

Contributo teorico sperimentale allo studio della precompressione parziale

Prof. Ing. Carlo Cestelli Guidi - Dott. Ing. Emanuele Filiberto Radogna

SOMMARIO

Vengono svolte anzitutto considerazioni teoriche sulla convenienza economica e sulle prerogative statiche delle strutture parzialmente precomprese e vengono quindi illustrati i risultati di esperienze eseguite nell'Istituto di Scienza delle Costruzioni dell'Università di Roma su di una serie di travi, armate sia con cavi sia con barre di acciaio ordinario.

In dette travi l'entità della precompressione è stata variata, variando il numero e non il tasso di lavoro dei fili che formano i cavi. In rapporto alla variazione della percentuale di acciaio preteso, varia la percentuale di acciaio ordinario con il criterio di mantenere costante in tutte le travi il momento di collasso.

L'indagine teorica mette in evidenza le condizioni nelle quali l'impiego della precompressione parziale si manifesta più vantaggioso.

Le esperienze, nel corso delle quali sono state rilevate, fra l'altro, le deformazioni unitarie delle armature tese e le ampiezze delle lesioni, confermano che il comportamento delle travi a precompressione parziale presenta caratteristiche intermedie fra quelle del cemento armato ordinario e quelle del cemento armato precompresso propriamente detto.

Si è rilevato, in particolare, che la diminuzione della precompressione diminuisce il carico di fessurazione, ma in misura minore di quanto prevedibile, a causa dell'aumento della resistenza apparente a trazione del calcestruzzo, dovuto all'aumento della percentuale di armatura ordinaria. Si è rilevato, inoltre, che a cessare dell'applicazione dei carichi, le lesioni vengono richiuse anche da bassi valori dello sforzo di precompressione.

SIMBOLOGIA

TENSIONI

σ_{ci}	tensione iniziale nel conglomerato
σ'_{c}	tensione al lembo compresso per qualsiasi condizione di carico
σ_c	tensione al lembo teso per qualsiasi condizione di carico
$\bar{\sigma}_{cR}$	resistenza a rottura del conglomerato misurata su provino cubico
$\bar{\sigma}$	tensione di esercizio dell'acciaio preteso
$\bar{\sigma}_e$	tensione limite convenzionale dell'acciaio preteso
σ_R	tensione di rottura dell'acciaio preteso
σ_e	tensione di snervamento dell'acciaio ordinario
σ_R	tensione di rottura dell'acciaio ordinario

$$\alpha = \frac{\sigma_e}{\bar{\sigma}_e}$$

FORZE

P	carico totale di prova
N_e	risultante di precompressione in esercizio
T_0	risultante degli sforzi sulle armature pretese e ordinarie al collasso
M_c	momento di esercizio
M_u	momento di collasso

DEFORMAZIONI

E_c	modulo di elasticità longitudinale del conglomerato
E	modulo di elasticità longitudinale dell'acciaio
ε_e	deformazione unitaria elastica del conglomerato
ε	deformazione unitaria elastica dell'acciaio preteso
ε_I	deformazione unitaria dell'acciaio preteso corrispondente alla fessurazione del conglomerato al livello delle armature
ε_u	deformazione unitaria dell'acciaio preteso al collasso
ε_e	deformazione unitaria dell'acciaio ordinario al limite di snervamento
φ	coefficiente di rilassamento
δ	freccia in mezzzeria
w	ampiezza di una lesione

CARATTERISTICHE GEOMETRICHE

b	larghezza della soletta nella sezione a T
h	altezza della sezione
A_c	area della sezione di conglomerato
\bar{A}	area della sezione di acciaio preteso
A	area della sezione di acciaio ordinario
$A_1 = \bar{A} + A$	area della sezione di acciaio preteso equivalente alla sezione di acciaio totale (preteso ed ordinario)

$$\mu = \frac{\bar{A}}{A_1}$$

z_h	ampiezza del campo limite
l_h	braccio della coppia delle forze interne a sezione parzializzata
e	eccentricità del baricentro dell'armatura pretesa rispetto al baricentro della sezione di conglomerato
I_c	momento d'inerzia della sezione di conglomerato
B	area del conglomerato interessato dalla fessurazione
p	superficie laterale per unità di lunghezza dell'acciaio

A) PREMESSE

La condizione di precompressione integrale, ossia di assenza di trazioni nel conglomerato in tutte le fasi di costruzione e di esercizio delle strutture, che era tassativa alle origini del c.a.p., non è sempre necessaria ed il criterio di ammettere trazioni anche elevate per particolari classi di opere viene ora codificato nel nuovo regolamento internazionale allo studio da parte del Comitato misto F.I.P./C.E.B.

La presenza delle trazioni nel conglomerato richiede l'aggiunta di armature non pretese che vengono definite « ordinarie », le quali oltre ad ostacolare la fessurazione assolvono una ben determinata funzione statica alla rottura pervenendosi così ad un sistema a « precompressione parziale » di caratteristiche intermedie fra quelle delle strutture integralmente precomprese e di quelle in c.a., sistema questo proposto da Emperger già nel 1939 e valorizzato successivamente dalle esperienze di Abeles.

In questa nota vengono svolte alcune considerazioni sugli aspetti economici e statici del sistema ed illustrati i risultati di prove eseguite presso l'Istituto di Scienza delle Costruzioni dell'Università di Roma su una serie di travi a cavi post-tesi.

Tali prove hanno lo scopo di analizzare il caso particolare della precompressione parziale ottenuta con cavi ed acciaio ordinario ad aderenza migliorata, situazione questa particolarmente sfavorevole per la precompressione parziale poiché è ridotta l'aderenza dell'acciaio preteso (cavi iniettati) ed è esaltata quella dell'acciaio ordinario.

Un dato ormai acquisito dalla esperienza è che per le travi a normale percentuale di armatura, ossia per le quali il collasso per cedimento del conglomerato è conseguente agli allungamenti anelastici degli acciai, si può considerare che ambedue le armature raggiungono il loro carico di snervamento (convenzionale allo 0,2 per gli acciai ad alta resistenza) e pertanto lo sforzo ultimo totale di trazione è

$$T_u = \bar{A} \bar{\sigma}_e + A \sigma_e$$

essendo \bar{A} e $\bar{\sigma}_e$ area e limite convenzionale dell'acciaio preteso e A e σ_e area e carico di snervamento dell'acciaio ordinario (in generale acciaio dolce o semiduro).

Nell'accettare questo risultato, si deve peraltro rilevare che devono considerarsi implicitamente ammesse le seguenti due condizioni:

a) l'acciaio ordinario deve pervenire allo snervamento prima o, almeno, contemporaneamente al raggiungimento del limite allo 0,2% dell'acciaio preteso;

b) nell'ipotesi in cui l'acciaio ordinario raggiunga lo snervamento prima che l'acciaio preteso pervenga allo 0,2%, occorre che l'acciaio ordinario sia dotato di un campo di deformazioni plastiche (palier) abbastanza esteso da attendere che, all'aumentare dei carichi esterni, tale limite possa essere raggiunto dall'acciaio preteso.

Soltanto a queste condizioni è lecito calcolare lo sforzo ultimo di trazione con la suddetta formula additiva.

Si osserva inoltre che il calcolo del momento di rottura in base alle sole condizioni di equilibrio, senza far ricorso esplicitamente alla congruenza fra le deformazioni del calcestruzzo e degli acciai, è lecito, trattandosi di normali percentuali di armatura, per le quali la con-

gruenza è di fatto garantita dal comportamento plastico degli acciai.

Nelle prove, di cui si riferisce, le condizioni predette sono state, appunto, verificate, date le caratteristiche degli acciai impiegati e dato il dimensionamento della sezione delle travi, nella quale il conglomerato compresso è esuberante.

Posto

$$\frac{\sigma_e}{\bar{\sigma}_e} = \alpha \quad ; \quad \frac{A}{\bar{A}} = \mu$$

ed un'area equivalente

$$A_i = \bar{A} + \alpha A$$

viene

$$\bar{A} = \mu A_i \quad ; \quad A = \frac{1 - \mu}{\alpha} A_i \quad ; \quad T_u = A_i \bar{\sigma}_e$$

Nelle esperienze si è controllato il comportamento alla fessurazione ed alla rottura di travi precomprese con cavi, nelle quali è stata disposta anche una armatura ordinaria di acciaio ad aderenza migliorata del tipo stellare CS a 6 punte.

Sono stati previsti cinque gruppi di tre travi ciascuno.

I gruppi si differenziano fra loro soltanto per il diverso rapporto fra armatura pretesa ed armatura ordinaria, facendo variare il coefficiente μ da 0 a 1 ma in modo da mantenere pressoché costante l'area ideale A_i e quindi il momento teorico di rottura per cedimento dell'acciaio. L'esame della Tabella II in Appendice mostra che la percentuale massima di armatura è di 1,12% (V gruppo) e conferma che trattasi del caso di percentuali normali.

Dall'esame e dal confronto dei risultati si traggono elementi per valutare il comportamento statico di travi parzialmente precomprese, in rapporto al comportamento di travi a precompressione integrale ed in cemento armato ordinario.

B) CONSIDERAZIONI TEORICHE

Si considera come tensione di pretensione della armatura quella di tiro nelle travi a fili aderenti (pretesi), essendo questa indipendente dalla azione dei carichi, cosicché la precompressione può riguardarsi come forza esterna costante. Con i sistemi a cavi (post-tesi) la forza reale di precompressione applicata può essere sempre riportata a quella ideale del sistema preteso (1).

Già dal calcolo elastico risulta la convenienza di ammettere sforzi di trazione nel conglomerato sia in fase iniziale sia in fase finale di esercizio in quanto, aumentando l'ampiezza del campo limite zh , a parità di momento di esercizio $M_e = N_e zh$, si riduce la forza di precompressione N_e . Ma l'armatura così calcolata può risultare inferiore al valore richiesto dalla sicurezza a rottura $M_u = T_u th$ essendo th il braccio delle forze interne a sezione parzializzata.

Esaminando l'espressione del coefficiente di sicurezza a rottura per una sezione che sia stata dimensionata per la condizione di esercizio

$$\eta = \frac{M_u}{M_e} = \frac{A_i \bar{\sigma}_e th}{\mu A_i \bar{\sigma}_z h} = \frac{\bar{\sigma}_e t}{\mu \bar{\sigma}_z}$$

(1) Vedi CESTELLI GUIDI: *Una regola per il calcolo delle sezioni in c.a.p.* - Il Cemento, 1954.

e postula che gli acciai pervengano contemporaneamente allo snervamento, il che avviene solo se è verificata la condizione

$$\bar{\sigma}_e = \bar{\sigma} + \Delta\sigma + \sigma_e$$

in cui $\Delta\sigma$ è corrispondente a $\Delta\varepsilon$.

Lo spostamento dall'origine della retta $\mu = 0$ è dovuto naturalmente al solo ritiro, essendo nulla la precompressione, e quindi il fluage.

Il diagramma evidenzia che l'incremento di $T \left(\frac{dT}{d\varepsilon} \right)$, a partire dalla decompressione, è maggiore quanto minore è μ , mentre il valore totale di T è maggiore quanto maggiore è μ .

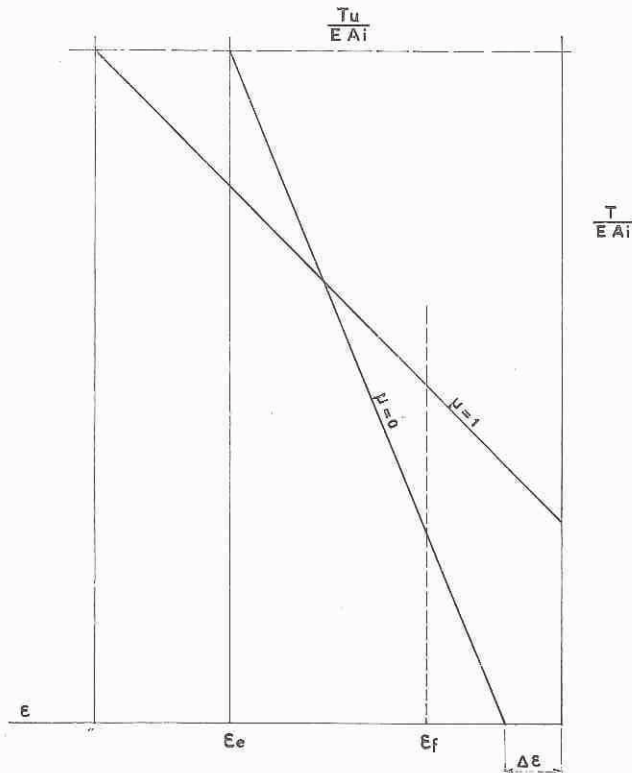


Fig. 3. - Variazione dello sforzo totale dell'armatura nel caso in cui $\varepsilon_c < \varepsilon_u$.

Nel caso diverso che l'acciaio ordinario pervenga allo snervamento prima di quello preteso, la precedente relazione, oltre tale carico di snervamento diviene

$$\frac{T}{EA_i} = \mu \bar{\varepsilon} + \frac{1-\mu}{\alpha} (\varepsilon_e - \Delta\varepsilon) + \mu \varepsilon$$

ed è rappresentata nel diagramma dal quale appare che oltre una certa deformazione lo sforzo T è minore se μ è più grande (a parità di A_i).

Dalle precedenti considerazioni si evince che il carico di fessurazione (determinato da ε_f) è tanto maggiore non solo quanto maggiore è la deformata di pretesione ε bensì anche quanto maggiore è la percentuale μ di acciaio preteso.

Quando il collasso avviene per cedimento del conglomerato, prima che sia raggiunto lo snervamento dell'acciaio (sezione super-armata), e per $A_i = \text{cost.}$, le condizioni migliori, ossia la maggiore altezza ultima della zona compressa, si ottiene per i valori maggiori di μ , a

meno che si impieghi acciaio ordinario di bassa resistenza, nel qual caso, oltrepassato lo snervamento di questo, lo sforzo risultante aumenta di poco al crescere della deformazione.

Per tale ragione resta confermata la convenienza di impiegare acciaio ordinario con carico di snervamento non inferiore a

$$\sigma_e = \bar{\sigma}_e - \bar{\sigma} - \Delta\sigma$$

Passando ai numeri, con i dati correnti, assunto $\bar{\sigma}_e = 165 \text{ kg/mm}^2$; $\bar{\sigma} = 105 \text{ kg/mm}^2$; $\bar{\sigma}_c = 100 \text{ kg/cm}^2$ e $\varphi = 1,5$;

$$\Delta\sigma = 1,5 \times 1 \times 6 + \frac{0,25}{1000} \times 2 \times 10^4 = 14 \text{ kg/mm}^2$$

viene la condizione

$$\sigma_e > 165 - 105 - 14 = 46 \text{ kg/mm}^2$$

Le considerazioni teoriche svolte confermano anzitutto che si consegue indiscutibilmente una economia ammettendo trazioni nel conglomerato nelle situazioni limiti di esercizio, ma va considerato che il vantaggio di aumentarne l'intensità è notevole solo fino a che, venendo meno la sicurezza a rottura, si deve aggiungere una quantità di acciaio ordinario, oltre quella minima che si è soliti disporre in ogni caso.

In un conto economico non può inoltre trascurarsi che, riducendosi la precompressione, occorre una più elevata densità di staffe per assicurare la resistenza al taglio, per le ben note ragioni, e questo è un importante fattore negativo.

Pertanto non vi sono da aspettarsi grandi vantaggi economici dall'impiego sistematico della precompressione parziale nella esecuzione delle opere, mentre un attento esame dei diversi casi che si possono presentare nella pratica mostra che la precompressione parziale, anche con forti percentuali di acciaio ordinario, può convenire per rinforzare localmente limitate zone di una struttura che siano particolarmente sollecitate (ad esempio le zone di momento negativo di una trave continua e le strutture staticamente indeterminate in generale).

Peraltro un vantaggio di ridurre la precompressione può derivare dalla minore area di conglomerato richiesta al lembo più compresso della sezione eliminando il bulbo, necessario quando i sovraccarichi siano notevoli rispetto al permanente.

Si è visto come siano da scartare acciai ordinari a basso carico di snervamento, ma va anche considerato che carichi di snervamento molto elevati richiederebbero, per la loro integrale utilizzazione, forti allungamenti, oltre lo snervamento degli acciai pretesi, il che farebbe salire rapidamente l'asse neutro predisponendo il collasso per rottura del conglomerato. Tale inconveniente è particolarmente sentito per i maggiori valori di μ .

Per tutte queste considerazioni appare che sia dal punto di vista economico che statico conviene impiegare acciai ordinari di resistenza tale che essi pervengano allo snervamento unitamente a quelli pretesi.

Ove sia rispettata tale condizione l'esame teorico del comportamento delle strutture precomprese parzialmente mostra che il sistema è staticamente del tutto soddisfacente ed offre piene garanzie di stabilità sempre che la fessurazione non sia tale da risultare nociva agli effetti della conservazione degli acciai.

Si sente dire che le strutture parzialmente precomprese vanno definite come strutture precomprese declassificate mentre è più logico considerarle come strutture in cemento armato maggiormente pregiate per la presenza di una precompressione. Infatti anche una debole percentuale di acciaio preteso attenua la fessurazione del conglomerato teso. Ciò particolarmente quando debbano prevedersi sovraccarichi notevoli e infrequenti, come ad esempio per i ponti progettati con carichi militari eccezionali poiché, se si produce la fessurazione, questa sparisce all'allontanarsi del sovraccarico. Inoltre una parziale precompressione consente una riduzione della compressione nel conglomerato e quindi minore spessore delle strutture.

Economicamente ed anche tecnicamente ne appare favorevole l'impiego, oltre al caso detto del rinforzo locale di zone di strutture, particolarmente nella prefabbricazione ove elementi precompressi vengono completati in opera con aggiunta di armature ordinarie, ad esempio nella costruzione di solai con travetti prefabbricati, sia per rinforzare la campata nei getti di saldatura, sia per conferire la necessaria resistenza a sezioni di incastro.

Tali applicazioni hanno il pregio che l'armatura aggiunta non viene precompressa e scarso è l'effetto del ritiro e fluage cosicché possono impiegarsi armature ordinarie di elevata resistenza pur rispettando la condizione detta della simultaneità dello snervamento.

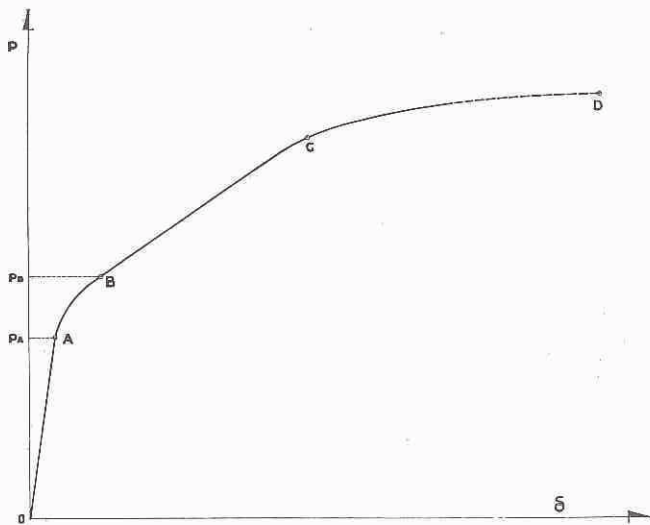


Fig. 4. - Andamento della freccia in mezzeria in dipendenza del carico applicato.

Riesce anche utile ricorrere a tale sistema con il criterio di affidare all'acciaio ordinario il peso proprio cosicché si possa procedere ad un rapido disarmo della struttura ed applicare successivamente la precompressione, tirando i cavi già inseriti nel getto, per integrare la resistenza agli effetti del sovraccarico.

Applicazioni si possono intravedere anche per il sistema di costruzione a sbalzo.

In fine si vuol rilevare che ad escludere la ossidazione degli acciai, ed in particolare di quelli pretesi che hanno il grave pericolo della « corrosione fessurante », occorre porre dei limiti inferiori alla precompressione ed è da ritenersi prudente non avere sforzi di trazione nel conglomerato per il carico permanente e limitare l'ampiezza delle lesioni per il sovraccarico massimo.

C) RISULTATI SPERIMENTALI E LORO INTERPRETAZIONE

1) Descrizione delle travi e modalità di prova.

Tutte le travi hanno le stesse caratteristiche geometriche: lunghezza totale di 4,30 m, sezione trasversale a doppio T simmetrico alta 40 cm, larghezza delle ali 25 cm, spessore delle ali variabile da 6 a 10 cm, spessore dell'anima 8 cm (v. figura 26).

Le armature longitudinali pretese ed ordinarie dei cinque gruppi sono le seguenti:

Gruppo		I	II	III	IV	V
Armature ordinarie ad aderenza migliorata (Acciaio CS a 6 punte)	ø 6 superiori	4	4	4	4	4
	ø 6 inferiori	4	4	4	4	4
	ø 12 inferiori	0	3	4	6	8
Armature pretese	ø 5 inferiori	12	8	6	4	0

In tutti i gruppi le armature ad alto limite elastico in cavi sistema S.T.U.P. sono state sottoposte alla stessa tensione preventiva.

Le staffe sono costituite, per tutti i gruppi, da staffe ø 6 a 2 braccia di acciaio stellare ad aderenza migliorata dello stesso tipo adottato per le armature longitudinali, e sono poste ad interasse di 10 cm.

Lo schema statico è quello di trave semplicemente appoggiata di 4,00 m di luce, sottoposta a due carichi concentrati, simmetrici rispetto alla mezzeria, alla mutua distanza di 1,00 m.

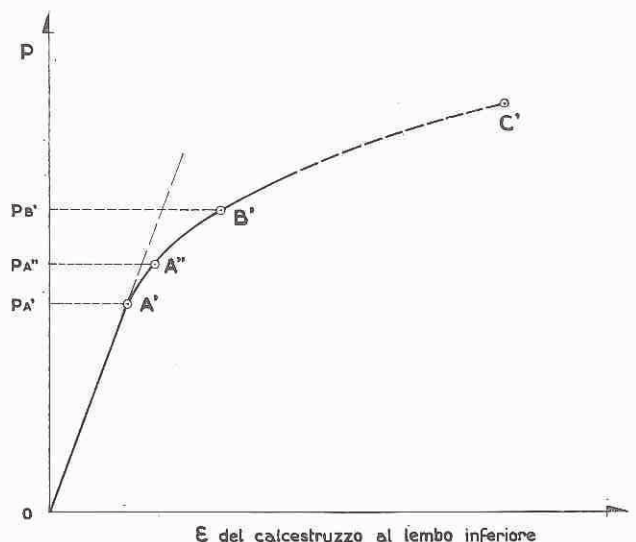


Fig. 5. - Andamento delle ϵ del conglomerato al lembo inferiore in dipendenza del carico applicato.

(*) Gli Autori sono grati alla Società Renardet che ha cortesemente posto a disposizione la Sua organizzazione e fornito i materiali per la costruzione delle travi.

Ringraziano inoltre il Prof. Bugan per aver fornito l'acciaio stellare CS a 6 punte, impiegato nelle prove.

I carichi sono stati realizzati con due martinetti AMSLER, aventi ciascuno portata massima di 20 t, collegati fra loro in parallelo. Le forze sono state misurate con pendolo dinamometrico AMSLER.

Ulteriori particolari sui materiali impiegati, sulla fabbricazione, sulla strumentazione sono riportati nella Appendice.

La relazione seguente si riferisce ai risultati delle prove eseguite sulle prime cinque travi, una per ciascun gruppo e, precisamente, I-3, II-3, III-1, IV-2, V-3. (*)

2) Descrizione del comportamento delle travi alla fessurazione ed alla rottura.

Il comportamento delle travi, per carichi gradualmente crescenti, è riassunto in modo espressivo dal relativo diagramma P, δ (carichi applicati - frecce in mezzeria).

In tale diagramma si notano, in generale, quattro zone caratteristiche, separate in figura dai punti A, B, C, D.

La zona OA, ad andamento crescente con legge lineare; la zona AB di raccordo; la zona BC anch'essa ad andamento crescente con legge quasi lineare e la zona CD con andamento quasi orizzontale.

In linea di massima si può dire che in OA la trave non è fessurata, in ABC si manifestano e si sviluppano le lesioni, sia verticali che oblique, mentre le armature si mantengono in campo elastico; in CD le armature raggiungono il carico di snervamento, finché in D si ha la rottura della trave, dovuta direttamente o indirettamente al cedimento delle armature nel caso di travi debolmente o normalmente armate, come quelle sperimentate.

Se si confronta questo diagramma con quello P, ϵ (carichi applicati — allungamenti unitari del conglomerato al lembo inferiore) si rileva che i carichi P_A e P_B non corrispondono, rispettivamente, ai carichi $P_{A'}$ e $P_{B'}$ forniti dal diagramma $P - \epsilon$ che meglio rappresenta il comportamento del conglomerato teso, in base al quale, secondo la nomenclatura classica, si distinguono tre periodi:

I stadio: calcestruzzo teso in fase elastica,

II stadio a): calcestruzzo teso oltre il limite elastico, ma non ancora fessurato, almeno in modo visibile,

II stadio b): calcestruzzo teso fessurato.

La fase finale — III stadio — è, invece, caratterizzata dal comportamento delle armature tese, che raggiungono il carico di snervamento.

I STADIO (tratto OA') - Il calcestruzzo al lembo inferiore è sottoposto a compressioni decrescenti, fino a pervenire alla decompressione ed a passare in trazione, sempre restando in campo elastico. In assenza di stati di tensione preventivi — indotti dalla precompressione σ dal ritiro impedito dalle armature ordinarie — si ritiene (Saliger) che la linearità fra carichi e tensioni di trazione si mantenga fino ad ϵ comprese fra 50 e 90 μ/m cioè a σ comprese fra 10 e 20 kg/cm^2 . Nella trave

(*) In occasione del Convegno di Venezia sono stati comunicati i risultati ottenuti su altre tre travi - I-2, III-3, V-2. Di tali risultati è tenuto conto nei diagrammi di cui alle figure 16, 17, 18, 27, 30, 33.

V-3, in cemento armato normale, in corrispondenza di $P_A = 3.000$ kg i quattro estensimetri meccanici all'intradosso hanno fornito una ϵ media di 118 μ/m .

L'asse neutro della flessione dovuta ai soli carichi di prova è baricentrico della sezione totale omogeneizzata e cade, quindi, più in basso della mezza altezza della

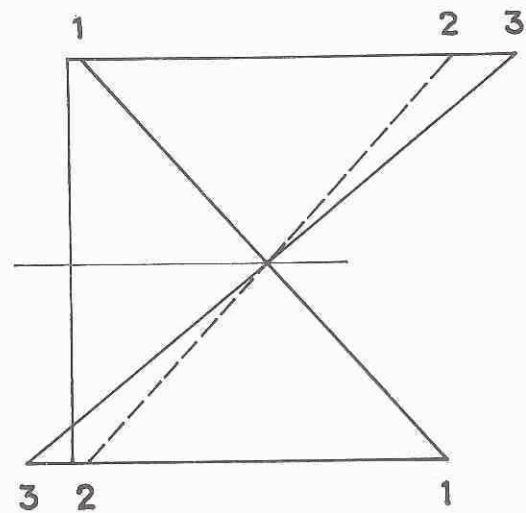


Fig. 6. - Diagrammi delle σ nel conglomerato nel I stadio.

trave: detto asse non si sposta durante tutto il I Stadio, come è confermato dai diagrammi delle ϵ misurate a vari livelli delle sezioni.

L'asse neutro della sollecitazione complessiva di pressione e flessione si sposta, invece, al variare del carico e, verso la fine del I Stadio, arriva a tagliare la sezione.

La conservazione delle sezioni piane è confermata abbastanza bene, per quanto si noti spesso un andamento dei diagrammi delle ϵ leggermente incurvato a S, pur trattandosi di sezioni soggette a momento flettente costante e taglio nullo. Nella nota del paragrafo 4 b) si esamina il fenomeno e se ne propone una interpretazione.

Il I Stadio termina con il carico $P_{A'}$ al limite di proporzionalità del calcestruzzo teso.

$P_{A'}$ è, per definizione, superiore al carico di decompressione.

I diagrammi teorici delle σ nel I Stadio sono compresi fra le posizioni limiti 1-1 e 3-3 della fig. 6 e coincidono con i diagrammi effettivi, perché la sezione è tutta reagente ed il calcestruzzo, sia teso che compresso, è in fase elastica.

II STADIO a) (tratto A' - B') - Il calcestruzzo è teso oltre il suo limite di proporzionalità, ma non è fessurato, almeno macroscopicamente.

Segue un breve periodo di transizione, durante il quale la σ del calcestruzzo teso non cresce più linearmente con la ϵ , ma non ha ancora raggiunto il carico di rottura (tratto A' A'').

Dal valore corrispondente al carico di rottura in poi, la σ al bordo inferiore resta costante, ma non si notano lesioni. Tutto si svolge come se il calcestruzzo si allungasse plasticamente (étirage o microfessurazione).

Il carico $P_{A'}$, corrispondente all'inizio del ginocchio del diagramma $P - \epsilon$ varia notevolmente con la precompressione (Vedi Appendice, Tab. pag. 68).

Il progressivo sollevarsi dell'asse neutro, determina incrementi crescenti nelle ϵ , segnalati dalla deviazione del diagramma $P - \delta$.

Il periodo a) del II Stadio termina con l'inizio delle lesioni al carico $P_{B'}$.

I diagrammi delle σ teoriche nel II Stadio a), calcolati con le formule usuali, sono compresi fra le posizioni limiti 3-3 e 4-4 della fig. 7.

A quest'ultima corrisponde il momento di fessurazione. In realtà il diagramma effettivo è diverso e può essere schematizzato con la spezzata 5-5-3.

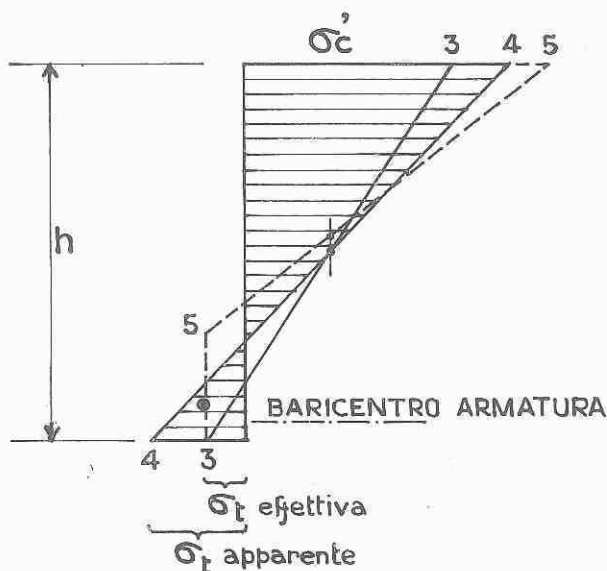


Fig. 7. - Diagrammi delle σ del conglomerato nel II stadio a).

II STADIO *b*) (tratto $B' - C'$) - È il periodo della fessurazione propriamente detta: convenzionalmente si fa iniziare dalla apparizione della prima lesione visibile ad occhio nudo, per quanto la determinazione sperimentale di tale carico sia affetta da qualche incertezza, perché affidata alle condizioni ambientali di illuminazione ed alla sensibilità dello sperimentatore.

Per migliorare le condizioni di rilievo delle lesioni, si è preventivamente applicato sulle travi un intonaco bianco di cementite e si è illuminato il campo di osservazione con forte intensità. Mediante microscopi a venti ingrandimenti si è constatato che le prime lesioni capillari individuate ad occhio nudo hanno ampiezza dell'ordine di $1/40$ di millimetro (25μ).

I carichi di fessurazione $P_{B'}$ variano anch'essi con l'entità della precompressione (vedi Appendice, Tab. pag. 69). I diagrammi $P - \epsilon$ dell'acciaio delle armature ordinarie hanno permesso di rilevare le ϵ corrispondenti a detti carichi di fessurazione.

Per la trave V-3, non precompressa, si è avuta una ϵ media di $488 \mu/m$, in corrispondenza del carico $P = 5000$ kg, a cui sono apparse le lesioni I, II e III sul lato 2, mentre nella trave I-3, la più precompressa, si è avuta una media di $403 \mu/m$, in corrispondenza del carico $P = 11.000$ kg, a cui sono apparse le lesioni II lato I e II lato 2.

A tali ϵ corrispondono, con $E = 2,1$ t/cm², rispettivamente $\sigma = 1.025$ kg/cm² e $\sigma = 846$ kg/cm².

Le altre lesioni si sono verificate successivamente per ϵ dell'acciaio più elevate, al progredire del carico.

In questo secondo periodo del II Stadio si riscontra una notevole fessurazione sia verticale che obliqua: il fenomeno è chiaramente influenzato dalla presenza della armatura ordinaria ad aderenza migliorata, nel senso che nelle travi meno precomprese, ma con più armatura ordinaria, le lesioni sono complessivamente più numerose, ma di ampiezza più limitata.

La densità lineare delle lesioni a rottura è risultata variabile da 15 lesioni/metro a 23 lesioni/metro, passando dalla trave I-3, la più precompressa, alla trave V-3, in c.a. normale.

Si è riscontrato che le lesioni verticali si localizzano, di preferenza, in corrispondenza delle staffe.

Pervenuti allo Stadio II *b*), nelle prime quattro travi, precomprese, si è proceduto allo scarico completo e, successivamente, ad un secondo ciclo di carico da 0 fino a rottura.

Si è rilevato che, durante lo scarico, le lesioni verticali si sono richiuse in modo da non poterne apprezzare l'eventuale ampiezza residua con il microscopio a venti ingrandimenti.

Durante il secondo ciclo il diagramma P, δ presenta tre tratti caratteristici (v. fig. 8):

tratto EF : andamento rettilineo; le lesioni del primo ciclo sono ancora chiuse;

tratto FG : andamento pressoché rettilineo, ma con pendenza maggiore del tratto EF ; le lesioni del primo ciclo si riaprono; non si notano nuove lesioni;

tratto GC : andamento curvilineo, in prosecuzione del tratto BD del I ciclo, si formano nuove lesioni.

La fine del periodo *b*) del II Stadio è caratterizzata, nel cemento armato ordinario, dal raggiungimento del carico di snervamento dell'acciaio.

Nel caso in esame, essendo presenti due tipi di acciaio, quello ad alto limite elastico dei fili di precompresso e quello ad aderenza migliorata delle armature ordinarie, si intende che lo stadio II *b*) finisca in corrispondenza del carico per cui uno dei due acciai si snerva per primo; in particolare per l'acciaio da pre-

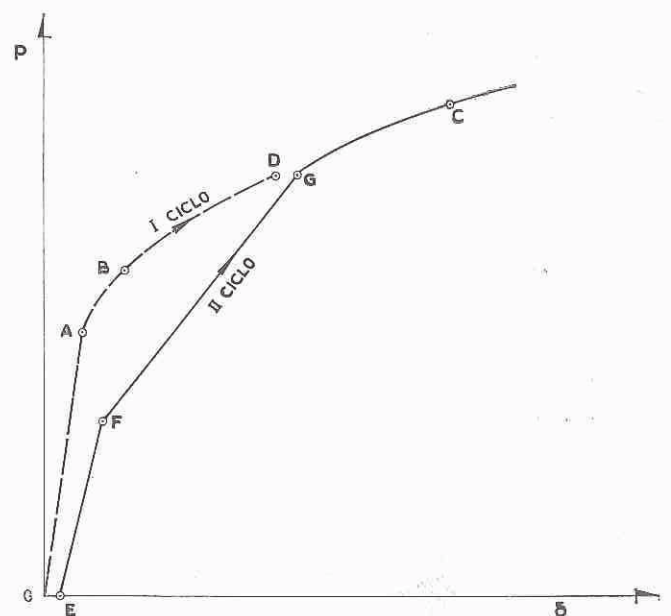


Fig. 8. - Andamento della freccia in mezzeria nel primo e nel secondo ciclo di carico.

compresso si è considerato come carico di snervamento il carico al 2‰.

In tutte le travi ad armatura mista, si è avuto lo snervamento dell'acciaio ordinario quasi contemporaneamente al 2‰ dell'acciaio preteso, come si rileva sovrapponendo i relativi diagrammi $\sigma - \epsilon$, tenendo conto della coazione impressa all'armatura pretesa.

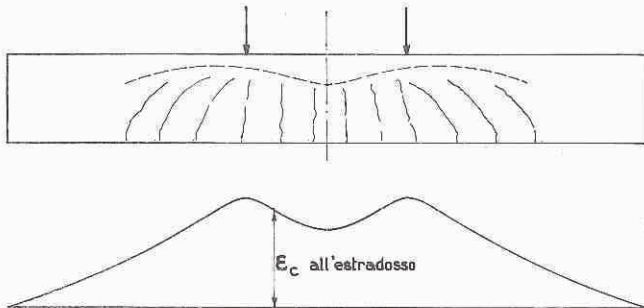


Fig. 9. - Dipendenza delle ϵ all'estradosso con la penetrazione delle lesioni verso l'alto.

In questo periodo l'asse neutro sale notevolmente verso l'alto, fino al raccordo fra nervatura ed ala superiore.

La fessurazione obliqua è estesa per tutta la luce di taglio: fino agli appoggi per la trave V-3 (fig. 57, 59), per circa la metà della luce di taglio nella trave I-3 (fig. 41, 43).

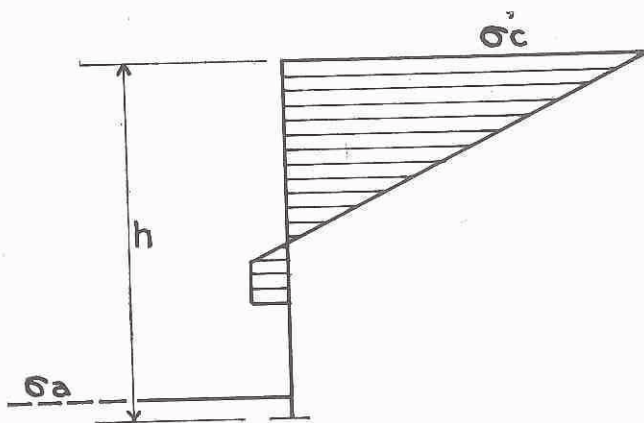


Fig. 10. - Diagramma delle σ nel II stadio b)

La propagazione delle lesioni verso l'alto è — a parità di carico — maggiore per le lesioni oblique che per quelle verticali; e sono tanto più estese verso l'alto quanto più vicine ai carichi applicati.

In concomitanza, i diagrammi delle ϵ del calcestruzzo, misurate all'estradosso, manifestano lo stesso andamento (fig. 9).

Il diagramma delle σ effettive è del tipo indicato nella figura 10.

III STADIO - Ha inizio con lo snervamento dell'armatura e termina con la rottura.

Nelle travi da II a V al collasso si è avuto lo schiacciamento della suola compressa all'interno della zona a

$M = \text{cost.}$, in prossimità di uno dei due carichi concentrati, con svergolamento dei reggistaffe superiori.

Nella trave I-3, invece, si è avuta la rottura dei $\varnothing 5$ costituenti il cavo, senza distruzione della zona compressa (fig. 42, 44).

Il diagramma delle σ effettive è del tipo indicato nella figura 11.

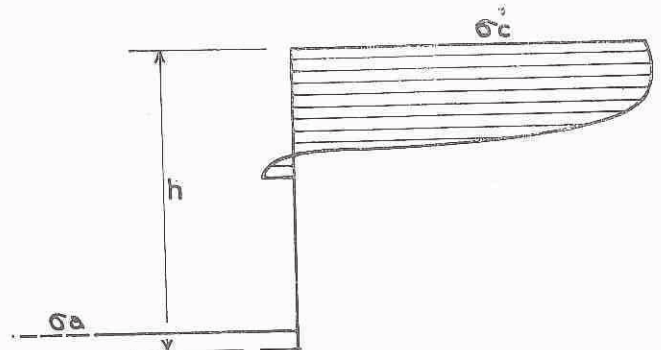


Fig. 11. - Diagramma delle σ nel III stadio.

3) Risultati delle misure.

Nel corso delle prove per ciascuna trave sono state misurate le seguenti grandezze:

- freccie in nove sezioni;
- deformazioni unitarie dell'acciaio;
- deformazioni unitarie del calcestruzzo;
- ampiezze delle lesioni, misurate al livello delle armature tese.

Le caratteristiche della strumentazione sono riportate nell'Appendice al paragrafo 5.

Tutte le misure effettuate sono state riportate in grafici, in funzione dell'entità dei carichi di prova, ottenendo centootto diagrammi. Nella presente pubblicazione, per ovvie ragioni di spazio, si riportano solo alcuni diagrammi tipici (figg. da 26 a 34).

4 - Osservazioni sui risultati sperimentali

- Allungamenti unitari del calcestruzzo teso.

Nei diagrammi $P - \epsilon$ si notano due forme tipiche della zona di transizione fra I Stadio e II Stadio a) a punto angoloso o a raccordo continuo.

I punti angolosi più caratteristici si sono avuti per gli estensimetri E8 e E15 della trave II-3, per l'E8 e l'E16 della trave III-1, per l'E8 della trave V-3.

Esaminando la posizione delle lesioni in rapporto alla base degli strumenti, si è rilevato che la base dell'E8, trave II-3, non è stata attraversata da nessuna lesione anche dopo la formazione del ginocchio e che la lesione più vicina, la II, dista di 12 cm dal centro della base.

Le altre basi, invece, sono state attraversate da lesioni, non al carico PA' corrispondente al ginocchio, ma a carichi superiori, come risulta dallo specchio di pagina 45.

Trave	Strumento	P'_A (kg)	$\varepsilon(P'_A)$	Lesione che attraversa la base	$\Delta\varepsilon$ [μ/m]	Lesione più vicina, esterna alla base
II-3	E 15	7.000	240	III a 8.000 kg	230	III a 15 cm
III-1	E 16	6.000	240	II a 7.000 »	200	VI a 10 »
IV-1	E 1	6.000	230	V a 7.500 »	325	VI a 12 »
V-3	E 8	3.000	80	III a 5.000 »	220	I a 18 »

Poiché, d'altra parte, anche nel caso di diagrammi a raccordo continuo, si è constatata talvolta l'apparizione di una lesione attraverso la base dello strumento, non sembra, per ora, che si possa trovare una relazione fra la forma del raccordo e la presenza o meno della lesione nell'interno della base, ma che piuttosto prevalga di volta in volta l'influsso di condizioni locali — eterogeneità del conglomerato, presenza di una staffa molto vicina alla superficie, concentrazione di tensioni dovute al ritiro impedito dalle armature — che sfuggono alla osservazione.

I diagrammi della trave IV presentano un andamento crescente in modo così continuo da rendere incerta la determinazione del ginocchio.

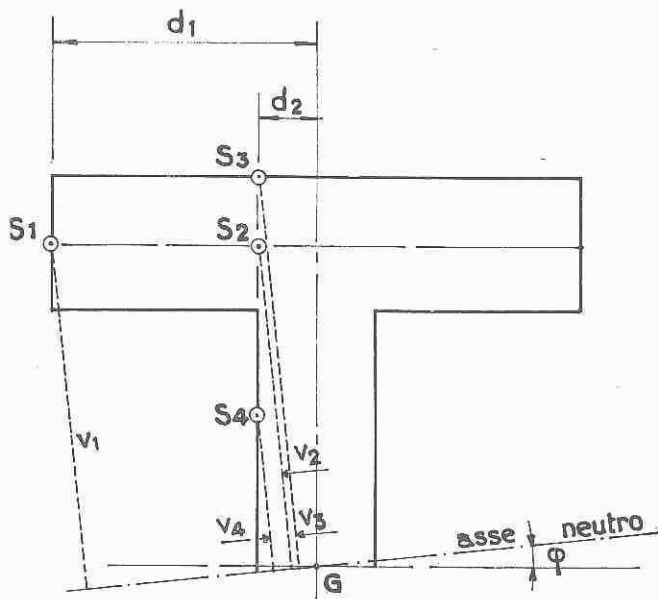


Fig. 12. - Posizione degli estensimetri.

b) Deformazione delle sezioni.

Si è già rilevato a pag. 5 che, i valori delle ε ai vari livelli delle sezioni, determinano diagrammi non rettilinei, ma con andamento a S, il che sarebbe in contrasto con l'ipotesi della conservazione delle sezioni piane. In nota si riporta un tentativo di interpretazione del fenomeno nell'ambito della rigorosa validità di detta ipotesi.

c) Posizione dell'asse neutro della flessione dovuta ai carichi di prova.

In genere i diagrammi: posizione dell'asse neutro — carichi del I ciclo sono costituiti da due tratti poco inclinati, uniti da un tratto intermedio a forte inclinazione (fig. 13).

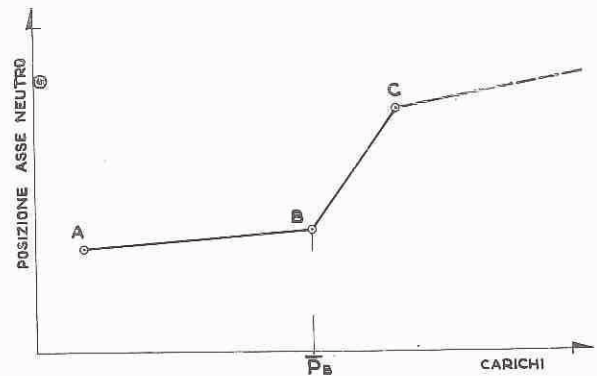


Fig. 13. - Escursione dell'asse neutro lungo l'altezza della sezione all'aumentare dei carichi.

Il tratto AB corrisponde all'incirca agli stadi I e II a), cioè ai carichi per i quali non appaiono lesioni visibili.

Il tratto BC corrisponde all'inizio dello stadio II b), cioè alla formazione delle lesioni.

Confrontando i valori \bar{P}_B , ricavati dai diagrammi del tipo di quello in fig. 13, costruiti per ogni trave in base ai diagrammi ε (vedi diagrammi da 58 a 67), con i carichi $P(A')$ e $P(B')$ si ha:

Trave	\bar{P}_B (kg)	$P(B')$ (kg)	$P(A')$ (kg)
I	12.000	10.000	9.000
II	7.500	7.500	7.000
III	6.000 ÷ 7.000	7.000	6.000
IV	(1)	7.500	(1)
V	3.000	5.000	3.000

(1) Diagramma privo di ginocchio.

Il carico per il quale l'asse neutro inizia a sollevarsi in modo sensibile appare per la trave V uguale al carico $P(A')$, per la trave I superiore a $P(B')$, per le travi II e III uguali a $P(B')$.

La deviazione della linearità dei diagrammi delle ε può farsi dipendere — nell'ipotesi di validità della osservazione delle sezioni piane e nei limiti delle esperienze in esame — da due circostanze concomitanti:

- a) strumenti applicati a diversa distanza dall'asse di simmetria verticale della sezione a doppio T (sull'anima, ai lati della soola superiore, sulla soola superiore);
- b) flessione deviata.

Malgrado le attenzioni prese nel disporre la trave sugli appoggi e nell'applicare i carichi, si è effettivamente manifestata una deviazione della flessione, forse dovuta ad imperfetto parallelismo delle soole superiore ed inferiore delle travi.

Ne consegue che l'asse neutro non giace in posizione orizzontale, ma è leggermente obliquo e quindi le distanze dei punti di una generica fibra orizzontale dell'asse neutro — per esempio quella a metà altezza della soola inferiore — non sono uguali.

Quindi due strumenti S_1 e S_3 posti sulla stessa fibra, ma a distanze diverse dall'asse della trave d_1 e d_2 , danno due misure diverse.

Inoltre strumenti posti sullo stesso lato, a livelli diversi ed alla stessa distanza d_2 (S_3, S_2, S_4) forniscono un diagramma ε rettilineo, e quindi tale diagramma non può più mantenersi rettilineo per strumenti posti a distanze diverse dall'asse della trave (S_3, S_1, S_4).

Per la trave IV manca la possibilità di confronto perché lo spostamento dell'asse neutro avviene con continuità fin dal principio.

In detta trave lo stesso fenomeno si è constatato nei diagrammi $P - \epsilon$ degli estensimetri all'intradosso mentre la fessurazione si è manifestata per $P = 7.500$ kg. cioè ad un carico superiore di 500 kg rispetto a quello analogo della trave III.

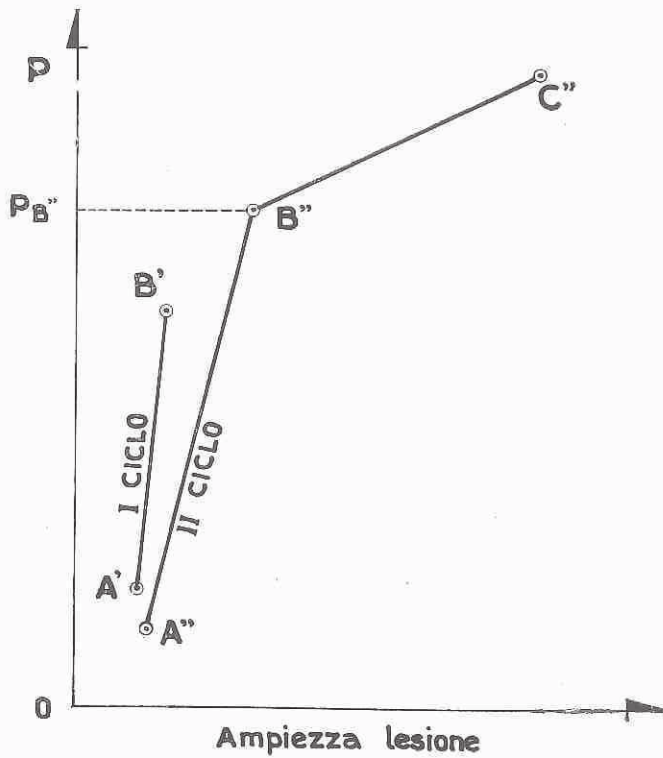


Fig. 14. - Andamento dell'ampiezza delle lesioni al variare del carico nel I e nel II ciclo.

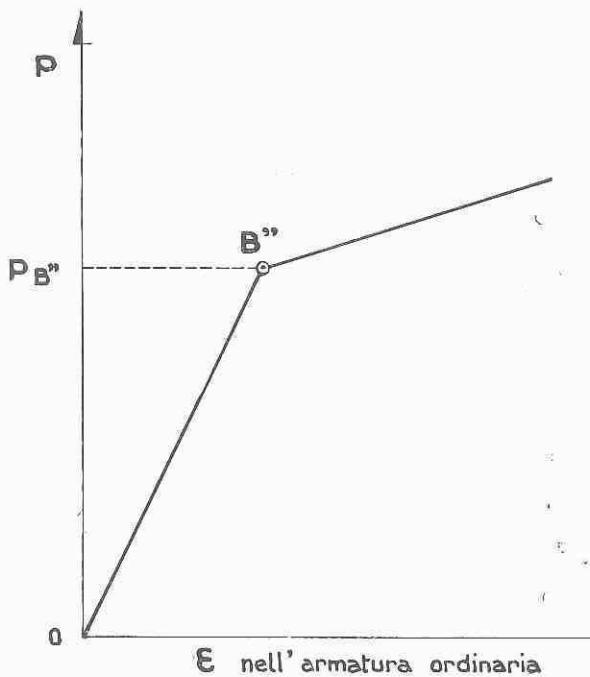


Fig. 15. - Andamento delle ϵ nell'armatura ordinaria al variare del carico.

d) Ampiezza delle lesioni.

I diagrammi delle ampiezze delle lesioni, misurate al livello dei baricentri delle armature tese, in funzione dei carichi applicati, presentano tra primo e secondo ciclo due differenze, una quantitativa e l'altra qualitativa. In primo luogo, per una data lesione ed a parità di carico, l'ampiezza del secondo ciclo è quasi sempre

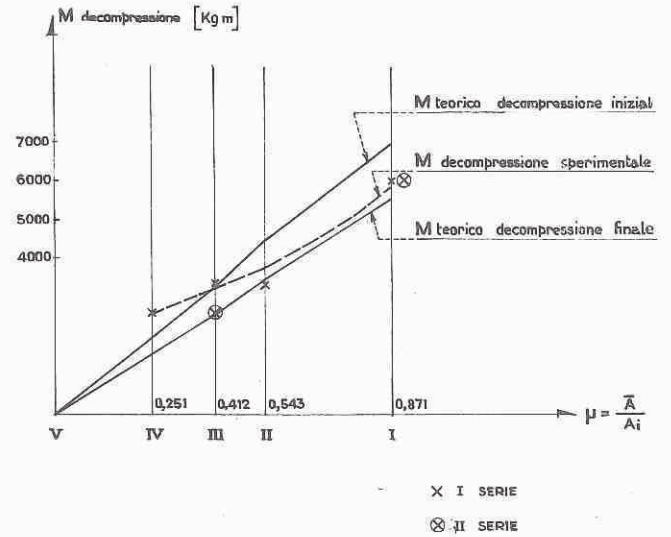


Fig. 16. - Variazione dei momenti di decompressione teorici e sperimentali con la percentuale di armatura pretesa.

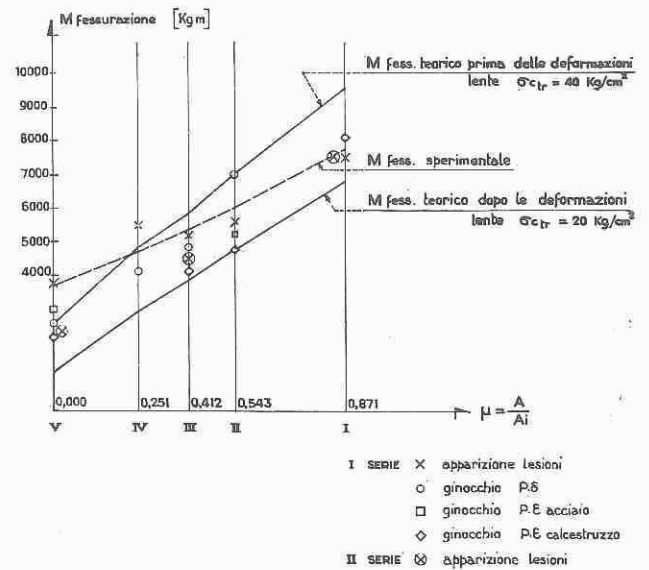


Fig. 17. - Variazione dei momenti di fessurazione teorici e sperimentali con la percentuale di armatura pretesa.

risultata maggiore di quella del primo ciclo. In secondo luogo, i diagrammi del II ciclo presentano un punto angoloso B'' ben marcato che separa i due tratti pressoché rettilinei $A''B''$ e $B''C''$.

Dai diagrammi delle ampiezze si ricavano, per ciascuna lesione, i valori di $P(B'')$ riportati nello specchio seguente (v. pag. 47). Sono anche riportate le ampiezze delle lesioni, le ϵ nell'acciaio dell'armatura ordinaria, ricavate dai relativi diagrammi $P - \epsilon$ in corrispondenza di $P(B'')$ medio, ad eccezione della trave III-1 per la quale non si sono potute effettuare le misure con il

Trave	Lato	Lesione	$P(B'')$ (kg)	Ampiezza w	$\varepsilon(B'')$	$\sigma(B'')$	$P(B''')$ (kg)
I-3	1	I	14.000	0,15 mm	2.280 μ/m	4.000 kg/cm^2	16.000
»	1	III	14.000	0,18 »	»	»	»
»	1	X	16.000	0,20 »	»	»	»
»	2	I	16.000	0,18 »	»	»	»
»	2	VII	16.000	0,15 »	»	»	»
»	2	XIII	15.000	0,10 »	»	»	»
II-3	2	XV	19.000	0,10 mm	2.500 μ/m	4.500 kg/cm^2	19.500
»	1	XI	19.000	0,10 »	»	»	»
»	2	XI	19.000	0,10 »	»	»	»
»	2	I	19.000	0,10 »	»	»	»
»	1	I	19.000	0,15 »	»	»	»
»	1	IV	20.000	0,22 »	»	»	»
III-1	2	VII	19.000	0,10 mm	—	—	—
»	2	VI	19.000	0,10 »	»	»	»
»	2	II	19.000	0,10 »	»	»	»
»	1	III	19.000	0,125 »	»	»	»
»	1	VII	19.000	0,125 »	»	»	»
IV-2	2	X	23.000	0,10 mm	2.500 μ/m	4.500 kg/cm^2	23.000
»	1	IV	19.000	0,075 »	»	»	»
»	2	V	24.000	0,15 »	»	»	»
»	2	XI	23.000	0,15 »	»	»	»
»	2	III	19.000	0,075 »	»	»	»
»	1	XV	23.000	0,10 »	»	»	»

deformometro. Inoltre in questa prima serie manca la trave V-3 per la quale le ampiezze non sono state misurate fino alla formazione del ginocchio.

Dallo specchio risultano ancora le $\sigma(B'')$ nell'acciaio stellare ricavate dal relativo diagramma $\sigma - \varepsilon$, ed il carico $P(B''')$ medio del ginocchio che compare nei diagrammi $P - \varepsilon$ dell'acciaio stellare.

La concordanza fra i valori $P(B'')$ (diagramma lesioni) e $P(B''')$ (diagramma ε nell'acciaio) è notevole e denota che l'inizio delle grandi deformazioni nell'acciaio è rivelato chiaramente dalla brusca variazione di ampiezza delle lesioni.

Si rileva inoltre una sensibile differenza fra i valori dei carichi $P(B'')$ che aumentano passando dalla trave I-3 alla IV-2, mentre si manifesta in corrispondenza una certa diminuzione dell'ampiezza.

In base ai diagrammi σ acciaio - ampiezza lesioni medie e massime del secondo ciclo, si è poi redatto il seguente specchio, riportando per ogni trave e per la stessa σ di 4.000 kg/cm^2 i valori dell'ampiezza media e di quella massima.

Trave	Lato I			Lato 2		
	w_m (mm)	w_{max} (mm)	w_{max}/m^2	w_m (mm)	w_{max} (mm)	w_{max}/m^2
I-3	0,186	0,272	1,46	0,116	0,166	1,43
II-3	0,09	0,136	1,51	0,056	0,076	1,36
III-1	—	—	—	—	—	—
IV-2	0,066	0,095	1,43	(1) 0,092	0,174	1,89
V-3	—	—	—	0,052	0,075	1,44

(1) per $\sigma = 3.600 kg/m^2$.

Si rileva che — a parità di σ nell'acciaio aggiunto — il valore assoluto delle ampiezze, sia medie che massime, diminuisce dalla trave I-3 alla trave V-3, con l'aumentare della percentuale di armatura ordinaria.

I rapporti fra w_{max}/w_{media} non variano, viceversa, in modo sensibile.

Il valore di tale rapporto per il lato 2 della trave IV-2, che si scosta notevolmente dagli altri sembrerebbe da collegarsi a circostanze locali, che potrebbero aver influito sulla ampiezza massima.

5) Tensioni indotte nel calcestruzzo dal ritiro e dal fluage ostacolati dalle armature ordinarie.

Nelle armature ordinarie si ha una precompressione per ritiro e fluage come già ricordato a pag. 39.

Si è quindi cercato di valutare la correzione da apportare alle tensioni dovute alla precompressione ed ai carichi di prova, ammettendo che anche per questi fenomeni valga la conservazione delle sezioni piane (per lo sviluppo del calcolo si veda in Appendice, paragrafo 7).

Si sono così trovate le seguenti σ_c di trazione al lembo inferiore, nell'ipotesi di un accorciamento unitario per ritiro di 250 μ/m e di un accorciamento unitario per fluage all'atto delle prove pari a 2/3 della deformazione finale, valutata, a sua volta, a 1,5 volte la deformazione elastica.

TRAVE	I-3	II-3	III-1	IV-2	V-3
σ_c trazione	+ 5,7	+17,1	+ 17,1	+ 19,9	+ 18,9

6) Confronto fra i risultati teorici e quelli sperimentali.

a) Momenti di decompressione, di fessurazione, di rottura.

Sono stati costruiti tre diagrammi, recanti sull'asse delle ascisse la percentuale di armatura pretesa rispetto all'armatura ideale ($\mu = \frac{A}{A_i}$) e sull'asse delle ordinate, rispettivamente, i momenti di decompressione (fig. 16), di fessurazione (fig. 17) e di rottura (fig. 18): su tali diagrammi sono stati riportati sia i momenti teorici che quelli sperimentali.

Per quanto riguarda i momenti teorici di decompressione si osserva che sono stati calcolati sia con i valori della precompressione iniziale che di quella finale a deformazioni lente esaurite.

In modo analogo si è proceduto per i momenti di fessurazione, per i quali, inoltre, si sono considerate due resistenze a trazione limiti, rispettivamente di 20 e di 40 kg/cm^2 , avendo valutato la resistenza a trazione in funzione di quella a compressione sia con la formula

$$\sigma = 0,9 \sqrt{440} = 20 \text{ kg/cm}^2$$

sia con l'altra

$$\sigma = \frac{440}{12} = 37 \text{ kg/cm}^2$$

Ne risultano quattro curve teoriche, di cui sono state disegnate solo le due limiti superiore e inferiore.

I momenti di rottura sono stati valutati assumendo il diagramma delle σ secondo il metodo semplificato del C.E.B. applicando alle armature ordinarie il carico

di snervamento di 5.200 kg/cm^2 ed a quelle pretese una volta la $\sigma_{0,2}$ pari a 17.000 kg/cm^2 ed una volta $\sigma_R = 19.000 \text{ kg/cm}^2$.

Circa i momenti sperimentali si ricorda che sia quelli di decompressione che quelli di fessurazione sono stati determinati in base alla osservazione visiva delle lesioni.

Per quanto riguarda la fessurazione sono altresì riportati i momenti corrispondenti ai ginocchi dei diagrammi P, δ e $P - \epsilon$ del calcestruzzo e dell'acciaio. Per quanto si è detto, tali carichi dovrebbero fornire un valore intermedio tra il carico al limite di proporzionalità (inizio Stadio II a) e quello di fessurazione (inizio

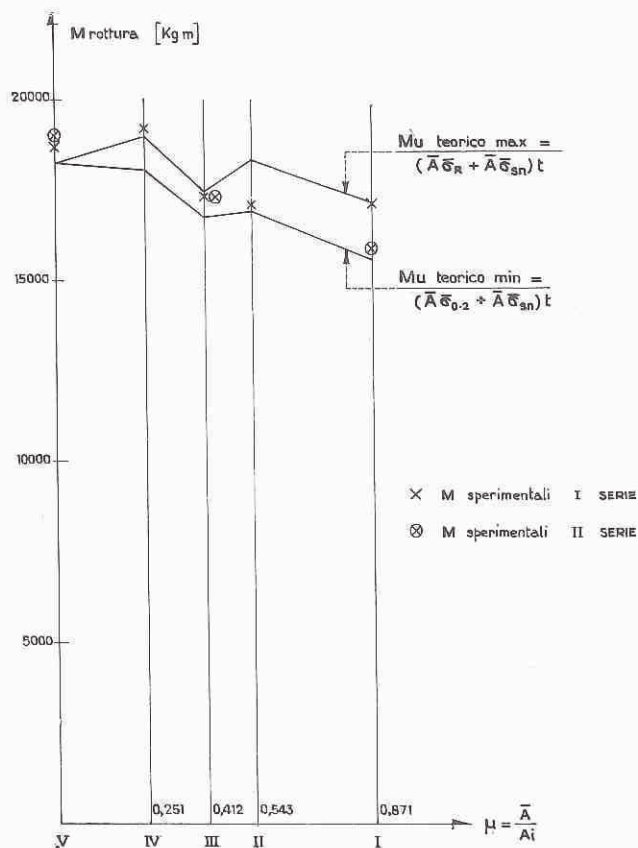


Fig. 18. - Variazione dei momenti di rottura teorici e sperimentali con la percentuale di armatura pretesa.

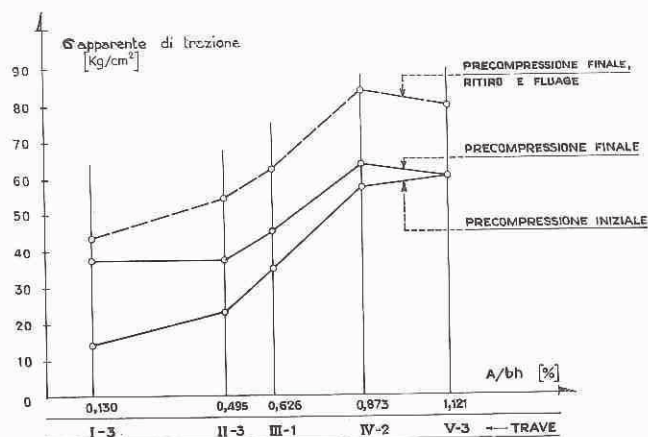


Fig. 19. - Variazione della σ apparente di trazione del conglomerato con la percentuale geometrica di armatura ordinaria.

Stadio II b)). Tuttavia i risultati sperimentali talora non concordano con la schematizzazione teorica, nel senso che per le travi V, IV e III, il carico di fessurazione è maggiore di quello corrispondente al limite di proporzionalità, mentre per la trave II si trova il ginocchio del diagramma $P - \delta$ per un carico superiore a quello di fessurazione, mentre ne restano inferiori i carichi corrispondenti al ginocchio dei diagrammi $P - \epsilon$.

Invece nella trave I la prima lesione si è manifestata ad un carico per il quale tutti i diagrammi conservano un andamento lineare.

Si rileva altresì che i valori sperimentali tendono a superare e superano di fatto i valori teorici limiti superiori al diminuire dell'armatura pretesa, cui corrisponde un contemporaneo aumento dell'armatura ordinaria.

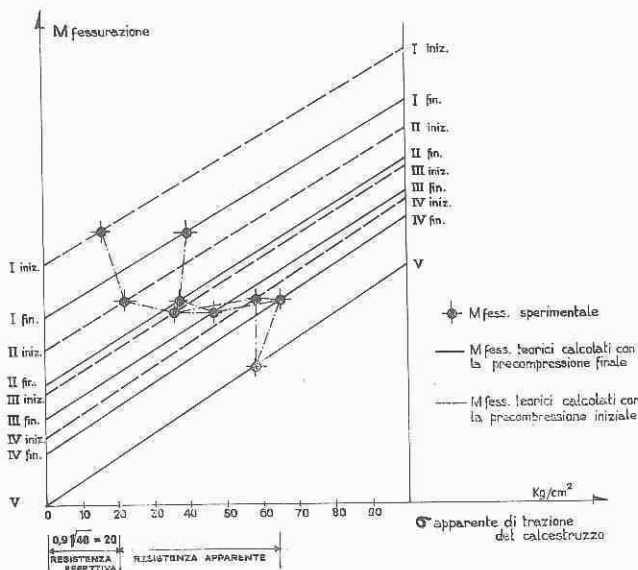


Fig. 20. - Correlazione fra momenti teorici e sperimentali e σ apparenti di trazione.

Per approfondire questo fenomeno e per poterne cercare una spiegazione sono stati costruiti i diagrammi σ apparenti di trazione nel calcestruzzo — percentuali geometriche di armatura ordinaria $A/bh\%$ (fig. 19) e M — resistenza apparente del calcestruzzo a trazione (fig. 20), in cui detta σ è fornita dall'espressione:

$$\sigma = \bar{\sigma}_{inf} - \sigma_{inf} (M_{fess. sperimentale})$$

La σ_{inf} è calcolata sia con i valori della precompressione iniziale che con quelli dopo la caduta di tensione (1).

Si rileva che la σ apparente aumenta con l'aumentare della percentuale geometrica di armatura ordinaria da un valore medio di circa 18 kg/cm² per la I trave a 55 kg/cm² per la V trave.

I valori della σ apparente aumentano sensibilmente tenendo conto della correzione dovuta al ritiro ed al fluage (fig. 19 linea tratteggiata).

(1) Le tensioni dovute ai carichi di prova sono state calcolate includendo nel momento d'inerzia non solo il contributo delle armature ordinarie — come nel caso delle σ di precompressione —, ma anche quello dei fili pre-tesi. Per entrambi i tipi di armatura si è adottato $n = 6$.

Dal diagramma M, σ risulta che al diminuire della precompressione i momenti di fessurazione diminuiscono, ma in misura minore di quanto si avrebbe con una uguale σ di trazione per le 5 travi: tutto va come se la resistenza a trazione del calcestruzzo aumentasse dal I al V gruppo.

Ma poiché la resistenza cubica è pressoché uguale per le prime quattro travi ed è, anzi, un po' minore per il V gruppo, si devono attribuire le più elevate resistenze apparenti del calcestruzzo alle maggiori percentuali geometriche di armature ordinarie, che sono ad aderenza migliorata e meglio diffuse nella suola inferiore di quelle pretese.

Mentre per la rottura le armature ordinarie contano di meno, rispetto a quelle pretese, nel rapporto di equivalenza $\sigma_c/\bar{\sigma}_c$, nel comportamento alla fessurazione le armature ordinarie contano almeno ugualmente di quelle pretese, se non di più, nel rapporto dei coefficienti di aderenza (secondo Abeles):

$R_s = 1$ per sistemi di precompressione a fili aderenti

$R_s = 0,9$ per armatura di acciaio dolce

$R_s = 0,7 \div 1,0$ per sistemi di precompressione a cavi scorrevoli (a seconda della qualità della iniezione).

Il fenomeno dell'aumento della resistenza apparente a trazione del calcestruzzo con l'aumento della percentuale di armatura ordinaria può, inoltre, fornire una interpretazione alla circostanza, già segnalata a pag. 43, che la fessurazione del calcestruzzo si è verificata per

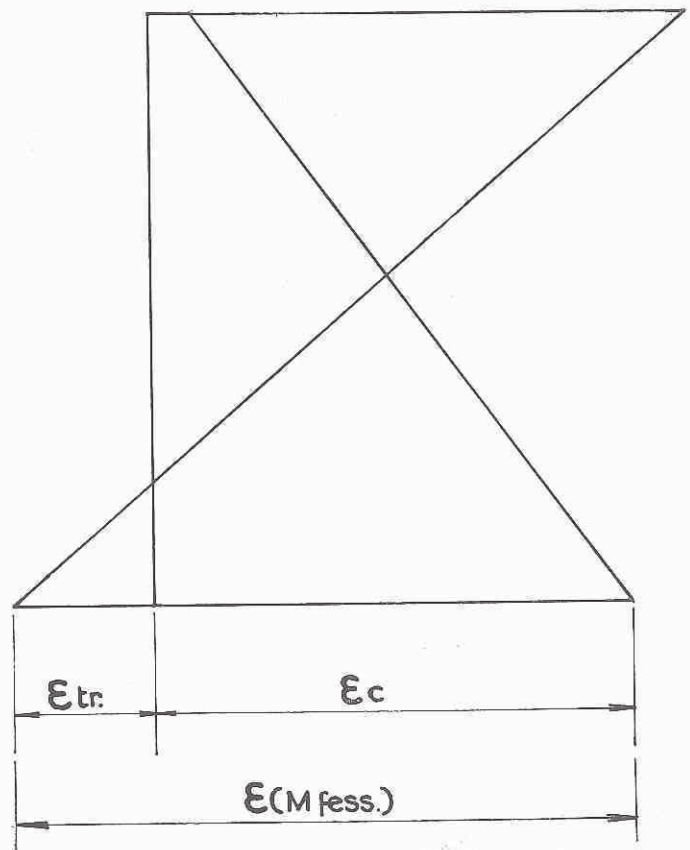


Fig. 21. - Diagrammi delle σ a vuoto e sotto il carico di fessurazione.

tensioni nell'acciaio ordinario poco variabili — intorno ai 1.000 kg/cm² — per tutti i tipi di travi.

Questo fenomeno appare, a prima vista, in contrasto con l'ipotesi teorica che la ε (M_{fess}) di fessurazione varia direttamente con la $\bar{\varepsilon}_c$ di precompressione, a pari qualità del conglomerato:

$$\varepsilon(M_{fess}) = \bar{\varepsilon}_c + \varepsilon_{tr} \text{ calcestruzzo} \quad (\text{v. fig. 21})$$

In base a questa relazione, al diminuire di ε_c , passando dalle travi più precomprese a quelle meno precomprese, deve diminuire $\varepsilon(M_{fess})$, che coincide con la ε (σ , ciò che è lo stesso, con la σ) misurata nell'acciaio ordinario nel corso delle prove.

Sperimentalmente ciò non è stato verificato: al momento della fessurazione le σ riscontrate nelle armature ordinarie sono apparse pressoché indipendenti dall'entità della precompressione.

Ma in realtà, come si è visto in precedenza, la ε_{tr} calcestruzzo non dipende soltanto dalla qualità del con-

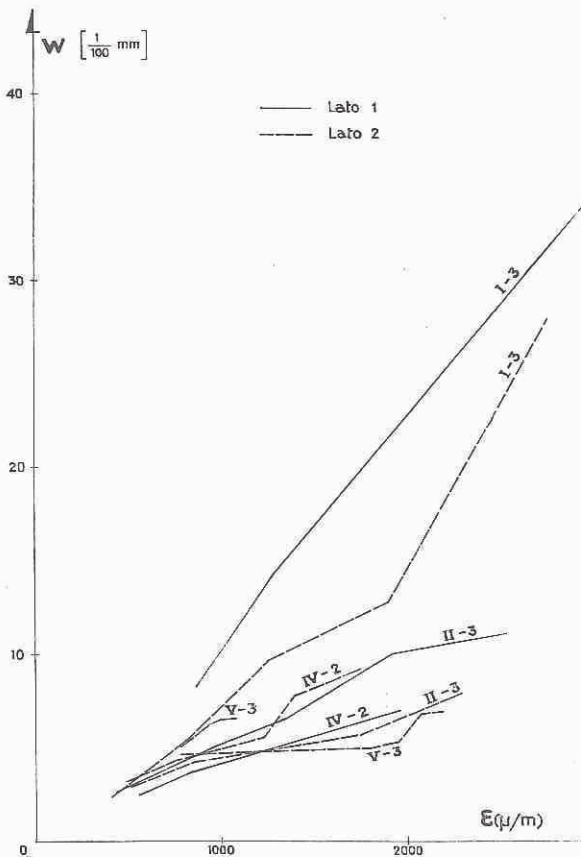


Fig. 22. — Variazione delle ampiezze delle lesioni, misurate su ciascun lato delle travi con le ε medie misurate nelle armature ordinarie a partire dal carico di decompressione.

glomerato, ma anche dalla percentuale e dalla distribuzione dell'armatura presente e, precisamente, aumenta con questa.

Tenendo presente che, nelle travi in esame, la percentuale di armatura ordinaria cresce al diminuire della percentuale di armatura pretesa, in modo da mantenere costante il momento di rottura, si vede che, mentre diminuisce ε_c , cresce ε_{tr} calcestruzzo. Questo fenomeno, prevedibile sul piano qualitativo, è precisato quantitativamente dalle esperienze riferite: passando dalla trave

I alla V, la diminuzione di $\bar{\varepsilon}_c$ è stata pressoché compensata dal simultaneo aumento di ε_{tr} calcestruzzo, in misura tale da manifestare l'apparente indipendenza della loro somma, cioè di $\varepsilon(M_{fess})$ dall'entità della precompressione.

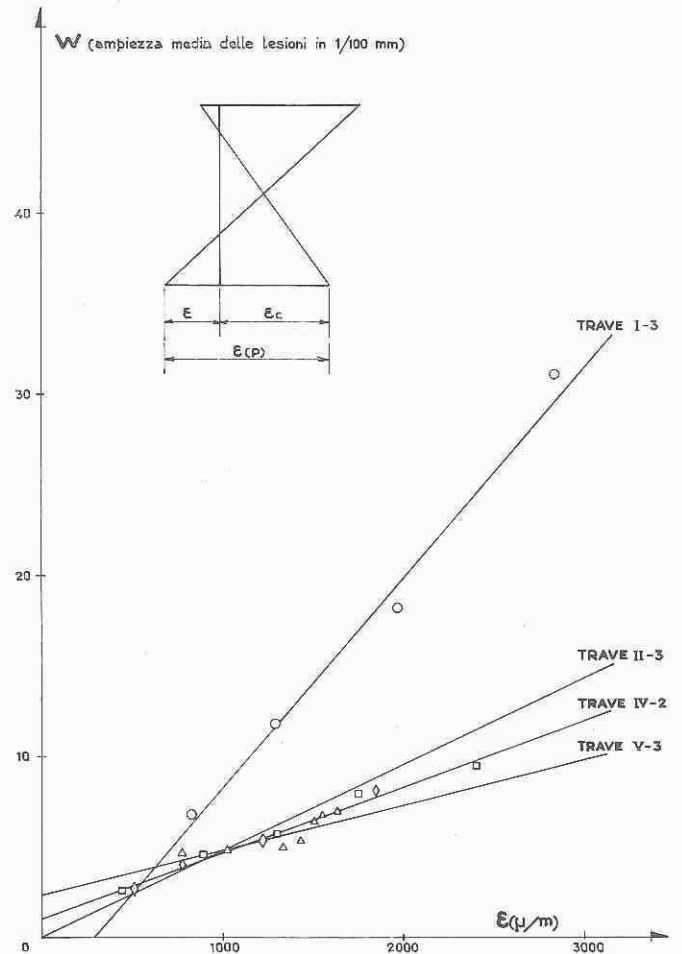


Fig. 23. — Variazione dell'ampiezza media delle lesioni con le ε medie misurate nelle armature ordinarie a partire dal carico di decompressione.

b) Fessurazione.

Allo scopo di esaminare la dipendenza dell'ampiezza media delle lesioni dai parametri messi in evidenza dalle Recommendations Pratiques del C.E.B., si sono riportate nella fig. 22 le ampiezze medie delle lesioni, misurate su ciascun lato delle travi I-3, II-3, IV-2, V-3, in funzione delle corrispondenti ε medie nelle armature ordinarie, contate a partire dal carico di decompressione.

$$\text{Secondo la formula del C.E.B. } w = \varepsilon_a f \left(\zeta \frac{B}{p} \right)$$

in cui w = ampiezza media delle lesioni

ε_a = allungamento unitario dell'acciaio teso

$\zeta = \frac{\text{tensione tangenziale di aderenza}}{\text{resistenza a trazione del calcestruzzo}}$

B = area del calcestruzzo interessato dal fenomeno della fessurazione

p = superficie laterale per unità di lunghezza dell'acciaio,

la dipendenza fra w e ε_a è lineare. Inoltre si può ammettere che la funzione f esprima una semplice proporzionalità per cui

$$w = X \varepsilon_a \frac{B}{p}$$

Nel piano ε_a , w il rapporto $\frac{w}{\varepsilon_a} = X \frac{B}{p}$ esprime il

coefficiente angolare della retta $w(\varepsilon_a)$ ed è tanto maggiore — a parità di sezione, cioè di B — quanto minore è l'aderenza, attraverso X , e quanto minore è p , attraverso il perimetro delle armature.

Da un punto di vista qualitativo, le previsioni della formula vengono confermate abbastanza bene dall'esperienza.

Sostituendo alla coppia di diagrammi, relativi a ciascuna trave, una linea media, questa può essere ragionevolmente assunta come una retta, e le quattro rette, riportate nella fig. 23, risultano diversamente inclinate: la più inclinata è la I-3, che ha la percentuale minore di armatura ordinaria ad aderenza migliorata, la meno inclinata è la V-3, in cui tale percentuale è massima.

Per giungere ad una valutazione quantitativa, appare immediata, in presenza di due tipi di armature aventi diverse caratteristiche di aderenza, agenti in parallelo,

la seguente estensione della formula citata.

$$w = \varepsilon_a B \left(\frac{X_1}{p_1} + \frac{X_2}{p_2} \right)$$

Tuttavia, passando all'applicazione, si manifestano diverse incertezze, inerenti alla valutazione dell'aderenza dell'acciaio stellare CS a 6 punte — in base ai risultati ottenuti da altri sperimentatori — che risulterebbe superiore a quella di altri acciai ad aderenza migliorata, alla resistenza della malta iniettata nei cavi, alla diversa distribuzione delle armature pretese e di quelle ordinarie nell'interno delle sezioni interessate dalla fessura-

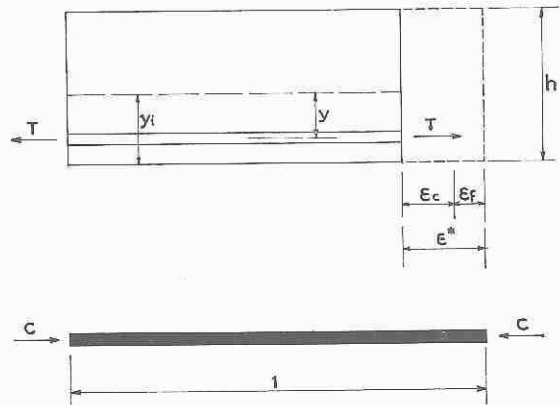


Fig. 25. - Sistema principale per il calcolo delle tensioni indotte dal ritiro e fluage.

zione. Si ritiene, pertanto, più opportuno attendere i risultati di altre prove per trarre altri elementi, che possano condurre alla previsione quantitativa dell'ampiezza media delle lesioni, attraverso una attendibile valutazione dei parametri in gioco.

CONCLUSIONI

1) Dal punto di vista dell'economia si hanno sensibili vantaggi nell'ammettere sforzi di trazione nel conglomerato fintantoché non è richiesta, dalla sicurezza a rottura, una aggiunta di acciaio ordinario.

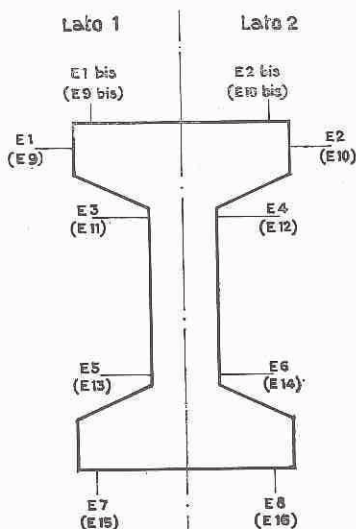
2) Non sembra che, a parità di condizioni, l'adozione della precompressione parziale sistematica per la progettazione delle opere porti un vantaggio economico rispetto alla precompressione totale, mentre appare conveniente una aggiunta di armatura ordinaria, anche di notevole entità, per il rinforzo locale di zone maggiormente sollecitate di strutture iperstatiche (ad esempio per le zone di momento negativo delle travi continue) ed anche per le strutture miste composte da elementi precompressi e getti di cemento armato ordinario.

3) Condizioni di ordine economico e statico mostrano la convenienza di usare acciai ordinari di caratteristiche tali da farli pervenire allo snervamento unitamente a quelli pretesi.

4) Da considerazioni teoriche risulta che le strutture parzialmente precomprese, calcolate a rottura, rispondono pienamente e debbono essere considerate come un cemento armato pregiato per l'innalzamento del carico di fessurazione, per il minor spessore richiesto, ecc.

Il fatto, anche controllato sperimentalmente come detto al successivo n. 10, che sensibili lesioni si richiudono quando i sovraccarichi diminuiscono, consente nelle

SEZIONE TRASVERSALE



VISTA DALL'ALTO

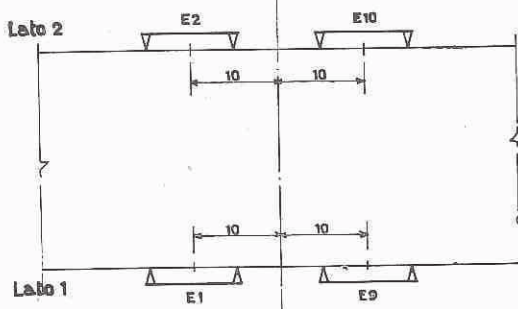


Fig. 24. - Disposizione degli estensimetri meccanici.

strutture sottoposte a forti ed infrequenti sovraccarichi (ponti) di sfruttare acciai ordinari.

5) In base all'esame dei risultati sperimentali si conferma che il comportamento delle travi a precompressione parziale con armatura aggiunta ordinaria sia dal punto di vista generale delle deformazioni sotto carichi gradualmente crescenti, sia da quello particolare della formazione e della propagazione delle lesioni, presenta caratteristiche intermedie fra quelle del cemento armato ordinario e quelle del cemento armato precompresso propriamente detto.

6) La diminuzione della precompressione, ottenuta diminuendo il numero e non il tasso di lavoro dei fili di acciaio ad alto limite elastico, diminuisce il carico di fessurazione, ma tale diminuzione è minore di quanto ci si potrebbe aspettare a causa dell'aumento della resistenza apparente a trazione del calcestruzzo, dovuto all'aumento della percentuale di armatura ordinaria. Il fenomeno è certamente accentuato dall'impiego di armatura ad aderenza migliorata.

7) L'influenza di tale tipo di acciaio ordinario si manifesta, inoltre, in modo sensibile, sulla distribuzione ed ampiezza delle lesioni, che risultano più diffuse e di ampiezza minore all'aumentare della percentuale di tale acciaio.

8) Si deve d'altra parte presumere che gli effetti favorevoli delle armature ordinarie, di cui ai precedenti punti 6) e 7) siano apprezzabili soprattutto nei sistemi di precompressione a cavi post-tesi, in cui l'armatura ad alto limite elastico è liscia, concentrata nell'interno delle guaine e resa solidale al resto della trave attraverso iniezioni di malta, certamente di resistenza inferiore a quella del calcestruzzo circostante.

Nei sistemi a fili pre-tesi, invece, le armature sono di regola ben distribuite nella sezione, a diretto contatto con il calcestruzzo e presentano elevata aderenza per la loro forma (treccie o superfici taccate).

9) Il metodo di calcolo a rottura ed il conseguente necessario controllo della sicurezza alla fessurazione in

fase di esercizio, rendono indispensabile disporre di coefficienti attendibili per l'estensione delle formule già in uso nel cemento armato normale al caso del cemento armato parzialmente precompresso.

Nel caso in esame, mancano nella letteratura indicazioni relative al coefficiente di aderenza valevole per le armature stellari CS a 6 punte, da introdurre nella formula proposta dal C.E.B., e che è, molto probabilmente, diverso da quello suggerito per altri tipi di acciaio ad aderenza migliorata.

Inoltre la valutazione del perimetro del cavo appare incerta, almeno nel caso delle travi esaminate, nelle quali guaine uguali contengono un numero diverso di fili.

10) In ogni modo, nei confronti delle applicazioni, si rileva che le lesioni vengono richiuse, al cessare del carico, anche da basse percentuali di precompressione, a meno che non siano state superate le tensioni limiti degli acciai, cosa peraltro da escludersi per le condizioni di esercizio.

APPENDICE

1 - Caratteristiche geometriche delle travi (vedi disegno n. 26)

Per la sezione di solo conglomerato si ha:

$$A_c = 592 \text{ cm}^2$$

$$I_c = 113.150,6318 \text{ cm}^4$$

$$W_c = 5.657,532 \text{ cm}^3$$

2 - Armature longitudinali pretese e ordinarie

(vedi Tab. I percentuali rispetto alle aree ideali e Tab. II percentuali geometriche).

TABELLA I
Armature longitudinali

Gruppo	Armature pretese		Armature ordinarie							Armature ordinarie equivalenti		Area ideale A_i [cm ²]	% Armat. pretese $\mu = \frac{A}{A_i}$	% Armat. ordinar. $\frac{1-\mu}{\alpha}$	
	N° \emptyset 5	A [cm ²]	N° \emptyset 6 superiori	A [cm ²]	N° \emptyset 6 inferiori	A [cm ²]	(1) [cm ²]	N° \emptyset 12	A [cm ²]	ΣA ordin. tesse	$\alpha_1 \Sigma A_t$				$\alpha_2 \Sigma A_t$
I	12	2,356	4	1,13	4	1,13	1,19	0	0	1,19	0,318	0,350	2,706	0,871	0,439
II	8	1,577	4	1,13	4	1,13	1,19	3	3,39	4,52	1,209	1,329	2,906	0,543	1,554
III	6	1,178	4	1,13	4	1,13	1,19	4	4,52	5,71	1,527	1,679	2,857	0,412	1,999
IV	4	0,785	4	1,13	4	1,13	1,19	6	6,78	7,97	2,132	2,344	3,129	0,251	2,547
V	0	0	4	1,13	4	1,13	1,19	8	9,04	10,23	2,737	3,008	2,737	0,000	3,400

(1) Correzione per tener conto che i 4 \emptyset 6 inferiori non sono allo stesso livello dei \emptyset 12, ma due cm più in basso:

$$A \times \frac{38,5}{36,5} = 1,055 \times A$$

TABELLA II

Percentuali geometriche delle armature pretese e ordinarie

Gruppo	\bar{A} (cm ²)	$\bar{\varphi}$	A	φ
I	2,356	0,258	1,19	0,130
II	1,577	0,173	4,52	0,495
III	1,178	0,129	5,71	0,626
IV	0,785	0,086	7,97	0,873
V	0,000	0,000	10,23	1,121

$$\varphi = \frac{100 \bar{A}}{bd} = \frac{100 \bar{A}}{25 \times 36,5} = \frac{100 \bar{A}}{912,5} = \frac{\bar{A}}{9,125} \%$$

$$\varphi = \frac{100 A}{bd} = \frac{A}{9,125} \%$$

3 - Caratteristiche dei materiali impiegati

3.1) Inerti

- Sabbia del Tevere 0 ÷ 6 mm
- Ghiaietto 6 ÷ 15 mm
- Cemento 730 Cementir (Bagnoli)

3.2) Acciai Ø 5 ad alto limite elastico per cavi

- $\bar{\sigma}_{0,2} = 17.500 \text{ kg/cm}^2$
- $\bar{\sigma}_R = 19.400 \text{ kg/cm}^2$

Prova di rilassamento a 120 ore: caduta di tensione 4,7%.

$$\alpha = \frac{\sigma_e(\text{ord.})}{\bar{\sigma}_{0,2}(\text{pret.})} (= \alpha_2)$$

\bar{A} (cm²) pretese
 A (cm²) aggiunte

$$\mu = \frac{\bar{A}}{A_1}$$

Area ideale equivalente

$$A_i = \bar{A} + \alpha A$$

$$\bar{A} = \mu A_i$$

$$A = \frac{1 - \mu}{\alpha} A_i$$

N. B. - Nei calcoli preliminari si è calcolato il coefficiente di omogeneizzazione α non con $\bar{\sigma}_{0,2}$ bensì con σ_R , secondo il Regolamento italiano.

Cioè:

$$\alpha_1 = \frac{5.200}{19.440} = 0,2675$$

Nella nuova elaborazione si usa $\bar{\sigma}_{0,2}$ pari a 17.000 kg/cm².

Quindi:

$$\alpha_2 = \frac{5.000}{17.000} = 0,2941 \quad ; \quad \frac{1}{\alpha_2} = 3,400$$

3.3) Acciai stellari CS a 6 punte ad aderenza migliorata

- Ø 6 $\sigma_e = 5.000 \text{ kg/cm}^2$
 $\sigma_R = 7.700 \text{ »}$
- Ø 12 $\sigma_e = 5.000 \text{ »}$
 $\sigma_R = 8.100 \text{ »}$

3.4) Calcestruzzi

- Resistenza media alla compressione su provini cubici spigolo 16 cm all'atto della prova per le prime 5 travi: $\sigma_{cR} = 440 \text{ kg/cm}^2$
- Peso specifico medio: 2.350 kg/cm³
- Indice sclerometrico medio: 41,4
- Abbassamento medio al cono di Abrams: 1,5 cm

4 - Fabbricazione, tesatura, iniezione dei cavi, maturazione accelerata a vapore

Le quindici travi sono state gettate utilizzando una unica cassaforma metallica.

I getti sono stati costipati con due vibratori ad immersione.

Lo sforzo di precompressione è stato applicato alle travi con stagionature variabili da un massimo di 26 giorni (trave III-1) ad minimo di 14 giorni (trave I-3).

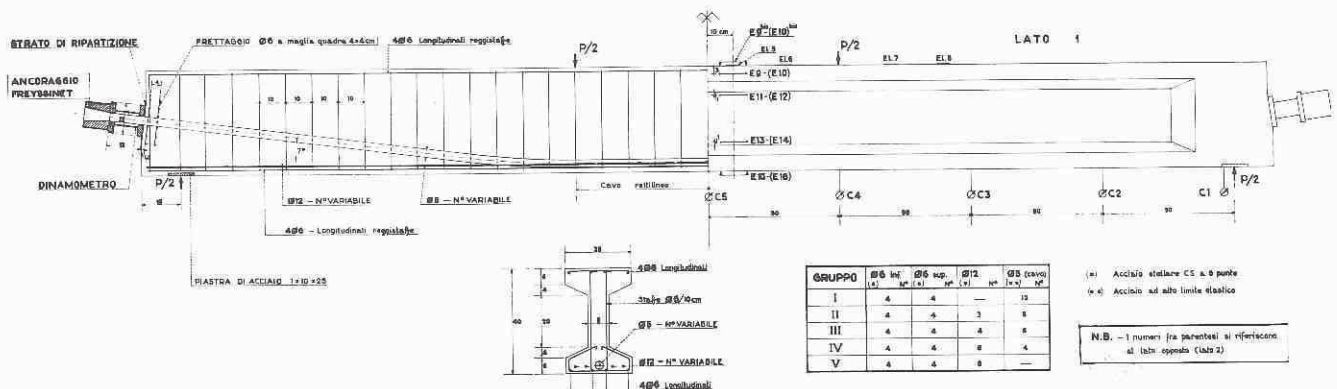


Fig. 26 - 1/2 sezione longitudinale con disposizione armature; 1/2 vista longitudinale con disposizione strumenti.

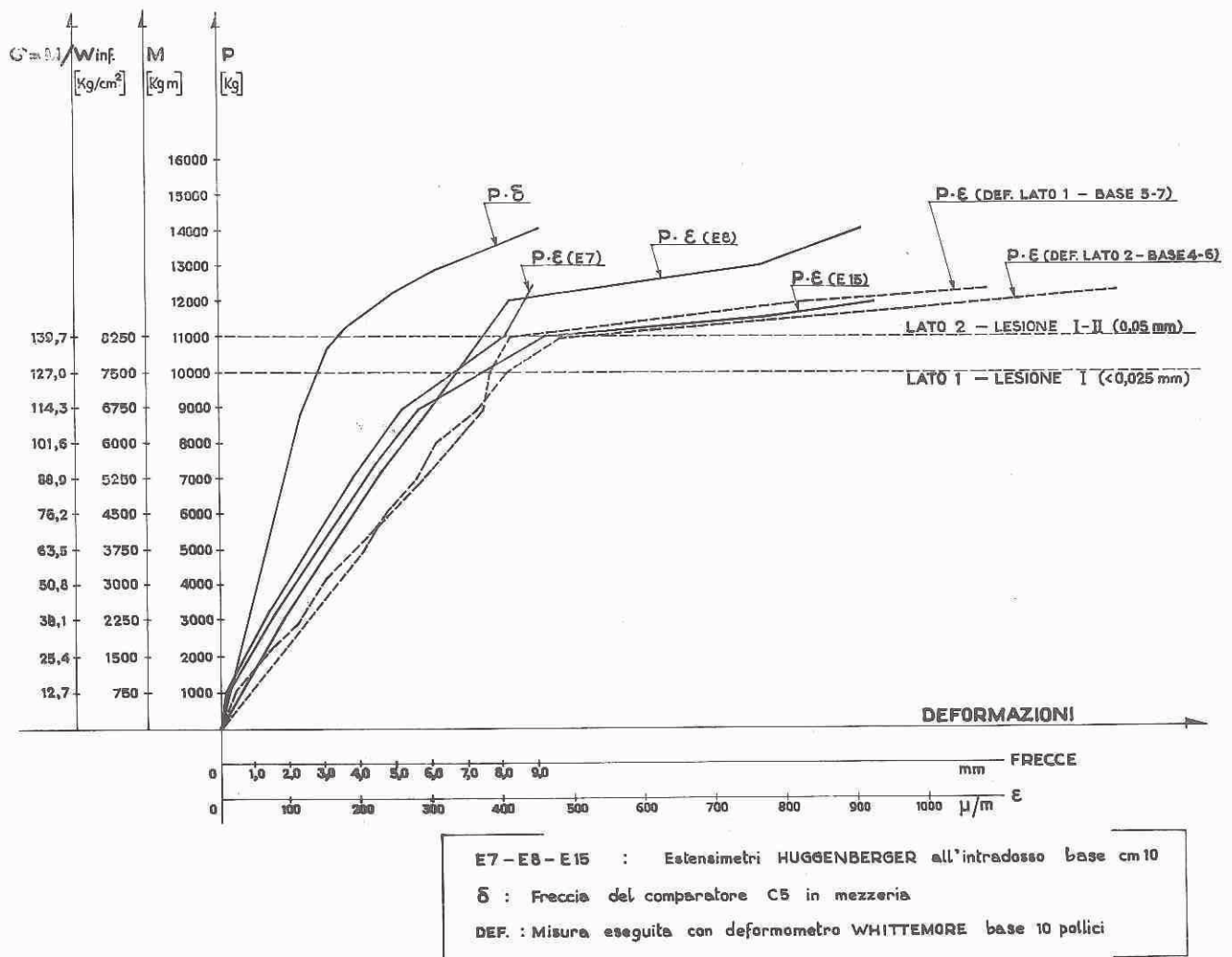


Fig. 27 - Trave I3: I ciclo - Diagrammi $P, \delta; P - \epsilon$

Esso è stato misurato, oltre che per mezzo del manometro della pompa di mandata, anche con dinamometri, appositamente costruiti, a forma di cilindro cavo, nei quali la deformazione è stata misurata con estensimetri elettrici a resistenza.

Detti dinamometri, preventivamente tarati alla pressa Amsler da 150 t dell'Istituto di Scienza delle Costruzioni di Roma, sono stati disposti in serie fra le testate delle travi ed i coni di ancoraggio del sistema Freyssinet (v. fig. 61).

I cavi sono stati iniettati con pasta formata da 30 kg di cemento 730 Cementir Bagnoli e 16 litri di acqua.

Per accelerare la presa della pasta iniettata si è fatto ricorso alla maturazione a vapore, sottoponendo le travi alla temperatura di 60°C per la durata di 8 ore in apposita camera di riscaldamento, insieme ad una serie di 4 provini, prelevati da ciascuna trave all'atto del getto.

Tale trattamento è avvenuto dopo qualche ora dalla operazione di iniezione.

5 - Strumenti di misura

5.1) *Freccie* - Sono state misurate mediante nove comparatori centesimali Käfer e Rambold disposti all'intradosso delle travi.

5.2) *Deformazioni unitarie del calcestruzzo* - Sono state misurate le ϵ in due sezioni di ciascuna trave, disposte simmetricamente rispetto alla mezzzeria, ciascuna distante 10 cm da essa.

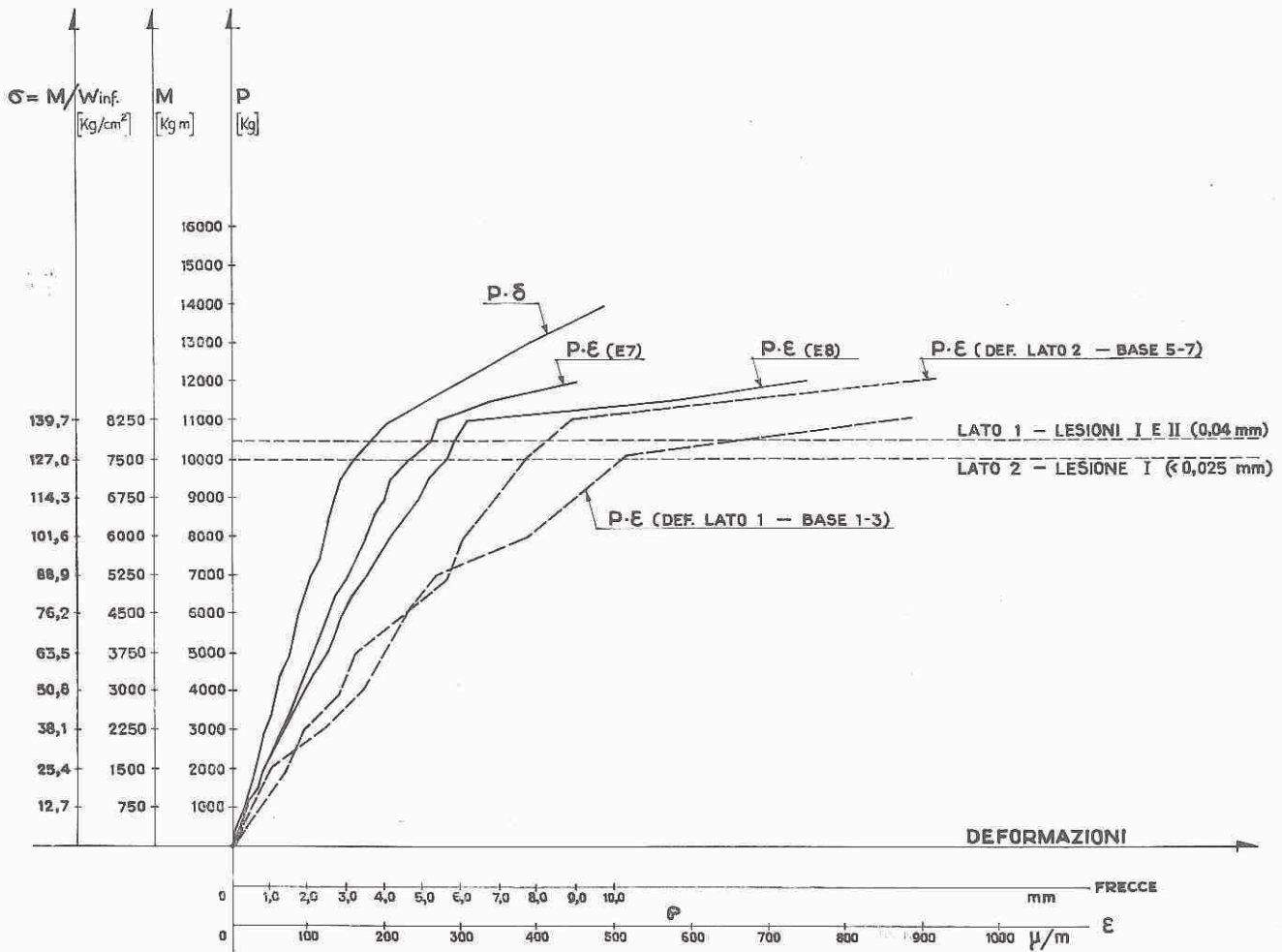
In ciascuna sezione sono stati disposti dieci estensimetri meccanici Huggenberger in base 10 cm, cinque su ciascun lato della trave, a cinque livelli diversi: all'intradosso della soola inferiore, sull'anima a 11 cm dall'intradosso ed a 11 cm dall'estradosso, sui lati della soola superiore a 3 cm dall'estradosso, sull'estradosso della soola superiore.

La disposizione degli strumenti e la relativa nomenclatura sono indicati nelle figure 24 e 26.

Inoltre sull'estradosso della trave sono stati disposti 12 estensimetri elettrici a resistenza Hottinger tipo 60/120 FB 3 con supporto di resina fenolica, collegati ad un centralino di misura Baldwin mediante commutatore Baldwin a 20 canali.

5.3) *Deformazioni unitarie nelle armature longitudinali stellari*

Sono state misurate mediante deformometro Whittemore da 10 pollici.



E7 - E8 : Estensimetri HUGGENBERGER all'intradosso base cm10
 δ : Freccia del comparatore C5 in mezzeria
 DEF. : Misura eseguita con deformometro WHITTEMORE base 10 pollici

Fig. 28 - Trave I₂: I ciclo - Diagrammi P, δ ; P - ϵ

Le basi sono state applicate all'atto del montaggio delle armature in numero di 6 per ciascun lato.

Tali basi sono state collegate ai $\varnothing 6$ longitudinali inferiori, situati in prossimità dei bordi esterni della soola inferiore della trave.

Esse sono state isolate dal circostante calcestruzzo mediante manicotti di gomma.

5.4) Ampiezza delle lesioni

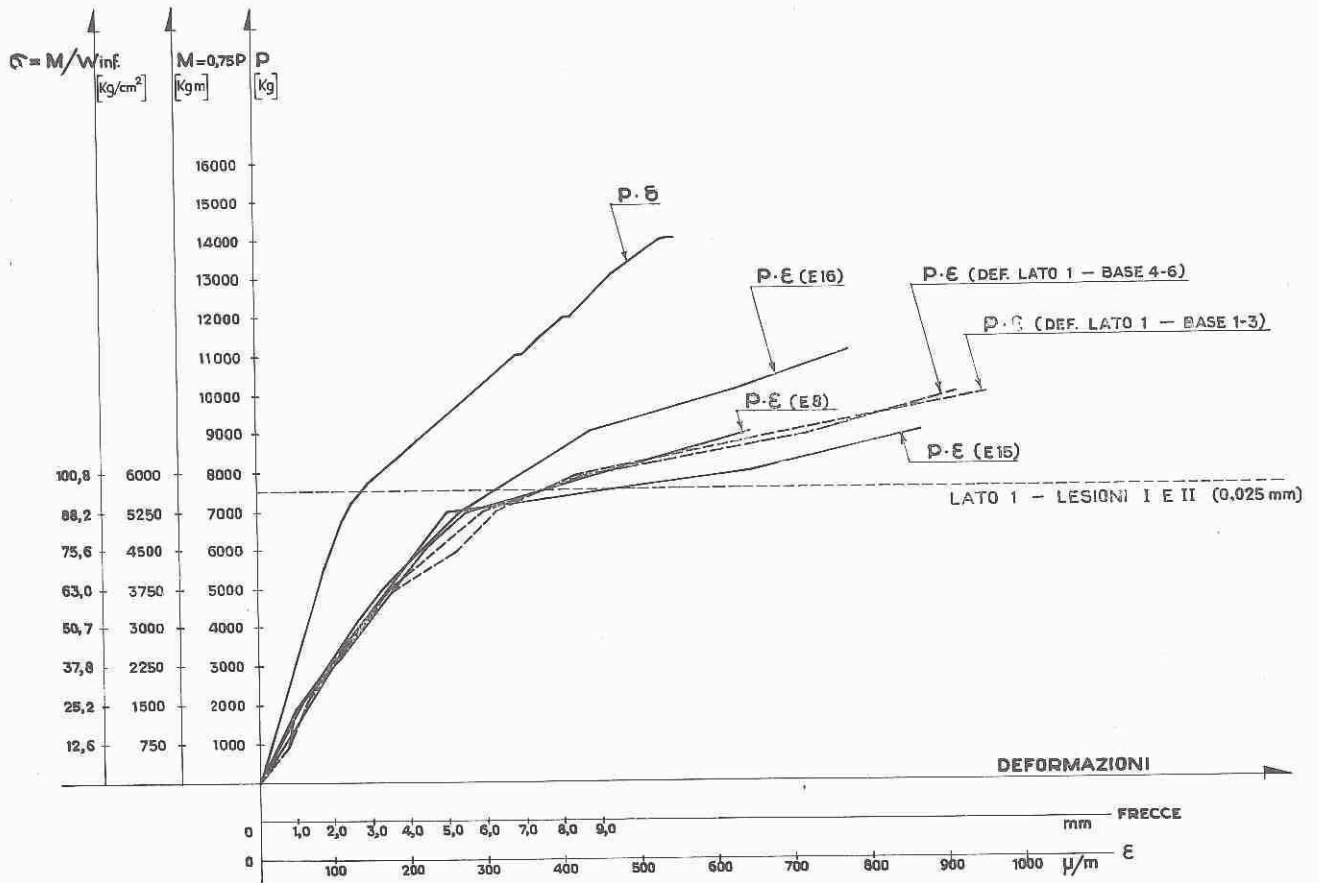
Tutte le lesioni sono state numerate al loro progressivo apparire durante l'applicazione dei carichi.

La misura delle ampiezze è stata effettuata in corrispondenza di due livelli, distanti, rispettivamente, 3,5 cm e 27 cm dal bordo inferiore della trave.

Sono stati usati due microscopi portatili a 20 ingrandimenti con scala graduata in 5/100 mm.

6) Tensioni indotte dalla precompressione

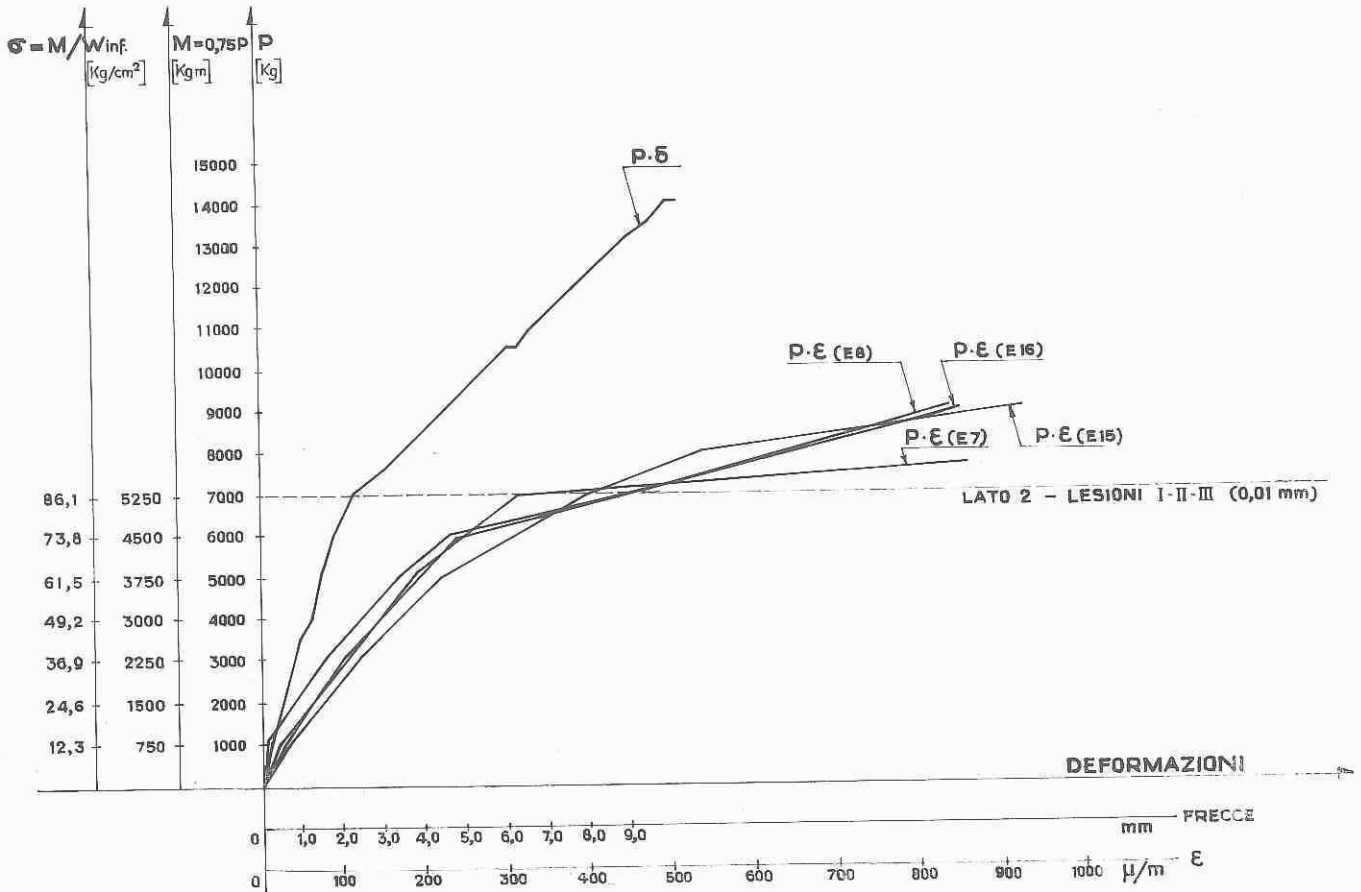
Gruppo	I	II	III	IV
N iniz. (kg)	26.640	17.760	13.320	8.880
e (cm)	16,50	15,96	15,80	15,46
N _i e (kgcm)	439.560,00	283.449,60	214.456,00	137.284,80



E8 - E15 - E16 : Estensimetri HUGGENBERGER all'intradosso base cm10
 δ : Freccia del comparatore C5 in mezzzeria
 DEF. : Misura eseguita con deformometro WHITTEMORE base 10 pollici

Fig. 29 - Trave II₃: I ciclo - Diagrammi $P, \delta; P - \epsilon$

E7 - E15 - E16 : Estensimetri HUGGENBERGER all'intradosso base cm10
 δ : Freccia del comparatore C5 in mezzaria
 DEF. : Misura eseguita con deformometro WHITTEMORE base 10 pollici



E7 - E8 - E15 - E16 : Estensimetri HUGGENBERGER all'intradosso base cm10
 δ : Freccia del comparatore C5 in mezzaria

Fig. 30 - Trave III; I ciclo - Diagrammi P, δ ; $P - \epsilon$

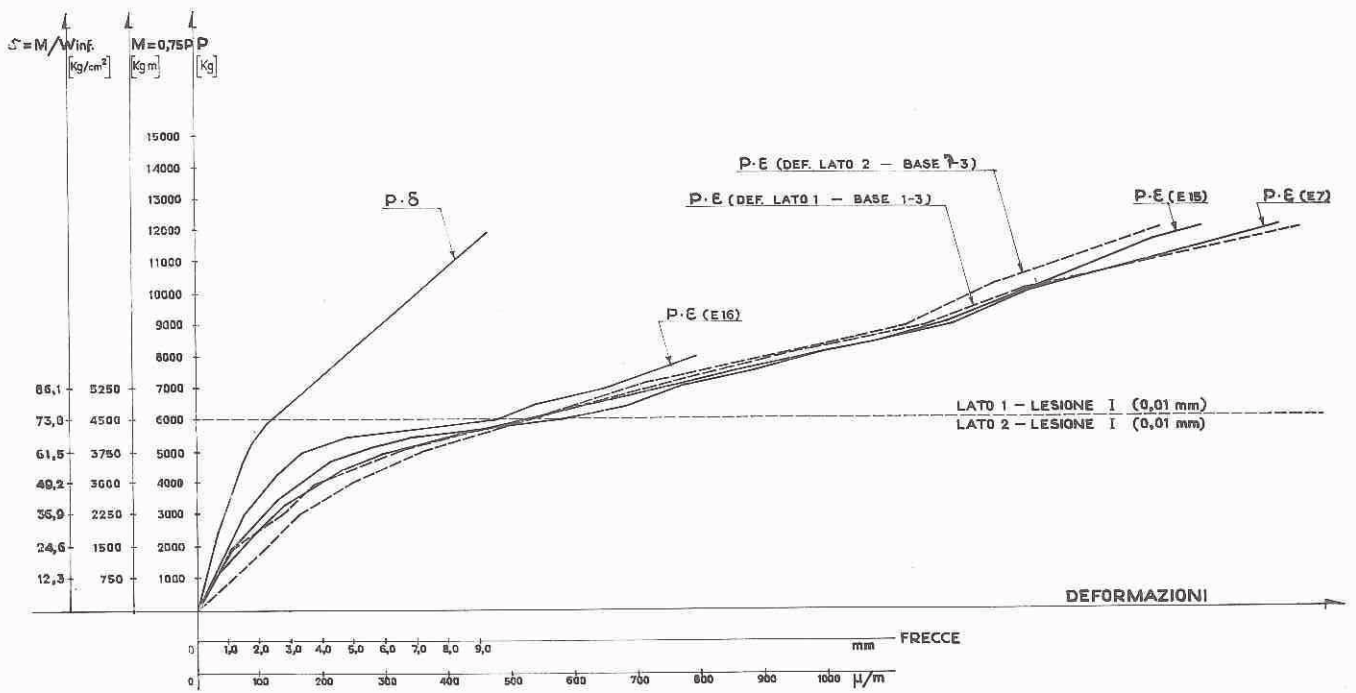
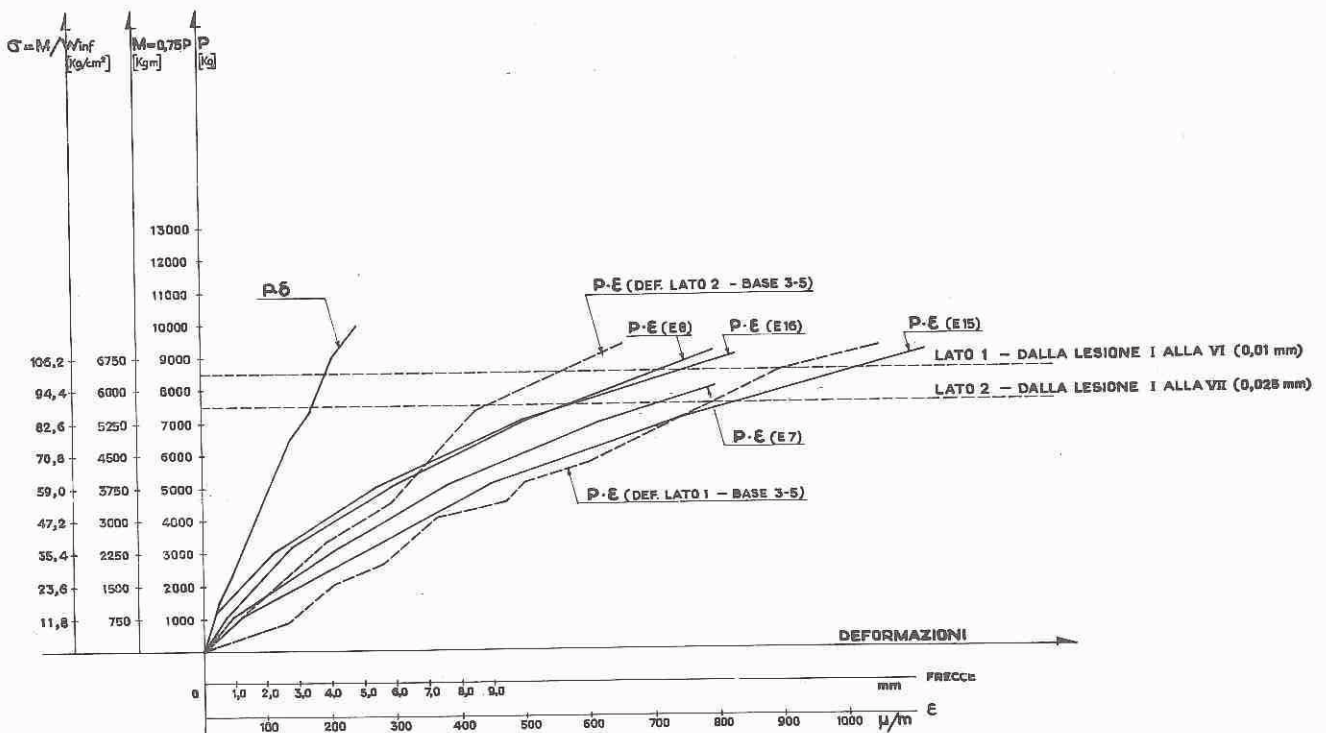
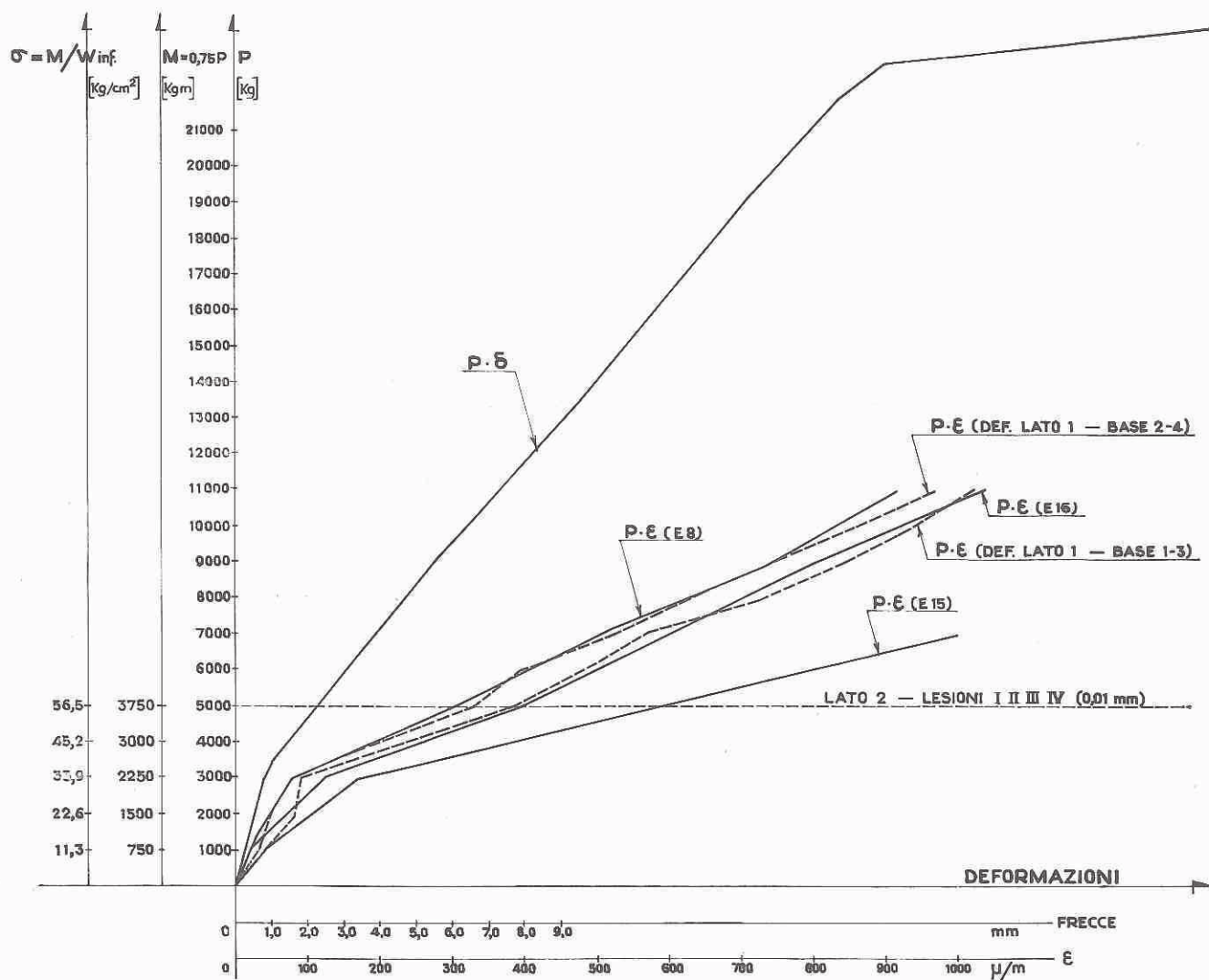


Fig. 31 - Trave III₃: I ciclo - Diagrammi P, δ ; $P - \epsilon$



E7 - E9 - E15 - E16 : Estensimetri HUGGENBERGER all'intradosso base cm 10
 δ : Freccia del comparatore C5 in mezzzeria
 DEF. : Misura eseguita con deformometro WHITTEMORE base 10 pollici

Fig. 32 - Trave IV₂: I ciclo - Diagrammi P, δ ; $P - \epsilon$



E8 - E15 - E16 : Estensimetri HUGGENBERGER all'intradosso base cm10
 δ : Freccia del comparatore C5 in mezzeria
 DEF. : Misura eseguita con deformometro WHITTEMORE base 10 pollici

Fig. 33 - Trave Vs: Ciclo unico - Diagrammi P, δ ; P - ϵ

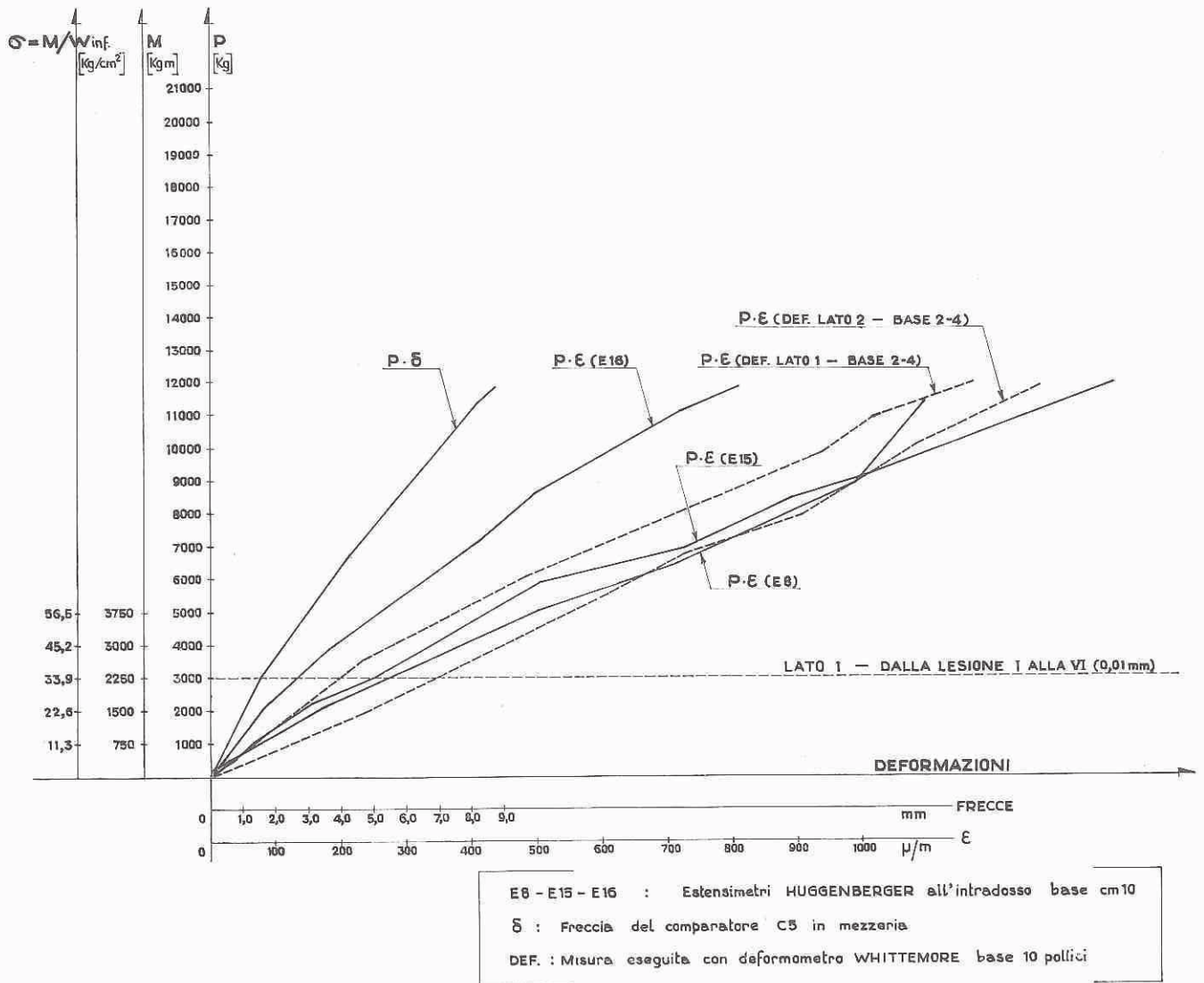


Fig. 34 - Trave V₂: I ciclo - Diagrammi P, δ ; P - ϵ

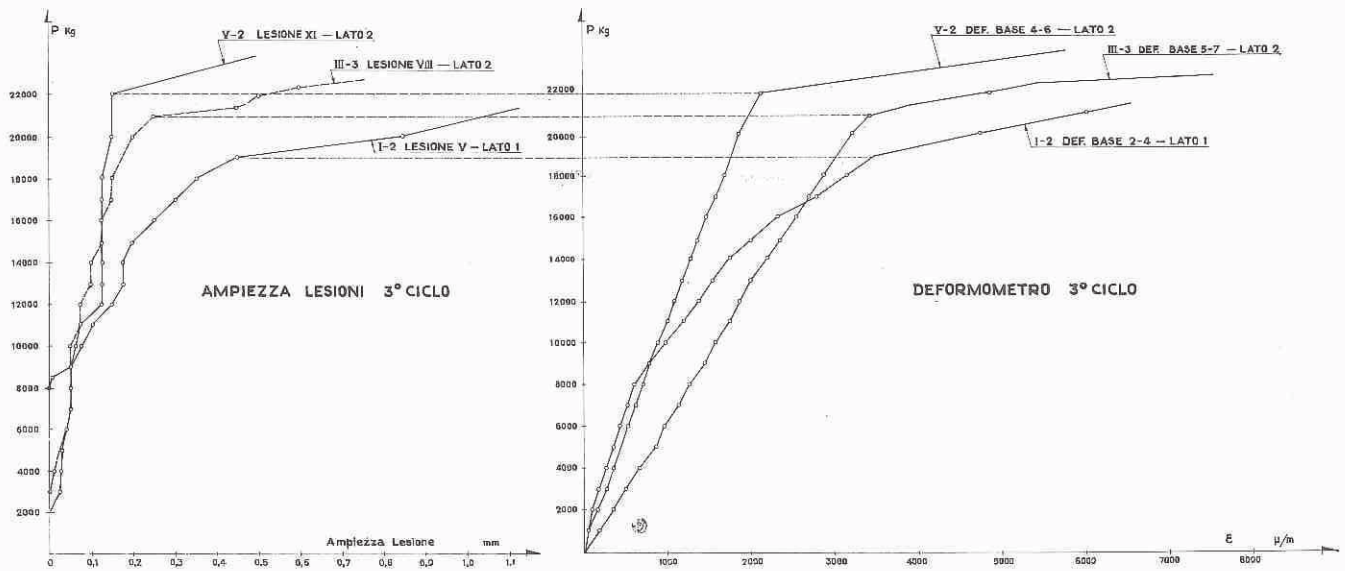
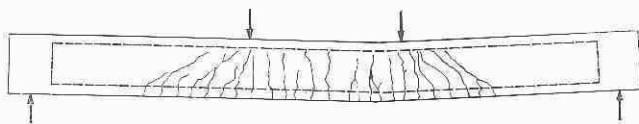
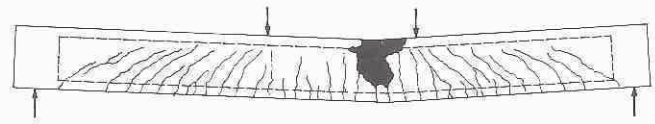


Fig. 35 - Trave V₂: Diagrammi P - W; P - ε



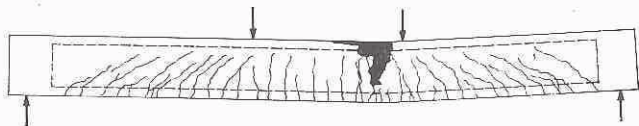
ARMATURA PRETESA : 12Ø5
ARMATURA ORDINARIA : 4Ø5

Fig. 36 - Trave I₁: Andamento lesioni a rottura



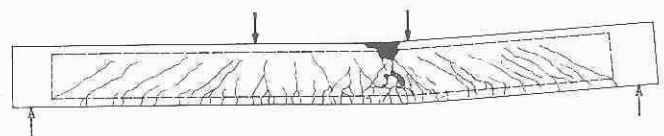
ARMATURA PRETESA : 6Ø5
ARMATURA ORDINARIA : 4Ø6+4Ø12

Fig. 38 - Trave III₁: Andamento lesioni a rottura



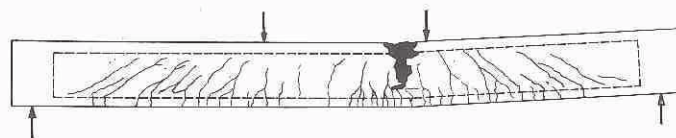
ARMATURA PRETESA : 8Ø5
ARMATURA ORDINARIA : 4Ø6+3Ø12

Fig. 37 - Trave II₃: Andamento lesioni a rottura



ARMATURA PRETESA : 4Ø5
ARMATURA ORDINARIA : 4Ø6+6Ø12

Fig. 39 - Trave IV₂: Andamento lesioni a rottura



ARMATURA PRETESA : —
ARMATURA ORDINARIA : 4Ø6 + 8Ø12

Fig. 40 - Trave V₃: Andamento lesioni a rottura

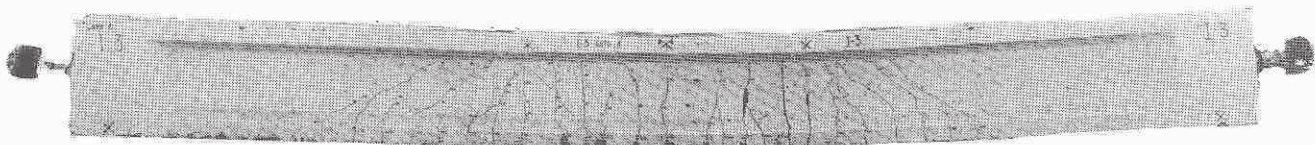


Fig. 41 - Trave I3. Lato 1: vista di insieme.

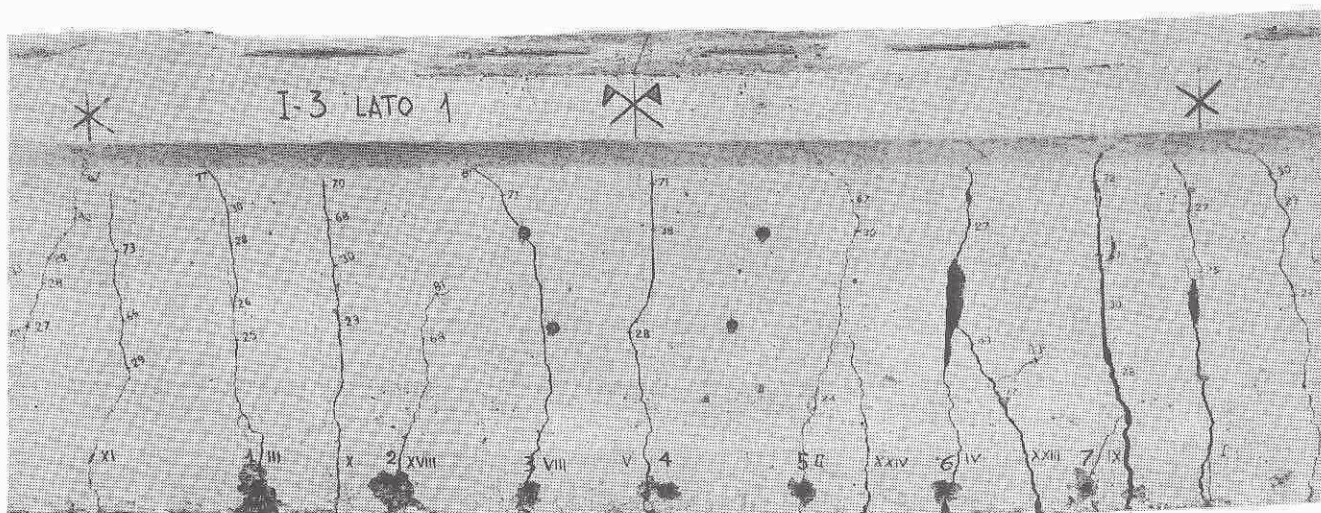


Fig. 42 - Trave I3. Lato 1: zona centrale.

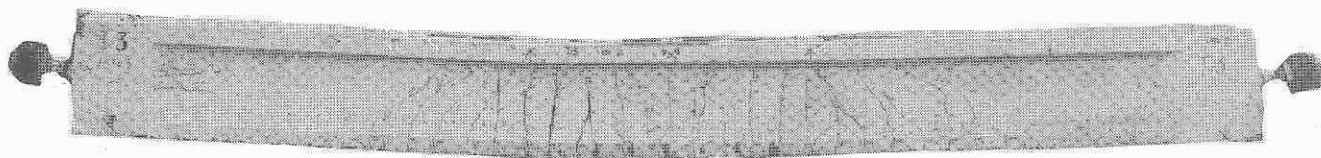


Fig. 43 - Trave I3. Lato 2: vista di insieme.

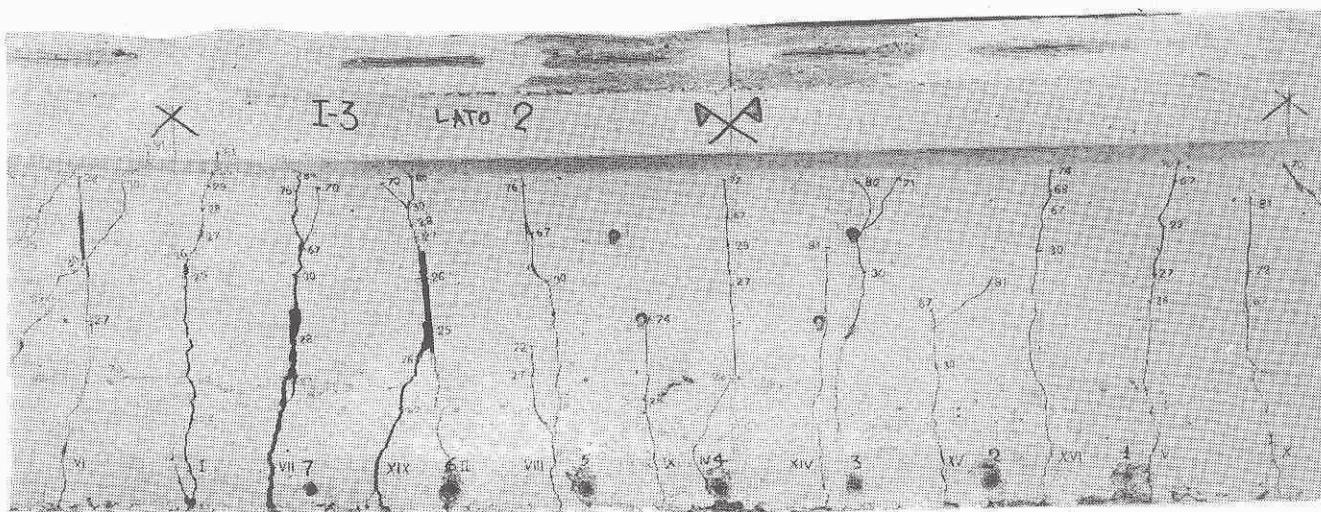


Fig. 44 - Trave I3. Lato 2: zona centrale.

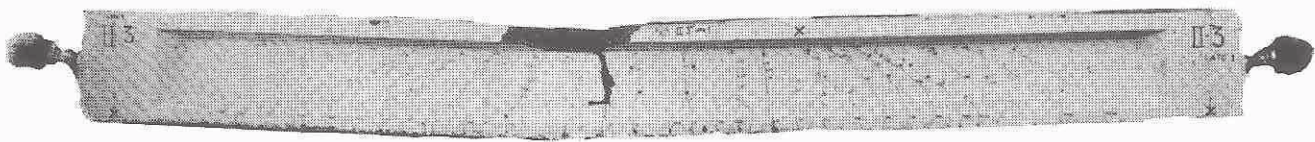


Fig. 45 - Trave II3. Lato 1: vista di insieme.

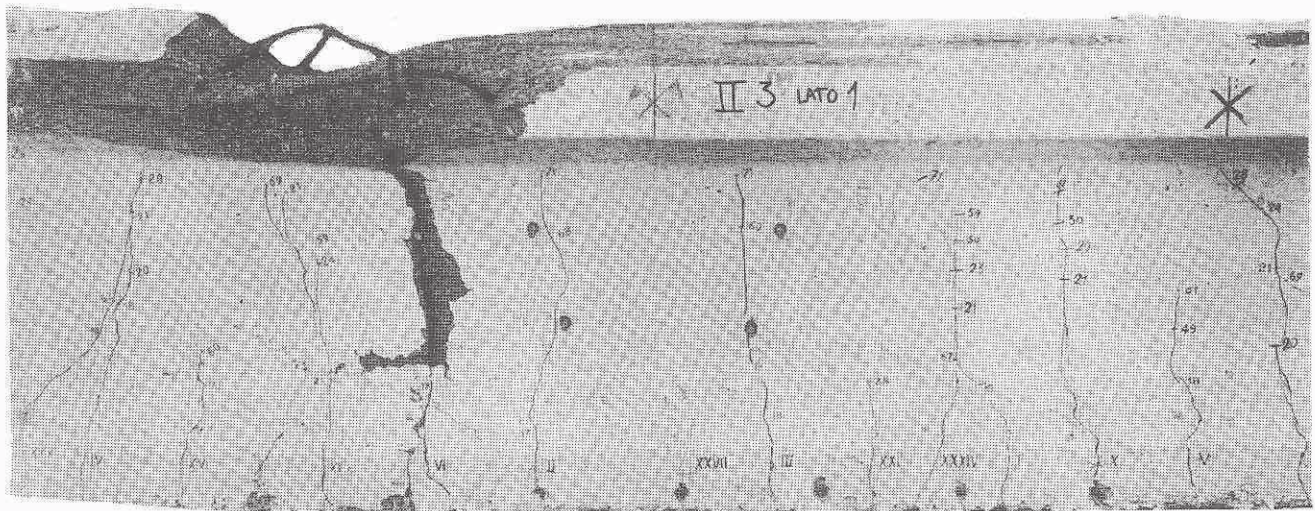


Fig. 46 - Trave II3. Lato 1: zona centrale.

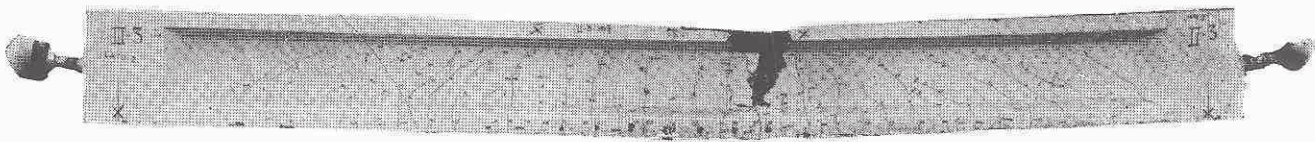


Fig. 47 - Trave II3. Lato 2: vista di insieme.

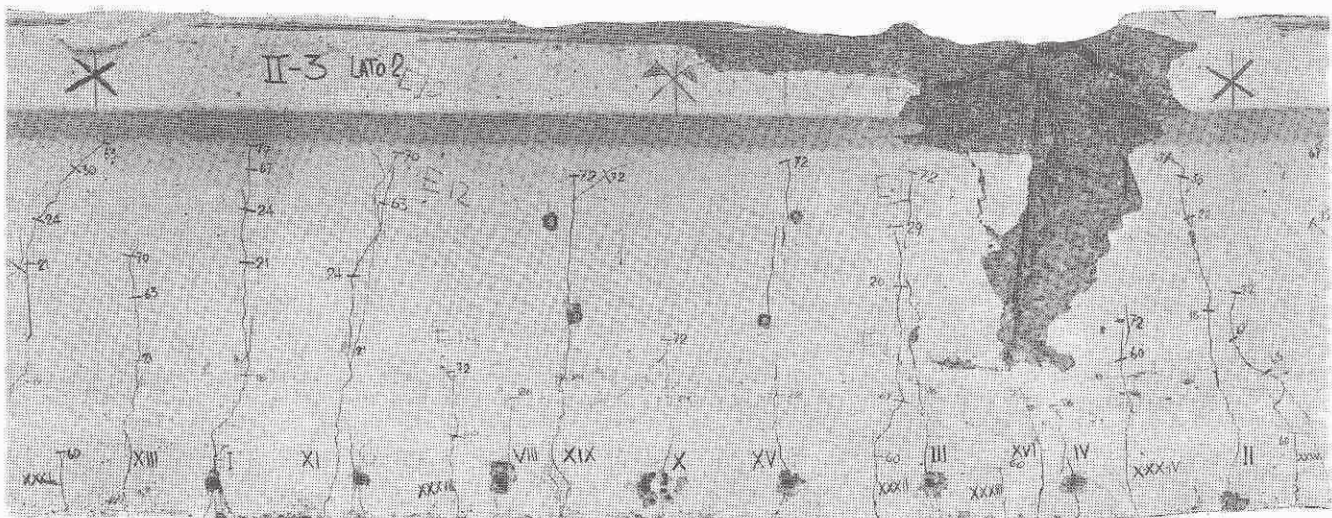


Fig. 48 - Trave II3. Lato 2: zona centrale.

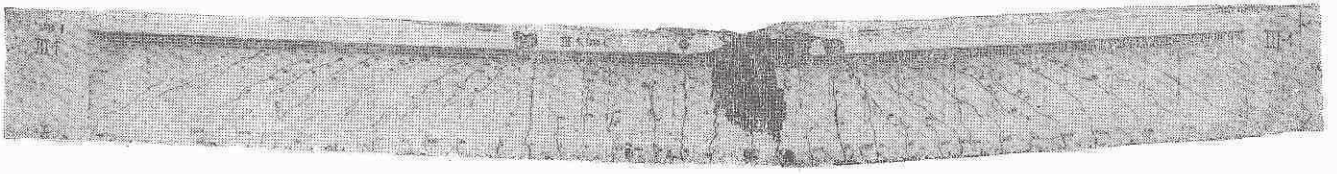


Fig. 49 - Trave III₁. Lato 1: vista di insieme.

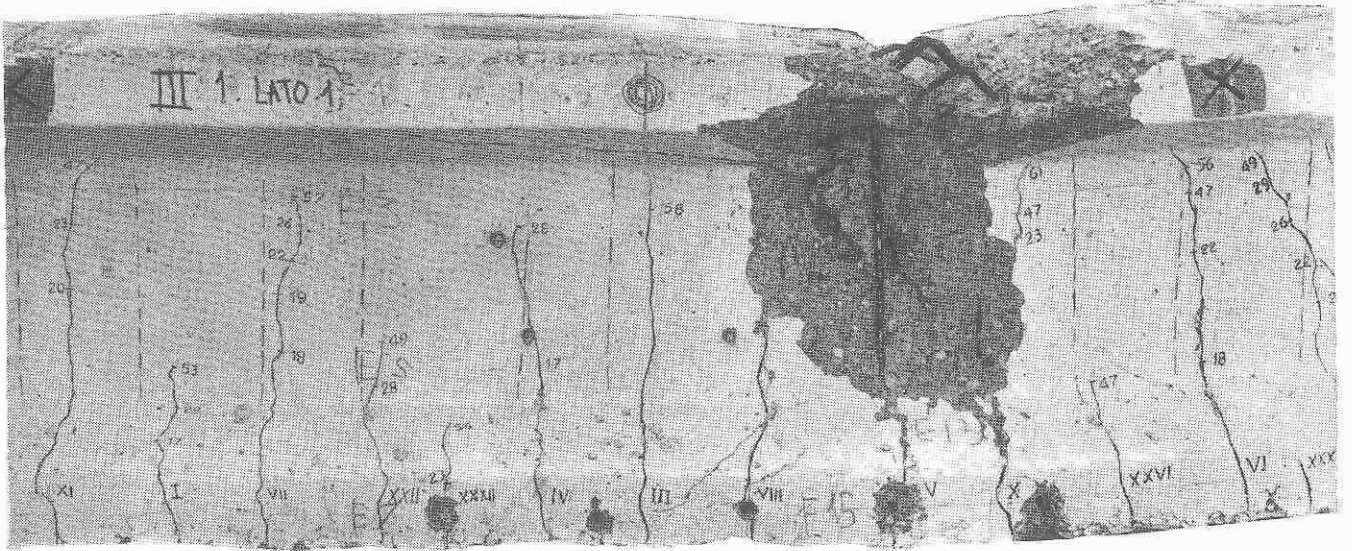


Fig. 50 - Trave III₁. Lato 1: zona centrale.

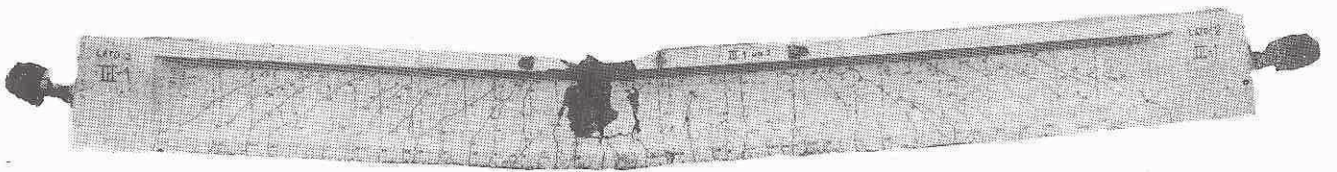


Fig. 51 - Trave III₁. Lato 2: vista di insieme.

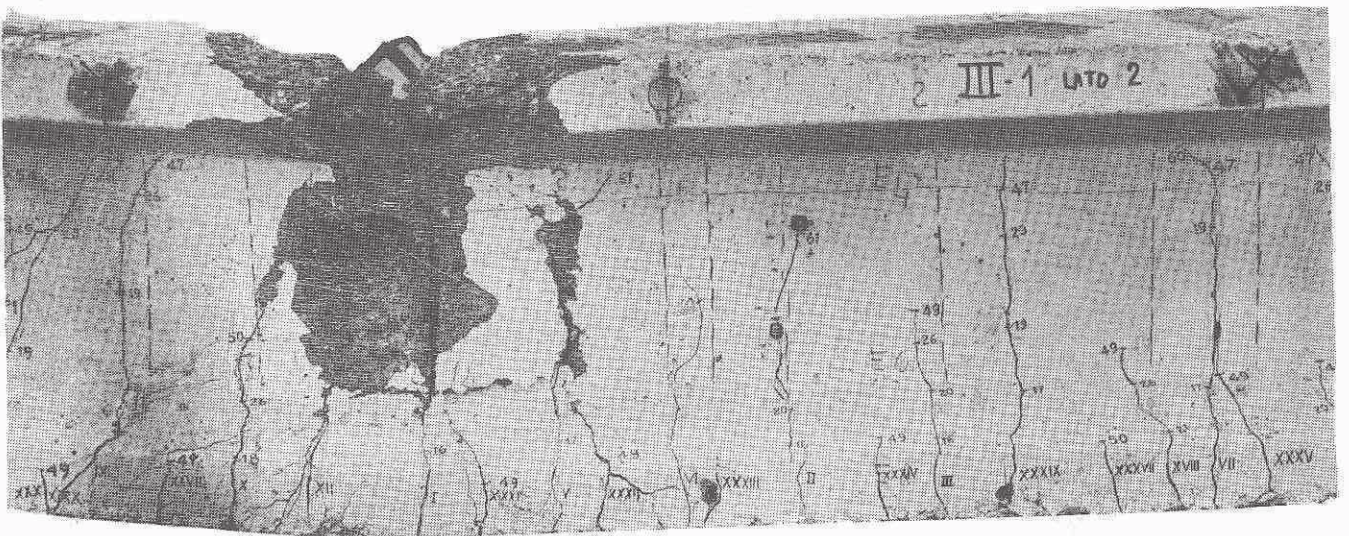


Fig. 52 - Trave III₁. Lato 2: zona centrale.



Fig. 53 - Trave IV₂. Lato 1: vista di insieme.

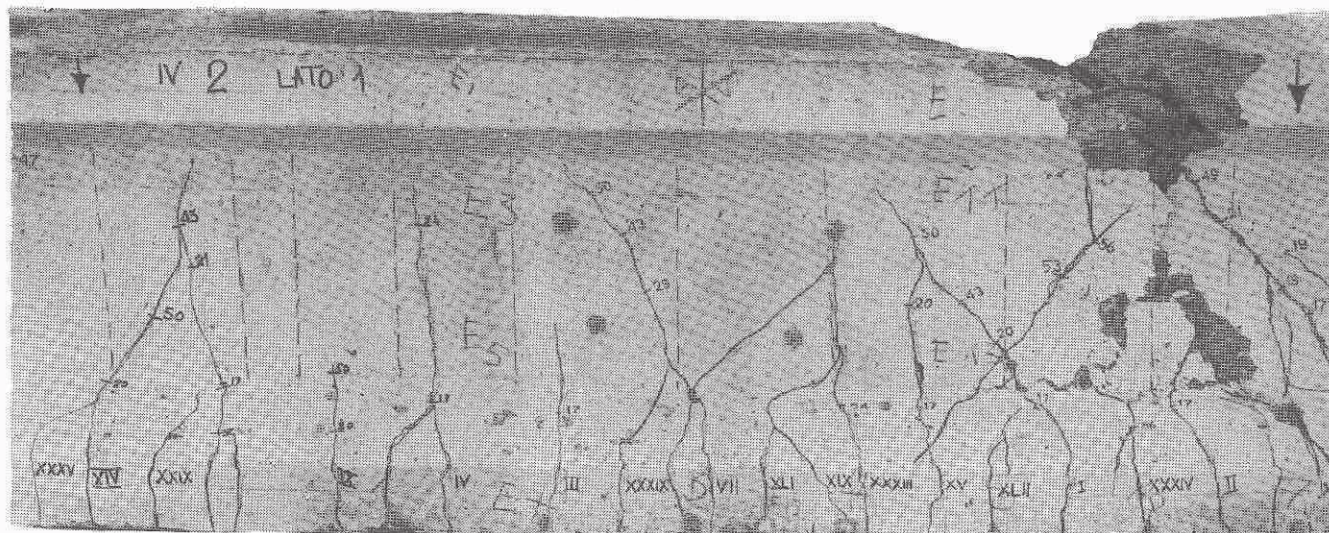


Fig. 54 - Trave IV₂. Lato 1: zona centrale.



Fig. 55 - Trave IV₂. Lato 2: vista di insieme.

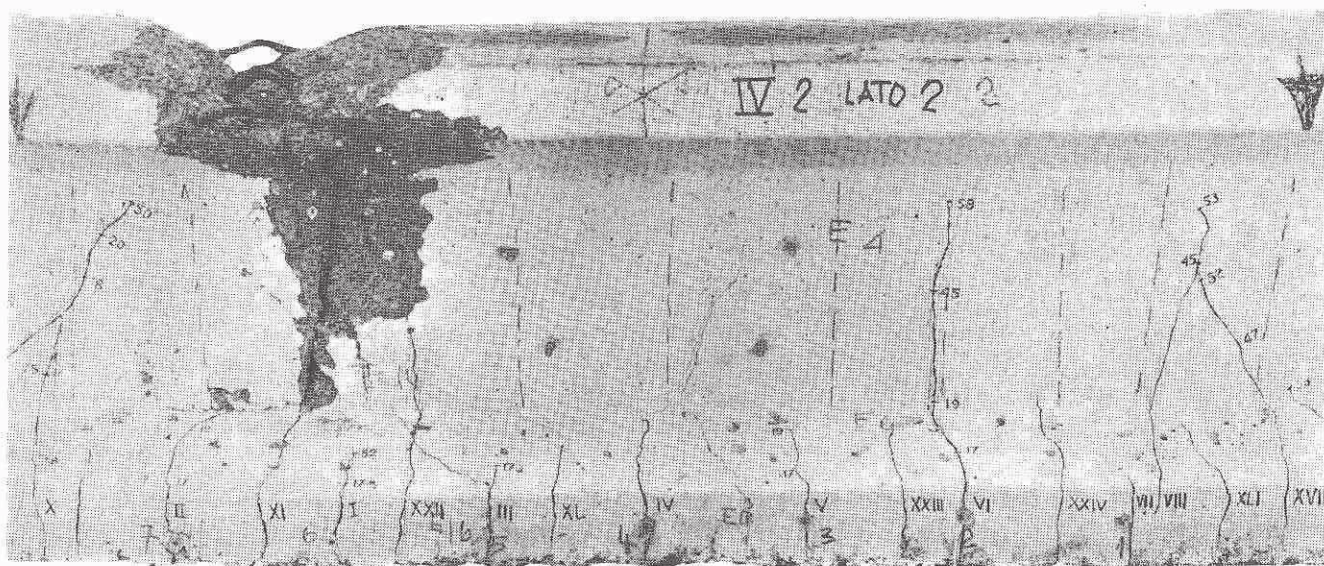


Fig. 56 - Trave IV₂. Lato 2: zona centrale.

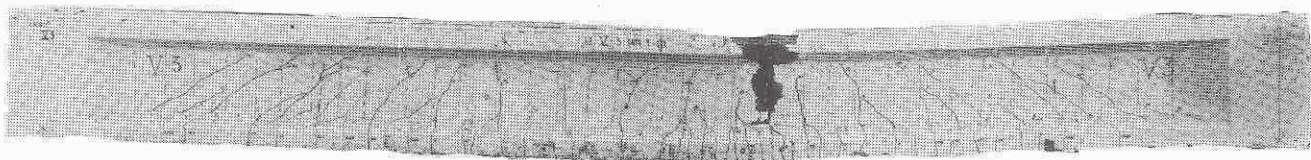


Fig. 57 - Trave V₃. Lato 1: vista di insieme.

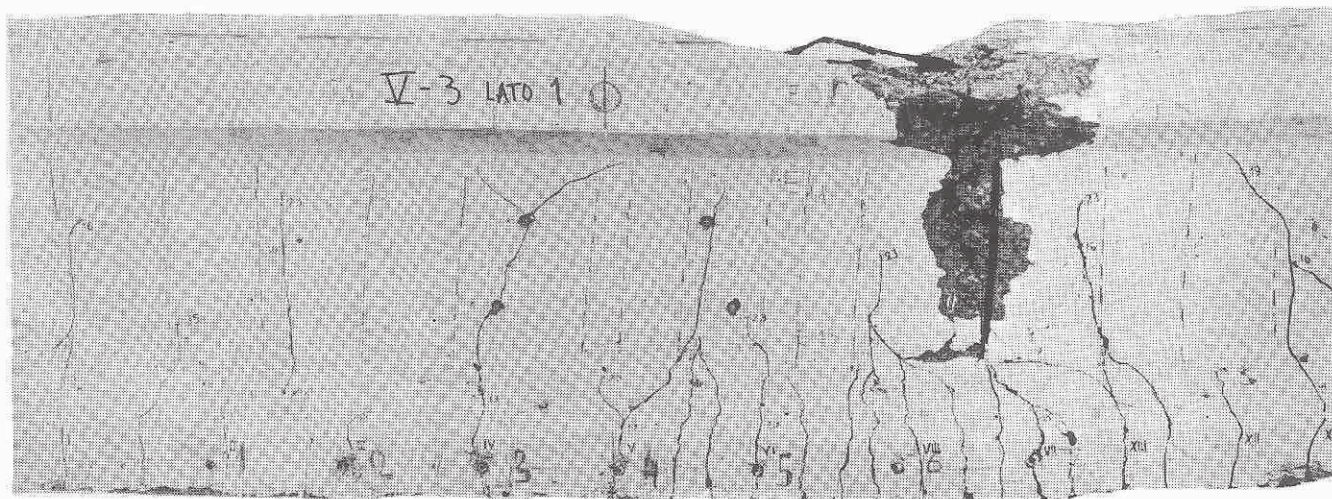


Fig. 58 - Trave V₃. Lato 1: zona centrale.



Fig. 59 - Trave V₃. Lato 2: vista di insieme.

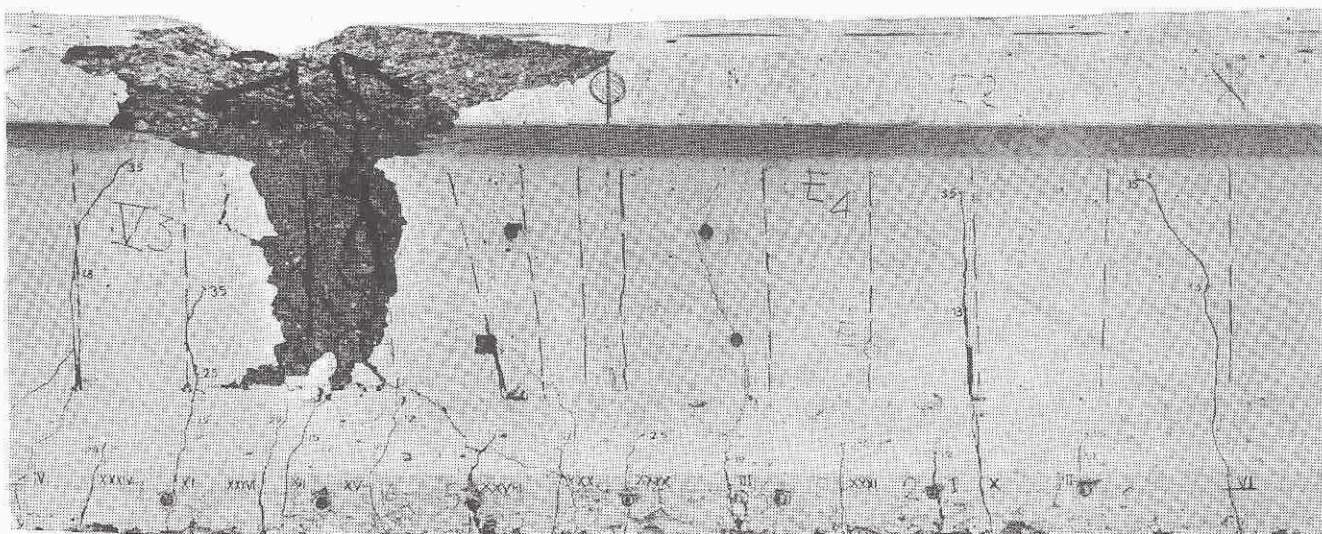


Fig. 60 - Trave V₃. Lato 2: zona centrale.

N. B. - Si adotta per i segni la convenzione della Scienza delle Costruzioni: positive le trazioni.

Gruppo		I	II	III	IV	V
Tensioni iniziali	σ'_{ci}	+ 30,6	+ 18,9	+ 13,8	+ 8,8	—
	σ_{ci}	— 118,6	— 73,2	— 53,6	— 34,0	—
Cadute di tensione	σ'_c	— 6,1	— 3,8	— 2,8	— 1,8	—
	σ_c	+ 23,7	+ 14,6	+ 10,7	+ 6,8	—
Tensioni finali	σ'_c	+ 24,5	+ 15,1	+ 11,0	+ 7,0	—
	σ_c	— 94,9	— 58,6	— 42,9	— 27,2	—
Peso proprio	σ'_c	— 5,0	— 4,9	— 4,9	— 4,9	— 4,8
	σ_c	+ 5,0	+ 4,7	+ 4,6	+ 4,4	+ 4,2
Tensioni a vuoto iniziali	σ'_c	+ 25,6	+ 14,0	+ 8,9	+ 3,9	— 4,8
	σ_c	— 113,6	— 68,5	— 49,0	— 29,6	+ 4,2
Tensioni a vuoto finali	σ'_c	+ 19,5	+ 10,2	+ 6,1	+ 2,1	— 4,8
	σ_c	— 89,9	— 53,9	— 38,3	— 22,8	+ 4,2

7 - Tensioni indotte nel calcestruzzo dal ritiro e dal fluage fig. (25)

Assumendo come sistema principale il calcestruzzo e l'acciaio separati l'uno dall'altro ed indicando con ε^* l'accorciamento libero del conglomerato dovuto al ritiro ed al fluage ($\varepsilon^* = \varepsilon_{rit} + \varepsilon_{fl}$), con ε_c l'allungamento del conglomerato, con ε_f l'accorciamento dell'acciaio e con T e C , rispettivamente, le forze applicate al calcestruzzo ed all'armatura per ristabilire la congruenza, la condizione di congruenza si scrive: $\varepsilon^* = \varepsilon_c + \varepsilon_f$, mentre per l'equilibrio si ha $C = T$.

D'altra parte

$$\varepsilon_f = \frac{C}{E_f A_f}, \quad \varepsilon_c = \frac{T}{E_c} \left[\frac{1}{A_c} + \frac{y^2}{I_c} \right]$$

Sostituendo e ponendo $n = \frac{E_f}{E_c}$, $\mu = \frac{A_f}{A_c}$ si ha:

$$C = \frac{\varepsilon^* E_f A_f}{1 + n\mu + nA_f \frac{y^2}{I_c}}$$

Di conseguenza nell'armatura si ha la σ di compressione

$$\sigma_f = \frac{\varepsilon^* E_f}{1 + n\mu + nA_f \frac{y^2}{I_c}}$$

e nel calcestruzzo all'intradosso, distante y_i dal baricentro

$$\sigma_c = \frac{\varepsilon^* E_f A_f}{1 + n\mu + nA_f \frac{y^2}{I_c}} \left(\frac{1}{A_c} + \frac{y_i y}{I_c} \right).$$

Ricordando che $\varepsilon^* = \varepsilon_{rit} + \varepsilon_{fl}$ ed assumendo $\varepsilon_{rit} = 0,00025 = 250 \times 10^{-6}$

$$\varepsilon_{fl} = 2/3 \times 1,5 \varepsilon_{elastica} = \varepsilon_{elastica}$$

$$E_c = 18.000 \sqrt{\sigma_{cR}} = 18.000 \sqrt{440} = 348.480 \text{ kg/cm}^2 \approx 350.000 \text{ kg/cm}^2$$

si ha, per le varie travi:

Trave	A_f	μ	$8 \times \mu$	$19,249 A_f$	$1 + n\mu + n \frac{A_f}{I_c} y^2$	$A_f \times 9,6705 \times 10^3$	σ_c
I	1,19	0,130%	1,04%	$22,906 \times 10^{-3}$	1,0333	$11,508 \times 10^3$	$11,137 \times 10^3 \times \varepsilon^*$
II	4,52	0,495%	3,96%	$87,005 \times 10^{-3}$	1,1266	$43,711 \times 10^3$	$42,350 \times 10^3 \times \varepsilon^*$
III	5,71	0,626%	5,01%	$109,912 \times 10^{-3}$	1,1600	$55,219 \times 10^3$	$47,603 \times 10^3 \times \varepsilon^*$
IV	7,97	0,873%	6,98%	$153,415 \times 10^{-3}$	1,2232	$77,074 \times 10^3$	$63,010 \times 10^3 \times \varepsilon^*$
V	10,23	1,121%	8,97%	$196,917 \times 10^{-3}$	1,2866	$98,929 \times 10^3$	$76,892 \times 10^3 \times \varepsilon^*$



Fig. 61 - Testata: cono Freyssinet e dinamometro

e quindi:

Trave	ϵ Ritiro	σ_c (Ritiro) (Trazioni) kg/cm ²	$\bar{\sigma}_{inf}$ finali con peso proprio	$\bar{\epsilon}_c$ inf.	σ_c (fluage) (Trazioni) kg/cm ²	σ_c totale (Trazione)
I-3	250×10^{-6}	+ 2,8	— 89,9	$256,8 \times 10^{-6}$	$\times 2,9$	+ 5,7 kg/cm ²
II-3	250×10^{-6}	+ 10,6	— 53,9	$154,0 \times 10^{-6}$	+ 6,5	+ 17,1 »
III-1	250×10^{-6}	+ 11,9	— 38,3	$109,4 \times 10^{-6}$	+ 5,2	+ 17,1 »
IV-2	250×10^{-6}	+ 15,8	— 22,8	$65,1 \times 10^{-6}$	+ 4,1	+ 19,9 »
V-3	250×10^{-6}	+ 19,2	+ 42	$12,0 \times 10^{-6}$	— 0,3	+ 18,9 »

I risultati così ottenuti si applicano alle tensioni calcolate in corrispondenza dei carichi $P(A')$ (primo ginocchio dei diagrammi $P - \epsilon$) e $P(B')$ (apparizione delle prime lesioni), rispettivamente all'inizio del periodo a) e del periodo b) del II Stadio.

A titolo di confronto si sono altresì riportati i carichi $P(A)$ e $P(B)$ ricavati dai diagrammi P, δ .

II Stadio a)

Trave	I	II	III	IV	V	Osservazioni
P_A	10.000	7.000	7.000	5.500	3.500	Ricavato dal diagramma P, δ
$P_{A'}$	9.000	7.000	6.000	(1)	3.000	Ricavato dai diagrammi $P-\epsilon$, in corrispondenza del primo ginocchio
$M_{A'}$	6.750	5.250	4.500	—	2.250	
$\sigma_s = \frac{M_{A'}}{W_s}$	— 119,6	— 92,1	— 78,8	—	— 38,8	
$\sigma_i = \frac{M_{A'}}{W_i}$	+ 115,1	+ 85,3	+ 72,1	—	+ 33,9	
$\bar{\sigma}_s$	+ 19,5	+ 10,2	+ 6,1	+ 2,1	— 4,8	} Finali a vuoto
$\bar{\sigma}_i$	— 89,9	— 53,9	— 38,3	— 22,8	+ 4,2	
$\bar{\sigma}_s + \bar{\sigma}_s$	— 100,1	— 81,9	— 72,7	—	+ 43,6	} Tensioni marginali in corri- spondenza del carico $P_{A'}$ (primo ginocchio del dia- gramma $P-\epsilon$)
$\bar{\sigma}_i + \bar{\sigma}_i$	+ 25,2	+ 31,4	+ 33,8	—	+ 38,1	

Correzione per tenere conto delle trazioni al lembo inferiore dovute al fluage ed al ritiro impediti dalle armature ordinarie

σ_i	+ 5,7	+ 17,1	+ 17,1	+ 19,9	+ 18,9	} Dovuti al fluage ed al ritiro σ apparenti di trazione
σ_i totali	+ 30,9	+ 49,3	+ 50,9	—	+ 57,0	

(1) Non si nota la formazione del ginocchio.

II Stadio b)

Trave	I	II	III	IV	V	Osservazioni
P_B	10.500	7.500	7.000	7.000	4.000	Dal diagramma P, σ
$P_{B'}$	10.000	7.500	7.000	7.500	5.000	Carico di fessurazione sperimentale
$M_{B'}$	7.500	5.625	5.250	5.625	3.750	$M = 0,75 P_{B'}$ kgm
$\sigma_{inf}(M_{B'})$	+ 127,9	+ 91,4	+ 84,1	+ 87,1	+ 56,5	
$\bar{\sigma}_{inf}$	- 89,9	- 53,9	- 38,3	- 22,8	+ 4,2	Precompressione finale tenuto conto del peso proprio
$\sigma_{inf}(M_{B'}) + \bar{\sigma}_{inf}$	+ 38,0	+ 37,5	+ 45,8	+ 64,3	+ 60,7	
σ_{inf} (ritiro e fluage)	+ 5,7	+ 17,1	+ 17,1	+ 19,9	+ 18,9	Correzione per fluage e ritiro
σ_{inf} risultanti	+ 43,7	+ 54,6	+ 62,9	+ 84,2	+ 79,6	σ apparenti di trazione

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

Prof. Ing. Franco Levi

SOMMARIO

Illustrazione dei primi risultati d'una ricerca sperimentale su travi in c.a. precompresso ad armatura mista nelle quali la portanza era assicurata per metà dell'acciaio preteso ad alto limite elastico, per metà da una armatura ordinaria. Nelle varie travi venivano fatte variare le condizioni di aderenza dei due tipi d'acciaio. Il comportamento viene analizzato nei riguardi dei tre stati limite che caratterizzano il funzionamento delle strutture in conglomerato armato: fessurazione, deformazione, rottura. Per la fessurazione si riscontra che la presenza dell'acciaio ordinario ritarda l'apertura delle lesioni dopo l'annullamento della precompressione. Tuttavia prima che le fessure raggiungano limiti usualmente ammessi, si nota che le travi denotano deformazioni molto accentuate. Viene infine delineata la possibilità che la resistenza a rottura delle travi ad armatura mista sia leggermente inferiore di quella che corrisponderebbe ad uno sfruttamento integrale dei due tipi di armatura.

Le esperienze di cui trattasi, realizzate presso l'Istituto di Scienza delle Costruzioni di Venezia con le attrezzature di prova recentemente allestite, sono state programmate in vista del presente Colloquio. La ristrettezza del tempo intercorso fra la formulazione del tema e la data del convegno non ha tuttavia consentito di ultimare il ciclo sperimentale. L'attuale rapporto si limita pertanto a riportare una illustrazione sommaria dei primi risultati ottenuti, accompagnata da qualche breve commento. Alcune osservazioni effettuate nel corso delle prove sembrano infatti già costituire una utile base di discussione, data anche la scarsità della documentazione bibliografica disponibile in materia di travi ad armatura mista.

Un rapporto interpretativo completo, redatto dal prof. Pizzetti, figura peraltro negli Atti di questo stesso Convegno.

Le prove eseguite a Venezia avevano in un certo senso carattere complementare di quelle allestite presso l'Istituto di Scienza delle Costruzioni di Roma. Mentre infatti queste ultime assumevano come variabile fondamentale il rapporto delle sezioni dei due tipi di acciaio, teso e non teso, il parametro caratteristico

delle nostre travi era costituito dalle condizioni di aderenza dei due tipi di armature associati. Sono pertanto state costruite otto travi a T con suola larga cm 40 e spessa cm 8, anima alta cm 32, spessa cm 12. Tutte le travi erano armate con un cavo tipo SACAIM da 12 \varnothing 7 ad andamento parabolico con tensione residua di circa 105 kg/mm². L'armatura ordinaria era costituita da sette tondi \varnothing 14. In totale la resistenza a rottura si trovava assicurata per circa la metà dell'acciaio duro, per l'altra metà dall'acciaio ordinario non teso. Dal punto di vista delle condizioni di aderenza; la combinazione delle variabili era la seguente:

- a) 2 travi con cavo iniettato, armatura aggiunta liscia;
- b) 2 travi con cavo iniettato, armatura aggiunta tipo GS;
- c) 2 travi con cavo iniettato, armatura aggiunta RUMI;
- d) 2 travi con cavo non iniettato, armatura aggiunta RUMI.

Tralascieremo la descrizione dettagliata dei dati di prova, riassumendo solo brevemente i valori medi delle caratteristiche essenziali, precisando che, in sede di rapporto definitivo, potrà anche darsi che l'analisi accurata delle risultanze sperimentali modifichi leggermente alcune delle nostre indicazioni numeriche.

- Acciaio duro: carico di rottura 178 kg/mm²
limite 0,2% 165 kg/mm²
- Acciaio ordinario liscio: 47 kg/mm²
- Acciaio ordinario GS: snervamento 52 kg/mm²
- Acciaio ordinario RUMI: snervamento 49,5 kg/mm²

Inoltre tutti i tipi di acciaio ordinario presentavano uno snervamento segnato (il tratto orizzontale del diagramma era però più lungo per l'acciaio liscio). Come si vede, erano stati scelti tipi di acciaio aventi caratteristiche meccaniche simili per facilitare la interpretazione dei risultati.

Calcestruzzo: resistenza a rottura cubica all'atto delle prove compresa fra 550 e 650 kg/cm².

Le travi erano accuratamente armate al taglio onde eliminare il rischio di una rottura prematura per taglio.

Luce di prova circa m 6.80

Condizioni di carico: due carichi simmetrici ai terzi della luce.

Il tratto centrale della trave, compreso fra i due carichi, era sprovvisto di staffe per evitare una localizzazione prestabilita delle fessure.

L'attuale rapporto preliminare verrà suddiviso in tre paragrafi dedicati rispettivamente ai tre « stati limiti » tipici delle strutture in conglomerato cementizio armato: la fessurazione, la deformazione, la rottura.

FESSURAZIONE

Le prime quattro prove, le sole disponibili all'atto della preparazione dell'attuale rapporto, hanno confermato le previsioni teoriche relative alle cadute di tensione. In questa sede tralascieremo tuttavia di analizzare dettagliatamente i valori dei carichi di prima fessurazione e di rifessurazione. Questo aspetto del comportamento verrà invece analizzato con cura nel rapporto finale, tenendo conto in particolare degli effetti di coazione indotti dal ritiro e dal fluage nel sistema misto acciaio-calcestruzzo.

Ci soffermeremo invece sugli aspetti tipici del comportamento fessurativo: intervallo medio fra le lesioni e apertura massima delle fessure.

E' noto che lo studio teorico della fessurazione delle travi precomprese è meno agevole dello studio del comportamento delle travi armate ordinarie semplicemente inflesse. L'estensione al precompresso delle classiche formule relative al calcolo dell'intervallo fra le fessure e dell'apertura delle lesioni (riprese dal Comitato Europeo del Cemento Armato nella cosiddetta teoria di sintesi) comporta infatti alcuni fattori d'imprecisione dati dalla presenza dello sforzo normale. Nel seguito noi ci limiteremo pertanto a confrontare i dati sperimentali con i risultati di un calcolo ampiamente approssimato fondato sulle seguenti ipotesi semplificative:

a) l'intervallo fra le fessure viene calcolato come se la trave non fosse precompressa. Nello svolgimento della teoria classica tale ipotesi conduce a valutare in modo inesatto il tasso di lavoro dell'acciaio in corrispondenza della fessura. Ma nei casi usuali le varie cause di errore che influiscono su questo dato tendono a compensarsi. In attesa di un esame più approfondito, noi ammetteremo, a favore della sicurezza, che prevalga l'effetto che tende a sottovalutare la sollecitazione nell'acciaio (e quindi anche l'intervallo fra le fessure);

b) per compensare l'errore precedente, noi non terremo conto della presenza dell'armatura pretesa nel computo delle armature che contribuiscono a trasmettere gli sforzi di trazione al calcestruzzo;

c) sempre in via cautelativa, nel calcolo dell'apertura delle lesioni, dopo aver dedotto dal momento applicato quello necessario per annullare la precompressione, procederemo come se il momento residuo agisse su una trave non precompressa.

Nelle seguenti tabelle i risultati del calcolo di prima approssimazione testé descritto sono confrontati con i dati sperimentali.

Intervallo medio fra le fessure

Tipo trave	Intervallo medio fessure nel tratto centrale	Intervallo medio teorico (calcolo appross.)
A (iniettata, acciaio liscio)	13 cm	11 cm
B (iniettata, acciaio GS)	7,5 cm	6,9 cm
C (iniettata, acciaio RUMI)	6,6 cm	6,3 cm
D (non iniettata, acciaio RUMI)	7,5 cm	6,3 cm

(I valori dei coefficienti di aderenza introdotti nelle formule per i vari tipi di acciai sono stati desunti da prove di fessurazione su travi in cemento armato ordinario).

Aperture massime delle fessure

Trave tipo	Apertura max. sperimentale (fra parentesi, il momento applicato)	Aperture teoriche corrispondenti
A (iniettata, acciaio liscio)	(12,9 t.m) 0,1 mm (17,3 t.m) 0,2 mm	0,105 mm 0,21 mm
B (iniettata, acciaio GS)	(20,9 t.m) 0,1 mm (22,6 t.m) 0,2 mm (24,4 t.m) 0,3 mm	0,16 mm 0,19 mm 0,21 mm
C (iniettata, acciaio RUMI)	(19,1 t.m) 0,1 mm (20,9 t.m) 0,2 mm (24,4 t.m) 0,3 mm	0,13 mm 0,16 mm 0,20 mm

Come risulta dai precedenti confronti, il metodo conduce nel caso in esame a risultati abbastanza attendibili (sia pure non sempre cautelativi).

In un certo senso si può dire che l'approssimazione proposta consista nell'ammettere che, dal punto di vista fessurativo, la trave ad armatura mista si comporti come se fosse ottenuta per sovrapposizione di una trave in c.a. ordinario e di una trave precompressa. Tenuto conto del carattere sempre molto aleatorio dei fenomeni di fessurazione, sarebbe ovviamente interessante poter evitare le complicazioni di un calcolo rigoroso adottando una siffatta semplicissima schematizzazione. Non avendo effettuato un numero sufficiente di controlli, non siamo però in grado, allo stato attuale delle cose, di portare un giudizio definitivo sulla possibilità di applicazione del metodo. Pensiamo tuttavia che una analisi accurata dell'entità e del segno delle approssimazioni introdotte dovrebbe consentire di perfezionare il procedimento rendendone lecita la utilizzazione nella pratica corrente.

Dalle prime prove effettuate, si possono comunque ricavare le seguenti ulteriori indicazioni di carattere generale:

a) dopo l'annullamento della precompressione le travi miste dispongono ancora di un ampio intervallo di carico entro il quale l'ampiezza delle fessure rimane contenuta entro limiti accettabili. In questa fase il fun-

zionamento ricorda quello di una trave in cemento armato ordinario. Non vi è dubbio pertanto che l'aggiunta di armatura ordinaria consenta di agire in modo molto efficace sui margini di sicurezza disponibili nei riguardi dello stato limite di fessurazione;

b) è ovvio che nelle travi miste l'apertura delle fessure non è più, come nelle travi in c.a. ordinario, proporzionale al momento flettente applicato. Ciò risulta chiaramente dalla tabella delle aperture riportata in precedenza. Una volta annullata la precompressione, il tasso di lavoro nell'acciaio cresce infatti più rapidamente del carico;

c) dalla tabella relativa alle distanze fra le fessure risulta che, nel nostro caso, l'iniezione del cavo ha avuto un effetto molto limitato (si confronti a tal proposito il comportamento sperimentale delle travi C e D). Ciò sembra giustificare l'approssimazione da noi introdotta che consiste nel trascurare la collaborazione del cavo agli effetti del comportamento a fessurazione.

DEFORMAZIONE

In campo elastico l'andamento delle frecce non ha dato luogo ad osservazioni particolari. I dati relativi a questa fase del comportamento verranno comunque analizzati nel rapporto finale.

Più interessante lo studio delle deformazioni osservate in fase di fessurazione. L'allargamento del campo di utilizzazione consentito dal funzionamento misto lascia infatti prevedere che in molti casi la portanza ammissibile sia limitata dalle condizioni di deformazione.

Un interessante giudizio sulle deformazioni osservate in regime di fessurazione si ha confrontando i valori delle frecce sperimentali con i valori teorici ottenuti applicando la seguente formula approssimata proposta dal Comitato Europeo del Cemento Armato (*)

$$f_0 = f_I + f_{II} = \beta \frac{M_I l^2}{E_B I_I} + \frac{\beta M_{II} l^2}{0,75 A E_a h^2 (1 - 2 \bar{\omega}) \left(1 - \frac{2}{3} \bar{\omega}\right)}$$

dove le notazioni hanno i seguenti significati:

- M_I : momento di fessurazione
- M_{II} : eccedenza di momento rispetto a M_I
- $\bar{\omega}$: percentuale ridotta di armatura
- β : coefficiente che tiene conto delle condizioni di carico secondo le formule elastiche
- E_a E_B : moduli elastici dell'acciaio e del calcestruzzo
- h : altezza utile
- A : area dell'armatura metallica
- I_I : momento d'inerzia a sezione interamente reagente.

Nel nostro caso tuttavia dobbiamo ricordare che la trave comporta due tipi di armatura, tesa e non tesa. Tenuto conto che dall'interpretazione del comportamento a rottura risulta che l'acciaio teso non è sfruttato integralmente e che la capacità portante finale è limi-

tata dallo snervamento dell'acciaio ordinario, noi calcoleremo la percentuale ridotta come se tutto l'acciaio fosse di tipo ordinario (snervamento pari a circa 50 kg/mm²). Ne risultano i seguenti valori dei vari parametri:

$$\beta_1^2 = \frac{l^2}{8} - \frac{a^2}{6} = 48970 \text{ cm}^2$$

$$\begin{aligned} M_I &= 860000 \text{ kg} \cdot \text{cm} \\ I_I &= 125365 \text{ cm}^4 \\ E_B &= 19000 \sqrt{600} = 460000 \text{ kg/cm}^2 \\ E_a &= 2 \cdot 10^6 \text{ kg} \cdot \text{cm}^2 \quad A = 13,1 \text{ cm}^2 \\ h &= 34 \text{ cm (valore medio)} \quad \bar{\omega} \approx 0,1. \end{aligned}$$

Attribuendo a $M_I + M_{II}$ la media dei valori dei momenti per cui nelle travi armate con acciai sagomati le fessure hanno raggiunto l'apertura massima di 2/10 mm, sia 21,5 t.m., si ha:

$$f_0 = 7,2 + 34,0 = 41,2 \text{ mm}$$

contro un valore medio sperimentale di circa 39,4 mm.

Sembra pertanto che l'applicazione della formula del C.E.B. conduca ad una interpretazione attendibile del comportamento nelle travi miste. Nel rapporto finale tale conclusione dovrà tuttavia essere ulteriormente vagliata e discussa.

E' tuttavia importante notare che quando ancora le travi presentavano fessure di larghezza accettabile, si sono riscontrate frecce molto forti, superiori al 1/200° della luce (senza che la natura dell'armatura ordinaria, liscia o sagomata, abbia influito sensibilmente sulla deformabilità). Ciò conferma che in molti casi, lo stato limite di deformazione dovrebbe condizionare la portanza delle travi miste. Donde l'interesse di poter disporre di formule che consentano un calcolo attendibile della freccia in fase di fessurazione.

ROTTURA

Uno degli scopi dello studio sperimentale di cui stiamo analizzando i primi risultati era di valutare l'effetto di una variazione delle condizioni di aderenza delle armature ordinarie aggiunte. Si poteva infatti presumere che l'affiancamento di una armatura pre-tesa, che dispone sempre di una aderenza modesta, e di una armatura ordinaria a forte aderenza potesse dar luogo a qualche singolarità in fase di rottura provocata ad esempio da una non perfetta collaborazione dei due acciai nell'ultima fase della resistenza.

In effetti i dati sperimentali sembrano indicare che se tale effetto sussiste esso assume comunque una entità assai modesta. Ecco infatti, riassunto nel seguente prospetto, un confronto fra momenti di rottura sperimentali relativi alle prime travi provate e momenti di rottura teorici. Precisiamo che questi ultimi sono stati calcolati col metodo di successive approssimazioni da noi a suo tempo proposto (*).

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

(*) Recommandations Pratiques du C.E.B. Bulletin du C.E.B. n. 39.

Trave tipo	Momento rottura sperimentale Kg.m	Momento rottura teorico Kg.m	%
A	30950	32600	— 5
B	31750	33400	— 4,9
C	31600	33100	— 4,7
D	28400	33100	— 16,5

Sui dati soprariportati si possono formulare le seguenti osservazioni.

Notiamo in primo luogo che la tabella mostra chiaramente che in tutte le travi a cavo iniettato la portanza effettiva è risultata leggermente inferiore a quella teorica. A tal proposito va poi ricordato che, in genere, nelle travi mediamente armate, il metodo di calcolo da noi proposto tende a sottovalutare la resistenza a rottura. Si può dunque ammettere che, in linea di massima, le esperienze denotino un abbassamento di resistenza non inferiore al 8-10% al quale non si può negare carattere di significatività.

Sulla base dei dati sperimentali sino ad ora acquisiti, il fenomeno sembra potersi attribuire a due cause distinte:

a) effetto sul comportamento a rottura della mancanza di staffe nel tratto centrale della trave.

In tutte le esperienze sinora eseguite al rottura ha infatti presentato i seguenti caratteri: allargamento di una fessura sul lembo teso fino a 7-8/10 di millimetro a seguito dello snervamento dell'acciaio ordinario; inizio di sgretolamento del calcestruzzo sul lembo compresso; rottura repentina per distacco della suola compressa dall'anima a seguito dello svergolamento della briglia compressa. Si può pertanto pensare che l'instabilità della briglia compressa abbia contribuito ad anticipare la rottura della trave;

b) concentrazione della rottura in una sezione provocata dallo snervamento di una forte percentuale dell'armatura tesa e conseguente limitazione delle possibilità di sfruttamento dell'acciaio duro.

Per stabilire l'importanza relativa dei due fenomeni si dovranno eseguire ulteriori prove. Sin d'ora tuttavia il confronto fra la resistenza delle varie travi armate con acciaio liscio o sagomato sembra dimostrare che sull'eventuale effetto di « concentrazione della rottura » dato dalla presenza di una forte percentuale di armatura ordinaria, le condizioni di aderenza dell'acciaio aggiunto non esercitano una influenza molto sensibile.

Per quanto si riferisce alla trave non iniettata, lo scarto assai notevole che si osserva fra resistenza effettiva e previsione teorica è dello stesso ordine di

grandezza di quello che numerosi sperimentatori hanno messo in evidenza nel caso delle travi precomprese ordinarie. Il dato isolato di cui disponiamo non sembra pertanto rivelare nessuna particolarità di comportamento data dalla presenza di una forte percentuale di armatura non tesa.

CONCLUSIONI

Come già più volte ricordato nei precedenti paragrafi, l'attuale interpretazione dei primi risultati del nostro ciclo di prove ha carattere necessariamente sommario. Nel concludere il nostro breve rapporto, ci limiteremo pertanto a riassumere le osservazioni più significative raccolte nei precedenti paragrafi; osservazioni che dovranno essere ulteriormente vagliate mediante approfondimento degli studi in argomento.

a) Fessurazione

L'aggiunta di armature ordinarie consente certamente di migliorare in larga misura il comportamento a fessurazione delle travi precomprese.

E' peraltro lecito sperare che il calcolo degli intervalli di fessurazione e dell'ampiezza delle fessure entro tali travi possa essere condotto con metodi approssimati di facile impiego.

b) Deformazione

Prima di superare i limiti ammissibili di apertura delle fessure le travi miste danno luogo a deformazioni di notevole entità. Questo aspetto del comportamento potrà pertanto costituire in molti casi un limite delle possibilità di sfruttamento. E' pertanto indispensabile poter disporre di formule attendibili per la valutazione della deformabilità. A tal riguardo la applicabilità delle formule approssimate del C.E.B. merita quindi di essere ulteriormente controllata.

c) Rottura

L'estensione pura e semplice alle travi miste dei metodi di calcolo della resistenza a rottura delle travi in cemento armato precompresso sembra comportare una certa sopravvalutazione della capacità portante, soprattutto in presenza di un'alta percentuale di armatura ordinaria. In attesa di ulteriori dati sperimentali, nel calcolo di cui trattasi si dovrà pertanto procedere con cautela. Non sembra invece che su tale aspetto del comportamento lo stato superficiale dell'armatura aggiunta influisca in misura sostanziale.