63	5.7.63	400.000	id.	4.830	7.570	530	cavo non iniettato

I dispositivi per le misure delle deformazioni erano costituiti da:

 a) cinque coppie di flessimetri al mm/100 poste in corrispondenza degli appoggi, dei punti di carico e della mezzeria;

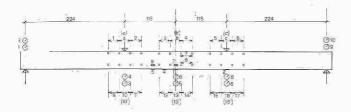


Fig. 5 – Dispositivo di prova e posizione degli strumenti di misura.

- b) ventisei basi per estensimetro « Witthmore » opportunamente distribuite ai bordi superiore ed inferiore ed in corrispondenza dell'anima;
- c) 6 punti di rilievo per estensimetri a resistenza elettrica disposti sui ferri di armatura addizionale, nella zona di mezzeria e sotto i punti di carico (per le travi T_2 T_3 T_5 T_7).

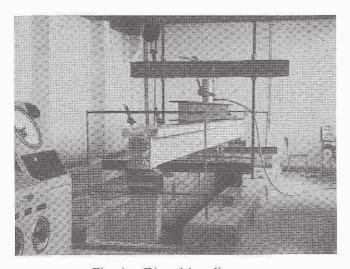


Fig. 6 - Dispositivo di prova.

I rilievi e le osservazioni condotte nel corso delle prove sono stati diretti essenzialmente all'esame di fenomeni di:

- a) ritiro e fluage: loro influenza sui carichi di fessurazione e rifessurazione;
 - b) stato di coazione nelle armature addizionali;
 - c) frequenza ed ampiezza delle fessure;
- d) deformazioni eventuali anomalie nella loro distribuzione;
 - e) rottura.

4) PRECOMPRESSIONE - EFFETTI DEL RITIRO E FLUAGE

La precompressione iniziale indotta in tutte le travi fu di kg. 40.700 pari ad un tasso unitario di kg. 12.000/cm² per l'acciaio dei cavi (sez. del cavo $12 \otimes 6 = \text{cm}^2 3,39$).

Considerando compensati, all'atto stesso del tiro, gli effetti di rientro dei cavi per inchiavettamento, le perdite di tensione da tenere in conto erano quelle relative al rilassamento negli acciai ed al ritiro e fluage nel calcestruzzo.

a) Perdite per rilassamento dell'acciaio.

Le prove di rilassamento eseguite sui vari campioni del tipo di acciaio usato portarono ad assumere come valore accettabile per questa categoria di perdite, il 7.70/0 del valore del tiro iniziale.

Pertanto esse furono considerate costanti per tutte le travi e precisamente pari ad una caduta di precompressione di kg. 3.134.

Le sollecitazioni preventive ai bordi superiore ed inferiore, al netto delle perdite per il rilassamento degli acciai, sono risultate quindi per tutte le travi

$$\sigma_s = +22.8 \text{ kg/cm}^2$$

 $\sigma_i = -157 \text{ kg/cm}^2$

b) Perdite per effetti di ritiro e fluage.

Lo studio teorico delle perdite per effetto del ritiro e del fluage del calcestruzzo diede luogo ad alcuni rilievi di indubbio interesse che meritano qualche com mento.

Tale studio fu condotto assumendo come dati di partenza per ritiro specifico e fluage specifico, quelli suggeriti dalle Raccomandazioni C.E.B. (*), ed elaborando per i dati stessi secondo i procedimenti classici della teoria del Colonnetti e del Levi.

Più precisamente, il metodo seguito per giungere ad una determinazione sufficientemente approssimata del l'effetto combinato dei fenomeni considerati e delle alterazioni in essi indotte dagli effetti di fluage sullo stato di coazione relativo al ritiro, fu quello delle differenze finite.

Per questo l'intervallo di tempo corrispondente alla stagionatura venne diviso in n intervalli e si attribuì a ciascuno di essi un valore di ritiro specifico o di fluage specifico pari ad 1/n del valore ottenuto per l'intervallo totale. In tal modo si aveva, almeno per le travi provate a sensibile distanza di tempo dalla messa in tiro, un sottovalutazione della entità del fenomeno per bassi valori della età di stagionatura ed una sopravalutazione dello stesso per intervalli di tempo corrispondenti ad età più avanzata: i due effetti potevano considerarsi compensati, entro i limiti di approssimazione dello studio del problema.

Per ogni intervallo veniva allora valutato lo stato di coazione nel calcestruzzo — o nelle armature metalliche — mediante la formula (*):

(1)
$$\sigma = E_i (\lambda + \mu y - \varepsilon)$$

(*) Comité Européen du Béton - Recommandations pratiques à l'usage des Constructeurs - Ed. 1964.

(*) Vedasi: Levi-Pizzetti: Fluage, Plasticité, Précontrainte. Parte I, capitoli II e III, (ed. Dunod).

Essendo:

$$\lambda = rac{\int\limits_{\overline{\Lambda}} ar{\epsilon} \, dA}{A} \qquad \qquad \mu = rac{\int\limits_{\overline{\Lambda}} ar{\epsilon} \, y dA}{I}$$

I valori delle $\bar{\epsilon}$ di fluage figuranti nelle espressioni di λ e μ venivano ricavati applicando il valore della $\bar{\epsilon}_f$ specifica per ogni intervallo al valore della tensione risultante al termine dell'intervallo precedente. Per mezzo della (1) si ottenevano allora i valori delle tensioni di coazione da sommare algebricamente a quelli delle ten-

esame approfondito ed ha richiamato l'attenzione di altri studiosi (*).

Nella tabella II sono riportati i valori assunti — per le varie travi — per il ritiro specifico e per il fluage specifico e sono inoltre riportati i valori ricavati — col già ricordato metodo di valutazione per differenze finite — per le perdite combinate per effetto di ritiro e fluage. Sono stati inoltre calcolati i valori delle stesse perdite quali risulterebbero applicando il consueto metodo approssimato: la differenza è veramente notevole e conferma in maniera indubbia la necessità del calcolo più rigoroso per le travi precompresse ad armatura mista.

TABELLA II

Perdite di tensione per effetto del ritiro e fluage

Trave	rave Ritiro Fluage		Perdita di tensione (metodo approssimato)		Perdita di tensione complessiva (metodo esatto)		Presollecitazione risultante al netto di tutte le perdite		N. Risultante
specifico specific	specifico	$\Delta\sigma$ Kg/cm ² bordo sup.	Δσ Kg/cm² bordo inf.	Δσ Kg/cm² bordo sup.	Δσ Kg/cm² bordo inf.	$\sigma_{ m sup}$ (Kg/cm ²)	σ _{inf} (Kg/cm²)	Kg.	
Т 1	0,049 × 10 ⁻³	0,253 × 10 ⁻⁵	3,2	22,7	7,36	38.4	+ 5,44	— 118,60	29,300
T 2	$0,091 \times 10^{-3}$	0,313 × 10 ⁻⁵	3,8	26,2	9,32	48,8	+ 13,48	— 108,20	26,820
Т 3	$0,098 \times 10^{-3}$	0,322 × 10 ⁻⁵	3,9	26,7	9,55	50,2	+ 13,25	— 106,80	26.440
T 4	0,059 × 10 ⁻³	$0,287 \times 10^{-5}$	2,6	22,2	8,20	43,5	+ 14,60	— 113,50	28.150
T 5	$0,130 \times 10^{-3}$	$0,400 \times 10^{-5}$	4,35	30,2	10,95	60,5	+ 11,85	- 96,50	24.730
T 6	$0,055 \times 10^{-3}$	0,266 × 10 ⁻⁵	3,2	22,2	7,67	40,4	+ 15,13	— 116,60	28.830
T 7	$0,162 \times 10^{-3}$	0,493 × 10 ⁻⁵	4,5	36,2	12,10	70,6	+ 10,70	- 86,40	21.540
T 8	0.033×10^{-3}	0,171 × 10 ⁻⁵	2,7	20,2	5,50	27,1	+ 17,30	— 130,00	32,120

sioni considerate come iniziali per l'intervallo considerato, ottenendo così i nuovi valori di partenza per l'intervallo successivo.

I risultati ottenuti hanno confermato in forma indubbia che la presenza delle armature addizionali tende ad esaltare l'effetto del ritiro e quello del fluage: la caduta di compressione ad essi conseguente nasce, in effetti, dalla congruenza fra la deformazione del conglomerato e quella dell'armatura e dipende quindi, a parità di altre condizioni, dalla sezione totale di quest'ultima. Ne consegue che non è possibile valutare le perdite di questa categoria - nelle travi ad armatura mista con le consuete formule semplificative che le assimilano ad un effetto di diminuzione convenzionale di tensione nell'armatura pretesa: è invece necessario eseguire il calcolo completo relativo alle conseguenze delle deformazioni sulla sezione mista perché solo in tal modo è possibile raggiungere risultati attendibili, che tengono in conto l'effetto dei vari fattori in giuoco, quali percentuale di armatura addizionale, posizione della stessa, forma della sezione.

Il fenomeno di esaltazione delle cadute di tensione per effetto di ritiro e fluage nelle travi ad armatura mista è indubbiamente un fenomeno caratteristico degno di Le formule usate per la determinazione dei valori specifici di ritiro e fluage per le varie travi furono le seguenti:

1) Ritiro specifico corrispondente all'intervallo di tempo compreso fra il giorno della messa in tiro (t_i) e quello della prova della trave (t_n) .

nella quale è stato assunto, per tutte le travi e sulla scorta dei diagrammi suggeriti dalla già citata pubblicazione del C.E.B.:

$$\begin{array}{ll} \psi &=~30\times10^{-5}\\ \alpha_{\rm r} &=~1\\ \beta_{\rm r} &=~1,06 \end{array}$$

Variabili da trave a trave gli altri fattori.

(*) Vedasi: A. ZINGALI: Sulla ridistribuzione delle tensioni per viscosità del conglomerato nelle sezioni di cemento armato precompresso « miste » o ad armatura « mista ». Pubblicazione dell'Istituto di Scienza delle Costruzioni della Università di Roma, marzo 1964.

2) Fluage specifico corrispondente all'intervallo di tempo compreso fra il giorno della messa in tiro (t_i) e quello della prova della trave (t_n) .

nella quale, per tutte le travi, venne assunto, sulla scorta dei diagrammi suggeriti dalla già citata pubblicazione del C.E.B.

$$\phi = 2.6$$
 $\alpha f = 1$
 $\beta f = 0.8$
 $\zeta = 1.2$

essendo variabili da trave a trave i valori del modulo elastico $E_{\mathfrak{b}}$ ed il fattore esprimente l'influenza della variabile tempo.

5) STATO DI COAZIONE NELLE ARMATURE ADDI-ZIONALI

Come logica conseguenza di quanto fin qui esposto, nelle armature addizionali doveva essere presente una sensibile precompressione per effetto dei seguenti fattori:

- a) precompressione applicata alla sezione;
- b) stato di coazione indotto dall'effetto di ritiro;
- c) stato di coazione indotto dall'effetto di fluage.

Il calcolo dell'effetto di cui al punto a) è immediato; quanto agli effetti di cui ai punti b) e c) essi vennero studiati mediante l'applicazione della più volte ricordata formula (1) ai punti della sezione corrispondenti ai baricentri delle armature addizionali.

I risultati ottenuti — consegnati nella tabella 3 — dimostrano che gli stati di compressione che si vengono

a determinare nel ferro per l'effetto combinato dei vari fattori sono di entità notevole. Ne risulta un aumento apparente del limite elastico negli acciai delle armature addizionali tutt'altro che trascurabile e tale da essere nettamente rilevabile al controllo sperimentale.

Tale controllo eseguito a mezzo di estensimetri elettrici limitatamente alle travi 2, 3, 5, 7 ha confermato con ottima approssimazione i dati ricavati per via teorica come chiaramente risulta dai valori riportati nella già citata tabella III e dall'esame dei diagrammi delle figure 17, 23, 34, 45.

6) GRAFICI E DIAGRAMMI RELATIVI AI RISULTATI SPERIMENTALI

Per maggior comodità del lettore e per favorire la possibilità di raffronto fra i risultati sperimentali abbiamo riportato in successione i grafici relativi a ciascuna trave, facendo poi seguire alcune tabelle comparative, prima di procedere alla discussione ed al commento.

Più precisamente la successione dei grafici è la seguente:

- a) Diagramma momenti slettenti frecce in mezzeria.
- b) Diagramma momenti flettenti valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.
- c) Diagramma momenti flettenti valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.
- d) Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.
- e) Panorama dello stato di fessurazione variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante variazioni di apertura delle fessure.

TABELLA III

Precompressione nelle armature addizionali

Trave	I (Kg/cm²)	II (Kg/cm²)	III (Kg/cm²)	Totale	Limite elastico effettivo (Kg/cm²)	Limite elastico apparente (Speriment.) (Kg/cm²)
Т 1	665	73	388	1126		
T 2	625	137	470	1232	5120	6000
T 3	662	148	480	1290	4590	5740
T 4	697	89	435	1221		
T 5	630	196	590	1416	4930	6200
T 6	658	83.	406	1147		
Т 7	628	244	696	1568	4892	6670
Т 8	646	49	282	977		

I - Precompressione dovuta al tiro, al netto di tutte le perdite

II – Precompressione per stato di coazione dovuto al ritiro.

III - Precompressione per stato di coazione dovuto al fluage.

f) (limitatamente alle travi 2, 3, 5, 7). Diagramma momento flettente — tensione nelle armature addizionali.

Si ha così:

Trave T_1 : figure n. 7 - 8 - 9 - 10 - 11

» T_2 : » » 12 - 13 - 14 - 15 - 16 - 17

» T₃: » » 18 - 19 - 20 - 21 - 22 - 23

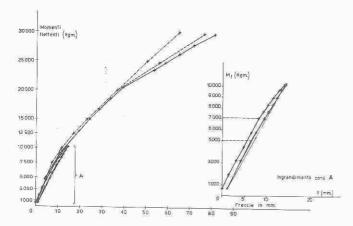


Fig. 7 - Trave T 1 - Diagramma momenti flettenti - Frecce in mezzeria.

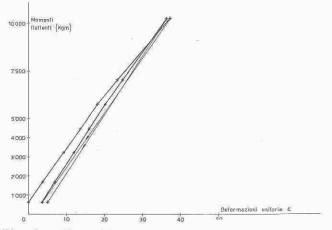


Fig. 8 – Trave T 1 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

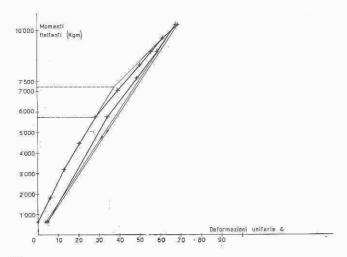


Fig. 9 – Trave T 1 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

Trave T_4 : figure n. 24 - 25 - 26 - 27 - 28 » T_5 : » » 29 - 30 - 31 - 32 - 33 - 34

» T₆: » » 35 - 36 - 37 - 38 - 39

» T₇: » » 40 - 41 - 42 - 43 - 44 - 45

» T₈: » » 46 - 47 - 48 - 49 - 50

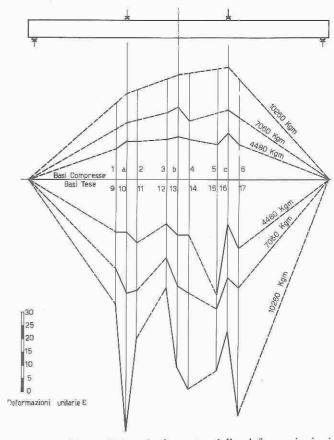


Fig. 10 – Trave T 1 – Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.

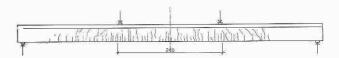




Fig. $11 - Trave\ T\ 1$ – Panorama dello stato di fessurazione. Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante. Variazioni di apertura delle fessure.

Nelle tabelle figurano i seguenti dati:

Tabella I: Caratteristiche delle travi.

Tabella II: Ridistribuzione delle tensioni per effetto del ritiro e fluage.

Tabella III: Precompressione nelle armature addizionali.

Tabella IV: Dati sperimentali e teorici relativi ai momenti di fessurazione e di rifessurazione.

Tabella V: Dati sperimentali relativi all'intervallo tra le fessure raffrontati con i dati teorici ricavati dalla formula di Macchi.

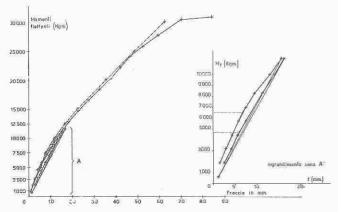


Fig. 12 - Trave T 2 - Diagramma momenti flettenti - Freccie in mezzeria.

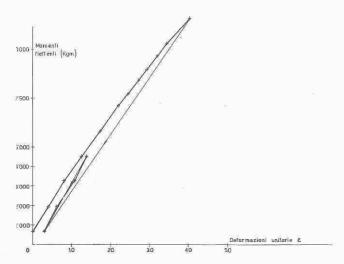


Fig. 13 - Trave T 2 - Diagramma momenti flettenti - Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

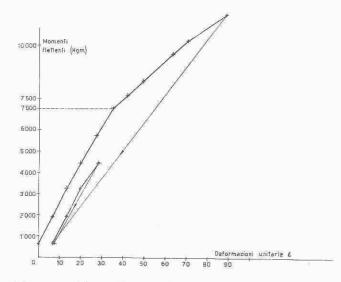


Fig. 14 – Trave T 2 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi,

Tabella VI: Dati sperimentali relativi all'ampiezza delle fessure raffrontati con i dati teorici ricavati dalla formula di Macchi.

Tabella VII: Dati sperimentali relativi ai momenti di rottura raffrontati con i dati teorici ricavati secondo il metodo del Levi.

Infine le figure 51, 52, 53, 54 riproducono alcune fotografie relative all'andamento delle prove con particolare riguardo per la fase di rottura.

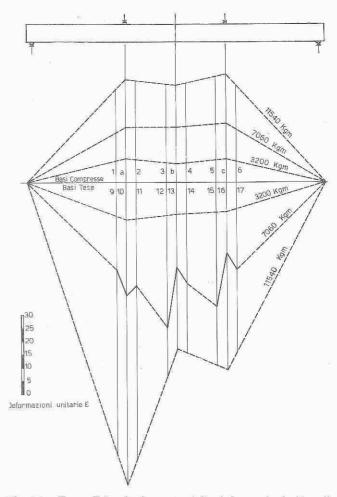


Fig. 15 – Trave T 2 – Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.

7) FESSURAZIONE E RIFESSURAZIONE

I valori teorici dei momenti di fessurazione e rifessurazione sono stati determinati sulla base delle tensioni ni precompressione residue quali consegnate nella tabella II.

La resistenza a trazione nel calcestruzzo è stata ricavata sulla base delle formule suggerite nelle « Recommandations Pratiques du Comité Européen du Béton » ossia:

$$\sigma_{\rm br} = \beta.K.\sigma'_{\rm br} \quad {\rm con} \ K = 0,57 \quad \beta = \frac{2}{3}$$

oppure:

$$\sigma_{\rm br} = (6 \div 7) \frac{\sigma'_{\rm br}}{100}$$

Quanto ai valori sperimentali essi sono stati ricavati dall'esame dei diagrammi « momenti - frecce » e « momenti - deformazioni ai bordi tesi » (tracciati in opportuna scala e per diverse posizioni di misura) servendosi di un metodo grafico studiato dal Levi e dai suoi collaboratori sulla base di una vasta gamma di risultati sperimentali (*). Tale metodo — sostanzialmente — ravvisa

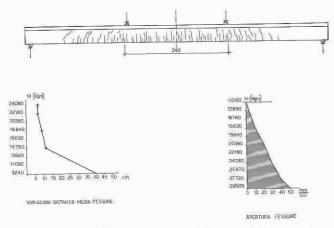


Fig. 16 – Trave T 2 – Panorama dello stato di fessurazione – Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante – Variazioni di apertura delle fessure.

il momento di fessurazione come punto di incrocio delle tangenti a due tratti caratteristici dei diagrammi sforzi-deformazioni. Esso parte dalla considerazione che il fenomeno di fessurazione non ha carattere di istantaneità, ma nasce con una fase di microfessurazione diffusa — accompagnata da un inizio di forti deformazioni e

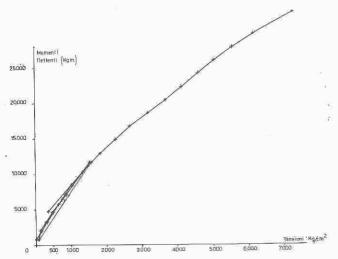


Fig. 17 - Trave T 2 - Diagramma momento flettente - Tensione nelle armature addizionali.

da un primo ginocchio nel diagramma estensimetrico — per svilupparsi poi attraverso il prevalere di una microfessura sulle altre, ossia attraverso una concentrazione di deformazione, del pari accusata nel diagramma estensimetrico da un incurvamento verso il basso.

Pertanto apparte attendibile — entro i limiti della approssimazione che si può pretendere per lo studio

(*) U. Rossetti - G. Macchi: Comportamento nel tempo di travi precompresse a cavo scorrevole - Studio della fessurazione. Il Cemento, anno 1954, n. 4 e 5.

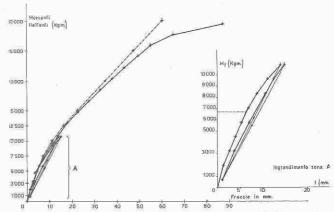


Fig. 18 - Trave T 3 - Diagramma momenti flettenti - Freccie in mezzeria.

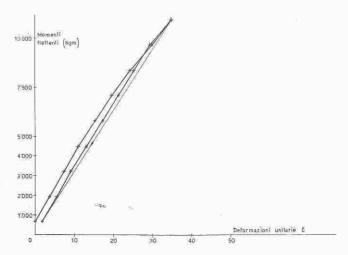


Fig. 19 – Trave T 3 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

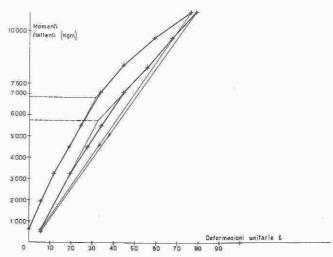


Fig. 20 – Trave T 3 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

dei fenomeni di fessurazione — reperire il valore del cosidetto « momento di fessurazione » in un punto intermedio tra i due tratti caratteristici testè ricordati nel diagramma estensimetrico, ossia come punto di incrocio delle tangenti ai due tratti di incurvamento che fanno seguito alla fase elastica. In tal modo appunto si è proceduto nel nostro caso come appare dai diagrammi « momenti-deformazioni ai bordi tesi » e « momenti-frecce » (zona ingrandita).

Al valore del momento di fessurazione così determinato è poi stato aggiunto il valore del momento flettente relativo al peso proprio della struttura, il cui ef-

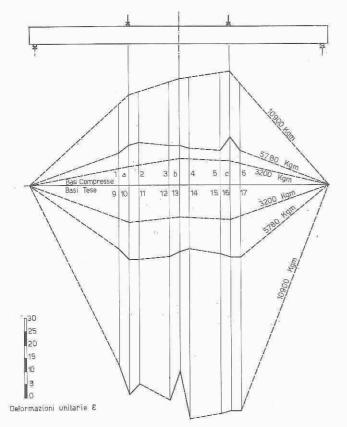


Fig. 21 – Trave T 3 – Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.





VARIAZIONI DISTANZA MEDIA FESSURE

Fig. 22 – Trave T 3 – Panorama dello stato di fessurazione – Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante – Variazioni di apertura delle fessure.

fetto non ricadeva sotto il controllo degli strumenti di misura

La concordanza fra i dati teorici e sperimentali è da considerarsi veramente soddisfacente, tenuto conto delle inevitabili incertezze nella interpretazione dei diagrammi di deformazione locale e di insieme (vedasi Tab. IV).

In ogni caso appare nettissima la conferma di quanto già detto in merito alla esaltazione delle perdite di pretensione legata alla presenza ed alla entità delle armature addizionali.

Del pari è da considerarsi soddisfacente la concordanza fra risultati teorici e sperimentali per quanto riguarda l'influenza della stagionatura delle travi al momento della prova (da 25 giorni per la trave T_8 a 305 giorni per la trave T_7).

Mi pare dunque si possa affermare che — nel quadro della complessa diagnostica relativa ai momenti di fessurazione — i procedimenti grafici sopra ricordati per individuare il valore convenzionale del momento di fessurazione sperimentale siano da considerarsi del tutto ragionevoli e conducano a risultati attendibili.

TABELLA IV

Momenti di fessurazione e rifessurazione

Trave	σ _{br} Kg/cm/	σinf Kgcm²	Mf Teorico = $W_i (\bar{\sigma}_{inf} - \sigma_{br})$ Kgcm	Mf Sperimentale =(M'f+Mp) Kgcm	Mrf Teorico Kgcm	$\begin{array}{c} \text{Mrf Speriment.} \\ = (\text{Mrf} + \text{Mp}) \\ \text{Kgcm} \end{array}$
75.4	6- 48	446.88	045 000	012 000	/H0 000	
T 1	35,40	118,60	865.000	813.000	670.000	627.000
T 2	38,64	108,30	825,000	780,000	612.000	575.000
T 3	38,64	106,80	817,000	802.000	602.000	607.000
T 4	36,13	113,50	842,000	817.000	640,000	607,000
T 5	35,52	96,50	745.000	787.000	545.000	555.000
T 6	34,50	116,60	855,000	827.000	658,000	655,000
T 7	33,20	86,40	673.000	647.000	479.000	477.000
T 8	34,14	130,00	925,000	907.000	735.000	707.000

8) INTERVALLI TRA LE FESSURE

Le figure 11, 16, 22, 28, 33, 44, 50 danno il panorama dello stato di fessurazione delle travi per alti valori del carico e mostrano l'andamento dell'apertura di alcune fessure nonché la variazione della distanza media delle stesse in funzione del carico.

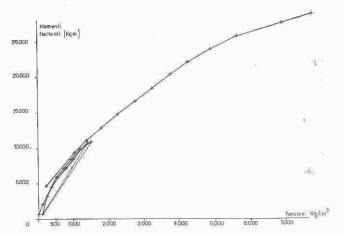


Fig. 23 - Trave T 3 - Diagramma momento flettente - Tensione nelle armature addizionali.

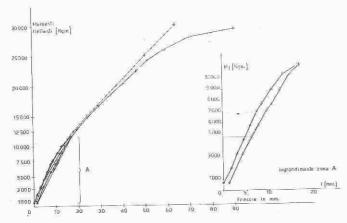


Fig. 24 - Trave T 4 - Diagramma momenti flettenti - Freccic in mezzeria.

Per quanto riguarda distanza media ed ampiezza massima delle fessure si sono confrontati i risultati sperimentali con quelli teorici dati dalla formula del Macchi (*) applicata tenendo conto sia della forma della sezione che della presenza di armatura addizionale.

Per la determinazione della distanza minima tra le fessure è stata usata la formula:

(4)
$$\Delta_{1 \min} = \frac{C - N}{p_1 \tau_1 + p_2 \tau_2}$$

essendo C = risultante dagli sforzi interni di compressione corrispondente al momento di fessurazione

N =valore residuo della pretensione

(*) Giorgio Macciii: Fessurazione delle strutture precompresse e parzialmente precompresse. Giornate del precompresso, A.N.I.C.A.P., Venezia, ottobre 1963.

 p_1 = perimetro aderente della armatura addizionale

 $p_2 = \text{perimetro aderente della guaina della armatura pretesa}$

 τ_1 = coefficiente di aderenza per il tipo di armatura addizionale adottata, e precisamente:

 $\tau_1 = 22 \text{ Kg/cm}^2 \text{ per acciaio liscio}$

 $\tau_1 = 34$ » » » Galtarossa

 $\tau_1 = 36 \text{ » » } \text{ » } \text{RUMI}$

 $au_2 = \text{coefficiente di aderenza tra guaina e calcestruzzo, adottato in 10 Kg/cmq.}$

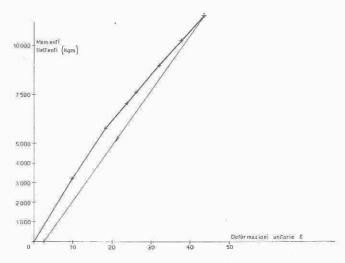


Fig. 25 - Trave T 4 - Diagramma momenti flettenti -Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

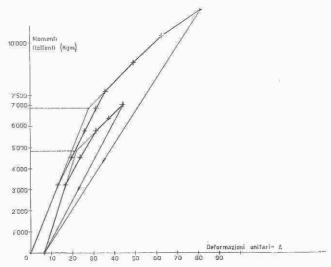


Fig. 26 - Trave T 4 - Diagramma momenti flettenti - Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

Questi valori delle τ hanno evidentemente un carattere orientativo e sono stati assunti con riferimento a dati sperimentali noti e ad altre esperienze condotte su travi armate cogli stessi tipi di acciaio.

I dati ricavati ed i confronti con i risultati sperimentali sono riportati nella tabella V.

TABELLA V Intervalli fra fessure

						Tras	curando l'ef	fetto di gu	aina
Trave	(C — N) Kg	$(C-N)$ Kg $p_1 \tau_2 + p_2 \tau_2$ Δl min. cm Δl medio teorico cm Δl medio speriment. cm	p ₁ τ ₁	min cm	Δl medio teorico cm	Δl medio speriment, cm			
T 1	5,700	1.174	4,85	7,28	7,5	1.048	5,44	8,16	7,5
Т 2	6,300	1.174	5,35	8,04	6,82	1.048	6,02	9,03	6,82
Т 3	6,070	802	7,56	11,35	8,92	676	8,98	13,48	8,92
T 4	6,710	802	8,38	12,55	11,4	676	9,92	14,88	11,4
T 5	5,600	1.234	4,55	6,82	7	1.108	5,06	7,59	7
T 6	6,000	1.234	4,86	7,30	6,6	1.108	5,42	8,12	6,6
T 7	7,050	1.234	5,70	8,55	6	1.108	6,35	9,52	6
T 8	4,804	1.234	3,92	5,87	7,5	1.108	4,34	6,52	5,7

Anche in questo caso si può parlare di concordanza assai soddisfacente fra la teoria e l'esperienza tenuto conto della aleatorietà propria del fenomeno di fessurazione e della gradualità nella formazione del quadro completo delle fessure, nonché dei fattori di incertezza insiti nelle formule adottate (Determinazione delle C, valori delle τ).

9) AMPIEZZA DELLE FESSURE

Per quanto poi riguarda l'ampiezza massima delle fessure è stata usata la formula, pure riportata nella già citata pubblicazione del Macchi:

(5)
$$W_{\text{max}} = \frac{\Delta l_{\text{max}}}{E_{\text{a}}} \left(\sigma_{\text{af}} - \frac{(\tau_1 p_1 + \tau_2 p_2) \Delta l_{\text{max}}}{4 (A_{\text{p}} + A_{\text{a}})} \right)$$

essendo $A_{\rm P} =$ area armatura pretesa

 $A_{\rm a}=$ area armatura addizionale

 $\Delta l_{\rm max} = 2$ volte la $\Delta l_{\rm min}$ data dalla (2)

 $\sigma_{a^{\rm f}}=$ tensione dell'armatura addizionale nella fessura.

Nella tabella VI è possibile seguire il fenomeno di apertura delle fessure, sia per via teorica — attraverso l'applicazione della già citata formula — sia per via sperimentale. I valori del momento flettente ai quali si fa riferimento sono stati scelti come abbastanza caratteristici agli effetti dell'andamento del fenomeno: in effetti il momento di 11.100 Kgm può essere considerato — per tutte le travi — come un momento al quale corrisponde un panorama già discretamente definito di fessure — sia pure ancora di carattere capillare, mentre i

TABELLA VI Ampiszza massima fessure

	· · ·	Ampiezza	teorica fess	sure (mm.)		Ampiezza	teorica fess	sure (mm.)	re (mm.) Ampiezza sperimen. (n			
Trave	$\frac{\Delta l_{ ext{max}}}{ ext{cm}}$	M = 11.100 Kgm	$M=20,400 \ { m Kgm}$	$M=24.000 \ m Kgm$	Δl _{max} cm	M = 11,000 Kgm	M=20.400 Kgm	M = 24.000 Kgm	M = 11,000 Kgm	M = 20.400 Kgm	$M=24,000\ m Kgm$	
Т 1	6,88	0,0440	0,115	0,141	7,72	0,0485	0,28	0,156	,	0,11	0,20	
T 2	9,04	0,0570	0,150	0,184	10,10	0,0602	0,164	0,202	-	0,21	0,29	
Т 3	14,00	0,0880	0,230	0,285	16,52	0,0970	0,266	0,328	_	0,20	0,28	
Τ 4	11,92	0,0756	0,198	0,241	14,12	0,0862	0,232	0,282	0,02	0,21	.0,24	
Т 5	9,10	0,0560	0,153	0,183	9,10	0,0598	0,163	0,202	0,01	0,10	0,18	
Т 6	5,04	0,0340	0,091	0,103	5,04	0,0369	0,095	0,114	0,015	0,12	0,19	
T 7	11,40	0,0685	0,184	0,226	11,40	0,0715	0,202	0,248	0,02	0,18	0,25	
Т 8	5,36	0,0364	0,092	0,110	5,36	0,0377	0,099	0,121	0,02	0,17	0,24	

momenti di 20.200 e 24.080 Kgm. corrispondono a fasi assai più avanzate — per le quali peraltro non è stato ancora raggiunto il limite elastico dell'acciaio della armatura addizionale. Quanto ai valori assunti per le $\Delta l_{\rm max}$ essi sono quelli consegnati nella tabella V essendo $\Delta l_{\rm max}$ il doppio del valore $\Delta l_{\rm min}$ ottenuto tenendo conto sia del perimetro dell'armatura addizionale che della guaina della armatura pretesa, ed essendo invece $\overline{\Delta l}_{\rm max}$ il doppio del valore $\overline{\Delta l}_{\rm min}$ ottenuto trascurando l'effetto della guaina.

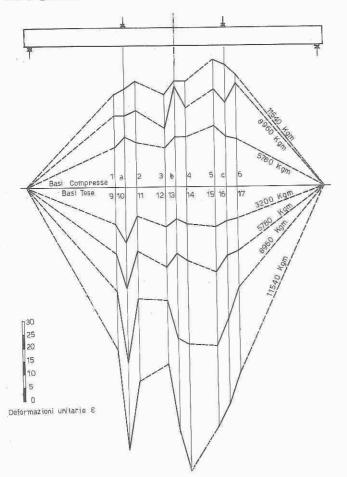


Fig. 27 — Trave T 4 — Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.

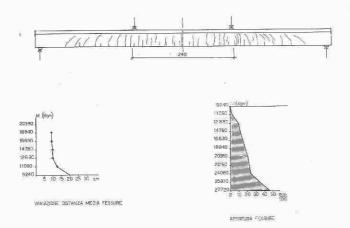


Fig. 28 – Trave T 4 – Panorama dello stato di fessurazione – Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante – Variazioni di apertura delle fessure.

Il confronto tra i risultati teorici ed i dati sperimentali, pur essendo nel complesso soddisfacente, tende a mostrare — pressoché in tutti i casi — un qualche difetto dei primi rispetto ai secondi; difetto probabilmente dovuto alla difficoltà di individuare — con la massima approssimazione — la effettiva ampiezza della fessura.

Più interessante appare la constatazione che tanto i dati teorici quanto quelli sperimentali — e con essi i diagrammi di variazione delle aperture di cui alle figure già citate all'inizio del presente paragrafo — confermano

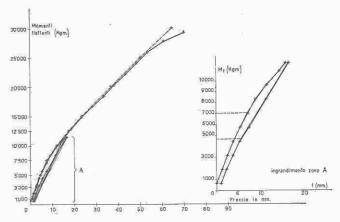


Fig. 29 - Trave T 5 - Diagramma momenti flettenti - Freccie in mezzeria.

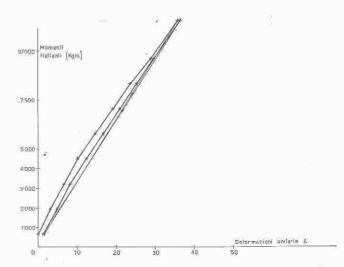


Fig. 30 – Trave T 5 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

come nelle travi miste l'apertura delle fessure non sia più proporzionale al momento flettente applicato — come nelle travi ordinarie in cemento armato; ma una volta annullata la precompressione essa cresca più rapidamente del carico, in armonia con l'aumento del tasso di lavoro nell'acciaio delle armature addizionali (che del pari cresce più rapidamente del carico).

In altri termini mi pare si possa affermare con qualche fondamento che l'effetto più notevole della presenza di una apprezzabile sezione di armatura addizionale è quello di ampliamento del periodo di fessurazione accettabile: e questo perché l'inizio di tale periodo viene anticipato — rispetto alle travi precompresse normali — attraverso una esaltazione delle perdite di presollecitazione ed inoltre perché il periodo di sfruttamento — in

campo elastico — delle armature addizionali è incrementato dal loro rilevante stato di precompressione.

In altri termini le travi miste sono più sensibili nei riguardi del fenomeno di fessurazione ma in compenso dispongono di maggiori riserve in quanto — anche dopo

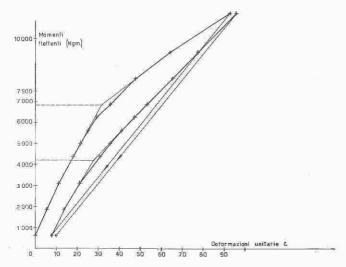


Fig. 31 – Trave T 5 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

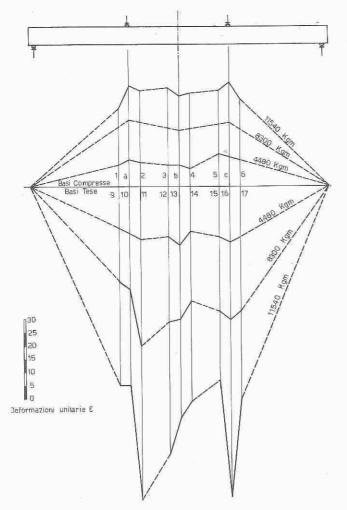


Fig. 32 – Trave T 5 – Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura,

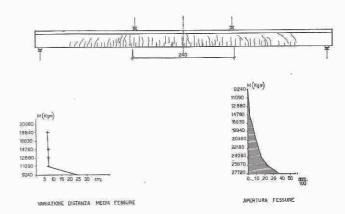


Fig. 33 – Trave T 5 – Panorama dello stato di fessurazione – Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante – Variazioni di apertura delle fessure.

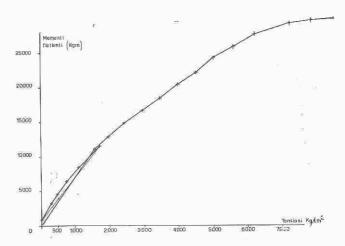


Fig. 34 – Trave T 5 – Diagramma momento flettente – Tensione nelle armature addizionali.

l'annullamento della precompressione — godono di un più ampio intervallo di carico entro il quale l'ampiezza delle fessure rimane contenuta entro limiti accettabili.

Naturalmente siffatto comportamento ha i suoi riflessi sul fenomeno di deformazione come osserveremo al paragrafo che segue.

10) DEFORMAZIONI

L'andamento del fenomeno della deformazione — nel suo complesso e nei suoi punti singolari — rimane sempre il dato più interessante per il giudizio del comportamento di una trave inflessa e pertanto esso è stato studiato e documentato con una certa ampiezza.

Più precisamente sono stati tracciati:

- a) i diagrammi relativi alle deformazioni unitarie medie in corrispondenza del bordo teso e di quello compresso: quali fornite dall'esame dei dati alle basi Witthmore (figg. 8-9, 13-14, 19-20, 25-26, 20-31, 36-37, 41-42, 47-48);
- b) i diagrammi di variazione di tali deformazioni unitarie per diversi valori del carico applicato, in corrispondenza di tre zone caratteristiche della trave e precisamente la zona di mezzeria e quelle di applicazione dei due carichi concentrati (figg. 10, 15, 21, 27, 32, 38, 43, 49);

c) i diagrammi momenti - freece di mezzeria sperimentali e teorici (seconod la formula del Roussef) (*) (figg. 7, 12, 18, 24, 29, 35, 40, 46).

L'esame dei vari diagrammi nella fase elastica non dà luogo a rilievi particolari almeno per quanto riguarda l'andamento « momenti-frecce » e « momenti-deformazioni medie ai bordi »; la soglia di fessurazione è indi-

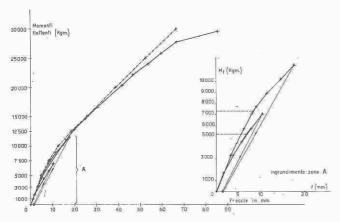


Fig. 35 - Trave T 6 - Diagramma momenti flettenti - Freccie in mezzeria.

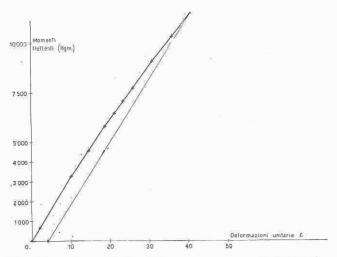


Fig. 36 – Trave T 6 – Diagramma momenti flettenti -Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

viduabile con buona approssimazione in tutti i casi e corrisponde alla apparizione delle prime fessure capillari reperibili solo con la lente.

Più singolare, anche in campo elastico, è la distribuzione delle deformazioni ai bordi nelle posizioni caratteristiche di cui al punto b). Si nota infatti una indubbia tendenza ad una « concentrazione » di deformazione più vistosa in corrispondenza dei punti di carico, ma anche presente in corrispondenza della mezzeria della trave: tale concentrazione tenderebbe a suffragare quanto già rilevato da molti sperimentatori (*), ossia una discontinuità nel fenomeno di deformazione con delle esaltazioni di deformazione — e conseguentemente con sensibili allontanamenti dell'andamento del fenomeno quale ipotizzato nella teoria classica — in corrispondenza

(*) Vedasi riferimento pag. seguente. (*) Vedasi per esempio: Rusch e Rehm: Versuche mit Betonformstählen. Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1963. dei punti destinati a divenire sede di rottura. Vale la pena di notare — a questo proposito — che in tutte le travi il fenomeno di rottura (verificatosi per cedimento a compressione) si iniziò in corrispondenza di uno dei punti di applicazione del carico concentrato.

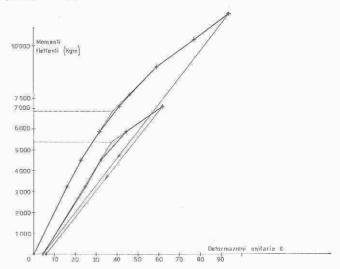


Fig. 37 – Trave T 6 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

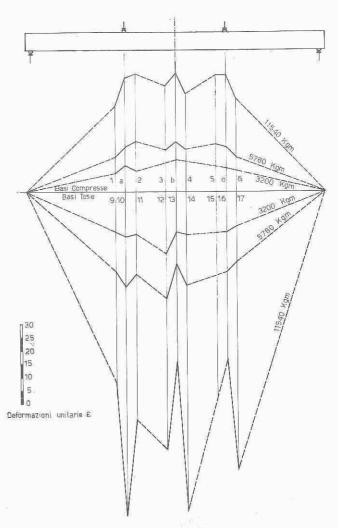


Fig. 38 — Trave T 6 — Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.

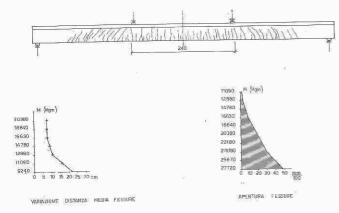


Fig. 39 – Trave T 6 – Panorama dello stato di fessurazione –Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante – Variazioni di apertura delle fessure.

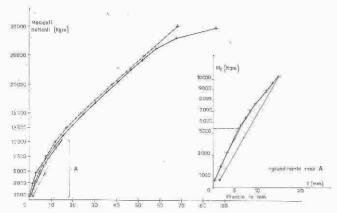


Fig. 40 - Trave T 7 - Diagramma momenti flettenti - Freccie in mezzeria.

Si tratta di un fenomeno complesso che pur essendo già stato messo in evidenza da numerosi sperimentatori, merita verifiche e conferme ben più ampie; tuttavia gli elementi per accusarne la presenza mi pare possano considerarsi indiscutibili.

Assai interessante è anche lo studio delle deformazioni nella fase di fessurazione. Per un miglior giudizio del fenomeno, tutti i diagrammi sperimentali momentifrecce sono stati accompagnati dal corrispondente diagramma tracciato in base alla formula del Roussef (curva a tratto e punto nelle figure di cui al punto c).

Tale formula deriva da quella approssimata proposta dal comitato Europeo del Cemento Armato, con alcune correzioni di carattere semiempirico, che effettivamente permettono una migliore interpretazione del fenomeno di deformazione (*).

Più precisamente la formula proposta dal C.E.B. segue l'escursione della freccia in funzione del momento attraverso una bilatera il primo tratto della quale corche tien conto della forma della sezione, della percentuale di armatura, e dei rapporti fra i valori caratteristici della resistenza della armatura e del calcestruzzo.

Il Roussef, partendo dalla constatazione che questa formula tende a sopravalutare il valore della freccia e

(*) A. Roussef: Gewijzigde C.E.B. metode voor de berekening van de doorbuigingen van balken in gewapend beton. Revue O. Tijdschrift, n. 10 en 11, 1962. risponde al periodo elastico (rigidezza considerata la usuale $K_1 = E_b \ I_1$) mentre nel secondo viene considerata una rigidezza convenzionale K_2 pari a 0,75 K_0 essendo:

(6)
$$K_0 = E_a \Omega_a h^2 (1-2 \mu) \left(1-\frac{2}{3} \mu\right)$$

non segue sufficientemente l'andamento effettivo del fenomeno, propone la sostituzione della bilatera con un diagramma formato da due tratti rettilinei raccordati da una curva del secondo ordine: e questo sia attraverso una correzione sperimentale del coefficiente numerico che moltiplica il valore K_0 che attraverso l'istituzione

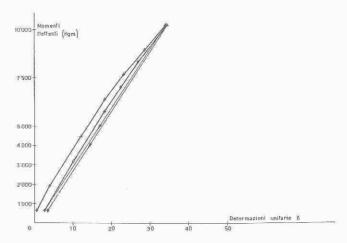


Fig. 41 – Trave T 7 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

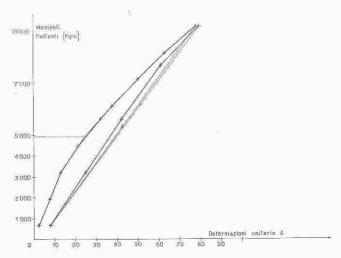


Fig. 42 – Trave T 7 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

di una relazione del secondo ordine fra momenti e frecce nel periodo che sta a cavallo del momento di fessurazione.

Pertanto, stabilito il momento di fessurazione $M_{\rm f}$ (per effetto del peso proprio e del carico accidentale) i tre stadi del diagramma risultano i seguenti:

(7) Stadio I (per
$$M < 0.50 M_1$$
)
$$f = \frac{Cl^2}{K_0} \beta_1 M$$

(7a) Stadio II (per 0,5
$$M_{\rm f} < M < 1,5 M_{\rm f}$$
)
$$f = \frac{Cl^2}{K_0} \left[\beta_1 M + \frac{1.667 - \beta_1}{M_{\rm f}} \cdot \frac{(M - 0,5 M_{\rm f})^2}{2} \right]$$

(7b) Stadio III (per
$$M > 1.5 M_f$$
)
$$f = \frac{Cl^2}{K_0} [\beta_1 M + (1.667 - \beta_1) (M - M_f)]$$

essendo, in accordo alla simbologia già usata nelle formule del C.E.B.:

l = luce della trave

C = coefficiente che tiene conto della situazione di carico, nel nostro caso:

$$C = \frac{1}{8} - \frac{a^2}{6 \, l^2}$$

(essendo a =braccio del punto di applicazione del carico rispetto all'appoggio)

$$K_0 = E_a \Omega_a h^2 (1 - 2 \mu) \left(1 - \frac{2}{3} \mu \right)$$

$$K_1 = E_b I_1$$

$$\beta_1 = \frac{K_0}{K_1}$$

$$\mu = \frac{\sigma'_{ak}}{\sigma_{bk}} \frac{\Omega_a}{bh}.$$

Questa formula (come d'altra parte anche quella del C.E.B. dalla quale essa deriva) è piuttosto sensibile alle

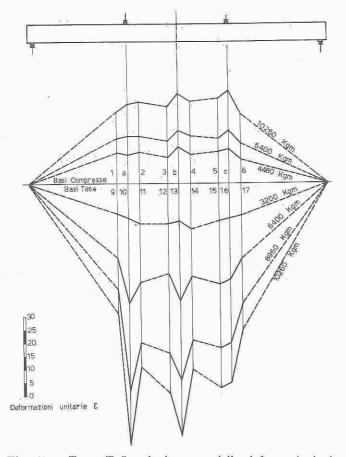


Fig. 43 – Trave T 7 – Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.

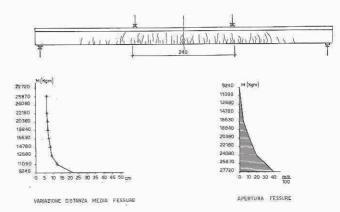


Fig. 44 — Trave T 7 — Panorama dello stato di fessurazione — Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante — Variazioni di apertura delle fessure.

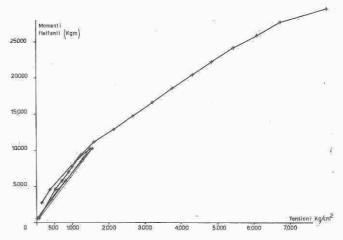


Fig. 45 – Trave T 7 – Diagramma momento flettente – Tensione nelle armature addizionali.

variazioni del parametro che esprime l'influenza della percentuale di armatura e del rapporto delle resistenze caratteristiche dell'acciaio e del calcestruzzo.

Nel nostro caso si è ritenuto logico introdurre, per σ'_{ak} , il dato caratteristico di limite elastico dell'armatura addizionale in quanto determinante agli effetti della deformazione.

La interpretazione del fenomeno proposta dal Roussef dà una ottima concordanza coi risultati sperimentali negli stadi I e II, ma appare forse inadeguata per lo stadio III (momento $M>1,5\ M_{\rm f}$) nel corso del quale è da presumere che il tipo di collaborazione della armatura pretesa, autorizzi ad una modificazione Così se si assume per σ'_{ak} la media ponderata dei limiti elastici dell'acciaio preteso e di quello addizionale si ottiene — per il terzo stadio — una retta molto vicina alla curva sperimentale (retta a tratto di fig. 7).

In ogni caso, pur constatando la buona attendibilità ed aderenza alla realtà sperimentale della formula del Roussef apparirebbe che le travi studiate presentano una deformabilità superiore a quella teorica — contrariamente a quanto succede nella pratica per le travi in cemento armato ordinario: non solo ma esse possono presentare frecce molto forti anche nel periodo in cui le fessure si mantengono di larghezza accettabile.

TABELLA VII Momenti di rottura

Trave	Momento di rottura teorico (Kg.cm)	Momento di rottura sperimentale (Kg.cm)	Scarto % dei valori (?)	Sezione di innesco della rottura
	(1)	(2)	ai valori (1)	dena Tottura
Т 1	3.430.000	3.192.600	- 6,92	Sotto al punto di applica- zione del carico di destra
T 2	3.468.000	3.359.400	- 3,13	Id. di sinistra
T 3	3.320.000	3.155.000	- 4,97	Id. di destra
Т 4	3.323.000	3,211,200	- 2,36	Id. di destra
T 5	3.390.000	3.359.400	0,9	Id. di destra
Т 6	3,360,000	3,155,400	— 6,1	Id. di destra
T 7	3.356.000	3,137.000	- 6,54	Id. di sinistra
T 8	3,318,000	2,879,000	— 13,3	Id. di destra
				l _E

Osservazione: Nella ultima colonna « destra » e « sinistra » sono da intendersi rispetto alla mezzeria delle travi per chi osservi la figura (Figg. 10, 15, 21, 27, 32, 38, 43, 49).

Queste considerazioni, che si ricollegano evidentemente con quelle fatte al paragrafo 9 in merito all'ampliamento del periodo di fessurazione accettabile, porterebbero a suggerire l'opportunità di condizionare la portanza di questo tipo di travi ad uno stato limite di deformazione, anziché agli altri fattori normalmente considerati.

11) ROTTURA

Lo studio del fenomeno di rottura rivestiva nel nostro caso un particolare interesse per il comportamento riscontrato in fase di fessurazione e per la legittima presunzione che la variazione delle condizione di aderenza nelle armature associate potesse in qualche modo risentirsi in fase di rottura.

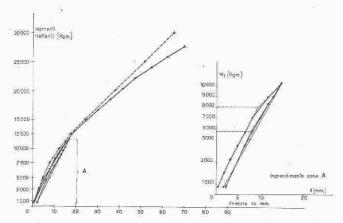


Fig. 46 - Trave T 8 - Diagramma momenti flettenti - Freccie in mezzeria.

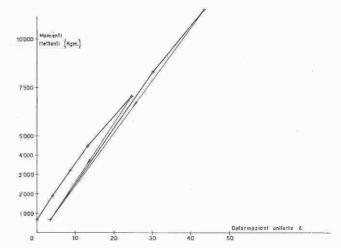


Fig. 47 - Trave T 8 - Diagramma momenti flettenti - Valore medio delle deformazioni ai bordi compressi.

In effetti era da attendersi che la concentrazione di deformazioni, già commentata nel paragrafo precedente, potesse portare a qualche singolarità in fase di rottura per differenze di comportamento nella collaborazione dei due tipi di acciaio durante l'ultima fase della resistenza.

L'esperienza ha dimostrato che l'effetto di « concentrazione delle deformazioni » assume un ruolo di grande importanza in fase di rottura, mentre le diverse possibilità di aderenza della armatura associata danno luogo ad effetti assai modesti e che — comunque — richiederebbero una gamma di prove assai più ampia per poter essere fondatamente discussi.

Nella tabella VII sono riportati i valori dei momenti di rottura sperimentali in confronto con quelli determinati per via teorica secondo il metodo del Levi (*); nella stessa tabella è inoltre individuata la zona della trave nella quale ha avuto inizio la rottura, e questo per un significativo confronto con le zone di concentrazione di deformazione quali riportate nei diagrammi di figg. 10, 15, 21, 27, 32, 38, 43, 49.

L'esame dei dati dimostra in forma indubbia che in tutte le travi la portanza effettiva risulta leggermente inferiore a quella teorica; se si tiene presente che — in genere — nelle travi mediamente armate il metodo del Levi tende a sottovalutare la resistenza a rottura se ne conclude che le esperienze denotano un abbassamento di resistenza effettiva — rispetto a quella teorica — dell'ordine dell'8-10º/o. Si tratta di uno scarto percentuale tutt'altro che trascurabile al quale non si può negare un carattere di significatività.

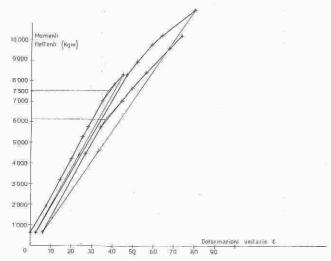


Fig. 48 – Trave T 8 – Diagramma momenti flettenti – Valore medio delle deformazioni ai bordi tesi.

Per cercare di chiarire le cause di tale fenomeno conviene ricordare le caratteristiche salienti delle varie fasi della rottura. Esse sono:

- a) sezione di inizio di rottura coincidente con una delle sezioni al disotto di un punto di applicazione del carico (vedi tabella VII);
- b) inizio del fenomeno di rottura dopoché era stato palesemente raggiunto il limite di snervamento negli acciai delle armature associate come accusato oltreché dagli strumenti di misura dal notevole periodo di aumento delle deformazioni sotto carico costante; innesco del fenomeno con l'allargamento sensibile di una fessura sul lembo teso fino a circa 10/10 di mm. seguito da un inizio di sgretolamento del calcestruzzo sul lembo compresso; quindi rottura repentina e violenta per distacco della suola compressa dall'anima;
- c) estensione della rottura ad una larga zona dell'anima con i consueti effetti di messa a nudo delle armature.

Queste caratteristiche del fenomeno avevano fatto pensare che la rottura delle travi potesse in qualche modo essere anticipata da un effetto di instabilità della briglia compressa denunziato dal carattere violento

(*) F. Levi: Verifica e proporzionamento delle travi in cemento armato ordinario e precompresso. Il Cemento, n. 1, anno 1947.

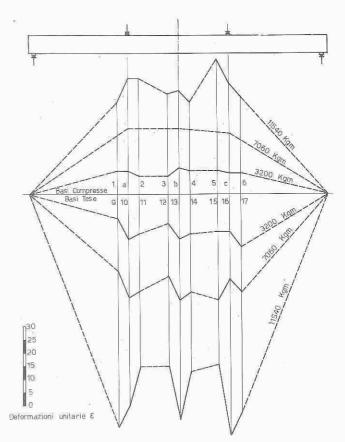


Fig. 49 - Trave T 8 - Andamento delle deformazioni ai bordi (tesi e compressi) per posizioni caratteristiche delle basi di misura.

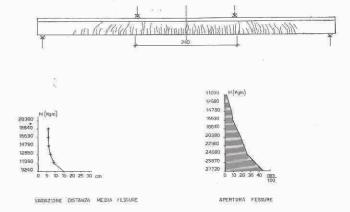


Fig. 50 – Trave T 8 – Panorama dello stato di fessurazione – Variazioni dell'intervallo medio fra le fessure nella zona di momento costante – Variazioni di apertura delle fessure.

— talvolta quasi esplosivo — della rottura. Si è pertanto pensato di contrastare tale effetto, almeno nelle ultime travi provate, mediante l'uso di una robusta staffatura esterna che, senza evidentemente influire sulla portanza della trave, potesse avere l'effetto di stabilizzazione della briglia compressa (*).

L'effetto di tale staffatura esterna si è effettivamente reso palese per quanto riguarda la attenuazione del carattere violento della rottura ed anche per quanto ri-

(*) Trave T4 (provata fino a fessurazione totale a 48 giorni dalla messa in tiro; portata a rottura a 200 giorni) e travi T_5 e T_7 .

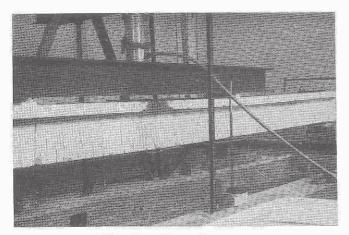


Fig. 51 - Trave fessurata.

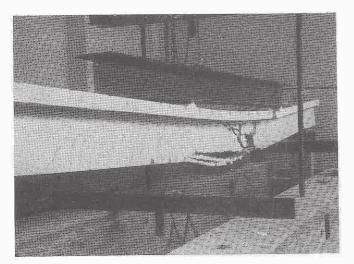


Fig. 52 - Trave T 3 a rottura.

guarda il prolungamento della « agonia » delle travi che hanno accusato un periodo di deformazione a carico costante ancora superiore a quello delle altre; non si è risentita invece per quanto riguarda la portanza delle travi (la miglior concordanza fra momento di rottura teorico e sperimentale verificatasi per la trave $T_{\rm 5}$ costituisce un risultato isolato cui non è possibile attribuire carattere probante).

Altro rilievo interessante che emerge dalla osservazione della tabella VII è che gli scarti percentuali della colonna IV non appaiono in qualche modo riferibili al tipo di armatura associata, ossia non appaiono dipendenti dalla variabile aderenza.

Pertanto le singolarità riscontrate in fase di rottura sembrerebbero dipendere soltanto dall'effetto di concentrazione delle deformazioni che può portare a dei fenomeni di « iperresistenza » o di « iporesistenza » essenzialmente dipendenti — secondo l'ipotesi del Chambaud (*) — dal rapporto delle zone interessate alla concentrazione di grandi deformazioni al bordo compresso (calcestruzzo) ed al bordo teso (acciaio) in corrispondenza della sezione di rottura.

(*) R. CHAMBAUD: Méthode génerale de calcul du Béton Armé a la rupture en flexion simple ou composés - Annales I.T.B.T.P. - Gennaio 1956 e Le calcul du Béton Armé a la rupture - Annales I.T.B.T.P. - Marzo-Aprile 1959.

Si tratta di una ipotesi interpretativa che — come tutte le ipotesi di tal genere — ha evidentemente in sé elementi di verità indubbi (effetto di concentrazione delle deformazioni) ed elementi di incertezza altrettanto indubbi (difficoltà di individuare il comportamento della armatura nei riguardi della concentrazione delle deformazioni; anomalia della scarsa influenza da noi riscontrata per la variabile « aderenza » che mal si accorda col meccanismo di iperresistenza che si presenta in travi armate con tondini di basso diametro).

Mi pare tuttavia che essa possa indicare una strada degna di ulteriore investigazione e tale da poter portare a fruttuosi risultati nel complesso campo di studio dei fenomeni di rottura.

12) CONCLUSIONI

L'interpretazione dei risultati sperimentali qui descritti e commentati non autorizza evidentemente a trarre conclusioni definitive od a tracciare senza tentennamenti norme valide per tutti i tipi di travi ad armatura mista. Peraltro è possibile sottolineare alcuni aspetti del problema aventi sicuro carattere di generalità e, come tali, degni di essere tenuto in conto dal progettista.

— Il primo di essi è la esaltazione delle perdite di tensione per effetto di ritiro e fluage; si tratta di un fenomeno legato alla natura stessa delle travi che si è convenuto di chiamare « ad armatura mista » e che ci

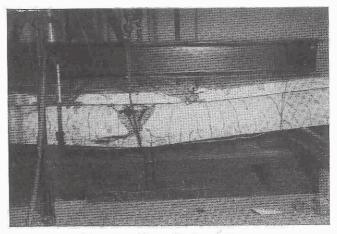


Fig. 53 - Trave T 5 a rottura.

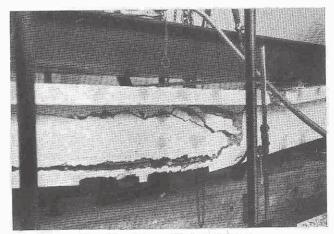


Fig. 54 - Trave T 8 a rottura.

porta ad affermare la necessità di calcolare — in sede di progetto — l'entità delle perdite stesse con metodi esatti essendo provata la inattendibilità dei risultati cui si giunge con i meodi approssimati usuali.

— Il secondo è la dilatazione del periodo di fessurazione per effetto di due cause concomitanti, e precisamente l'anticipo del momento di fessurazione ed il ritardo col quale viene raggiunto il limite elastico nelle armature addizionali, grazie alla notevole precompressione di cui vengono a godere. A questo effetto è legata una maggiore deformabilità di questo tipo di travi, che si manifesta già prima che siano stati superati i limiti ammissibili di apertura delle fessure.

Questo aspetto del comportamento delle travi ad armatura mista potrà costituire in molti casi un limite alle possibilità di sfruttamento e suggerire criteri di dimensionamento.

— Il terzo è l'importanza determinante assunta dai fenomeni di « concentrazione delle deformazioni » particolarmente in fase di rottura. A tale proposito — come ripetutamente commentato nel precedente paragrafo — non è possibile ancora dire una parola definitiva o suggerire un criterio valido; ci si può solamente limitare a segnalarne la presenza e l'importanza affinché possa essere investigato a fondo sulla base di una adeguata gamma di risultati sperimentali.

Contributo teorico-sperimentale allo studio delle strutture a precompressione parziale

Prof. Ing. Carlo Greco - Dott. Ing. Aurelio Giliberti - Dott. Ing. Guido Mele

SOMMARIO

Con riferimento alle strutture a precompressione parziale si illustrano gli aspetti maggiormente interessanti del calcolo in fase di esercizio e di fessurazione. Si propone un procedimento per lo studio del fenomeno di crisi nella sezione e si riferisce su di una serie di ricerche sperimentali effettuate su travi con diverse percentuali di armatura pretesa e di acciaio « passivo ».

Il confronto fra i risultati sperimentali a rottura e quelli teorici, dimostra l'attendibilità del procedimento proposto.

1) PREMESSA

Nella moderna tecnica delle costruzioni destano oggi un notevole interesse e fervore di studi le strutture « parzialmente precompresse », sia perché rispondono ai requisiti richiesti per la prefabbricazione, sia perché con esse sembra possa realizzarsi una vantaggiosa economia in talune costruzioni.

Dai primi studi di P. W. Abeles tali strutture sono state oggetto di discussioni e di ricerche senza che peraltro si sia ancora ben definito il loro campo di applicabilità e si sia impostato una razionale ed agevole schematizzazione di calcolo.

Soprattutto nei riguardi del loro comportamento a fessurazione e rottura sussistono incertezze e perplessità; i fenomeni della corrosione, conseguenti la tessurazione delle strutture, destano sempre notevole preoccupazione sullo stato di conservazione nel tempo degli acciai ed in definitiva quindi sulla conservazione della funzionalità delle opere.

Nel presente lavoro si illustra un procedimento per la valutazione dei momenti di rottura di sezioni parzialmente precompresse, e si riferisce sui risultati di una serie di esperienze effettuate nel laboratorio dell'Istituto di Tecnica delle Costruzioni dell'Università di Napoli.

2) GENERALITA'

Parzialmente precompressa si definisce una sezione di calcestruzzo cementizio dotata di precompressione e di armatura integrativa tradizionale. Si suole in genere proporzionare la precompressione, eseguita con sistema a cavi scorrevoli od a fili aderenti, in modo tale da ottenere una sezione interamente reagente per un'aliquota delle sollecitazioni derivanti dai carichi esterni; le armature integrative sono destinate ad assorbire le sollecitazioni dovute ai restanti carichi, con un comportamento della sezione parzialmente reagente.

Si distinguono così in una sezione a precompressione parziale due distinte fasi di lavoro: inizialmente si ha la modifica del diagramma tensionale determinato dalla coazione sino a raggiungere al lembo maggiormente teso il valore limite della tensione di trazione. Superato tale limite la sezione viene a parzializzarsi e le armature integrative, fino a tale fase inerti, o più precisamente poco influenzate dai carichi esterni, cominciano ad assorbire sforzi di trazione, con un comportamento da « cemento armato ».

E' ovvio quindi che il calcolo della sezione dovrà condursi rispettando le descritte diverse condizioni; ad una verifica iniziale per lo stato di precompressione dovrà seguire il calcolo in fase di esercizio, nel quale la sezione risulterà sollecitata a pressoflessione, con sforzo normale pressocché costante all'aumentare dei carichi.

Più complesso risulta in effetti lo studio del fenomeno di fessurazione, intendendo non la ricerca delle caratteristiche della sollecitazione che provocano le prime lesioni, bensì la determinazione della distanza fra due lesioni consecutive e la loro massima ampiezza, in quanto da questi ultimi parametri dipende la conservazione delle caratteristiche della struttura nel tempo.

Anche nei riguardi della valutazione delle condizioni di crisi, le sezioni a precompressione parziale presentano aspetti particolari necessari di ricerche specifiche.

L'accoppiamento infatti di acciai pretesi ad alto limite elastico con armatura costituita da acciai di caratteristiche meccaniche inferiori, ma con allungamenti specifici a rottura di gran lunga maggiori, rende più complessa la schematizzazione di rottura; la posizione reciproca dei due diversi tipi nella sezione può variare le condizioni di crisi modificando i valori delle caratteristiche esterne di rottura.

Ciascuno di tali aspetti merita un esame approfondito ed il numero dei parametri che intervengono nel problema rende indispensabile una sistematica ricerca sperimentale, atta a studiare non solamente il comportamento delle strutture parzialmente precompresse in tutte le fasi di lavoro, ma anche a definire il loro campo di applicabilità in rapporto a determinati margini di sicurezza.

- 3) LA VERIFICA A ROTTURA DELLE SEZIONI PAR-ZIALMENTE PRECOMPRESSE SOLLECITATE A FLESSIONE SEMPLICE
 - Si adottano le seguenti ipotesi:
 - a) conservazione delle sezioni piane;
- b) diagramma $\sigma \varepsilon$ per l'acciaio delle armature integrative idealmente elasto-plastico; (fig. 1)
- c) diagramma $\sigma \varepsilon$ per l'acciaio preteso idealmente fragile; (fig. 2)
- d) diagramma $\sigma \epsilon$ per il calcestruzzo con andamento parabolico. (fig. 3)

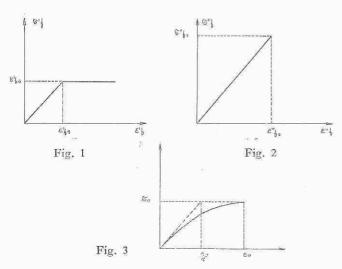


Fig. 1 – Diagramma $\sigma-\varepsilon$ per l'acciaio delle armature integrative idealmente elasto-plastico. — Fig. 2 – Diagramma $\sigma-\varepsilon$ per l'acciaio preteso idealmente fragile. — Fig. 3 – Diagramma $\sigma-\varepsilon$ per il calcestruzzo con andamento parabolico.

Tali ipotesi sono riconosciute valide da molti autori e trovano buona conferma sperimentale.

Con riferimento alla sezione di fig. 4, sollecitata da una coppia esterna M, si osserva che la rottura può avvenire o per schiacciamento del conglomerato all'estremo lembo compresso della sezione o per cedimento dell'acciaio preteso; nella fase di rottura l'acciaio delle armature integrative potrà presentarsi in condizioni di snervamento o meno. Inoltre supponendo che le armature pretese e non, siano dislocate nella sezione a livelli diversi, la loro distanza d avrà una notevole influenza

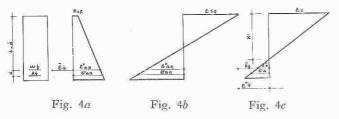


Fig. 4a — Diagramma delle ε per effetto della precompressione a tempo infinito. — Fig. 4b — Diagramma delle ε per l'applicazione del momento esterno. — Fig. 4c — Diagramma totale delle ε .

nel fenomeno della crisi; nella trattazione che segue, conformemente a quanto realizzato nelle esperienze, si disporrà l'armatura pretesa interna rispetto all'altra, sì da ottenere in pratica la migliore utilizzazione dell'acciaio « passivo » nelle condizioni di esercizio ed allo scopo di contenere nel miglior modo l'ampiezza delle lesioni oltre il limite di fessurazione.

Il diagramma delle ϵ per effetto della precompressione a tempo infinito è rappresentato in fig. 4 a), dove:

- ϵ_{SD} , è la contrazione specifica del conglomerato al lembo superiore;
- ε'_{up} = ε'_{fp}, è la contrazione specifica del conglomerato all'altezza dell'armatura « passiva » coincidente con la contrazione specifica di tale armatura;
- $\epsilon''_{aP} = \epsilon''_{ID}$, è la contrazione specifica del conglomerato all'altezza dell'armatura pretesa coincidente con la contrazione specifica di tale armatura (1);
- er, è la dilatazione specifica dell'acciaio presollecitato.

Per l'applicazione del momento esterno il diagramma delle ϵ è quello di fig. 4 b), dove:

- $\epsilon_{s\eta}$, è la contrazione specifica del conglomerato al lembo superiore;
- $\epsilon'_{Iq} = \epsilon'_{aq}$, è la dilatazione specifica del conglomerato all'altezza dell'armatura « passiva », coincidente con la dilatazione specifica di tale armatura;
- $\epsilon''_{fq} = \epsilon''_{fq}$, è la dilatazione specifica del conglomerato all'altezza dell'armatura pretesa, coincidente con la dilatazione specifica di tale armatura.

Il diagramma totale, somma di quelli su descritti, assume l'aspetto di fig. 4 c), essendo:

- $\epsilon_c = \epsilon_{sp} + \epsilon_{sq}$, la contrazione specifica totale nel conglomerato al lembo compresso;
- $\varepsilon'_{a} = \varepsilon'_{a0} \varepsilon'_{ap} = \varepsilon'_{f0} \varepsilon'_{fp}$, la dilatazione specifica del conglomerato in corrispondenza dell'acciaio «passivo»;
- $\varepsilon_{a}^{"} = \varepsilon_{a}^{"} \varepsilon_{a}^{"} = \varepsilon_{a}^{"} \varepsilon_{a}^{"} = \varepsilon_{a}^{"} \varepsilon_{a}^{"} = \varepsilon_{$
- $\epsilon''_f = \epsilon_f \epsilon''_{fp} + \epsilon''_{fq}$, la dilatazione specifica dell'acciaio preteso.

La linearità del diagramma di fig. 4 c) fornisce:

[1]
$$\frac{\varepsilon_{\rm c}}{x} = \frac{\varepsilon'_{\rm a}}{h - \bar{x}} = \frac{\varepsilon''_{\rm a}}{h - x - d};$$

essendo, con ovvie sostituzioni:

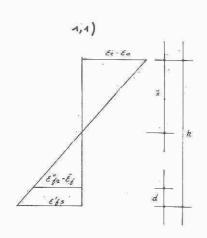
[2]
$$\varepsilon''_{a} = \varepsilon''_{f} - \varepsilon_{f}.$$

Si esaminino ora le condizioni di rottura della sezione; essa può giungere alla crisi, come si è detto, per schiacciamento del conglomerato o per cedimento dell'armatura pretesa.

In particolare potranno anche cedere contemporaneamente il conglomerato e le due armature.

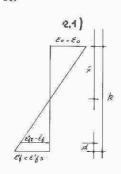
(1) Ciò si verifica per l'aderenza esistente fra acciaio preteso e conglomerato sin dall'istante in cui avviene la distensione delle armature e non sarebbe quindi valido nel caso di precompressione a cavi scorrevoli.

TABELLA I.



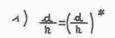
COR

Tabella II.

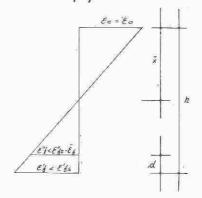


$$\begin{split} & \delta''_{ij} \pi \ \omega_{ij}' + \mathcal{E}_{ij}' \ f_{ij}' = \frac{\mathcal{E}_{ij}}{3} \left(\dot{R} - \dot{x}' \right) = \frac{\mathcal{Q}}{3} \ b \ \delta_{0} \ \ddot{x}' = N \mathcal{Q} \quad ; \quad \\ & = \omega_{ij}' \quad \frac{\mathcal{E}_{ij}}{\mathcal{E}_{0} + \mathcal{E}'_{ij}' + \mathcal{E}'_{ij}'} \left(\dot{R} - \dot{\alpha}' \right) \end{split}$$

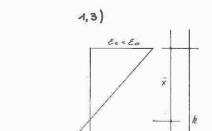
Ho= 5 6 6 x + 5 /2 wf (k-x-d)+ EfAf & (k-) ;



1,2)



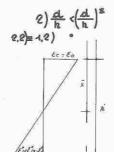
$$M_0 = \frac{5}{12} \stackrel{60}{60} \stackrel{1}{\cancel{\times}} \stackrel{2}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{1}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{1}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{1}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{2}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{2}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{2}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{1}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{2}{\cancel{\leftarrow}} \stackrel{2}{\cancel$$



E'62-E6

 $\frac{50}{60} \frac{6^{4}}{6^{4}} \frac{5^{4}}{360} \left[\frac{3}{360} + \frac{1}{3} \right] \frac{3}{4} \left[6^{4} e \omega_{0}^{4} + 6^{4} s N_{0}^{4} - \frac{60}{60} \frac{6^{4}}{6^{4}} + \frac{1}{3} \frac{3}{60} + \frac{1}{3} \frac{3}{60} \frac{6^{4}}{6^{4}} + \frac{1}{3} \frac{3}{60} \frac{6^{4}}$

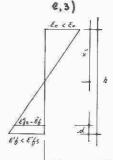
$$\begin{aligned} &\textit{Mo} = \frac{\ell}{3} \frac{\delta_0}{\xi_0} \, b \, \, \mathcal{E}'_{fS} \left(I - \frac{3}{3} \frac{\vec{x}}{\ell - \vec{x}} - \mathcal{E}'_{fS} \right) \frac{\vec{x}^3}{\ell - \vec{x}} \, + \\ & + \delta''_{f2} \, \, \mathcal{W}_{f} \left(h - \vec{x} - d \right) + o'_{fS} \, \, \mathcal{M}_{f} \left(k - \vec{x} \right) \end{aligned}$$



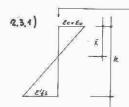
 $6_{12}^{2}\omega_{1}+\mathcal{E}_{1}^{2}\mathcal{H}_{1}\frac{\mathcal{E}_{2}}{\tilde{x}}\left(h\cdot\tilde{x}\right),\frac{\mathcal{R}}{3}\delta\mathcal{R},\tilde{x}=Ne;$ $\cos \quad \tilde{x}=\frac{\mathcal{E}_{0}}{\mathcal{E}_{0}+\mathcal{E}_{1}^{2}e-\mathcal{E}_{1}^{2}}\left(h-\mathcal{A}\right)$

2. 600 x2 + Eff(60-Ef) wf + E0 Ry]x - Effeowf (h-d) + E0 Ng h]=0



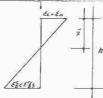


 $\delta''f \approx \omega f + \mathcal{E}_f H_f \frac{\mathcal{E}_o}{\bar{x}} (k - \bar{x}) \langle \frac{2}{3} b, \bar{b}_o \bar{x} \cdot M_f \rangle$ $cor \quad \bar{x} = \frac{\mathcal{E}_o}{\mathcal{E}_o + \mathcal{E}_f \gamma - \bar{\mathcal{E}}_f} (k - d)$



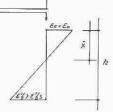
5'65 Pg = 2 6 50 k E0 E0 EN'2

Ho . 5. 50 b x 2+ 8 45 Af (k-x)



5/15 A6) & 6 60 12 E0 = N'2

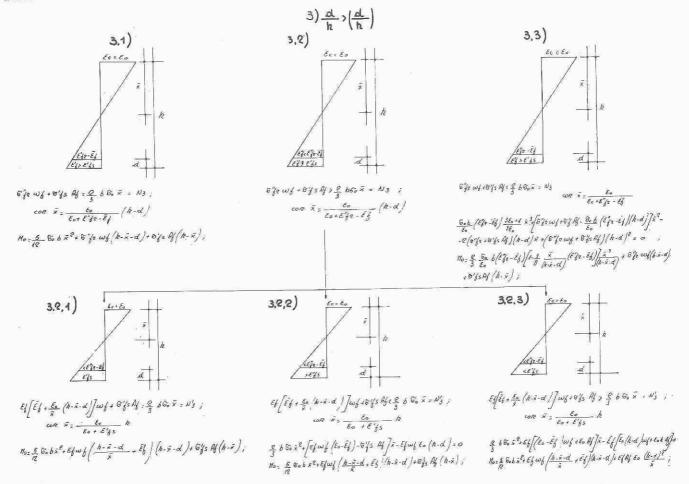
2 6 50 x 2+ Ef Af Eo x - Ef Af EO R = 0



E'gs Af < 2 6 50 \$ E0 + E'gs = N'2

x = 3 565 A6 650.

Ho = 5 60 6 x e+ 545 Af (k-x)



Tale caso si ha quando:

$$\frac{\varepsilon_0}{\overline{x}} = \frac{\varepsilon'_{fs}}{h - \overline{x}} = \frac{\varepsilon''_{fr} \bar{\varepsilon}_f}{h - \overline{x} - d}$$

e, assegnate determinate caratteristiche dei materiali impiegati, si verificherà quando il rapporto d/h assume il valore:

[4]
$$\frac{d}{h} = \left(\frac{d}{h}\right)^* = \frac{\varepsilon'_{fs} - \varepsilon''_{fr} + \bar{\varepsilon}_f}{\varepsilon'_{fs} + \varepsilon_0}.$$

Se le armature sono disposte invece in modo che la [4] non sia soddisfatta, la rottura non avverrà mai per contemporaneo cedimento delle armature e del conglomerato.

Si potranno quindi verificare le tre eventualità:

$$\left(\frac{d}{h}\right) \lessgtr \left(\frac{d}{h}\right)^*$$

che danno luogo agli schemi di rottura indicati nelle tabelle (Tab. I, II, III).

Infatti nel caso di eguaglianza fra i due membri della [5] potrà verificarsi la rottura contemporanea; essa peraltro si avrà solo per particolari valori delle percentuali di armatura.

Dall'equilibrio alla traslazione si ottiene infatti:

$$[6] \qquad \qquad \sigma^{\prime\prime}{}_{fr}\,\omega_f + \sigma^{\prime}{}_{fs}\,A_f = \frac{2}{3}\,b\sigma_0\,h\,\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_0 + \varepsilon^{\prime}{}_{fs}}\;,$$

avendo assunto per la legge $\sigma - \epsilon$ del conglomerato la espressione consigliata dal C.E.B.:

$$\sigma = \frac{2\sigma_0}{x} \left(x - \frac{x^2}{2x} \right)$$

ed essendosi riferiti al caso di sezioni rettangolari (2).

Se il primo membro della [6] risulta maggiore o minore del secondo si hanno invece gli schemi di rottura indicati come 1,2 e 1,3 nella tabella I.

Gli schemi illustrati alle tabelle II e III sono inerenti rispettivamente le eventualità:

$$\left(\frac{d}{h}\right) \! \geqslant = \! \left(\!\! \begin{array}{c} d \\ \hline h \end{array}\!\!\right)^{\! *} \! \cdot \!$$

Nelle tabelle figurano inoltre gli sforzi limiti nelle armature che individuano un determinato modo di rottura, le espressioni che forniscono la posizione dell'asse neutro ed i momenti limiti relativi.

Per verificare una sezione occorre in definitiva analizzare attraverso le relazioni riportate nelle tabelle lo schema di rottura.

E' necessario quindi:

- a) determinare il rapporto d/h e confrontarlo con il rapporto limite $(d/h)^*$ della [5], sì da stabilire se la crisi avverrà secondo le eventualità 1), 2), o 3);
- (2) Per semplicità ci si riferisce al caso della sezione rettangolare che peraltro è quella adottata nelle sperimentazioni; il caso delle sezioni T, concettualmente immutato, porta a formulazioni più complesse.

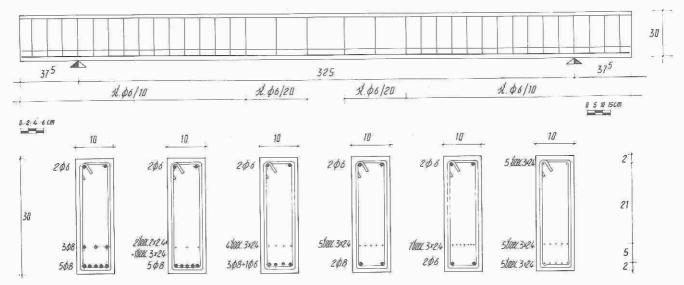


Fig. 5 - Caratteristiche geometriche delle sezioni trasversali e longitudinali delle sei travi e disposizione delle armature.

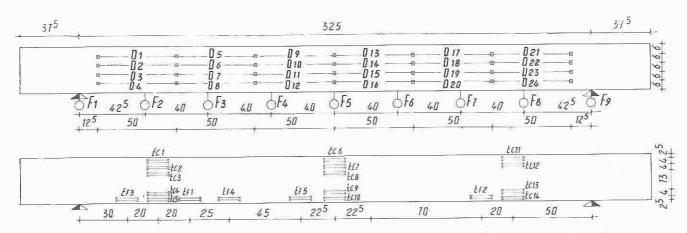


Fig. 6 – Disposizione degli strumenti di misura: F = flessimetri; t_c = estensimetri elettroacustici su calcestruzzo; t_f = estensimetri elettroacustici sul ferro; D = estensimetri meccanici.

- b) a seconda della eventualità possibile, calcolare i valori limiti N ed individuare così quale sia lo schema di rottura della sezione in esame;
- c) determinare con le formule indicate la posizione dell'asse neutro e conseguentemente, con un equilibrio alla rotazione, il momento M_0 limite.

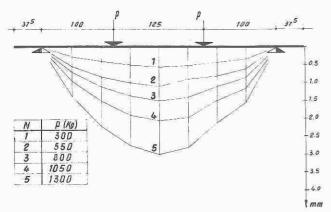


Fig. 7 – Rappresentazione grafica della deformata in corrispondenza dei diversi valori del carico (I fase).

Le calcolazioni in effetti risulteranno agevoli e potrà facilmente pervenirsi alla valutazione del coefficiente di sicurezza a rottura. Nel seguito tale procedimento verrà adottato per il calcolo dei momenti di rottura per le travi studiate sperimentalmente; il confronto con i risultati delle esperienze mostrerà una buona rispondenza delle formulazioni proposte.

4) INDAGINE SPERIMENTALE

Scopo dell'indagine sperimentale è quello di studiare il comportamento di travi parzialmente precompresse in condizioni di esercizio, a fessurazione ed a rottura.

4,1) - Sono state sottoposte ad indagine sei travi, ciascuna in duplice esemplare, diversamente dotate di armatura pretesa e di acciaio non presollecitato.

La fig. 5 illustra le sezioni trasversali delle sei travi e le relative armature.

Nella tabella che segue se ne riportano le caratteristiche geometriche.

Trave	Sezione	Armatura pretesa	Percentuale armatura pretesa	Armatura non presollecitata	Percentuale armatura non presol- lecitata	Percentuale totale armatura	Staffe
1	$10\! imes\!30$	s		8 ø 8	1,50	1,50	ø 6/10
2	$10\! imes\!30$	$\begin{array}{c} 2 \times 2 \times 2, 4 \\ 1 \times 3 \times 2, 4 \end{array}$	0,12	5 Ø 8	0,92	1,04	*
3	10×30	$4 \times 3 \times 2,4$	0,20	$3@8 \times 1@6$	0,66	0,86	3
4	$10\! imes\!30$	5 imes3 imes2,4	0,25	2 Ø 8	0,37	0,62	*
5	10×30	$7 \times 3 \times 2,4$	0,35	2 ø 6	0,21	0'56	**
6	10×30	$10\!\times\!3\!\times\!2,4$	0,50			0,50	D

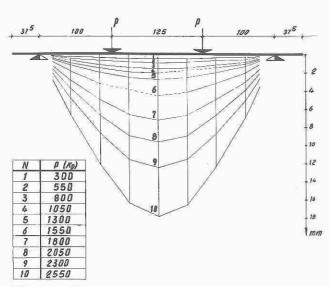


Fig. 8 — Rappresentazione grafica della deformata in corrispondenza dei diversi valori del carico (II fase).

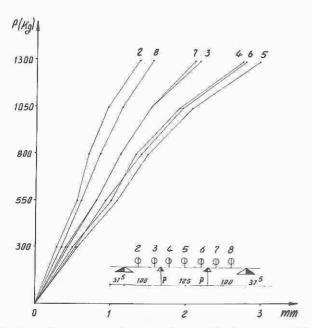


Fig. 9 - Rappresentazione grafica degli abbassamenti in funzione dei carichi (I fase).

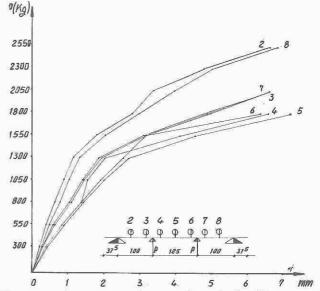


Fig. 10 - Rappresentazione grafica degli abbassamenti in funzione dei carichi (II fase).

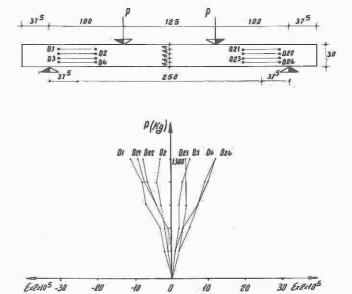


Fig. 11 — Rappresentazione grafica delle deformazioni nel calcestruzzo misurate con estensimetri meccanici nelle basi da 1 a 4 e da 21 a 24 (I fase).

La determinazione delle diverse percentuali di armatura metallica, pretesa e non, delle sei travi esaminate, è stata effettuata con il criterio di avere, sotto il carico di esercizio fissato in 1800 Kg. per ciascuna forza concentrata, un regime tensionale sufficientemente costante; più precisamente sotto il carico di servizio si ottengono tensioni di compressione nel calcestruzzo al lembo superiore e di trazione nell'acciaio non preteso comprese in un campo di variabilità sufficientemente ristretto.

4,2) - Prove sui materiali impiegati per la confezione delle travi.

Per l'accertamento delle caratteristiche dei materiali impiegati nella confezione delle travi sono state effettuate le seguenti determinazioni su provini in corrispondenza della fase di prova delle travi stesse:

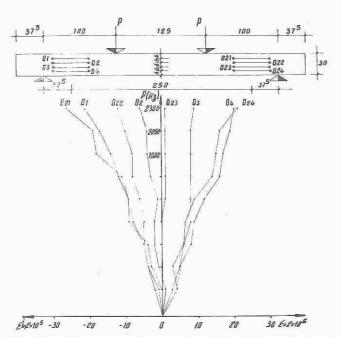
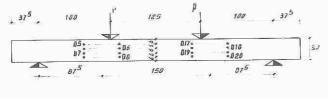


Fig. 12 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nel calcestruzzo misurate con estensimetri meccanici nelle basi da 1 a 4 e 21 a 24 (II fase).



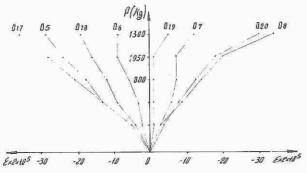


Fig. 13 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nel calcestruzzo misurate con estensimetri meccanici nelle basi da 5 a 8 e 17 a 20 (I fase).

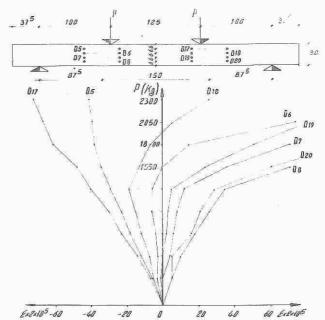


Fig. 14 - Rappresentazione grafica delle deformazioni nel calcestruzzo misurate con estensimetri meccanici nelle basi da 5 a 8 e da 17 a 20 (II fase).

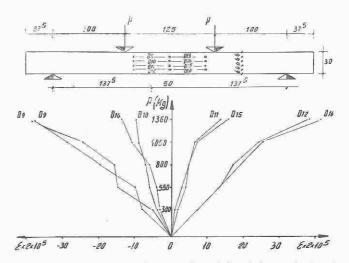


Fig. 15 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nel calcestruzzo misurate con estensimetri meccanici nelle basi da 9 a 16 (I fase).

Per il calcestruzzo:

- Sollecitazione di rottura a compressione su provini cubici di dimensioni $16 \times 16 \times 16$ cm.
- Sollecitazione di rottura a trazione per flessione su provini prismatici di dimensioni $5\times5\times25$ cm. (il valore della $\sigma_{\rm ct}$ si è ricavato dalla formula $\sigma_{\rm ct}=3.6\,\frac{M}{bh^2}$
- Sollecitazione di rottura per prova brasiliana su provini cilindrici di dimensioni $\varnothing=10$ L=30 (il valore della $\sigma_{\rm ct}$ si è ricavato dalla formula

$$\sigma_{\rm ct} = \frac{2N}{-ID}$$

Modulo elastico.

Per gli acciai:

- Sollecitazione di rottura a trazione.
- Diagramma σ/ε.

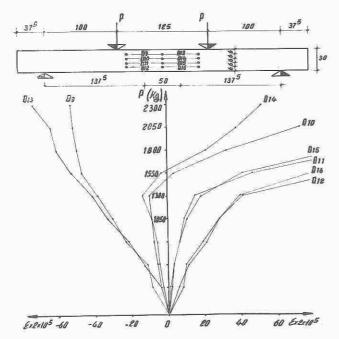


Fig. 16 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nel calcestruzzo misurate con estensimetri meccanici nelle basi da 9 a 16 (II fase).

Nella tabella che segue se ne riportano i valori medi.

Trave	$(\mathrm{Kg/emq.})^{\sigma_{\mathrm{rc}}}$	$\begin{array}{c} \sigma_{rt} (\text{flessione}) \\ (Kg/cmq.) \end{array}$	$\sigma_{ m rt}({ m brasiliana}) \ ({ m Kg/emq.})$	mod. E (Kg/emq.)
1	-	_		-
1	361	35,3	47,0	-
2	353	56,2	47,5	_
2	392	44,6	44,3	297.708
3	425	46,5	62,5	408.333
3	425	46,5	62,5	371.160
4	403	52,3	52,0	, , , , , ,
4	405	55,6	63,3	75.55
5	305	43,9	52,8	420.294
5	373	42,5	53,3	-
6	345	41,8	38,9	285.600
6	390	28,8	47,5	

La tensione di lavoro dell'acciaio preteso al tiro è stata per tutte le travi di 11.250 Kg/cmq.

4,3) - Dispositivo di prova e modalità di carico.

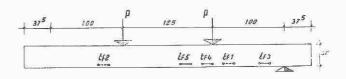
Per tutte le prove è stato realizzato lo schema di trave appoggiata su m. 3,25 di luce, caricata da due forze concentrate distanti m. 1 dagli appoggi e m. 1,25 fra loro realizzate con l'impiego di due martinetti dello sforzo massimo di 20 tn., ciascuno, collegati in parallelo con un dinamometro a pendolo Amsler. I carichi sono stati imposti con gradualità effettuando letture a carico co-

stante ogni 250 kg. e si sono realizzati due cicli: il primo fino alla fessurazione, il secondo, riprendendo dal carico iniziale nullo, sino alla rottura.

4,4) - Strumenti di misura.

Per la determinazione degli spostamenti e delle deformazioni sono stati disposti nella posizione indicata nella fig. 6 i seguenti strumenti:

- n. 9 flessimetri centesimali (F) di cui 2 sugli appoggi e 7 in campata per individuare la deformata sotto carico.
- n. 14 estensimetri elettroacustici Telemac (te) di base 14,1 cm. disposti sul calcestruzzo, nella sezione di mezzeria ed in due sezioni a circa ml. 1 dalla mezzeria.



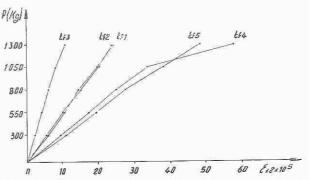


Fig. 17 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nel ferro misurate con estensimetri elettroacustici nelle basi 1, 2, 3, 4, 5 (I fase).

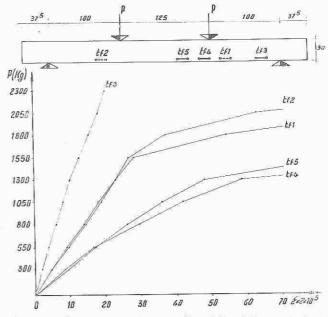
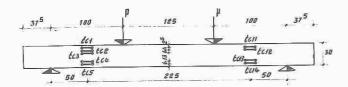


Fig. 18 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nel ferro misurate con estensimetri elettroacustici nelle basi 1, 2, 3, 4, 5 (II fase).



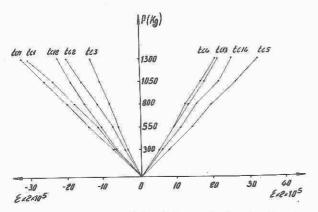


Fig. 19 – Diagramma delle deformazioni nel calcestruzzo in funzione del carico misurate con estensimetri elettroacustici nelle basi da 1 a 5 e da 11 a 14 (I fase).

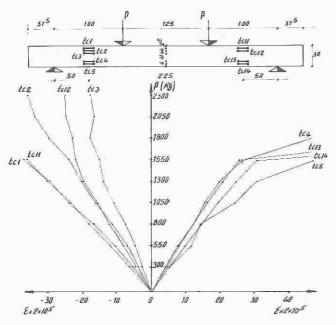


Fig. 20 – Diagramma delle deformazioni nel calcestruzzo in funzione del carico misurate con enstensimetri elettroacustici nelle basi da 1 a 5 e da 11 a 14 (II fase).

— n. 24 basi estensimetriche (D) sul calcestruzzo sull'altra faccia della trave per apparecchio Huggenberger con base di 20 pollici.

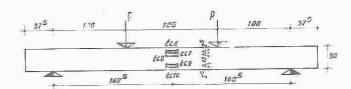
— n. 5 estensimetri elettroacustici (t_f) sull'acciaio non preteso.

— Per il rilievo e la misura dell'ampiezza delle lesioni è stato adoperato un apparecchio ottico cinquantesimale mobile lungo una linea di riferimento posta a 3 cm. dal bordo teso coincidente con l'asse dei tondini non pretesi.

4,5) - Analisi dei risultati.

Nel corso di ciascuna prova si è rilevata la deformata della trave, il valore delle deformazioni nel calcestruzzo e negli acciai non pretesi, la dislocazione, l'andamento e l'ampiezza delle lesioni in corrispondenza di ogni valore del carico.

Sono stati quindi costruiti i diagrammi relativi ai rilievi effettuati; le figure 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15. 16, 17, 18, 19, 20, 21, 22 e 23 illustrano i diagrammi corrispondenti alla trave 4a.



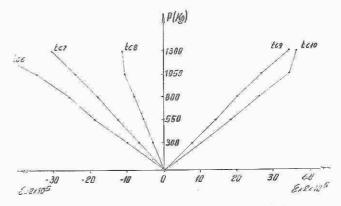


Fig. 21 – Diagramma delle deformazioni nel calcestruzzo in funzione del carico misurate con estensimetri elettro-acustici nelle basi 6, 7, 8, 9, 10 (I fase).

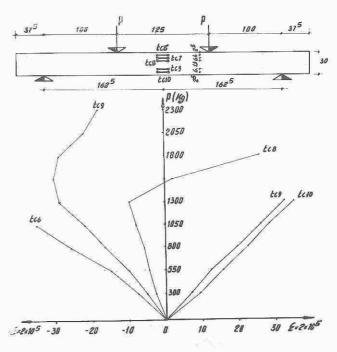


Fig. 22 – Diagramma delle deformazioni nel calcestruzzo in funzione del carico misurate con estensimetri elettro-acustici nelle basi 6, 7, 8, 9, 10 (II fase).

La rig. 24 illustra la dislocazione, l'andamento e l'ampiezza delle lesioni dei sei travetti della serie B.

Le figure 25, 26, 27, 28, 29, 30, 31, 32, 33, 34, 35 illustrano la rottura di undici travetti.

Come si è già accennato, scopo dell'indagine è quello di raffrontare i diversi tipi di travi, da quella in c.a., a

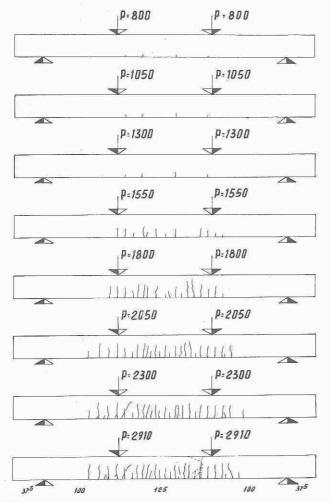


Fig. 23 – Andamento e dislocazione delle fessure in corrispondenza dei diversi valori del carico.

quella in precompresso, sotto il triplice aspetto delle condizioni di esercizio, e delle condizioni di fessurazione e rottura.

Nei riguardi delle condizioni di esercizio, cioè sotto il carico di 1800 kg., si è riportato in diagramma un confronto fra le deformabilità delle sei coppie di travi, intendendo caratterizzare la deformabilità di esse con le deformazioni misurate dai flessimetri centesimali.

Sono quindi riportate in ordinate le frecce in mm. lette al flessimetro C_5 in mezzeria; in ascisse sono riportate le travi sperimentate, per le quali la 1 indica quella in c.a.; la 6 quella tutta precompressa; la 2, 3, 4 e 5 quelle parzialmente e diversamente precompresse. (fig. 36).

Si osservi che gli interassi in ascissa fra le diverse travi sono riportati in funzione della armatura di acciaio preteso, ovvero, attesa la costanza delle tensioni di pretensioni, del grado di precompressione di ciascuna di esse.

E qui si nota una anomalia, confermata peraltro da ulteriori osservazioni: la deformabilità della trave 4, armata con treccioline $3\times 2,4$ e $2\ \varnothing$ 8 è sensibilmente maggiore delle altre. Si nota in effetti un costante aumento di rigidezza dalla trave 1 alla trave 2, una discontinuità con aumento di deformabilità per le travi 3 e 4 e successivamente un aumento di rigidezza verso il campo delle travi maggiormente precompresse.

Una parziale giustifica di tale andamento può ricercarsi nella circostanza che fra i carichi di 1800 e 2000 kg. l'acciaio non preteso risulta dalle misurazioni eseguite vicino allo snervamento e proprio in corrispondenza di tali carichi la deformabilità della trave 4 assume valori nettamente diversi e superiori a quelli delle altre travi.

Questo comportamento è avvalorato dal confronto delle σ di trazione nel calcestruzzo, misurate all'estensimetro elettroacustico teso nelle diverse travi. (fig. 37)

Anche qui le discontinuità del diagramma in corrispondenza delle trave 4 iniziano dal carico di 1800 kg., con deformazioni che attingono valori assai elevati.

Nella fig. 38 sono riportati infine i diagrammi relativi ai momenti di fessurazione e rifessurazione ed ai momenti di rottura.

I momenti di fessurazione e rifessurazione sono in effetti compresi nelle fascie tratteggiate sul grafico, stan-

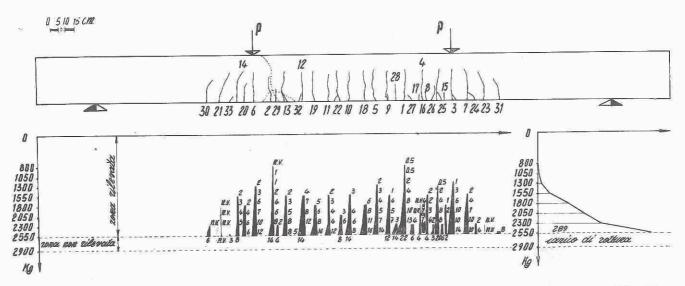
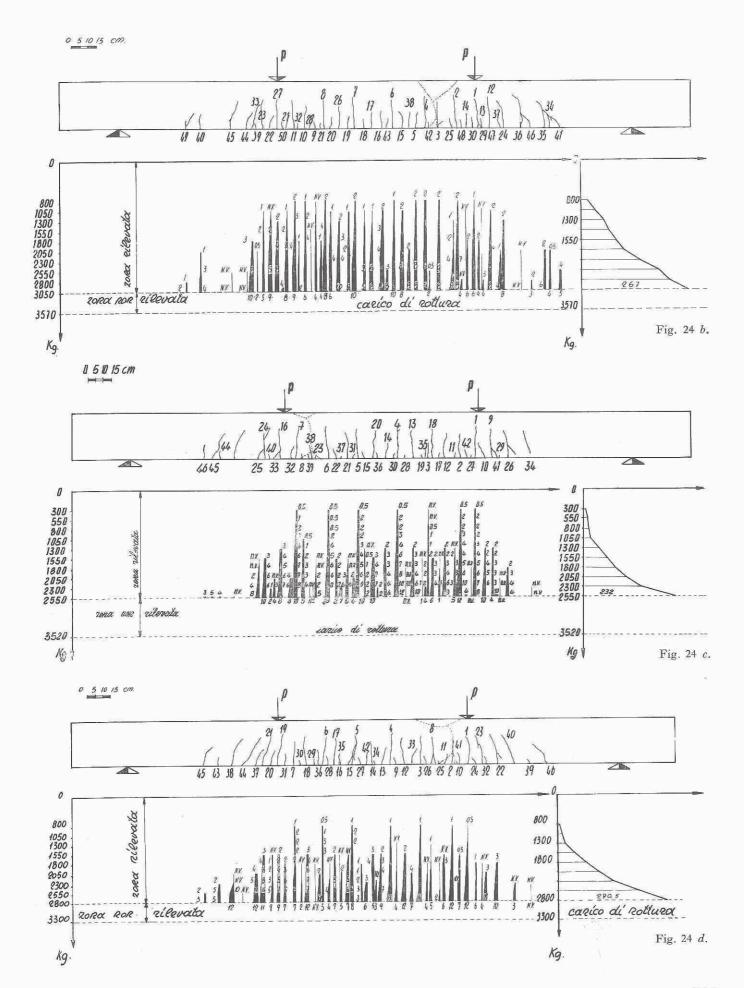
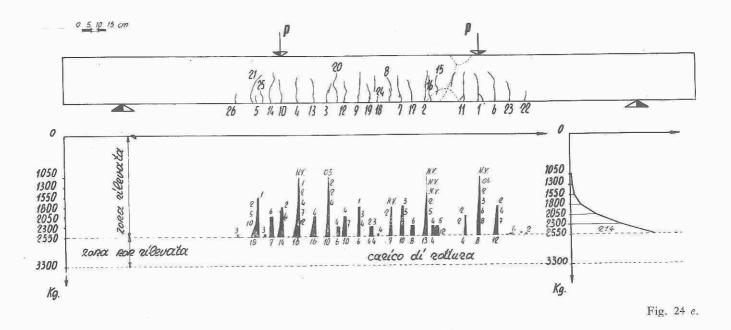
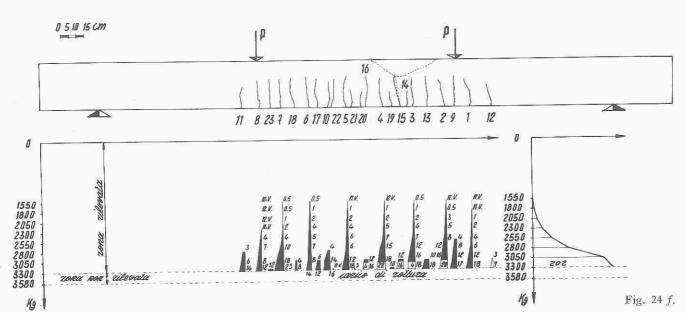


Fig. 24 a.







Figg. 24 a-b-c-d-e-f. - Dislocazione, andamento e ampiezza delle lesioni dei sei travetti della serie B.

te l'impossibilità, fra un carico ed il successivo, distanziati come detto innanzi di 250 kg., di apprezzare l'istante esatto, e quindi il carico effettivo, per il quale si aprivano le lesioni.

In definitiva, tranne la leggera anomalia dei diagrammi in corrispondenza della trave 4, i diagrammi di fessurazione e rifessurazione confermano la migliore sicurezza a tale riguardo offerta dalla precompressione con un andamento sempre crescente di tali caratteristiche dalla trave 1 alla trave 6.

Nei riguardi dei momenti di rottura si nota ancora una volta l'esistenza di un valore minimo in corrispondenza della trave 4, con un netto aumento di tale caratteristica andando verso le travi maggiormente precompresse.

Nei riguardi dei momenti di rottura la figura 39 illustra il diagramma dei momenti sperimentali determinati per le diverse travi, raffrontato con i risultati ottenuti dall'applicazione del procedimento teorico di cui al paragrafo 3.

La rottura per le travi 2, 3, 4 e 5 avviene sempre per raggiungimento della contrazione specifica di rottura del conglomerato al lembo compresso, dilatazione specifica dell'acciaio non preteso superiore al limite di snervamento ed acciaio preteso in fase elastica. Per la trave 6 mancando armatura convenzionale lo schema di rottura è diverso; la crisi avviene con armatura pretesa in fase elastica mentre per la trave 1 si riconosce il classico comportamento a debole armatura.

In realtà la indagine sperimentale conferma le previsioni teoriche sia nella schematizzazione del fenomeno di crisi sia nei valori dei momenti di rottura la cui corrispondenza è messa ottimamente in luce dalla tavola su indicata.

Interessante è il grafico che riporta le ampiezze totali delle lesioni per le diverse travi e per i carichi

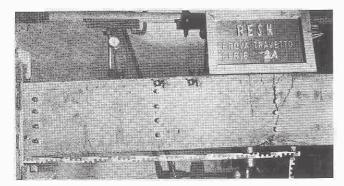


Fig. 25 - Travetto 2a a rottura avvenuta.

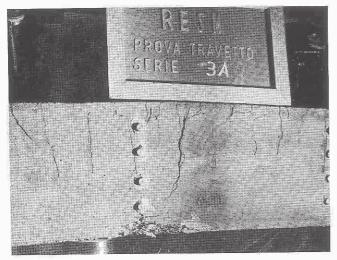


Fig. 26 - Travetto 3a a rottura avvenuta.

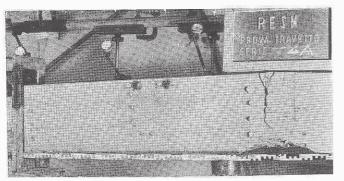


Fig. 27 - Travetto 4a a rottura avvenuta.

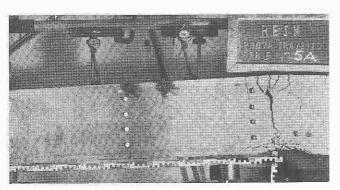


Fig. 28 - Travetto 5a a rottura avvenuta.



Fig. 29 - Travetto 6a a rottura avvenuta.

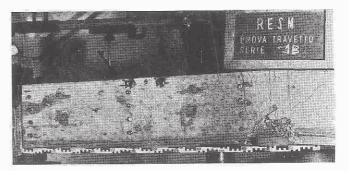


Fig. 30 - Travetto 1b a rottura avvenuta.

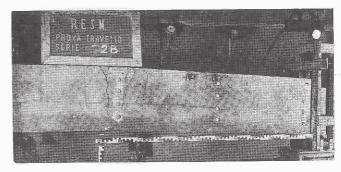


Fig. 31 – Travetto 2b a rottura avvenuta.

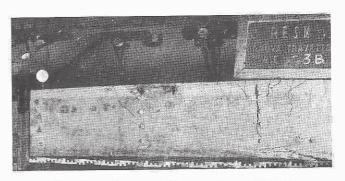


Fig. 32 – Travetto 3b a rottura avvenuta.



Fig. 33 - Travetto 4b a rottura avvenuta.

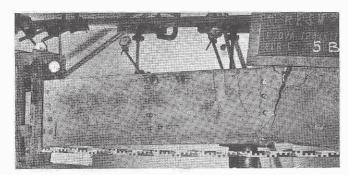


Fig. 34 - Travetto 5b a rottura avvenuta.

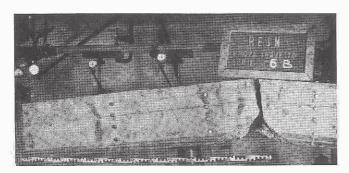


Fig. 35 - Travetto 6b a rottura avvenuta.

crescenti. Si rileva la notevole differenza al carico di esercizio fra le diverse travi; per quelle maggiormente precompresse le lesioni risultano di modesta ampiezza mentre rilevanti appaiono per le travi 2 e 4. Al crescere del carico si nota una netta esaltazione del fenomeno di fessurazione in corrispondenza della trave 4 per la quale la somma delle ampiezze di tutte le lesioni raggiunge il valore di 3 mm. denunciando in tal modo una maggiore sensibilità e fragilità rispetto alle altre. (fig. 40)

CONCLUSIONI

Dalle esperienze eseguite, suscettibili peraltro di ulteriore esame maggiormente dettagliato, sembra potersi dedurre che nei riguardi dei momenti di fessurazione e rifessurazione vi è un costante, graduale miglioramento dalla trave 1 in c.a. alla trave 6 in precompresso.

Si rileva però che non può in tal modo definirsi una migliore sicurezza a tal riguardo in una trave, paragonata a quella di numero d'ordine successivo.

Infatti, ammesso il principio generale che per le travi precompresse parzialmente può consentirsi una trazione in esercizio, la sicurezza va definita, più che nei riguardi del momento di fessurazione, nell'entità delle lesioni venutesi a formare. Ed in proposito qualche perplessità destano i risultati sperimentali ottenuti. Infatti

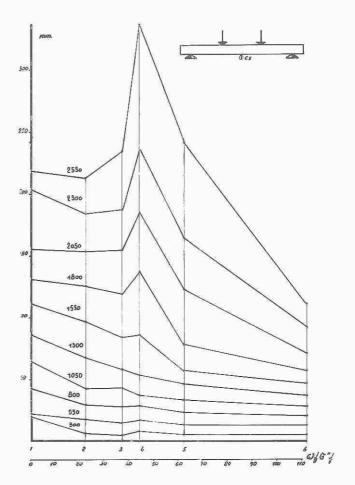


Fig. 36 - Rappresentazione grafica degli abbassamenti della sezione di mezzeria per le sei travi.

le ampiezze delle lesioni non seguono più un andamento gradualmente decrescente dalla trave 1 alle 6 se non per carichi di modesta entità; all'aumentare dei carichi si crea in corrispondenza della trave 4 una discontinuità, con valori delle ampiezze notevolmente rilevanti.

Inoltre non sembra potersi legare, come in effetti ammesso da tutte le teorie in argomento, l'ampiezza delle lesioni alla loro distanza massima, calcolata o misurata in corrispondenza del momento di fessurazione.

In realtà nelle prove da noi eseguite le distanze massime misurate non differiscono di molto da una trave all'altra, pur essendo notevolmente diverse le ampiezze di l'esione.

Nei riguardi poi dei momenti di rottura, essi sono quasi costanti per le travi 1, 2 e 3, presentando un minimo in corrispondenza della trave 4.

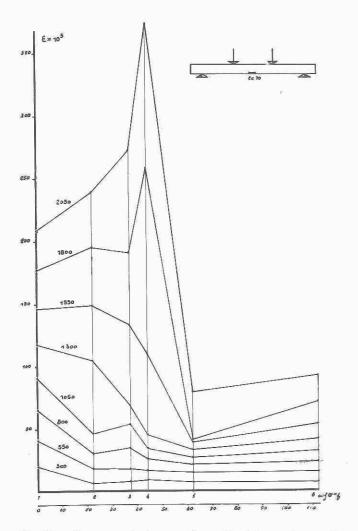


Fig. 37 – Rappresentazione grafica delle deformazioni nella zona tesa della sezione di mezzeria per le sei travi.

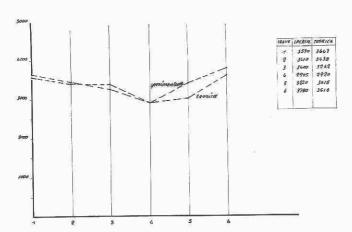


Fig. 39 - Confronto fra i carichi di fessurazione teorica e quelli sperimentali.

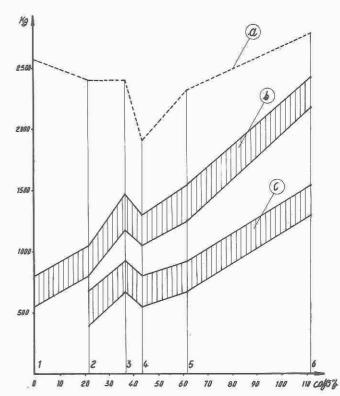


Fig. 38 - Rappresentazione grafica dei carichi di fessurazione, rifessurazione e rottura per le sei travi.
a) linea rappresentativa dei carichi di rottura;
b) fascia rappresentativa dei carichi di fessurazione;
c) fascia rappresentativa dei carichi di rifessurazione.

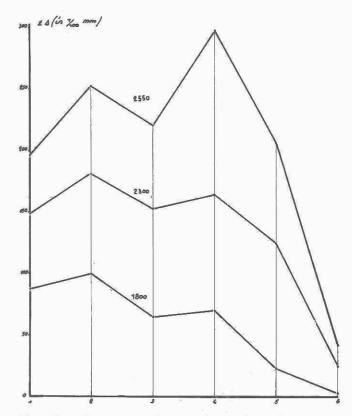


Fig. 40 – Rappresentazione grafica dell'ampiezza totale delle fessure per le sei travi.

E' in effetti come se il campo delle percentuali di armatura e di precompressione indagato si dividesse in due nettamente distinti, separati dal valore delle armature relativo alla trave 4. Questa sembra segnare perciò una soglia fra un comportamento a c.a. ed un comportamento da precompresso, giocando le armature, di pre-

tensione nel primo caso e non pretese nel secondo, un ruolo ausiliario.

E' l'importanza di questo ruolo che va ancora indagato, soprattutto nel campo sperimentale, allo scopo di stabilire, con aderenza ai margini di sicurezza, i campi di pratico impiego di tali strutture.

Un metodo per la progettazione di sezioni miste presollecitate

Dott. Ing. Giorgio Croci

SOMMARIO

Si espone un metodo per il dimensionamento diretto di una sezione presollecitata quando il getto delle solette ed il tiro dei cavi sia eseguito in più fasi; si esamina inoltre qualitativamente la dipendenza delle dimensioni delle solette dal numero dei cavi tirati in ciascuna fase e dai valari dei momenti esterni.

1,000 PREMESSA.

In una nota precedente (Ingegneria Civile, luglio-agosto 63) è esaminato il comportamento di una sezione presollecitata (nel caso che il calcestruzzo sia gettato

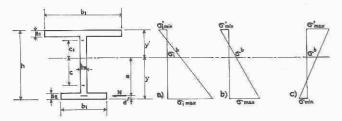


Fig. 1. – Simboli adottati per le caratteristiche geometriche e le tensioni ai lembi.

tutto nella stessa fase) e sono esposti due metodi per determinare, in qualsiasi caso di progettazione, le caratteristiche geometriche e di presollecitazione nel modo più conveniente (1).

Per maggior chiarezza riguardo quello che diremo in seguito accenniamo brevemente qualcuno dei risultati ai quali si giunge.

1,100 Nella fig. 2 è riportato (in tre casi in cui si ammettono diversi valori per le tensioni ammissibili ai lembi) il comportamento di una sezione in funzione del rapporto tra momento minimo e massimo (2).

Si possono così definire quattro zone delimitate da tre momenti limiti (3):

Riguardo alle caratteristiche della sezione si è indicato con una stelletta bianca il caso in cui la grandezza in esame sia indipendente dal rapporto M_{\min}/M_{\max} ; la stelletta nera indica il caso contrario.

- (1) I simboli adottati sono schematizzati nella figura 1.
- (2) Si è definito il momento totale $M_{\rm t}$ nel modo seguente: $M_{\rm min} < 0 \rightarrow M_{\rm t} = \Delta M$; $M_{\rm min} > 0 \rightarrow M_{\rm t} = M_{\rm max}$
- (3) Si sono considerate variabili in funzione di M_{\min}/M_{\max} le quattro caratteristiche b_1 b_2 N e.

	soletta super. b_1	soletta inferiore b_2	sforzo di prec. N.	eccentric. del cavo e	σ'_{\min}	o _{max}	σ' _{max}	σ min
I ^a Zona Forma a doppio T simmetrico	☆	☆	☆	*				
II^a Zona Forma a doppio T asimmet. $(b_2 > b_1)$	*	*	*	*				
III ^a Zona Forma a doppio T asimmetrico	à circa cost.	*	☆ circa cost.	☆	-Dr.]			
IVa Zona Forma a T sem- plice	☆	☆ nulla	☆	☆	(***)			

CARATTERISTICHE MANTENUTE COSTANTI: h = 1m; 3, = 3 = 0,1m (spessore delle solette)
bo 0,1m (spessore dell'anima)

TENSIONI AL LEMBI

 I° d = 1 (si trascurono le cadute di tensione): $G_{\circ, min} = G_{\circ, min} = 0$; $G_{\circ, max} = G_{\circ, max} = 150$ Kg_{fom^2}

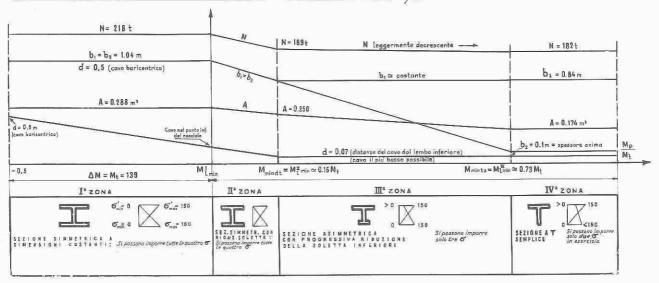


Fig. 2a.

$\underline{\underline{\mathbf{I}}^{\circ} \ \ d} = 1.25 \cdot \mathcal{G}_{0,\max} = 175 \ ; \ \mathcal{G}_{0,\min} = \mathcal{G}_{0,\min}' = \mathcal{G}_{0,\min}' = 0 \ ; \ \mathcal{G}_{0,\max} = \mathcal{G}_{0,\max}' = 150$

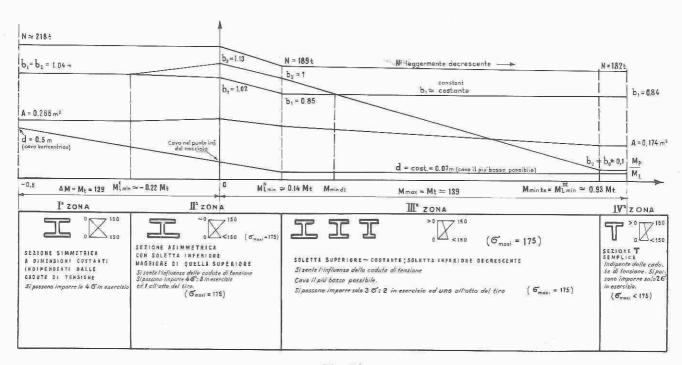
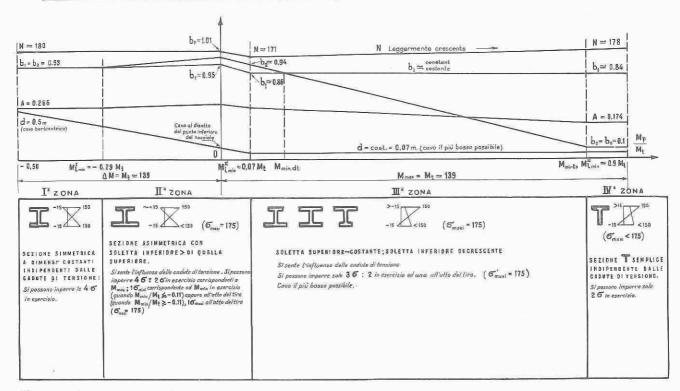


Fig. 2b.



NB Nonsi è tenuto conto dei fori corrispondenti ai cavi prima dell'iniezione

Le leggi rappresentate nei diagrammi possono tutte, con ottima approssimazione, ritenersi lineari Non si è tenuto conto della variazione di peso proprio della sezione, al variare delle sue dimensioni. Si è considerato, che il momento minimo possa agire sulla sezione, prima che siane auvenuto le cadule di tensione anche quanto esso è negativo.

Fig. 2 c.

Figg. 2 a-b-c. - Andamento delle caratteristiche geometriche e di precompressione in funzione dei carichi esterni,

Riguardo alle tensioni si è indicato con un quadratino vuoto il caso in cui le tensioni raggiungano il valore ammissibile; con un quadratino pieno il caso in cui non raggiungano tale valore.

Per maggiore chiarezza nello schema si è indicato inoltre semplicemente con σ'_{min} , σ_{max} il valore più sfavorevole che la tensione può raggiungere (rispettivamente al lembo superiore ed al lembo inferiore) all'atto del tiro od in esercizio per effetto del corrispondente momento minimo.

Con σ'_{max} , σ_{min} si sono invece indicate le tensioni corrispondenti al momento massimo.

Il valore del secondo momento limite ($M^{\rm II}_{\rm 1\,min}$) che separa la II dalla III zona è quello che maggiormente ha importanza nel dimensionamento della sezione: infatti quando $M_{\rm min} < M^{\rm II}_{\rm 1\,min}$ il dimensionamento della sezione deve essere eseguito in base all'oscillazione ΔM dei momenti (ed « e » rappresenta un'incognita) mentre quando $M_{\rm min} > M^{\rm II}_{\rm 1\,min}$ il dimensionamento della sezione deve essere seguito in base al valore del momento massimo (ed « e » si fissa il più basso possibile).

1,200 Progettazione di una sezione in cui il getto del calcestruzzo sia eseguito in una unica fase.

Per brevità di esposizione accenniamo solamente al caso in cui siano incogniti:

larghezza della soletta superiore b₁;

- larghezza della soletta inferiore b_2 ;
- valore dello sforzo di precompressione N;
- posizione del cavo risultante (definita da « e » eccentricità rispetto all'asse baricentrico oppure da « d » distanza dal lembo inferiore (1).

Riguardo alle altre caratteristiche su suppone di aver fissato i valori:

- larghezza dell'anima $b_0 = 0.1h$;
- spessore della soletta superiore $s_1 = 0.1h$;
- spessore della soletta inferiore $s_2 = 0.1h$;
- distanza del cavo dal lembo inferiore d = 0.1h (1).

Nella nota citata è esposto come si debba procedere negli altri casi.

1210 Le caratteristiche incognite possono essere ricavate mediante l'impiego del grafico di fig. 3 che è stato costruito nel modo seguente;

a) Si sono indicate con S_1 S_2 B_0 D \bar{I} \bar{A} B_1 B_2 m le grandezze adimensionali:

$$\frac{s_1}{h} \frac{s_2}{h} \frac{b_0}{h} \frac{d}{h} \frac{I}{h^4} \frac{A}{h^2} \frac{b_1}{h} \frac{b_2}{h} \frac{y-c-d}{c+c'}$$

(1) Nel caso $M_{\rm min}>M^{\rm II}_{\rm linin}$ si intende fissata la posizione del cavo ponendolo il più basso possibile.

b) Fissando per B_1 valori crescenti da 0,1 a 2 si sono riportate in funzione di y/h le cinque caratteristiche

Per maggior chiarezza di lettura queste cinque caratteristiche sono state rappresentate in tre parti diverse (fig. 4a).

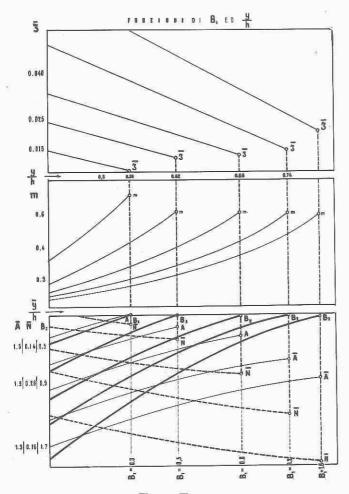


Fig. 4a. – Valori di \overline{I} m N \overline{A} B_2 in funzione della larghezza della soletta superiore (B_1) e della posizione dell'asse neutro (y/h).

c) Fissando per i coefficienti K_1 K_2 valori crescenti rispettivamente da 0,020 a 0,105 e da 0,90 a 4,50 si sono riportate nella prima e seconda parte del diagramma (fig. 4_b) le funzioni

$$\bar{I} = f(K_x, y/h)$$

 $m = f(K_x, y/h)$

Indicheremo queste funzioni col nome di funzioni K per distinguerle da quelle rappresentate nella fig. 4_a (che chiameremo funzioni B_1).

d) Sovrapponendo la figura 4_a alla fig. 4_b si ottiene il grafico di fig. 3 nel quale si possono distinguere:

— nella prima parte due famiglie di rette che rappresentano ambedue la funzione $\bar{I}=f$ (y/h): ciascuna

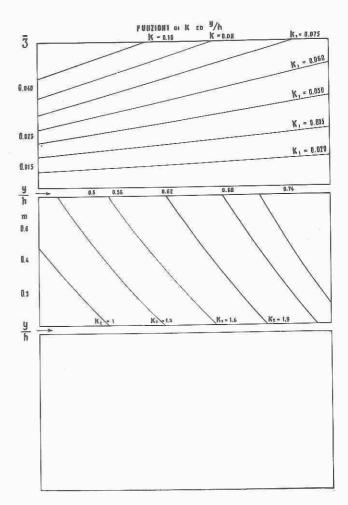


Fig. 4 b. – Valori di I ed « m » in funzione delle tensioni ammissibili e delle caratteristiche di sollecitazione (K_1 K_2) e della posizione dell'asse neutro (y/h).

retta della famiglia K (fig. 4_b) è definita per un valore ben definito di K_1 ; ciascuna retta della famiglia B_1 (fig. 4_a) invece è costruita per un certo valore di B_1 .

— Nella seconda parte due famiglie di curve che rappresentano ambedue la funzione m=f(y/h): ciascuna curva della famiglia K (fig. 4_b) è costruita per un valore ben definito di K_2 ; ciascuna curva della famiglia B_1 (fig. 4_a) è invece costruita per un valore di B_1 .

1,220 IMPIEGO DEL GRAFICO.

$$M_{\min} > M_{\min}^{\Pi}$$
 (1)

a) Si calcola la tensione σ_{omax} che rappresenta una tensione fittizia in esercizio equivalente alla tensione σ_{omax} all'atto del tiro: ciò permette di trascurare la fase iniziale prima delle cadute di tensione.

L'espressione di $\sigma_{\rm omax}$ è riportata nel grafico di fig. 3 in cui il coefficiente α (cadute di tensione) assume valori dell'ordine di 1,25 mentre il coefficiente f che tiene conto dei fori corrispondenti ai cavi si può assumere normalmente dell'ordine di 0,90 - 0,95.

(1) Normalmente il valore di M^{Π}_{lmln} oscilla intorno a 0,2 M_{max} vedremo in seguito come il grafico stesso ne indichi il valore.

- b) Si calcola K_{01} .
- c) Si calcola K_{02} .
- d) Si calcola K_0 .
- e) I coefficienti K_{01} K_{02} (fig. 3) individuano nella prima parte del grafico una sola retta di equazione $\bar{I} = f(K_{01}, y/h)$ e nella seconda parte una sola curva di equazione $m = f(K_{02}, y/h)$.
- f) Ciascuna di queste due curve divide il piano in due zone (fig. 5): la soluzione più conveniente dovrà trovarsi sulle curve stesse, mentre le parti tratteggiate nella fig. 5 rappresentano soluzioni possibili ma non convenienti.

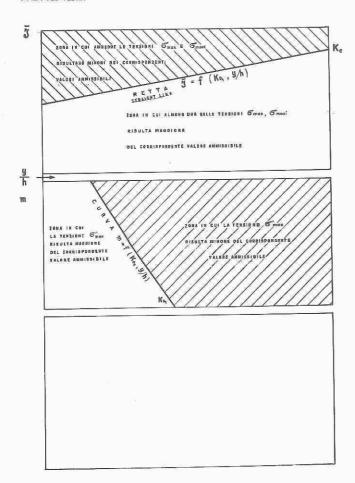


Fig. 5. – Delimitazione delle zone (tratteggiate) entro le quali deve trovarsi la soluzione del problema.

- g) La soluzione del problema si ottiene ricercando nella prima parte una retta della famiglia $\bar{I} = f(B_1, y/h)$ e nella seconda parte una curva della famiglia $m = f(B_1, y/h)$ tali che:
- \bar{I} ed m siano costruiti per lo stesso valore di $B_{\bar{I}}$ (il valore di $B_{\bar{I}}$ comune alle curve \bar{I} ed m è riportato in fondo al grafico di fig. 3).
- L'intersezione X tra $\bar{I}=f$ ($K_{01},\ y/h$) ed I=f ($B_1,\ y/h$) e l'intersezione Y tra m=f ($K_{02},\ y/h$) ed m=f ($B_1,\ y/h$) siano sulla stessa verticale, cioè corrispondano ad una stessa posizione dell'asse neutro (fig. 6).

Il problema è così risolto in quanto:

— l'ordinata di X fornisce il valore \bar{I} (nel caso in esame $\bar{I}=0.023$);

- l'ordinata di Y fornisce il valore di m (nel caso in esame m = 0.35);
- l'ascissa comune di X e di Y fornisce il valore di y/h (nel caso in esame y/h = 0.59);
- il valore B_1 comune alla retta $\bar{I} = f(B_1 \ y/h)$ ed alla curva $m = f(B_1, y/h)$ fornisce l'effettivo valore di B_1 (nel caso in esame $B_1 = 0.8$) (1).
- h) Si passa quindi alla terza parte del grafico nella quale essendo ormai noto y/h e $B_{\rm I}$ resta determinato un solo punto per ciascuna delle curve

$$B_2 = f(B_1, y/h)$$
 $\overline{A} = f(B_1, y/h)$ $\overline{N} = f(B_1, y/h)$

nel caso in esame si trova $B_2 = 0.4$ $\overline{A} = 0.18$ $\overline{N} = 1.42$.

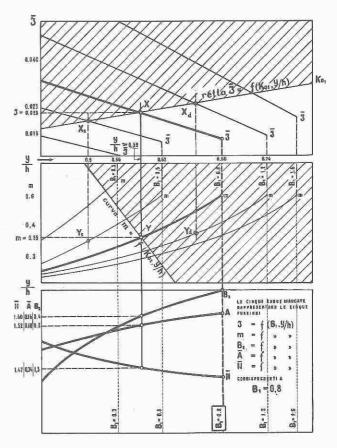


Fig. 6. - Determinazione della soluzione del problema.

i) Si ottengono così i valori effettivi

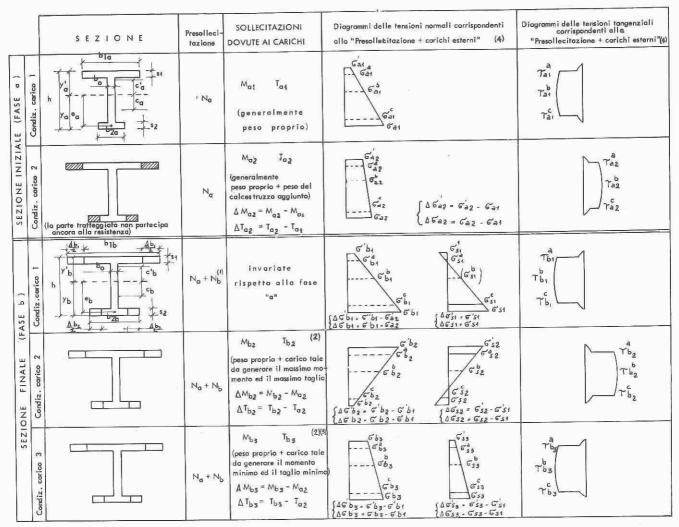
 $b_{\rm I} = B_{\rm I}h$

 $b_2 = B_2 h$

 $N = \overline{N} \cdot K_0$

N. B.: il procedimento da noi seguito è valido nell'ipotesi che sia $M_{\min} \geq M_{\min}^{\text{II}}$: per controllare la validità di questa ipotesi è sufficiente controllare che sia

(1) Nella fig. 6 è mostrato che la soluzione è unica: spostandosi infatti sulla retta $\bar{I}=f(K_{01},y/h)$ verso destra si individua una coppia di punti $X_{\rm d}$ $Y_{\rm d}$ che forniscono delle soluzioni antieconomiche mentre spostandosi verso sinistra si individua una coppia di punti $X_{\rm S}$ $Y_{\rm S}$ che forniscono soluzioni impossibili. Considerazioni analoghe valgono spostandosi sulla retta $m=f(K_{\rm d2},y/h)$.



 In questa condizione si dovrà considerare il valore «, N_b in luogo di N_b quando ciò risulti più sfavorevole. (2) Nel caso che il momento massimo (minimo) non corrisponda alla stessa condizione di carico che genera il taglio massimo (minimo) si intende che ciascuna delle fasi (b2)e(b3)si scinda in due sottofasi

(3) Questa fase si deve prendere in condirazione solamente se M_{b3} T_{b3} sono negativi

(4) I diagrammi delle 5,7 disegnati alla sinistra della verticale corrispondona a 5,7 negative

Fig. 7. - Schema riassuntivo delle condizioni prese in esame nella progettazione di una sezione mista.

 $m \ll K_{03}$: in caso contrario si deve procedere nel modo che ora esporremo.

$$M_{\min} \leq M_{1\min}^{\mathrm{II}}$$

In questo caso non ha più interesse il valore *D* riportato nel grafico e non dovrà più essere impiegata la seconda parte del grafico stesso.

- a) Si calcola Kon.
- b) Si calcola

$$rac{y}{h} = rac{1}{1 + rac{\Delta \sigma_o'}{\Delta \sigma_o}}$$

che individua la posizione dell'asse neutro e conseguentemente fissa un punto X sulla retta di equazione $\bar{I} = f(K_{01}, y/h)$.

c) La retta della famiglia $\bar{I}=f\left(B_{1},\,y/h\right)$ passante per X determina il valore di B_{1} e conseguentemente si leggono i valori $\bar{I},\,B_{2},\,\bar{A}.$

d) I valori N e d si ottengono infine rispettivamente dalle relazioni:

$$N = A \left(\sigma_{
m o\,max}^{'} \, y/h + \sigma_{
m o\,min}^{} \, y'/h
ight) \ d = y - rac{I}{v^{'}} \left(rac{1}{A} - rac{\sigma_{
m o\,min}^{'}}{N}
ight) - rac{M_{
m min}}{N} \ .$$

2,000 PROGETTAZIONE DI UNA SEZIONE MISTA.

Per fissare le idee ci riferiremo al caso che possano presentarsi le prime quattro condizioni illustrate in fig. 7 in cui, sia il getto delle solette (1), sia il tiro dei cavi possa eseguirsi in due tempi diversi.

Supporremo inoltre, come avviene nella maggior parte dei casi, che il rapporto tra i momenti corrispondenzi

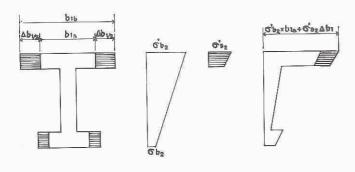
(1) Da questo caso si può passare facilmente a quello in cui il secondo getto delle solette sia tale da variare gli spessori. ai carichi esterni sia tale da consentire che il cavo sia posto il più basso possibile (1).

Le incognite del problema siano:

$$b_{1a}$$
 b_{2a} b_{1b} b_{2b} N_a N_b

Il criterio da seguire può essere schematizzato nei seguenti punti:

2,100 Si calcolano le caratteristiche geometriche e lo sforzo di precompressione di una sezione fittizia (formata da calcestruzzo gettato tutto allo stesso tempo) tale da avere per effetto del momento massimo d'esercizio $M_{\rm b2}$ lo stesso diagramma risultante delle tensioni che ha la sezione mista effettiva nella condizione 2 della Fase b (fig. 8).



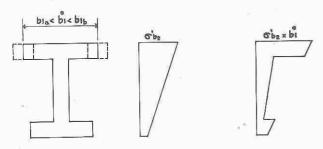


Fig. 8. – Sostituzione della sezione reale con una sezione fittizia tale da assorbire lo stesso sforzo risultante nella soletta superiore.

Tale sezione può essere progettata mediante il grafico assumendo $M_{\rm max}=M_{\rm b_2}$. Il valore da assumere per il momento minimo (dal quale dipende la larghezza della soletta inferiore) è invece incognito e dipende dal rapporto tra le caratteristiche della sezione a e della sezione b; tuttavia interessandoci ora di calcolare solamente la larghezza della soletta superiore b^*_1 ed essendo tale valore poco influenzato dal momento minimo (fig. 2) è sufficiente fissare approssimativamente $M_{\rm min} \cong M_{\rm a1}$ (se si stabilisce di tirare tutti i cavi nella prima fase ($n_{\rm b}=0$) ed $M_{\rm min}\cong \frac{M_{\rm a1}+M_{\rm b2}}{2}$ se si decide di tirare i cavi in due fasi successive.

(1) Considerazioni analoghe varranno anche nel caso che ciò non sia possibile.

2,200 Noti i valori b^*_1 b^*_2 b^* si può stabilire il valore della larghezza effettiva b_{1b} della soletta superiore; tale valore dovrà essere maggiore di b^*_1 (chiariremo meglio in seguito come b_{1b} influisca nella successiva determinazione di b_{1a}).

Assumendo temporaneamente $b_{2^{\rm b}}=b^*_2$ dal grafico si leggono le caratteristiche geometriche della sezione finale. Il valore finale di $N=N_{\rm a}+N_{\rm b}$ si assume eguale al valore N^* calcolato.

Si determina quindi:

(1)
$$\Delta \sigma'_{b2} = \frac{\Delta M_{b2}}{I_b} y'_b$$

(2)
$$\Delta \sigma'_{b1} = \frac{N_b}{A_b} \left(1 - \frac{e_b}{c_b} \right)$$

2,300 Imponendo l'eguaglianza delle aree dei diagrammi σ x b relativi alla soletta superiore nella sezione reale finale e nella sezione fittizia (corrispondenti al momento M_{b_2} , fig. 8) (2), si può determinare il valore b_{1a} ; con semplici passaggi si giunge all'espressione:

(3)
$$b_{1a} = \frac{b_{1}\sigma'_{0\max} - qb_{1b}(\Delta\sigma'_{b2} + \Delta\sigma'_{b1})}{\sigma'_{0\max} - q(\Delta\sigma'_{b2} + \Delta\sigma'_{b1})}$$

in cui q tiene conto del fatto che i diagrammi di σ_{b_2} e σ_{s_2} nella sezione finale (fig. 8) non hanno la stessa inclinazione; trascurando l'effetto della precompressione N_b sull'inclinazione del diagramma σ_{s_2} si può scrivere:

(4)
$$q = \frac{y'b - \frac{s_1}{2}}{h - \frac{s_2}{2}} \frac{h}{y'b}$$

intendendo qui con h la distanza del lembo superiore dell'asse neutro della sezione pressoinflessa; nel caso sia $\sigma_{b_2} = \sigma_{\min} = 0$, h rappresenta proprio l'altezza della sezione.

OSSERVAZIONE.

1) La (3) mostra come tanto maggiore sia b_{1b} , tanto minore risulti la larghezza b_{1a} necessarla nella prima fase; si possono quindi normalmente ottenere due soluzioni limiti corrispondenti rispettivamente a:

a)
$$b_{1a} = \text{massimo} = b^*_{1}$$
; $b_{1b} = \text{minimo} = b^*_{1}$

b)
$$b_{10} = \text{minimo}; b_{10} = \infty.$$

E' opportuno osservare che non è normalmente possibile ottenere $b_{1a} = b_0$ (larghezza dell'anima).

Nei casi in cui si voglia realizzare questa condizione (gettare cioè tutta la soletta superiore nella seconda fase) non è possibile fissare a priori l'altezza della sezione h; il più piccolo valore di h a cui corrisponde $b_{18} = b_0$ può essere ricavato rapidamente eseguendo qualche tentativo finché risulti eguale a b_0 il valore fornito dalla (3): tale valore (a parità di M_{81} , M_{b2}) è tanto maggiore quanto maggiore è M_{82} .

2) La (3) è funzione attraverso il termine $\Delta \sigma' b_1$ del numero di cavi n_b che saranno tirati nella fase « b »; la variazione di tensione $\Delta \sigma' b_1$ al lembo superiore dovuta al tiro dei cavi sulla sezione « b » è tuttavia normalmen-

(2) Il contributo delle solette inferiori può approssimativamente ritenersi eguale nelle due sezioni in esame. te piccola per cui in realtà il valore b_{1a} dipende poco dal rapporto N_b/N_a .

- 3) Lo sforzo di precompressione finale $N=N_a+N_b$ è noto; non è noto invece il valore di N_a (e quindi N_b); tale valore può essere fissato secondo i due criteri limiti seguenti:
- a) si tirano tutti i cavi nella fase « a »; in questo caso anche il getto della soletta inferiore deve essere eseguito nella fase « a » ottenendo la massima semplicità sia nelle operazioni di tiro dei cavi, sia nel getto della soletta stessa: le dimensioni che si ricavano per la soletta inferiore saranno tuttavia le più grandi tra tutti i valori che si ottengono tirando parte dei cavi sulla sezione « b ».
- b) Si tira nella fase « a » il minor numero di cavi possibile; a ciò corrisponde il valore più piccolo possibile per la larghezza b_{2a} della soletta inferiore nella fase « a »: in questo caso tuttavia è normalmente necessario gettare una parte della soletta inferiore nella fase « b » complicando così sia le operazioni di getto sia le operazioni di tiro.

Il valore minimo di N_a , che corrisponde a questa soluzione, si ottiene dalla relazione:

(6)
$$N_{\text{amin}} = \overline{N}_{\text{a}} \frac{M_{\text{a}1} + \Delta M_{\text{a}} \left(1 + \frac{\sigma_{\text{0min}}}{\Delta \sigma_{\text{a}}}\right)}{h}$$
 (1)

la quale impone che nella condizione II della fase « a » la tensione al lembo inferiore raggiunga il valore minimo ammissibile

E' opportuno notare che in ambedue queste soluzioni non ci sono discontinuità nel valore delle tensioni al lembo inferiore: nel primo caso perché la soletta è gettata contemporaneamente, nel secondo caso perché all'atto del suo getto si è imposto al lembo inferiore

$$\sigma_{a2}=\sigma_{0\min}\simeq 0$$

In tutte le altre soluzioni ($N>N_{\rm a}>N_{\rm a}$ min) la soletta inferiore gettata nella fase b si troverà a tensioni più piccole delle tensioni relative alla soletta gettata nella fase a.

Si può infine osservare che tra le due soluzioni limiti accennate ($N_b = 0$, $\Delta_{b_2} = 0$; $N_b = N_{b \text{ m}_0 \text{x}}$, $\Delta_{b_2} \neq 0$) può essere facilmente individuata una terza soluzione corrispondente al valore N_b il più grande possibile per il quale si possa ancora avere $\Delta_{b_2} = 0$: questa soluzione è quella alla quale corrisponde il minimo valore b_{2b} della soletta inferiore finale.

4) Il valore di b_{1a} dipende dal rapporto y'_b/I_b che non è esatto in quanto nel calcolo delle caratteristiche geometriche della sezione finale si è introdotto il valore b^*_2 anziché il valore b_{2b} effettivo che è ancora incognito; l'approssimazione che si ottiene è tuttavia normalmente accettabile in quanto sia y'_b che I_b sono funzioni crescenti di b_{2b} .

2,400 Fissato $N_{\rm a}$ secondo i criteri ora esposti ed avendo calcolato b_{1a} , posto

(7)
$$r = \frac{h}{\Delta M_a} \frac{N_a}{\bar{N}_a} - \frac{M_{a1}}{\Delta M_a} - 1$$

(1) $\overline{N}_{\rm a}$ rappresenta il valore che si legge dal grafico in funzione di $b_{1a},\ b_{2a}$; il suo campo di variazione è tuttavia assai limitato per cui può essere facilmente previsto prima di calcolare gli effettivi valori di $b_{1a},\ b_{2a}$.

ed assumendo il più piccolo tra i valori

(8a)
$$\sigma_{a2} = \sigma_{\min} = \sigma_{0\max} \frac{r}{1+r}$$

(8_b)
$$\sigma_{a2} = \overline{\sigma}_{min} = \frac{\frac{r}{1+r} \frac{f\sigma_{0\max_{1}} \Delta M_{a}}{\alpha M_{a2} - M_{a1}}}{1 - \frac{r}{1+r} \frac{M_{a1} (\alpha - 1)}{\alpha M_{a2} - M_{a1}}}$$
(1)

ed il più piccolo tra i valori

(9a)
$$\sigma_{a1} = \sigma_{0max}$$

(9b)
$$\sigma_{a1} = \bar{\sigma}_{max} = \frac{f_{\sigma_{0}} + \sigma_{a1}}{\sigma_{0}} \frac{\Delta M_{a1} + \sigma_{a2}}{\sigma_{0}} \frac{M_{a1}}{\sigma_{0}} (1)$$

si calcola K_{01} ; essendo noto il valore di b_{1a} (3) il grafico di fig. 3 permette quindi di leggere il valore di b_{2a} e di tutte le altre caratteristiche geometriche corrispondenti alla sezione a.

2,500 Per completare la progettazione della sezione occorre ora controllare che le dimensioni della soletta inferiore ricavata nella *fase a* siano sufficienti anche nella *fase b*; a tale scopo deve essere soddisfatta la seguente diseguaglianza:

(10)
$$\left(\frac{y_b}{h} - \frac{1}{I_b}\right) \le h^3 \left(\frac{\sigma_{0\max} - \sigma_{a2}}{e_b N_b} - \frac{1}{e_b A_b}\right)$$

in cui e_b , $\overline{A_b}$, $\overline{I_b}$... sono le caratteristiche relative alla fase b che si leggono dal grafico avendo posto $b_{2b}=b_{2a}$. Nel caso $N_a=N$ ($N_b=0$) la (10) è sempre soddi-

Nel caso che la (10) non sia soddisfatta occorre aumentare b_{2b} (mantenendo b_{1b} costante) finché il rapporto $\left(\frac{y_b}{h} \frac{1}{\bar{I}_b}\right)$ divenga minore del valore fornito dalla (10): il valore minimo necessario per b_{2b} è quello per cui la (10) diviene un'eguaglianza e può essere ricavato rapidamente osservando che nella prima parte del grafico (essendo noto b_{1b}) è definita una retta che esprime \bar{I} in funzione di y/h e nella terza parte è definita una curva che esprime b_{2b} in funzione di y/h: con qualche tentativo si ottiene il valore b_{2b} cercato.

2,600 CONCLUSIONI.

La progettazione economica di una sezione mista deve essere valutata considerando tre fattori tra loro contrastanti:

- 1) dimensioni minime della sezione finale;
- 2) dimensioni minime della sezione iniziale (cioè massima leggerezza della trave che deve eventualmente essere varata);
- 3) massima semplicità nel tiro dei cavi (possibilmente eseguire il tiro di tutti i cavi sulla sezione a);

Normalmente nel caso sia possibile fissare la posizione dei cavi il più basso possibile si può affermare che:

- a) Una sezione mista, rispetto ad una sezione gettata in una sola fase sulla quale agisca un momento massimo eguale a $M_{\rm b2}$ ed un momento minimo eguale
- (1) Le (8b) (9b) tengono conto della possibilità che la situazione più sfavorevole sia quella prima delle cadute di tensione (all'atto del tiro).

ad $M_{\rm R1}$, richiede una quantità di calcestruzzo maggiore. La quantità totale di acciaio armonico risulta invece pressoché invariata (trascurando l'aumento di peso della trave).

- b) Le dimensioni della soletta superiore nella fase iniziale (b_{10}) sono tanto minori quanto più grandi sono le dimensioni nella fase finale (b_{10}).
- c) Le dimensioni della soletta inferiore nella fase iniziale (b_{2a}) sono tanto minori quanto più piecolo è lo sforzo di precompressione $N_{\rm B}$ rispetto ad $N_{\rm C}$
- d) A parità di $M_{\rm b_2}$, $M_{\rm a_1}$, $b_{\rm t_b}$, la soletta superiore nella fase iniziale ($b_{\rm 1d}$), risulta tanto maggiore quanto più grande è $M_{\rm a_2}$; al limite, nel caso $N_{\rm b}=0$ ($N_{\rm a}=N$), per $M_{\rm a_2}=M_{\rm b_2}$, risulta $b_{\rm 1a}=b_{\rm 1}$; quando $M_{\rm a_2}$ tende al valore $M_{\rm b_2}$ non si ha praticamente nessun vantaggio a realizzare delle sezioni miste.
- e) A parità di $M_{\rm bg}$, $M_{\rm ag}$, $b_{\rm 1b}$ la soletta inferiore nella fase iniziale ($b_{\rm ga}$) risulta tanto minore quanto più è grande $M_{\rm at}$; ne consegue che quando $M_{\rm at}/M_{\rm bg}$ è elevato non si ha praticamente nessuna convenienza ad eseguire né il getto della soletta inferiore, né il tiro dei cavi in due fasi successive.
- f) Quando si tirano parte dei cavi sulla sezione b, si hanno al lembo superiore (se $e_b > c_b$) delle tensioni di trazione nella soletta aggiunta: tali tensioni tuttavia normalmente possono ritenersi accettabili.
- g) Quando si tirano parte dei cavi sulla sezione b si possono avere al lembo inferiore, nella soletta aggiunta, delle tensioni di trazione nella fase b condizione 2^a (fig. 7): normalmente tuttavia anche queste tensioni possono ritenersi accettabili se opportunamente assorbite da una armatura di ferro dolce.

Nella figura 9 mantenendo costant: s_1 , s_2 , b_0 , b_1 , le tensioni ai lembi, i momenti $M_{\rm B1}$ (all'atto del tiro) ed $M_{\rm B2}$ (in esercizio), è riportato qualitativamente l'andamento di $b_{\rm B3}$ (soletta superiore iniziale) in funzione di

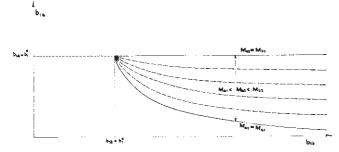


Fig. 9. – Dipendenza della soletta superiore iniziale dal valore della soletta superiore finale, per diversi rapporti dei momenti esterni.

 b_{1b} (soletta superiore finale); tale andamento è influenzato sensibilmente dal valore di M_{n2} (momento agente sulla sezione iniziale all'atto del completamento del getto); per $M_{n2} = M_{b2}$, b_{1n} risulta indipendente da b_{1b} , mentre in corrispondenza dell'altro caso limite ($M_{n2} = M_{n1}$), b_{1n} decresce rapidamente al crescere di b_{1b} fino ad annullare per un certo valore di b_{1b} .

Riguardo alla larghezza della soletta inferiore infine risulta che essa dipende poco sia dal valore di $b_{1^{\rm b}}$ sia di $M_{\rm all}$ nel caso che i cavi siano tirati tutti contemporaneamente, mentre diminuisce sensibilmente al diminuire di $M_{\rm all}$ nel caso che i cavi siano tirati in due fasi successive.

2700 L'effetto della viscosità e del ritiro differenziale tra le parti di conglomerato gettate nella fase iniziale e quelle gettate nella fase b può essere valutato mediante un'azione mutua eccentrica F che si genera tra le due parti in esame. Il segno di F dipende dal valore delle tensioni ai lembi nella fase di esercizio, dalla diversa età del conglomerato e dall'influenza del ritiro; gli incrementi di tensione $\Delta\sigma'_{F}$, $\Delta\sigma_{F}$ ai lembi della sezione a per effetto di F possono normalmente essere conglobati nei termini $\Delta\sigma'_{\rm b1}$, $\Delta\sigma_{\rm b1}$ relativi alla fase b, condizione $1^{\rm p}$ (fig. 7).

Nel caso che la deformazione viscosa relativa alla sezione iniziale sia praticamente esaurita quando si esegue il getto successivo, essendo normalmente piccole le tensioni generate nella soletta superiore aggiunta dal secondo tiro dei cavi, potrà essere prevalente l'effetto del ritiro per cui gli incrementi $\Delta\sigma'_{\rm F}$, $\Delta\sigma_{\rm F}$ potranno essere positivi aumentando quindi, anziché attenuare, la differenza di tensione tra le parti di soletta gettate in tempi diversi.

ESEMPIO I:

DATI:

Tensioni ammissibili:

tensioni minime in esercizio

$$\sigma'_{0 \, min} = \sigma_{0 \, min} = 0$$

tensioni massime in esercizio

$$\sigma'_{0\,max} = \sigma_{0\,max} = 150~kg/cm^2$$

tensioni massime all'atto del tiro

$$\sigma_{0\,\mathrm{max}\,i} = 175\ \mathrm{kg/cm^2}$$

Caratteristiche di sollecitazione:

$$M_{\rm al} = 50~{\rm tm}$$

$$M_{\rm a2} = 120$$
 »

$$M_{\rm b2} = 140$$
 »

Caratteristiche geometriche imposte:

$$h = 1 m$$
 $s_1 - s_2 - b_0 = d = 0,1 m.$

Incognite:

$$N_{
m a}\,N_{
m b}\,b_{
m 1\,a}\,b_{
m 1\,b}\,b_{
m 2\,a}\,b_{
m 2\,b}$$

I) Calcolo della sezione fittizia:

$$M^*_{\text{min}} = M_{a1} = 50 \text{ tm}$$

 $M^*_{\text{max}} = M_{b2} = 140 \text{ tm}$ $\Delta M^* = 90$

si calcolano i coefficienti (vedi grafico):

$$\sigma_{0 \, \text{max}} = 126 \, \text{kg/cm}^2$$
 $k_{01} = 0.0715$
 $k_{02} = -1.305$
 $k_{0} = 140$

Impiegando il grafico si ricava:

$$b^{*}_{1}=0.88\,$$
 m. $b^{*}_{2}=0.74\,$ m. $N^{*}=1.36\,$ da cm $N=N^{*}\,k_{0}=190\,$ t

II) Fissato $b_{1b} = 1,20 > b_{1}^*$, dal grafico si leggono le altre caratteristiche ($b_{2b} = 0,74$):

$$I_{\rm b}=0{,}0424~{
m m}^4$$
 $A_{\rm b}=0{,}274~{
m m}^2$ $y_{\rm b}=0{,}575~{
m m}$ $y'_{\rm b}=0{,}425~{
m m}.$ $c'_{\rm b}=0{,}269~{
m m}.$ $c_{\rm b}=0{,}365~{
m m}.$ $c_{\rm b}=0{,}475~{
m m}.$

e si calcola quindi:

$$\Delta \sigma'_{b2} = 20$$

(2)
$$\Delta \sigma'_{b1} = -0.1095 \cdot N$$
 (N_b in tonn.)

III) Dalle (4) (3) si calcola:

(4)
$$q = 0.93$$

(3)
$$b_{1a} = \frac{1097 + 1,22 \, N_{\rm b}}{1314 + 1,02 \, N_{\rm b}}$$

Nelle due situazioni limiti:

$$N_a = N = 190 \text{ t}$$
 $(N_b = 0)$
 $N_a = N_{a \min}$: dalla (6) $N_{a \min} = 166 \text{ t}$ $(N_b = 24 \text{ t})$

si determina rispettivamente:

$$N_{\rm b} = 0 \ \rightarrow b_{1\rm a} = 0,834 \ {
m m}.$$
 $N_{\rm b} = 24 \Rightarrow b_{1\rm a} = 0,842 \ {
m m}.$

IV) Nelle due situazioni in esame si ricavano le caratteristiche geometriche della sezione *a*:

Dal grafico si legge

$$I_a = 0.0362$$
 $A_a = 0.234$ $I_a = 0.0320$ $A_a = 0.220$ $b_{2a} = 0.69 \text{ m}$ $b_{2a} = 0.55 \text{ m}$. $y = 0.560$

- V) La larghezza della soletta inferiore e tutte le altre caratteristiche della sezione b si ottengono infine controllando la (10):
- a) nel caso $N_b = 0$ la (10) è sicuramente soddisfatta in quanto il secondo membro diviene infinito

$$(b_{2h} = b_{2a} = 0.69);$$

b) nel caso $N_b=24$ ammettendo $b_{2_b}=b_{2a}=0,55$ la (10) è largamente soddisfatta per cui non è necessario gettare una parte di soletta inferiore nella fase b. Si può quindi affermare che essendo il rapporto M_{a2}/M_{b^2} molto elevato la soletta necessaria nella fase a è esuberante nella fase b. Il tiro dei cavi in due fasi successive conduce quindi ad un vantaggio molto modesto che non ne giustifica normalmente le maggiori complicazioni di cantiere.

VI) Controllo delle tensioni:

$$N_{\rm a} = 190$$
 $N_{\rm b} = 0 \mid N_{\rm a} = 166$ $N_{\rm b} = 24$

Sezione «a»

$$\sigma_{b1} = 22,5$$
 (≤ 150) $\sigma_{b1} = 32$ (≤ 150) $\sigma_{b2} = -5$ (0) $\sigma_{b2} = -1,4$ (0)

$$\sigma'_{b1} = 133$$
 (≥ 0) $\sigma'_{b1} = 131$ (≥ 0)

$$\sigma'_{b2} = 153$$
 (150) $\sigma'_{b2} = 152$ (150)

I valori segnati fra parentesi rappresentano i valori imposti. La tensione $\sigma_{(i)}$ rappresenta la tensione d'esercizio equivalente a quella iniziale per le quali si trovano rispettivamente i valori:

$$\sigma_{a1i} = 173$$
 (175) $\sigma_{a1i} = 175$ (175)

ESEMPIO II

DATI:

Tensioni ammissibili: le stesse dell'esempio I. Caratteristiche di sollecitazione:

$$M_{
m al}=50\,{
m tm}$$
 $M_{
m a2}=80\,{
m tm}$ $M_{
m b2}=140\,{
m tm}$

Caratteristiche geometriche imposte: le stesse dell'esempio I.

Incognite: le stesse dell'esempio I.

I) Calcolo della sezione fittizia:

$$M*_{\min} = M_{a1} = 50$$
 $\Delta M* = 90$ $M*_{\max} = M_{b2} = 140$

- si ricavano quindi gli stessi valori dell'esempio I.
- II) Fissando ancora $b_{1b} = 1,20 > b^*_{1}$, le caratteristiche gecmetriche restano invariate rispetto all'esempio I mentre per gli incrementi di tensione al lembo superiore si ottiene:

$$\Delta \sigma'_{b2} = 60$$

(2)
$$\Delta \sigma'_{b1} = -0.1095 N_b$$

III) Dalle (4) (3) si calcola:

(4)
$$q = 0.93$$

(3)
$$b_{1a} = \frac{650 + 1,22 \, N_{\rm b}}{942 + 1,02 \, N_{\rm b}}$$

Nelle due situazioni limiti

$$N_{\rm a} = N = 190 \text{ t}$$
 ($N_{\rm b} = 0$)

$$N_{\rm a} = N_{\rm a\,min}$$
: dalla (6) $N_{\rm a\,min} = 110\,{
m t}$ ($N_{\rm b} = 80$)

si determina rispettivamente:

$$N_{\rm b} = 0 \rightarrow b_{1a} = 0{,}69 \text{ m}$$

 $N_{\rm b} = 80 \rightarrow b_{1a} = 0{,}73 \text{ m}.$

IV) Nelle due situazioni in esame si ricavano le caratteristiche geometriche della sezione *a*:

Dal grafico si legge

$$I_{a} = 0.0338$$
 $A_{a} = 0.226$ $I_{a} = 0.0185$ $A_{a} = 0.170$ $b_{2a} = 0.77$ $b_{2a} = 0.17$ $y_{a} = 0.650$

- V) La larghezza della soletta inferiore e tutte le altre caratteristiche della sezione b si ottengono infine dal grafico controllando la (10):
 - a) nel caso $N_b = 0$ risulta: $b_{2b} = b_{2a} = 0,77$ m.

b) nel caso $N_{\rm b}=80$ ammettendo $b_{2\rm b}=b_{2\rm a}=0.17$ la (10) non è invece soddisfatta.

Con qualche tentativo si trova $b_{2b} \simeq 0.30$.

A differenza dell'esempio precedente essendo ora piccolo il rapporto $M_{\rm a}/M_{\rm b}$ può quindi essere conveniente eseguire in due fasi il tiro dei cavi riducendosi di molto nel secondo caso la larghezza della soletta inferiore.

 $N_{\rm b} = 0 \mid N_{\rm a} = 110$

 $N_{\rm b} = 80$

(150)

VI) Controllo delle tensioni:

 $N_{\rm a} = 190$

 $\sigma'_{b2} = 153,5$

Sezione
$$a$$

$$\sigma_{a1} = 126,5 \qquad (125,5) \mid \sigma_{a1} = 102 \qquad (105)$$

$$\sigma_{a2} = 80,5 \qquad (83) \mid \sigma_{a2} = -3 \qquad (0)$$

$$\sigma'_{a2} = 93 \qquad (\leq 150) \mid \sigma'_{a2} = 100 \qquad (\leq 150)$$
Sezione b

$$\sigma_{b1} = 80,5 \qquad (\leq 150) \mid \sigma_{b1} = 140,5 \qquad (\leq 150)$$

$$\sigma_{b2} = 0 \qquad (0) \quad \sigma_{b2} = 0 \qquad (0)$$

$$\sigma'_{b1} = 93 \qquad (\geq 0) \quad \sigma'_{b1} = 83 \qquad (\geq 0)$$

(150) $\sigma'_{b2} = 150,5$

