

# Ottimizzazione della foratura per incrementare le prestazioni termiche dei blocchi di laterizio

Nelle attuali produzioni di blocchi ad alte prestazioni termoisolanti si possono riscontrare i più disparati e diversificati disegni di foratura il cui scopo è quello di raggiungere elevati valori della resistenza termica. Uno studio apposito è stato condotto con la finalità di razionalizzare e ottimizzare in tal senso la progettazione termica degli elementi

## Introduzione

La produzione di elementi di laterizio per murature strutturali si articola, oggi, secondo le indicazioni riportate nel Decreto Ministeriale 20 novembre 1987, in categorie di utilizzo legate alla percentuale di foratura. Si hanno così elementi pieni, nei quali la percentuale di foratura non supera il 15 per cento; semipieni, con percentuale di foratura compresa fra il 15 e il 45 per cento; forati, se la percentuale supera il 45 per cento, ma rimane inferiore al 55 per cento.

Elementi a più elevata foratura sono destinati esclusivamente al tamponamento di strutture intelaiate o a divisori interni.

Analoga distinzione è fatta dalle norme UNI 8942/86, che tuttavia classificano come *semipieni* di tipo b) i laterizi denominati *forati* dal D.M. citato, mentre identificano con il nome di *forati* i laterizi con foratura superiore al 55 per cento, destinati quindi ad essere impiegati per tamponamenti o per divisori.

La produzione di blocchi di laterizi ad alte prestazioni termoisolanti copre generalmente la gamma dei semipieni e dei forati, anche per tamponamento. Considerando una massa volumica dell'argilla cotta di 1450 kg/m<sup>3</sup> circa, la loro massa volumica apparente varia, in funzione della percentuale di foratura, da 800 kg/m<sup>3</sup> circa per blocchi con il 45 per cento di foratura a 580-600 kg/m<sup>3</sup> per blocchi di tamponamento con il 60 per cento di foratura.

Per aumentare il valore della resistenza termica dei blocchi, oltre a impiegare argilla alveolata o comunque alleggerita, è possibile anche operare sulla geometria e sulla distribuzione dei fori.

A parità di spessore, il comportamento termico di murature costruite con tali blocchi è paragonabile a quello di murature stratificate, contenenti materiali isolanti.

Per questo sono stati realizzati elementi

di laterizio con geometrie di foratura sempre più complesse, con l'intento di ostacolare il flusso termico, e disegni da destinare alla produzione sempre più bizzarri, che per limiti tecnologici hanno avuto un marginale riscontro produttivo (figura 1).

Per rispondere alle rinnovate esigenze di mercato, sollecitati anche dall'emanazione della legge n. 10 del 9 gennaio 1991, si è ritenuto necessario promuovere una approfondita indagine scientifica, destinata a definire un metodo di progettazione per ottimizzare e razionalizzare il disegno dei blocchi.

## Metodologia di indagine

La ricerca è stata suddivisa in tre fasi:

- la prima è consistita nell'approccio alla soluzione del problema di ottimizzazione del disegno termico dei blocchi, che adotta per il calcolo la procedura dettata dalla norma UNI-CTI 10355 "Murature e solai. Valori della resistenza termica e metodo di calcolo", basata sulla valutazione della resistenza termica delle strutture con il metodo degli elementi finiti;

- la seconda fase, che ha avuto già inizio, prevede l'evoluzione del metodo di calcolo, su modelli geometrici tridimensionali, con un più accurato studio dei fenomeni di scambio termico e fluidodinamici che si sviluppano in cavità;

- l'ultima fase, infine, consisterà nella valutazione dei risultati teorici attraverso la sperimentazione eseguita in una attrezzatura a "camera calda" attualmente in costruzione presso i laboratori del Dipartimento di Energetica dell'Università di Ancona, secondo quanto prescritto dal progetto di norma europea prEN 1934 "Masonry - Measurement of thermal resistance - Hot box method using heat flow meter".

## Prima fase della ricerca

La procedura per il calcolo della resistenza termica di un blocco secondo la norma

UNI-CTI 10355 prevede i seguenti punti fondamentali:

- le ipotesi iniziali considerano i blocchi non omogenei rispetto ai tre assi cartesiani; tuttavia il calcolo viene ricondotto a strutture omogenee bidimensionali;

- il valore della resistenza termica si ottiene con il metodo numerico agli elementi finiti, applicato alla sezione piana del blocco parallela alla direzione del flusso termico;

- per il calcolo della resistenza termica vengono assegnate alle superfici, caratterizzanti la matrice solida, i valori di conducibilità termica desunti dalla norma UNI-CTI 10351, e alle superfici rappresentanti le cavità i valori calcolati di conducibilità equivalente. Quest'ultima è definita come quella che competerebbe allo spazio compreso fra due lastre piane, parallele ed indefinite a distanza  $s$  pari allo spessore della cavità, immaginando che fra di esse gli scambi siano dovuti all'effetto combinato della conduzione e della convezione ed all'effetto della radiazione. Ipotizzando la cavità trasparente con emissività delle superfici pari a 0,93, si può calcolare la conducibilità equivalente come:

$$\lambda_e = s (h_c + h_r) \quad (1)$$

dove  $h_r$ , viene ricavato dalle relazioni caratterizzanti gli scambi termici in cavità per le geometrie già citate ed assume il valore 4,96 W/m<sup>2</sup>K, per una temperatura media della cavità pari a 293 K (20°C). Il parametro  $h_c$  rappresenta l'effetto combinato della conduzione e della convezione ed è calcolabile con il numero di Nusselt ( $Nu = h_c s / \lambda_a$ ) che assume valori diversi in funzione delle possibili configurazioni della cavità. La conducibilità termica dell'aria  $\lambda_a$  viene fissata pari a 0,025 W/mK, alla temperatura di 293 K, mentre per calcolare il numero di Nusselt in cavità verticali si utilizza la relazione:

$$Nu = 1 + 0,014 Ra^{0,39} (L/s)^{0,18} \quad (2)$$

dove  $L$  è la lunghezza della cavità nella direzione del proprio asse e  $Ra$  è il numero di Rayleigh che vale:

$$Ra = 1,13 \cdot 10^8 s^3 \Delta T_s \quad (3)$$

dove il termine  $1,13 \cdot 10^8$  tiene conto della combinazione di più parametri caratterizzanti l'aria, quali la densità, la viscosità cinematica, il coefficiente di dilatazione cubica e la conducibilità termica. Nel calcolo si suppone che la differenza di temperatura fra le due superfici affacciate sia  $\Delta T_s$ .

## Analisi della produzione attuale

Nella attuale ricerca, a differenza di quanto suggerito dalla norma UNI 10355, si attribuiscono alla superficie, rappresentante la matrice solida, valori di conducibilità termica misurati con il metodo della piastra calda con anello di guardia, secondo quanto dettato dalla norma UNI-CTI 7745.

Le misure, effettuate presso il Dipartimento di Energetica dell'Università di Ancona, sono state eseguite su campioni realizzati a mano e per estrusione con tre diverse miscele, e più precisamente argilla, argilla alleggerita con polistirolo e argilla miscelata con granuli di perlite. I valori misurati sono riportati nella tabella 1.

Tabella 1 - Conducibilità termiche delle miscele usate in produzione.

provini formati a mano		provini estrusi	
	$\lambda$ (W/mK)		$\lambda$ (W/mK)
argilla	0,382	argilla	0,655
argilla e polistirolo	0,361	argilla e polistirolo	0,373
		argilla e perlite	0,335

Il coefficiente globale di scambio termico  $U$  si può ricavare attraverso la relazione:

$$U = h_i (T_i - T_{si}) / T_i - T_e = h_e (T_{se} - T_e) / T_i - T_e \quad (4)$$

dove:

-  $h_i$  ed  $h_e$  sono, rispettivamente, i coefficienti di scambio termico convettivo interno ed esterno, assunti pari a  $h_i = 8 \text{ W/m}^2\text{K}$  ed  $h_e = 23 \text{ W/m}^2\text{K}$ ;

-  $T_i$  e  $T_e$  sono rispettivamente le temperature interne ed esterne convenzionalmente prese pari a 0°C e 20°C;

-  $T_{si}$  e  $T_{se}$  sono rispettivamente le temperature medie superficiali interne ed esterne, calcolabili dai valori ottenuti dalle elaborazioni. Infine la resistenza termica  $R$  è data da:

$$R = 1/U - 1/h_i - 1/h_e \quad (5)$$

mentre la resistenza termica totale del blocco è data da  $R_t = 1/U$ .

Per attuare le numerose elaborazioni necessarie alla ricerca è stato utilizzato il software Ansys agli elementi finiti, il quale permette la risoluzione oltre che dei problemi termici e fluidodinamici, anche di quelli di tipo strutturale, magnetico, ecc. I primi blocchi esaminati fanno tutti parte della gamma di produzione di un unico stabilimento preso a campione e sono destinati al tamponamento di pareti ester-

ne monostrato, con la foratura ortogonale al piano di posa.

La norma UNI 8942/86 definisce blocchi gli elementi in laterizio, normale o alveolato, aventi volume maggiore di 5500 cm<sup>3</sup> ed inoltre definisce la percentuale di foratura come  $\phi = 100 F/A$ , dove  $F$  è l'area complessiva dei fori passanti e profondi non passanti ed  $A$  l'area lorda della faccia delimitata dal suo perimetro.

I blocchi utilizzati per la ricerca sono caratterizzati da sigle, che prevedono una lettera che indica la miscela del materiale, un primo numero che determina la quantità di blocchi per metro cubo di muratura, un secondo che stabilisce la percentuale di foratura.

La sigla ZS, relativa a materiali semipieni secondo il D.M. 20/11/87, evidenzia la possibilità di utilizzo anche in zona sismica, come previsto dal D.M. 16 gennaio 1996 "Norme tecniche per le costruzioni in zone sismiche".

Nella tabella 2 vengono presentati i risultati delle elaborazioni effettuate.

Da questi risultati emerge che la resistenza termica diminuisce all'aumentare della percentuale di foratura; inoltre il blocco 40/50 presenta un ottimo valore di resistenza termica, ma esso non è confrontabile con quello degli altri blocchi, perché presenta uno spessore maggiore.

## Ottimizzazione termica dei blocchi

La metodologia di calcolo utilizzata per realizzare questa fase specifica della ricerca si basa sui seguenti presupposti:

a) dal catalogo rappresentante la produzione vengono scelti i soli blocchi la cui sezione parallela alla direzione del flusso presenta una lunghezza pari a 30 cm e una larghezza pari a 25 cm;

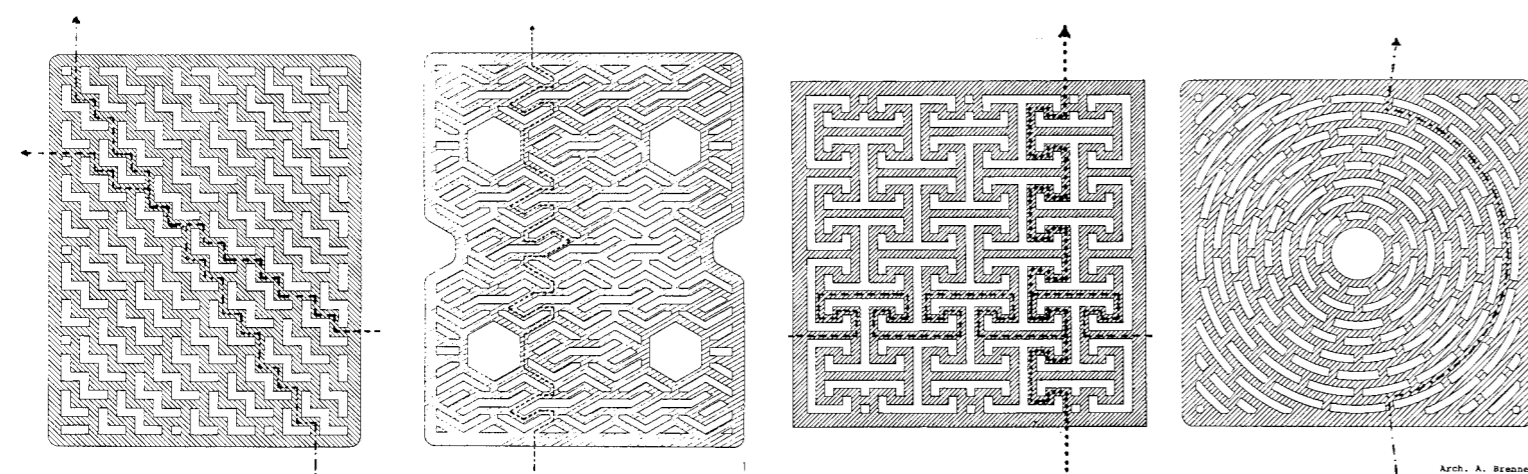
b) l'esigenza di realizzare su questa area diverse percentuali di foratura e la necessità di rendere confrontabili i dati emersi dalle elaborazioni, hanno suggerito l'uso di un foro rettangolare standard, da distribuire  $n$  volte nell'area in righe e colonne, fino a realizzare la percentuale di foratura desiderata. Detto foro è stato rilevato dal blocco più rappresentativo della produzione in termini di utilizzo;

c) così come avviene nella produzione, anche i blocchi teorici presentano i fori di presa e, comunque, per valutare il peso di questi ultimi sulla resistenza termica sono state eseguite elaborazioni anche su modelli privi di questo tipo di foratura;

d) si definisce una resistenza termica adimensionale, da utilizzare nei grafici, calcolabile attraverso la seguente relazione:

$$R_{\text{adim}} = (R_t - R_o) / R_o \quad (6)$$

(\*) Dipartimento di Energetica, Università degli Studi di Ancona



2. Variazione della resistenza adimensionale in funzione della foratura per blocchi con e senza fori di presa.

Tabella 2 - Caratteristiche termiche dei blocchi in produzione.

Blocchi in produzione	Tipo di impasto	T <sub>i</sub> media sup. (°C)	T <sub>e</sub> media sup. (°C)	U (W/m²K)	R <sub>t</sub> (m²K/W)	R (m²K/W)
62/45 ZS	N	18,33	0,57	0,65	1,54	1,37
(cm 19x25x30)	A	18,38	0,55	0,63	1,59	1,41
62/45 ZS (evol.)	N	18,35	0,57	0,65	1,54	1,37
(cm 19x25x30)	A	18,42	0,55	0,63	1,59	1,41
40/50	N	18,86	0,39	0,44	2,27	2,10
(cm 19x29x40)	A	18,89	0,38	0,43	2,32	2,15
62/55	N	18,25	0,60	0,69	1,45	1,28
(cm 19x25x30)	A	18,31	0,58	0,66	1,51	1,34
65/55	N	17,80	0,76	0,87	1,15	0,98
(cm 19x25x30)	A	17,85	0,74	0,85	1,18	1,00

N=argilla normale (1744 kg/m³)

A=argilla alleggerita (1500 kg/m³)

essendo:

- R<sub>adm</sub>=resistenza termica adimensionale
- R<sub>t</sub>=resistenza termica del blocco analizzato
- R<sub>o</sub>=resistenza termica del blocco privo di foratura.

Poiché dai risultati della prima fase non è possibile individuare una legge di comportamento termico del blocco, successivamente si è sviluppata una metodologia che ha portato alla valutazione dell'influenza dei seguenti parametri sulla resistenza termica globale:

- percentuale di foratura
- disegno dei fori
- sfalsamento dei fori
- spessore dei fori.

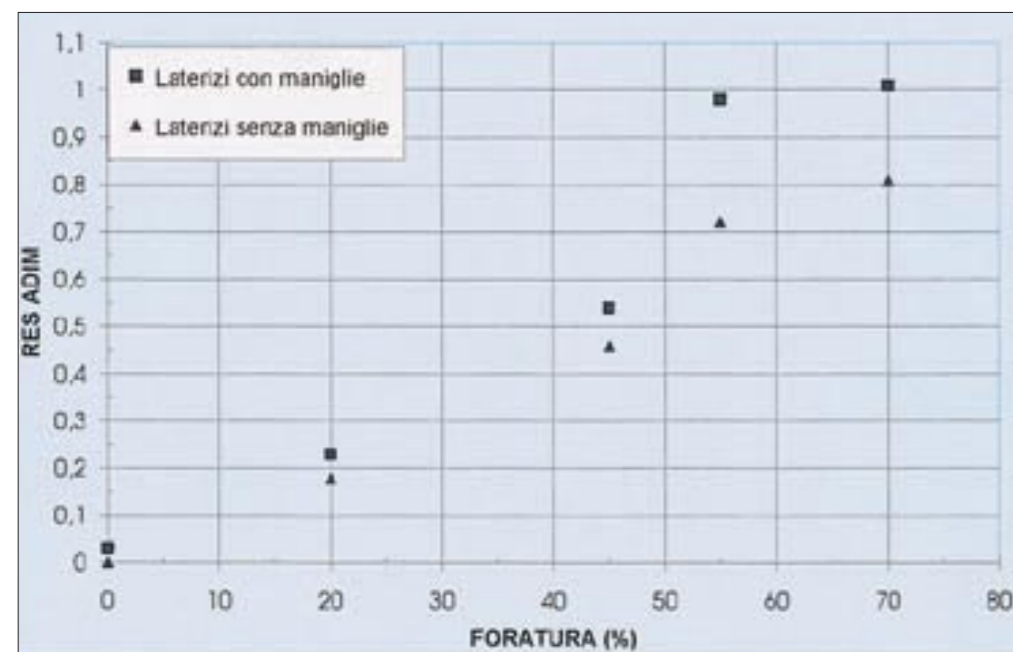
Per ciascun parametro i calcoli sono stati eseguiti mantenendo fissi i restanti e ciò

per ciascuna categoria di utilizzo dei blocchi oggetto della ricerca.

**Percentuale di foratura**

Per valutare l'influenza della percentuale di foratura sulla resistenza termica, assumendo il foro campione ed il perimetro del blocco standard, si sono costruiti blocchi teorici con foratura dello 0, 20, 45, 55 e 70%, con e senza foro di presa. Procedendo alle elaborazioni sui relativi modelli geometrici, si sono ricavati i valori di resistenza termica che hanno permesso il calcolo delle rispettive resistenze adimensionali necessarie alla costruzione del grafico riportato in figura 2.

Da esso si può evincere che il parametro termico aumenta con un andamento quasi lineare all'aumentare della foratura, mentre nessuna indicazione certa può essere dedotta per la presenza del foro di presa.



**Disegno dei fori**

Vista la tendenza dei produttori a proporre disegni di elementi forati sempre più complessi con l'intenzione di favorire percorsi a labirinto che dovrebbero contrastare il flusso termico, è stato valutato il parametro disegno dei fori (figura 1).

Considerando che la produzione è vincolata alla normativa sulla progettazione ed esecuzione degli edifici in muratura, che impone blocchi con setti aventi spessore superiore a 8 mm, e che geometrie più complesse possono indurre maggiori difficoltà, e quindi maggiori costi di produzione, si è proceduto alla comparazione del comportamento termico di blocchi con geometrie semplici e complesse.

Le elaborazioni sono state eseguite con il metodo agli elementi finiti, utilizzando una mesh costruita con l'elemento PLANE 77, piano, quadrilatero, a quattro nodi.

Dai numerosi confronti eseguiti sui diversi disegni disponibili sul mercato, emerge che i valori della resistenza termica, a parità di percentuale di foratura, non variano in modo significativo, e pertanto risulta ingiustificato ricorrere alle geometrie più complesse che inducono maggiori costi di produzione.

In tabella 3 sono riportati i risultati del confronto tra il blocco 62/45 ZS e la successiva evoluzione, entrambi realizzati con argilla alleggerita in pasta, mentre le figure 3, 4 rappresentano rispettivamente i modelli geometrici elaborati e le figure 5, 6 la distribuzione delle isoterme sulla sezione e l'intensità dei flussi ai nodi degli elementi del blocco 62/45 ZS.

Tabella 3 - Parametri termici caratterizzanti il blocco standard e la sua evoluzione.

Blocchi in produzione	U (W/m²K)	R <sub>t</sub> (m²K/W)
62/45 ZS	0,63	1,59
62/45 ZS (evol.)	0,63	1,59

Tabella 4 - Parametri termici caratterizzanti i blocchi teorici esaminati.

Blocchi teorici	Trasmittanza (W/m²K)	Resistenza termica (m²K/W)
Ipotesi 1	0,69	1,44
Ipotesi 2	0,67	1,49
Ipotesi 3	0,57	1,75
Ipotesi 4	0,64	1,56

3. Modello geometrico del blocco 62/45 ZS.

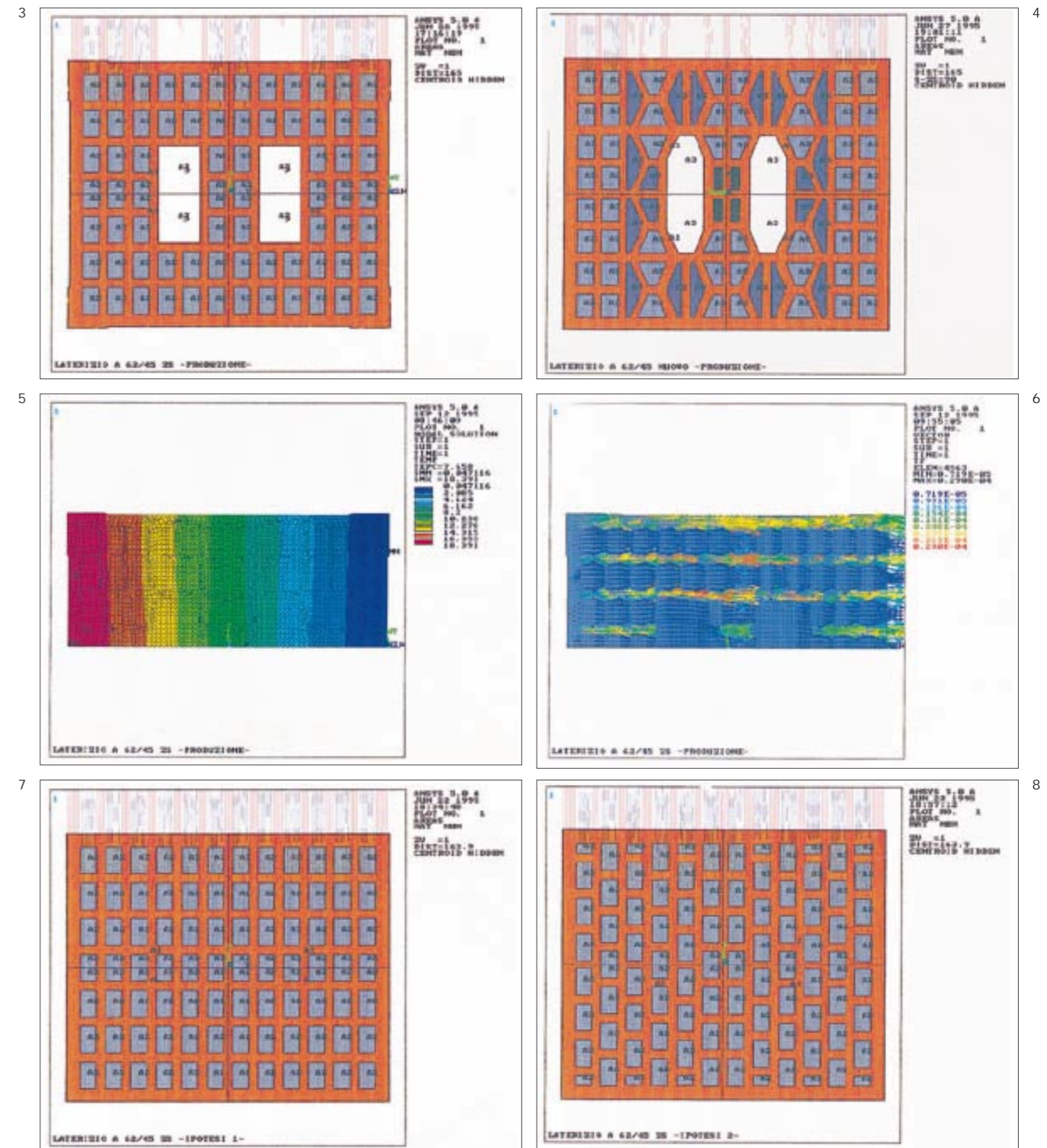
4. Modello geometrico del blocco 62/45 ZS evoluzione.

5. Distribuzione della temperatura sulla sezione piana del blocco 62/45 ZS.

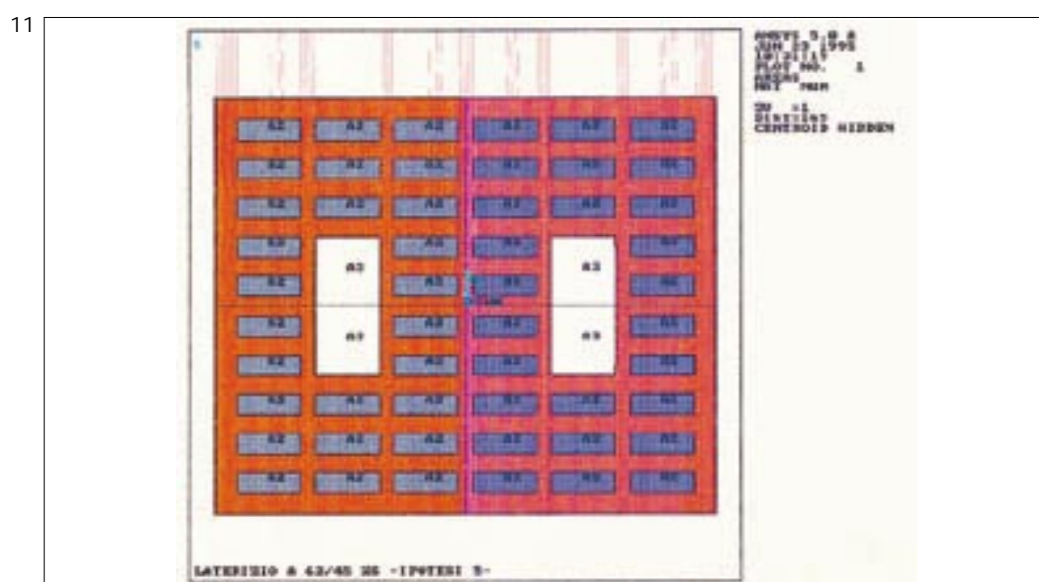
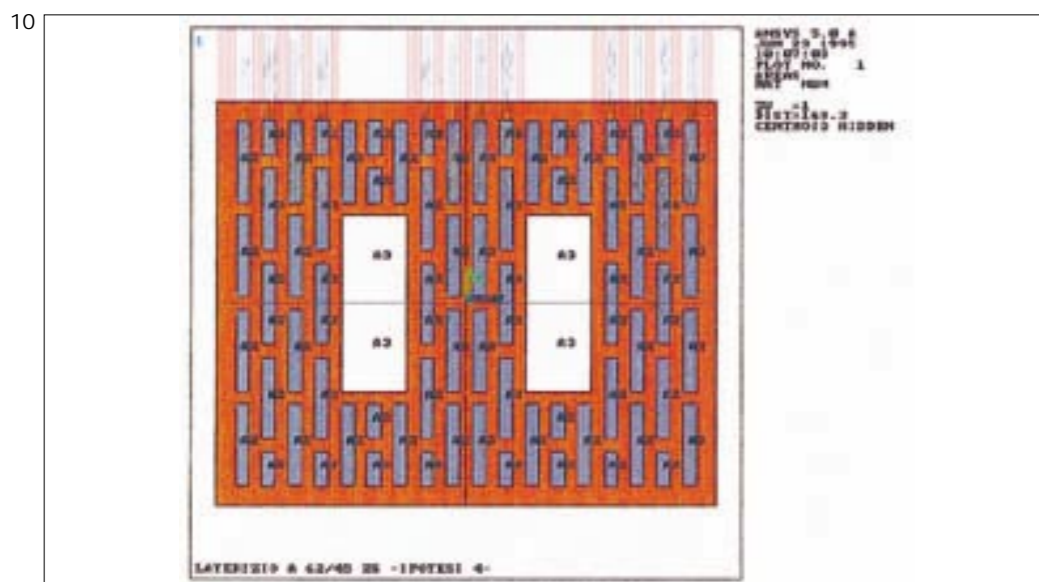
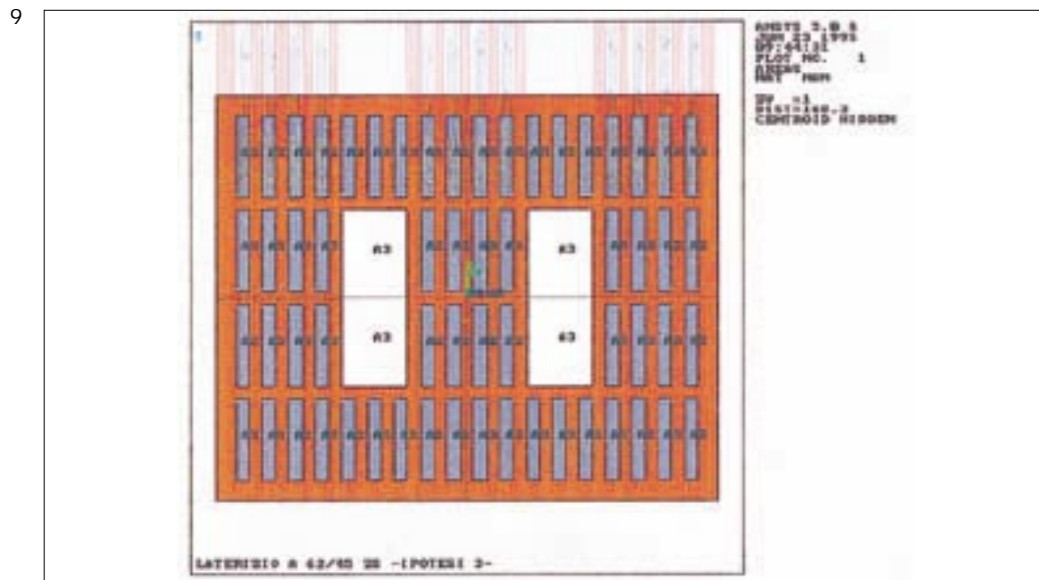
6. Intensità e direzione del flusso termico sulla sezione piana del blocco 62/45 ZS.

7. Modello geometrico del blocco teorico Ipotesi 1.

8. Modello geometrico del blocco teorico Ipotesi 2.



- 9. Modello geometrico del blocco teorico *Ipotesi 3*.
- 10. Modello geometrico del blocco teorico *Ipotesi 4*.
- 11. Modello geometrico del blocco teorico *Ipotesi 5*.



**Sfalsamento dei fori**

Una situazione ricorrente nel disegno dei blocchi in produzione è quella che prevede una distribuzione regolare di fori di uguale dimensione, secondo file e colonne, oppure con colonne che presentano fori sfalsati di un passo pari a metà lunghezza del singolo foro. Intuitivamente la prima configurazione sembrerebbe creare dei ponti termici lungo i setti di separazione fra righe o colonne nella direzione del flusso, mentre la seconda potrebbe determinare un maggior ostacolo al passaggio del calore.

Per verificare queste condizioni sono state eseguite diverse prove su disegni di blocchi a percentuale di foratura pari al 45%, elaborati con fori di area equivalente, ma diverso coefficiente di forma e distribuzione regolare e sfalsata.

A tale proposito sono stati progettati i blocchi designati con le sigle *Ipotesi 1* ed *Ipotesi 2* (figure 7, 8), basati su fori a più grande spessore e distribuzione regolare, e successivamente i blocchi *Ipotesi 3* ed *Ipotesi 4* (figure 9, 10), nei quali i fori hanno spessore quasi la metà di quelli precedenti e lunghezza maggiore.

La prima coppia di blocchi è stata analizzata anche senza fori di presa per verificare il contributo di questi ultimi al valore della resistenza termica globale. Nella tabella 4 si riportano i valori calcolati relativi ai blocchi esaminati.

Dal loro confronto emerge che il parametro resistenza termica non viene sensibilmente influenzato dallo sfalsamento dei fori e quindi il maggior costo, dovuto alla prevedibile maggiore difficoltà di produzione di quest'ultima configurazione, non sempre è giustificato.

Solo quando, nel foro, diventa preponderante la dimensione ortogonale alla direzione del flusso rispetto a quella parallela, si nota una consistente variazione del parametro termico.

**Spessore dei fori**

Come specificato in precedenza, adottando come standard l'area del foro campione, sono stati progettati blocchi che, a parità di percentuale di foratura, presentano una distribuzione regolare dei fori, utilizzando uno spessore del foro standard variabile nella direzione del flusso, mantenendo costante il valore dell'area complessiva.

Fissando, ad esempio, come percentuale di foratura di studio quella del 45 per cento, sono state disegnate due aree equivalenti dei fori, calcolate con il massimo e il minimo spessore attuabile per quella definita percentuale di foratura. Poiché

- 12. Variazione della resistenza adimensionale in funzione dello spessore del foro nella direzione del flusso.
- 13. Modello geometrico del blocco "Laterizio ideale 45".
- 14. Modello geometrico del blocco "Laterizio ideale 55".

nella teoria adottata per la trattazione della cavità, lo spessore del foro influenza fortemente la conducibilità termica equivalente  $\lambda_e$ , l'analisi è stata condotta su due modelli, denominati *Ipotesi 3* (figura 9) ed *Ipotesi 5* (figura 11). Come si può evincere dal grafico di figura 12 la resistenza decresce all'aumentare dello spessore in maniera consistente, e ciò consiglia di realizzare fori con lo spessore minimo nella direzione del flusso.

In questo caso comunque, nel rispetto della normativa in materia di costruzione edilizia, un blocco basato su questo disegno sarebbe di difficile attuabilità in quanto, per mantenere il 45% di foratura con un setto divisorio di 8 mm, lo spessore del foro risulterebbe inferiore al valore minimo consigliato dalla tecnologia produttiva.

**Blocchi ottimizzati**

Dai risultati emersi dalle analisi compiute sui singoli parametri, è possibile effettuare la progettazione di un blocco ottimizzato il quale presenti, a parità di impatto con i blocchi della attuale produzione, il più elevato valore di resistenza termica globale.

Non tenendo conto delle restrizioni imposte dalle leggi vigenti ed evitando di considerare la difficoltà di produzione legate alle citate limitazioni della tecnologia di estrusione, è possibile affermare che per il 45% di foratura il blocco che presenta il maggiore valore della resistenza termica è quello denominato *Ipotesi 3*. Le difformità però che esso presenta rispetto alla norma sono lo spessore dei fori di 8 mm, insufficiente per una corretta produzione, ed una distanza reciproca dei fori di presa di 7 cm al di sopra del valore corretto di 5,5 cm.

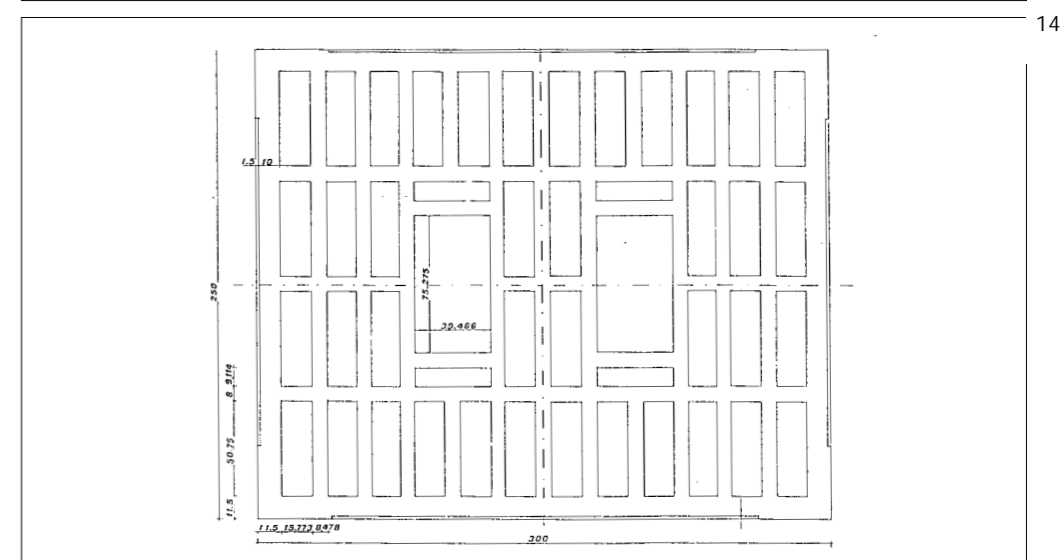
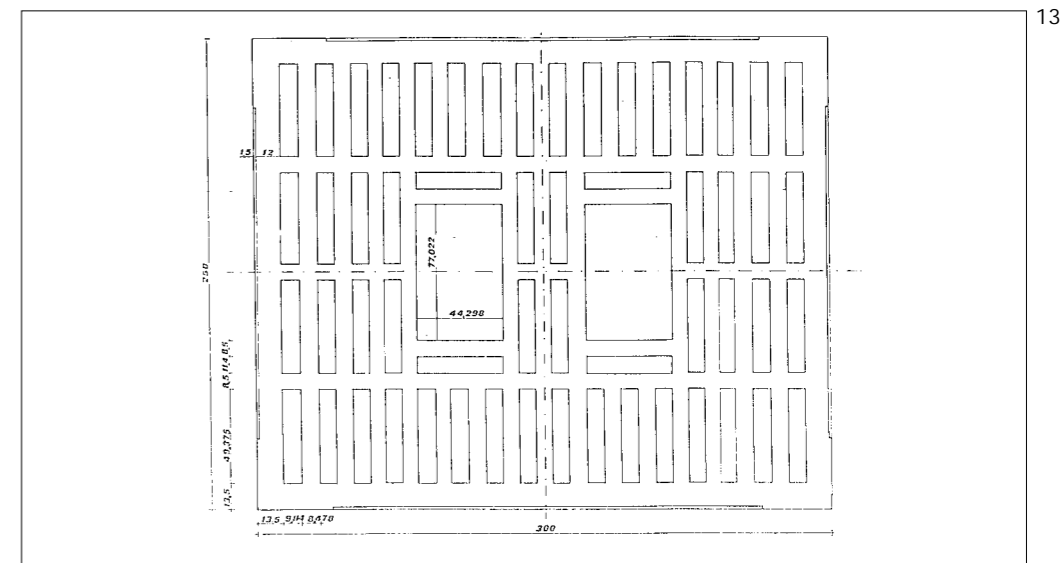
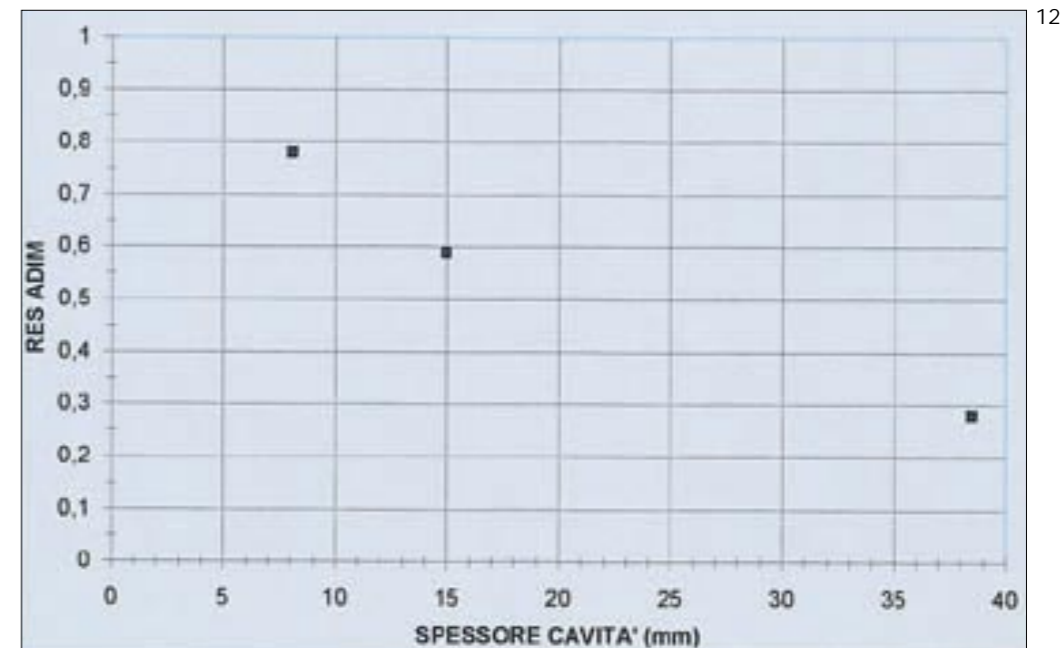
Facendo pertanto le opportune correzioni sono stati realizzati i disegni dei blocchi *laterizio ideale 45* e *laterizio ideale 55*, rispettivamente per le due percentuali di foratura del 45% e del 55%, i cui modelli sono riportati nelle figure 13 e 14. Inoltre nella tabella 5 vengono mostrati i risultati emersi dalle elaborazioni effettuate.

**Conclusioni**

I valori delle resistenze termiche di alcuni blocchi attualmente prodotti e quelli dei

Tabella 5 - Parametri termici dei blocchi teorici ottimizzati.

Blocchi teorici	U (W/m²K)	R <sub>t</sub> (m²K/W)
Laterizio ideale 45	0,59	1,69
Laterizio ideale 55	0,63	1,59



15. Variazione della resistenza adimensionale in funzione della percentuale di foratura per i blocchi analizzati e confronto con la curva di riferimento. I valori Lat. 62/45 25 nuovo e Lat 62/45 25 Produzione sono coincidenti.

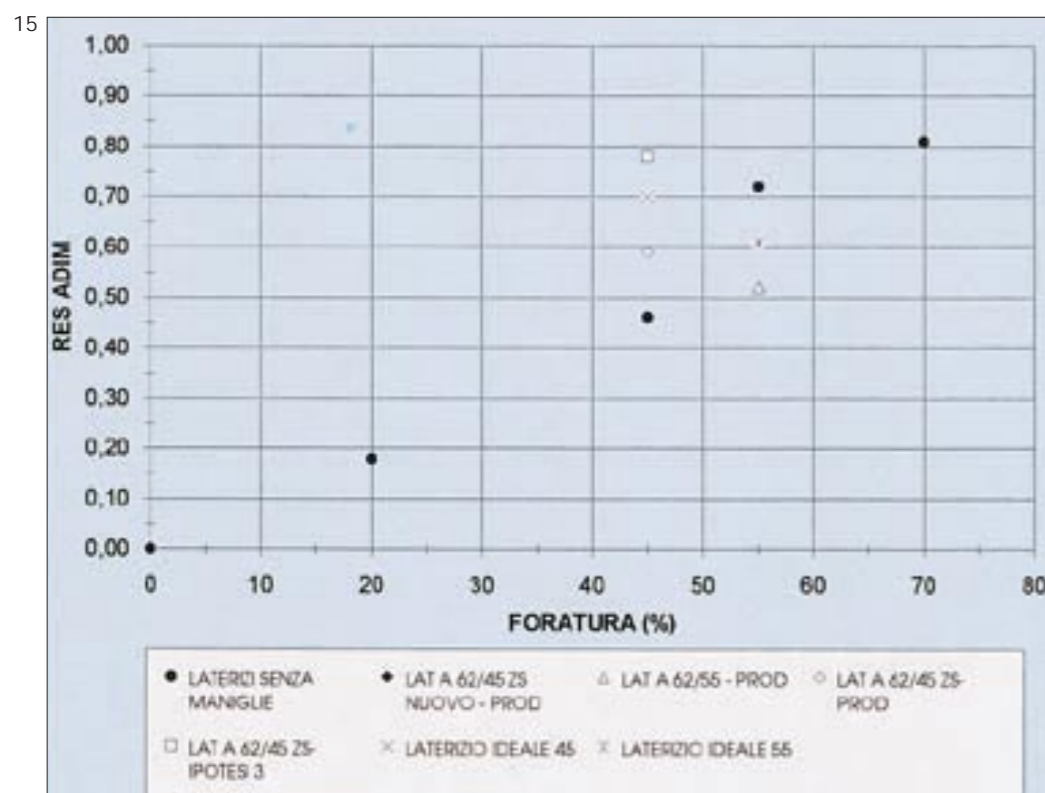


Tabella 6 - Valori riassuntivi dei dati emersi dalle elaborazioni effettuate sui blocchi di produzione e teorici.

Descrizione	U (W/m²K)	R <sub>t</sub> (m²K/W)	Res. Adim.	Foratura (%)	Spess. fori (mm)
Lat. pieno - sperimentale -	1,02	0,98	0,00	0	0,00
Lat. pieno - ipotesi 1 -	0,99	1,01	0,03	0	0,00
Laterizio 20 - senza fori presa -	0,86	1,16	0,18	20	14,96
Lat. 62/45 ZS - produzione -	0,63	1,59	0,62	45	14,96
Lat. 62/45 ZS - ipotesi 3 -	0,57	1,75	0,78	45	8,10
Lat. 62/45 ZS - ipotesi 5 -	0,79	1,26	0,28	45	38,50
Lat. 62/45 ZS nuovo - ipotesi 1 -	0,63	1,59	0,62	45	11,26
Laterizio 55 - senza fori presa -	0,59	1,69	0,72	55	14,96
Laterizio 55 - con fori presa -	0,50	2,00	1,04	55	14,96
Lat. 62/55 - produzione -	0,67	1,49	0,52	55	20,50
Lat. 62/55 - ipotesi 1 -	0,66	1,51	0,54	55	20,50
Blocco speciale - sperimentale -	0,44	2,27	1,31	70	08,10
Blocco speciale - senza fori presa -	0,43	2,32	1,36	70	8,10
Laterizio 70 - senza fori presa -	0,56	1,78	0,81	70	14,96
Laterizio 70 - con fori presa -	0,47	2,12	1,16	70	14,96
Laterizio ideale 45 - perpendicolare -	0,59	1,69	0,72	45	9,60
Laterizio ideale 45 - parallelo -	0,50	2,00	1,04	45	9,60
Laterizio ideale 55 - perpendicolare -	0,63	1,59	0,62	55	15,80
Laterizio ideale 55 - parallelo -	0,63	1,59	0,62	55	15,80

blocchi teorici risultati dalla ricerca sono riportati in tabella 6 e confrontati con la curva di riferimento, estrapolata dalla figura 2, nel grafico di figura 15. Fissando l'attenzione sulla foratura del 45% si può dedurre che il *laterizio ideale 45*, sebbene presenti un valore di resistenza termica inferiore a quello del blocco *Ipotesi 3*, comunque garantisce una prestazione senz'altro migliore del blocco 62/45 ZS attualmente in produzione e alla sua evoluzione.

Poiché gli stessi risultati si ottengono per la foratura del 55%, e considerando che la semplificazione della geometria comporta una riduzione dei costi di produzione, si è deciso di realizzare alcuni prototipi basati sul disegno dei blocchi ottimizzati. Si potranno così realizzare misure della resistenza termica dei campioni, costruendo pareti da inserire nella camera di prova, in fase di completamento presso i laboratori del Dipartimento di Energetica dell'Università di Ancona. Dalle sperimentazioni si attendono dei risultati che potranno validare quelli teorici ottenuti attraverso le elaborazioni al computer sui modelli geometrici.

#### Bibliografia

C. Latina, "Muratura portante in laterizio. Tecnologia, Progetto, Architettura", Ed. Laterconsult, Roma 1994.  
 F.P. Incropera, D.P. Dewitt, "Fundamental of heat transfer", John Wiley & S., 1968.  
 Supplemento alla Gazzetta Ufficiale n. 285 del 5 dicembre 1987, D.M. 20 novembre 1987 "Norme tecniche per la progettazione degli edifici in muratura e per il loro consolidamento".  
 Gazzetta ufficiale n. 29 del 5 febbraio 1996, D.M. 16 gennaio 1996 "Norme tecniche per le costruzioni in zone sismiche".  
 N. Tubi, G. Zanarini, "Le murature in laterizio alveolato", Consorzio Alveolater, Bologna 1988.  
 N. Tubi, G. Zanarini, "Costruire in laterizio alveolato", Ed. Int. Centro Ceramico, Consorzio Alveolater, Bologna 1988.  
 G. Cesini, P. Principi, E. Ruffini, "Analisi del comportamento termico di blocchi termici, di nuovo disegno, destinati alla realizzazione di pareti negli edifici", 50° Congresso Nazionale A.T.I., S. Vincent, Italia 1995.  
 P. Principi, E. Ruffini, G. Zanarini, "Thermal analysis to optimize the design of the alveolater bricks", Advances in thermal insulation, Espinho - Porto, Portugal 1995.

*Gli autori desiderano ringraziare il Consorzio Alveolater® e in particolare il suo direttore, ing. Giorgio Zanarini, per aver reso possibile la presente ricerca sperimentale.*

Giovanni Donatone  
 Alfredo Sollazzo

TECNOLOGIA

Si espongono i risultati di un'indagine sperimentale condotta su prototipi di pannelli di solaio in laterizio a travetti precompressi allo scopo di studiare l'efficacia dei collegamenti degli stessi alle travi di vincolo, particolarmente nei casi di complanarità all'intradosso delle strutture a contatto, mettendo in rilievo l'importanza che riveste in questi casi la realizzazione di un'adeguata fascia piena e la messa in opera di opportuni ferri d'ancoraggio

## Sulle condizioni di vincolo dei solai latero-cementizi a travetti precompressi

#### Premessa

La presente ricerca sperimentale, condotta presso il Laboratorio Prove Materiali del Dipartimento di Ingegneria Strutturale del Politecnico di Bari, nasce da una collaborazione con il Consorzio Italiano Precompressi (C.I.P.) che ha richiesto l'effettuazione di prove a rottura su un significativo numero di pannelli costituiti da due travetti in cemento armato a T, inglobanti ciascuno un elemento prefabbricato precompresso, con interposti laterizi, vincolati a cordoli di estremità.

Le strutture sono state sottoposte a sollecitazione combinata di flessione e taglio al fine di verificare, tra l'altro, l'efficacia di collegamenti alle estremità, in presenza di travi cosiddette *a spessore di solaio* e in tutti i casi di complanarità all'intradosso tra l'estremità dei solai e le travi portanti.

Per comprendere il significato e gli scopi dell'indagine occorre preliminarmente osservare che nei solai in questione deve porsi particolare attenzione al modo in cui si realizza il collegamento dei travetti precompressi con le strutture di bordo. Capita spesso che in tale zona vi sia un semplice accostamento tra le testate dei travetti e il fianco delle trave cui il solaio è vincolato, senza un collegamento efficace, valido sia al fine di assorbire gli sforzi di taglio, sia eventuali, anche se per fortuna abbastanza infrequenti, momenti positivi. Ciò può in qualche caso produrre effetti indesiderati, come è capitato di rilevare agli autori del presente articolo in alcune circostanze particolari.

Succede talvolta, infatti, che le travi a spessore, cui i solai precompressi sono vincolati, abbiano una larghezza notevole o siano eccentriche rispetto ai pilastri, sì che la sezione d'innesto risulti spostata notevolmente verso l'interno della campata rispetto a quella che individua la luce teorica dell'orizzontamento con la conseguenza che ivi si possano avere momenti positivi anche di notevole entità. Ed inoltre, per effetto di variazioni termiche in aumento, in strutture di copertura esposte all'azione diretta dei raggi solari, si possono presentare dilatazioni all'estradosso, considerevolmente più pronunciate che all'intradosso.

Di conseguenza l'orizzontamento si incarica verso l'alto e, nelle sezioni di attacco tra travi di bordo e solai, in assenza di adeguate collegamenti e in presenza di un certo grado d'incastro, si possono avere pericolosi distacchi.

In ogni caso comunque, anche se non si presentano situazioni estreme del tipo di quelle citate, la mancanza di collegamenti si traduce nella diminuita attitudine delle

sezioni di vincolo a trasmettere gli sforzi di taglio, che pure, a quel livello, sono di ragguardevole entità, riducendosi esse sezioni, per effetto della soluzione di continuità, alla sola soletta e alla porzione di travetto gettata in opera.

I produttori di solai consigliano perciò da tempo l'esecuzione di un'adeguata fascia piena e l'impiego di ferri di aggancio o di ancoraggio, posti da una parte e dall'altra di ciascun travetto prefabbricato.

L'ultimo accorgimento è peraltro imposto dalla normativa in vigore (D.M. 16-01-1996) che lo prescrive nelle norme complementari relative ai solai.

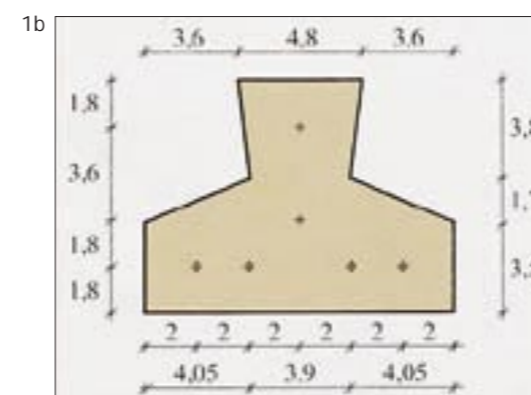
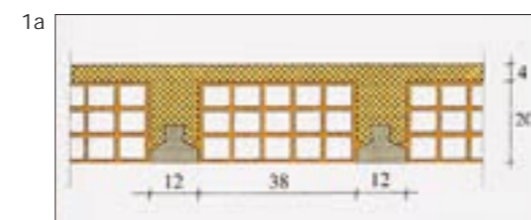
Allo scopo di indagare sull'efficacia dei collegamenti in parola, le prove sono state eseguite su pannelli vincolati a due cordoli di estremità, opportunamente armati, aventi la medesima altezza del solaio, dotati di fascia piena, in presenza e non di ferri di collegamento del tipo descritto. Sono state realizzate due diverse condizioni di carico: una rappresentata da due carichi concentrati simmetrici rispetto alla mezzera, l'altra da due carichi asimmetrici atti a produrre sforzi di taglio particolarmente elevati in una delle sezioni di vincolo.

Tutti i prototipi sono stati portati a rottura, con il risultato di ottenere non solo informazioni circa la maggiore o minore efficacia dei collegamenti realizzati all'attacco con le strutture di bordo, ma anche di valutare la deformabilità dei pannelli, la loro duttilità, il carico di fessurazione, quello di rottura e quant'altro possa risultare utile per chiarirne ed eventualmente migliorarne il comportamento.

#### I prototipi

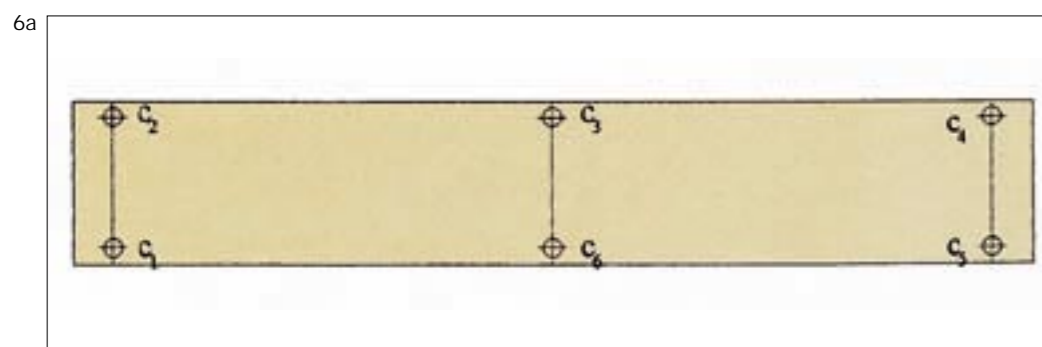
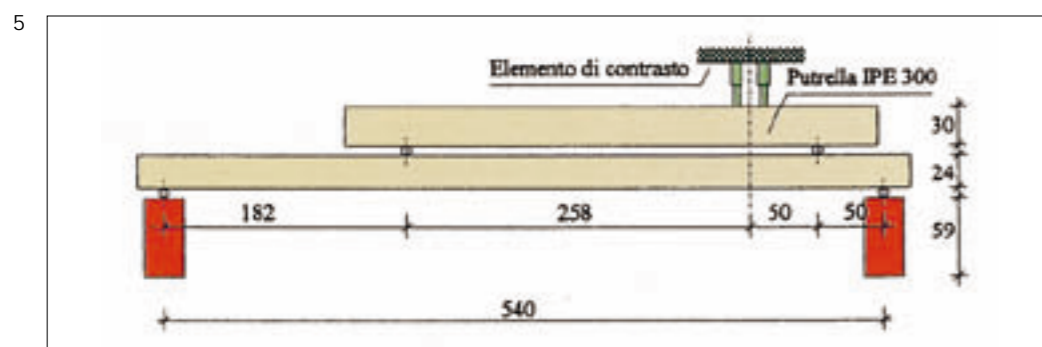
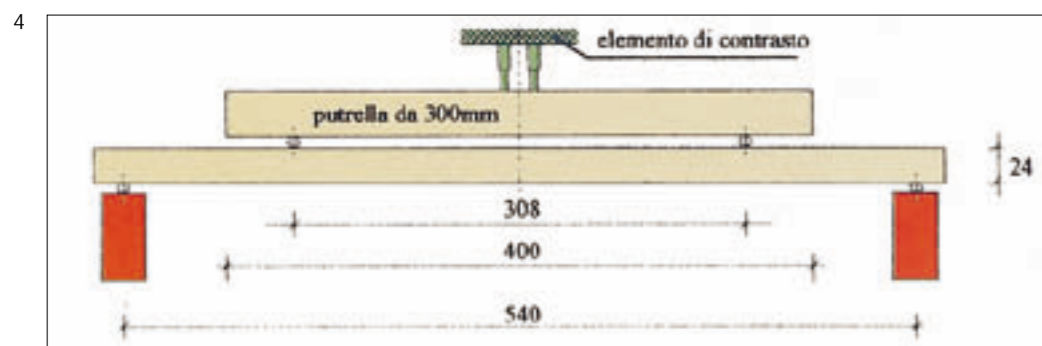
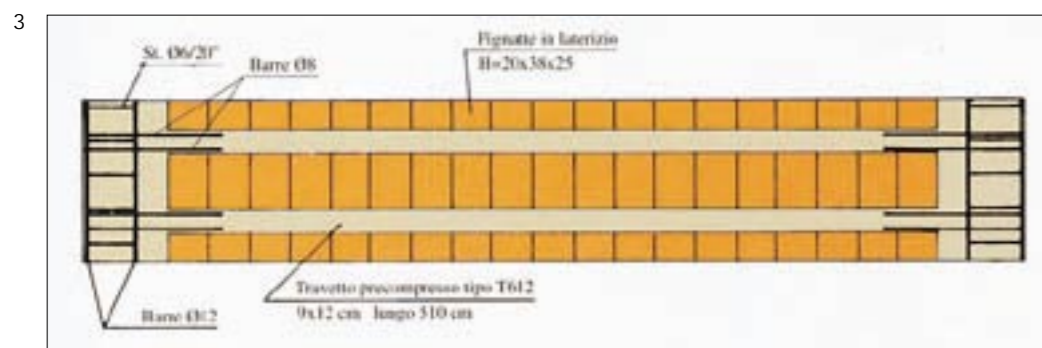
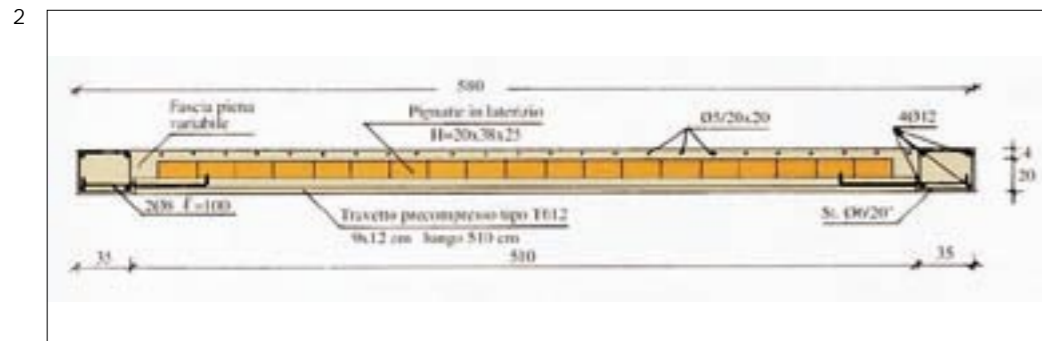
Come si è accennato nella premessa, i prototipi realizzati consistono in pannelli di solaio aventi dimensioni in pianta 100x580 cm ed altezza 20+4 cm, forniti di due cordoli di estremità armati con 4Ø12 e staffe Ø6/20", con fascia piena di lunghezza variabile. Sono composti da due travetti aventi sezione a T con bulbo inferiore costituito da travetti precompressi lunghi 510 cm; la caldana è armata con rete Ø5/20x20 cm; le pignatte in laterizio interposte hanno dimensioni 20x38x25 cm. Il peso totale del prototipo è di 300 daN/m². Nella figura 1a è rappresentata la sezione trasversale del pannello, in fig. 1b la sezione del travetto precompresso.

Alcuni dei prototipi sono armati inferiormente con 2 monconi Ø8, ad aderenza migliorata, di collegamento di ciascun travetto con le travi di vincolo, chiaramente visibile nella fig. 2 ove è mostrata la sezione longitudinale, situati al di sopra delle ali



1a. Sezione trasversale del pannello (misure in cm).  
 1b. Sezione del travetto precompresso (misure in cm).

2. Sezione longitudinale del pannello (misure in cm).  
 3. Pianta del pannello (misure in cm).  
 4. Schema di carico simmetrico (misure in cm).  
 5. Schema di carico asimmetrico (misure in cm).  
 6a. Disposizione dei comparatori centesimali.  
 6b. Disposizione delle basi di misura delle deformazioni.



del travetto precompresso.

In figura 3 il pannello è rappresentato in pianta con l'indicazione anche delle armature dei cordoli, dotati entrambi di due ganci Ø12 per il sollevamento e il trasporto.

Gli schemi di carico adottati sono, come già detto, due, uno simmetrico (fig. 4) e l'altro asimmetrico (fig. 5) rispetto alla mezzera, e realizzati così come indicato nelle figure di riferimento.

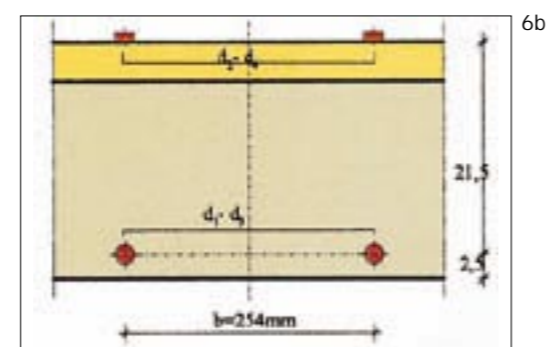
Gli appoggi sono ubicati in modo da individuare la luce netta che è pari a 5,40 m. Il carico è ottenuto con un complesso pompa-martinetti ENERPAC e traversa di carico del peso complessivo di 288 daN; la struttura di contrasto è realizzata con profilati di acciaio ancorati all'apposito piastrone di cui è dotata la sala prove del Laboratorio.

Le inflessioni verticali sono misurate con sei comparatori centesimali disposti due in corrispondenza dell'appoggio di destra, due in mezzera e due in corrispondenza dell'appoggio di sinistra (fig. 6a). Nella trave soggetta a carichi simmetrici sono state usate, inoltre, quattro basi di misura delle deformazioni, rilevate con deformometro Huggenberger (b=254 mm), disposte in mezzera del pannello.

Quelle poste in zona tesa sono applicate sulle facce laterali esterne delle due nervature, all'altezza all'incirca del baricentro delle trecce dei travetti precompressi; quelle poste in zona compressa sono ubicate sull'estradosso della soletta, in asse con i travetti (fig. 6b, 6c).

Nelle figure 7 e 8 si è ritratto il prototipo così come si presentava prima dell'inizio delle prove, rispettivamente sotto i due schemi di carico.

Prima dell'effettuazione di ciascuna serie di sperimentazioni sono state eseguite prove preliminari sul conglomerato usato per il confezionamento dei getti di completamento e sugli acciai dei diametri Ø6, Ø8 e Ø12 impiegati per le armature: il calcestruzzo si può ritenere dotato di una resistenza caratteristica dell'ordine di 24 N/mm<sup>2</sup>, mentre l'acciaio si può considerare



- 6c. Particolare delle basi disposte in zona tesa.  
 7. La struttura sotto carico simmetrico.  
 8. La struttura sotto carico asimmetrico.

del tipo FeB44K.

Il conglomerato costituente il travetto precompresso ha una resistenza caratteristica  $R_{ck}=55 \text{ N/mm}^2$  così come dichiarato dalla ditta produttrice. Le trecce di precompressione hanno una tensione di rottura  $f_{ptk}=1960 \text{ N/mm}^2$ .

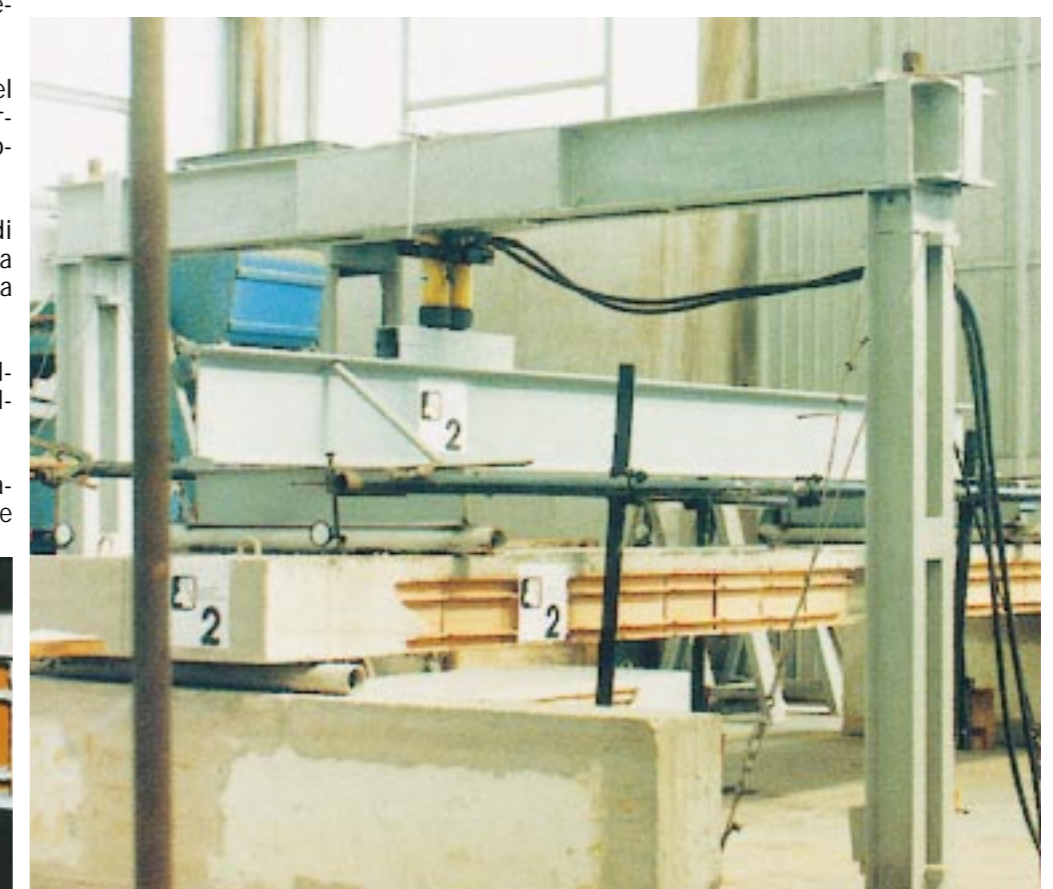
Le prove sotto carichi simmetrici

Si procede preliminarmente ad alcune valutazioni teoriche da utilizzare per un confronto con i risultati sperimentali. Esse sono dedotte utilizzando gli schemi di cui alle figure 9 e 10 e i dati sulle proprietà meccaniche dei materiali precedentemente indicati o forniti dal produttore dei travetti prefabbricati.

Si ha:

- area del travetto-precompresso:  $A_b=73,75 \text{ cm}^2$
- area delle trecce di armatura:  $A_s=71,52 \text{ mm}^2$
- area ideale del travetto precompresso:  $A_i=77,326 \text{ cm}^2$
- sollecitazione di precompressione al lembo superiore del travetto precompresso:  $\sigma_{bs}=6,89 \text{ N/mm}^2$
- sollecitazione di precompressione al lembo inferiore del travetto precompresso:  $\sigma_{bi}=13,28 \text{ N/mm}^2$
- distanza del baricentro del travetto precompresso dal bordo inferiore:  $y_i=3,3563 \text{ cm}$
- modulo di elasticità del calcestruzzo del travetto precompresso (valutato con la formula proposta dal regolamento in funzione della resistenza caratteristica)  $E_{cp}=42213,7 \text{ N/mm}^2$
- modulo di elasticità del calcestruzzo di completamento (valutato con la formula proposta dal regolamento in funzione della resistenza caratteristica):  $E_c=27914,5 \text{ N/mm}^2$
- coefficiente di omogeneizzazione tra calcestruzzo del travetto precompresso e calcestruzzo di completamento:  $n=1,512$ .

Trascurando la porzione di conglomerato di completamento al di sotto dell'asse



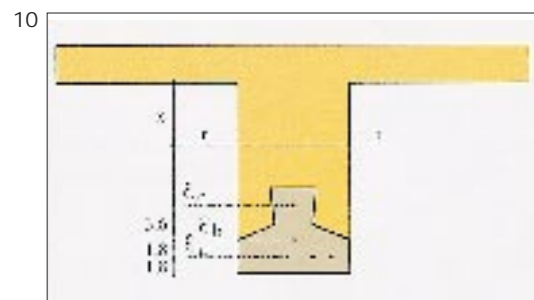
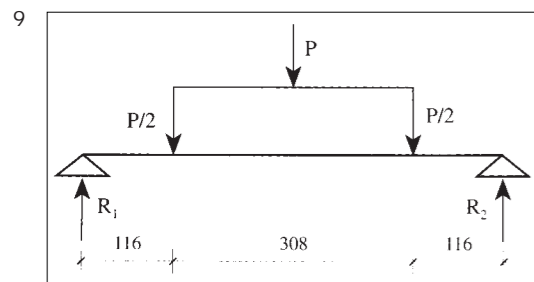
9. Schema della condizione di carico simmetrico (misure in cm).  
 10. La sezione trasversale di un travetto (misure in cm).  
 11. Aspetto del pannello sotto carico simmetrico.

neutro perché sottoposta a elevate tensioni di trazione già per effetto del momento di compressione, per la sezione di fig. 10 si ricava la posizione dell'asse neutro che dista 8,495 cm dal bordo superiore e il momento d'inerzia rispetto al medesimo asse  $I_n=26810 \text{ cm}^4$ .

Assumendo una tensione limite al bordo inferiore del travetto precompresso pari, secondo regolamento, a  $0,03 R_{ck}=1,65 \text{ N/mm}^2$ , risulta, per il momento di esercizio del travetto in opera, il valore:  $M'_e=1707 \text{ daNm}$ .

Per il pannello sottoposto a prova, costituito da due travetti, risulta  $M_e=3414 \text{ daNm}$ .

Il taglio di esercizio per l'intero pannello viene valutato con la formula:  
 $T_e=0,9 \tau_{bo} (H-2)b_0$   
 riportata nelle tabelle della ditta produt-



trice, in cui:

- $\tau_{bo}=0,533 \text{ N/mm}^2$
- $H=24 \text{ cm}$  (altezza totale del pannello)
- $b_0=25,60 \text{ cm}$  (larghezza effettiva resistente al taglio dei blocchi).

Esso vale  $T_e=2702 \text{ daN}$ .

La resistenza media a trazione del conglomerato costitutivo del travetto precompresso risulta, come da formula suggerita dal regolamento, pari ad  $f_{ctm}=3,893 \text{ N/mm}^2$ .

A sua volta la resistenza media a flessione è  $f_{ctm}=1,2 f_{ctm}=4,672 \text{ N/mm}^2$ .

Conseguentemente per il momento di fessurazione del travetto in opera si ha  $M'_f=2053 \text{ daNm}$ , mentre, per il pannello sottoposto a prova, costituito da due travetti, si ha  $M_f=4106 \text{ daNm}$ .

Il rapporto teorico tra il momento di fessurazione e quello di esercizio vale perciò  $M_f/M_e=1,202$ , in accordo con la disposizione di cui al penultimo comma del punto 3.2.10 del D.M. 14/02/1992.

Trattandosi di sezione debolmente armata, il momento di rottura viene a sua volta calcolato attraverso la formula approssimata:

$M_r=2 A_s h \gamma f_{ptk}$   
 essendo  $h=21 \text{ cm}$  l'altezza utile dalla sezione,  $A_s$  l'area delle treccie del singolo travetto precompresso,  $\gamma=0,95$  un coefficiente di riduzione,  $f_{ptk}$  la tensione caratteristica di rottura dell'acciaio costituente le treccie.

Risulta così  $M_r=5859 \text{ daNm}$ . Il rapporto tra il momento  $M_r$  appena calcolato e quello di esercizio  $M_e$  vale quindi 1,716 ed è pertanto maggiore del valore 1,5 previsto dalla normativa.

I prototipi sottoposti a prova di carico sono 4, di cui due dotati di ferri di collegamento dei travetti precompressi ai cordoli di bordo e due privi dei suddetti ferri. Tutti

hanno una fascia piena di 30 cm circa.

La geometria dello schema impiegato è stata scelta in modo che, sotto un carico di prova  $P=(1858+1858) \text{ daN}$ , si raggiungano, tenendo anche conto dei carichi permanenti (peso proprio e peso della traversa di carico), contemporaneamente il momento di esercizio  $M_e=3414 \text{ daNm}$  e un taglio a filo fascia piena pari a 2677 daN, praticamente coincidente con il taglio di esercizio  $T_e=2702 \text{ daN}$ .

Ciascun pannello è stato dapprima sottoposto a un carico  $P=(1500+1500) \text{ daN}$ , alquanto inferiore a quello prima indicato, e quindi scaricato; successivamente è stato ricaricato fino ad un valore  $P=(3000+3000) \text{ daN}$  e di nuovo scaricato; infine ricaricato gradualmente fino a rottura.

La figura 11 ritrae la struttura sotto un carico abbastanza prossimo a quello di crisi: si rileva la forte deformazione da essa subita, evidente indicazione della sua elevata duttilità.

Il comportamento dei pannelli è ben rilevabile dalle figure da 12 a 19. Di queste, le figure da 12, 14, 16, 18, si riferiscono, per i quattro prototipi, ai diagrammi momenti-abbassamenti in mezzeria; le figure 13, 15, 17, 19, ai diagrammi momenti-deformazioni, sempre in mezzeria, registrate queste ultime attraverso le basi deformometriche.

I risultati consentono di eseguire alcuni utili confronti con i valori teorici determinati in precedenza. Dai diagrammi momenti-abbassamenti è innanzi tutto possibile osservare che la fessurazione per i quattro prototipi si è avuta sotto un momento di prova dell'ordine dei 2830 daNm. Sommando a questo i momenti dovuti al peso proprio del pannello (1093

12. 13. 14. Diagrammi momenti - abbassamenti e momenti-deformazioni per i prototipi forniti di ferri di aggancio.

daNm) e al peso proprio della traversa di carico (167 daNm), si ottiene un valore sperimentale del momento di fessurazione pari a 4090 daNm, dello stesso ordine di grandezza del momento teorico  $M_f$  prima determinato che vale 4106 daNm. Il rapporto tra il momento sperimentale di fessurazione e quello di esercizio vale perciò  $1,198 \approx 1,2$ . A sua volta la rottura si è manifestata per i quattro prototipi praticamente sotto uno stesso valore del carico di prova, dell'ordine di 8000 daN, cui corrisponde un momento di 4640 daNm (fig. 20).

Se si aggiungono a questo valore quelli determinati in mezzeria dall'azione del peso proprio e della traversa di carico, si ottiene un momento sperimentale di rottura di 5900 daNm, leggermente più elevato del momento teorico  $M_r$  valutato precedentemente in 5859 daNm. Il rapporto fra il momento sperimentale (che corrisponde alla crisi a flessione avvenuta per rottura delle treccie di precompressione nel tratto compreso fra i due carichi concentrati) e il momento di esercizio è pari a 1,728.

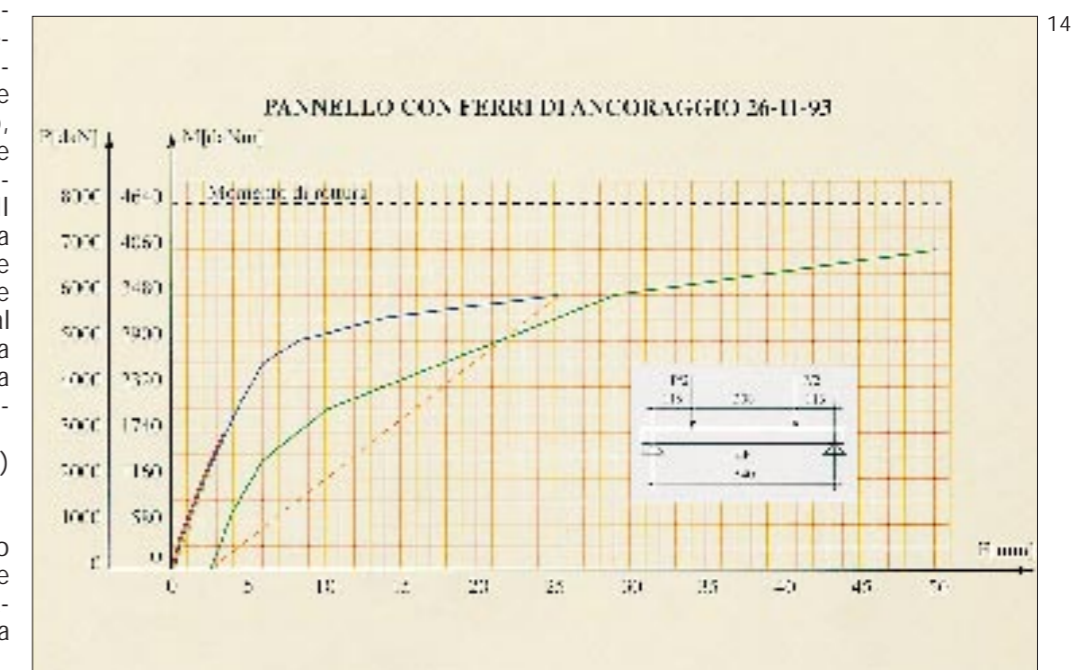
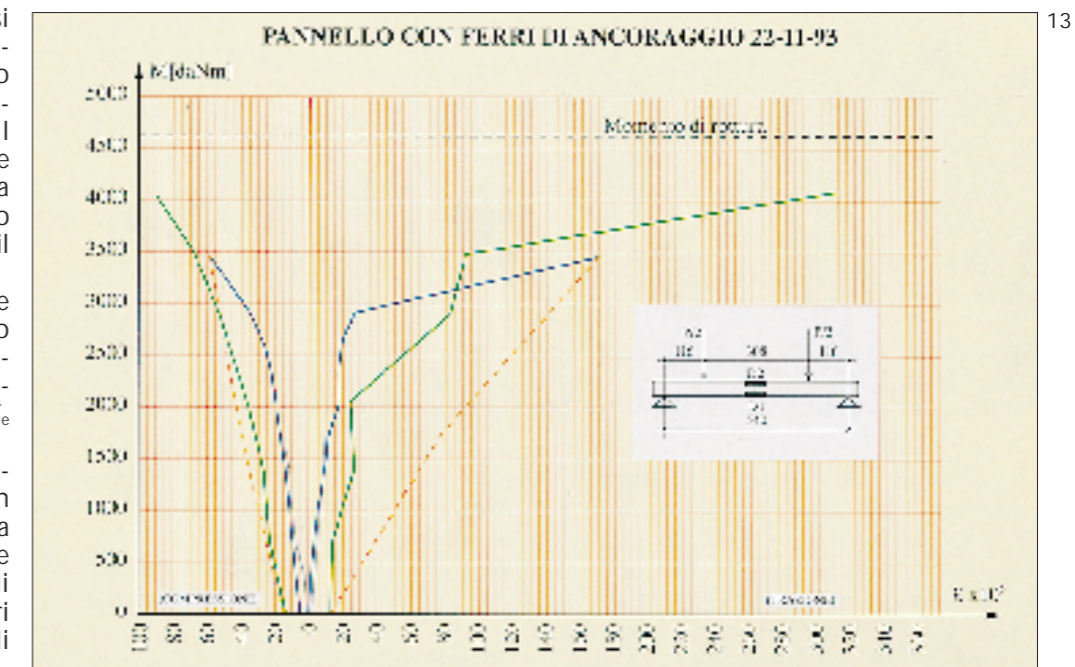
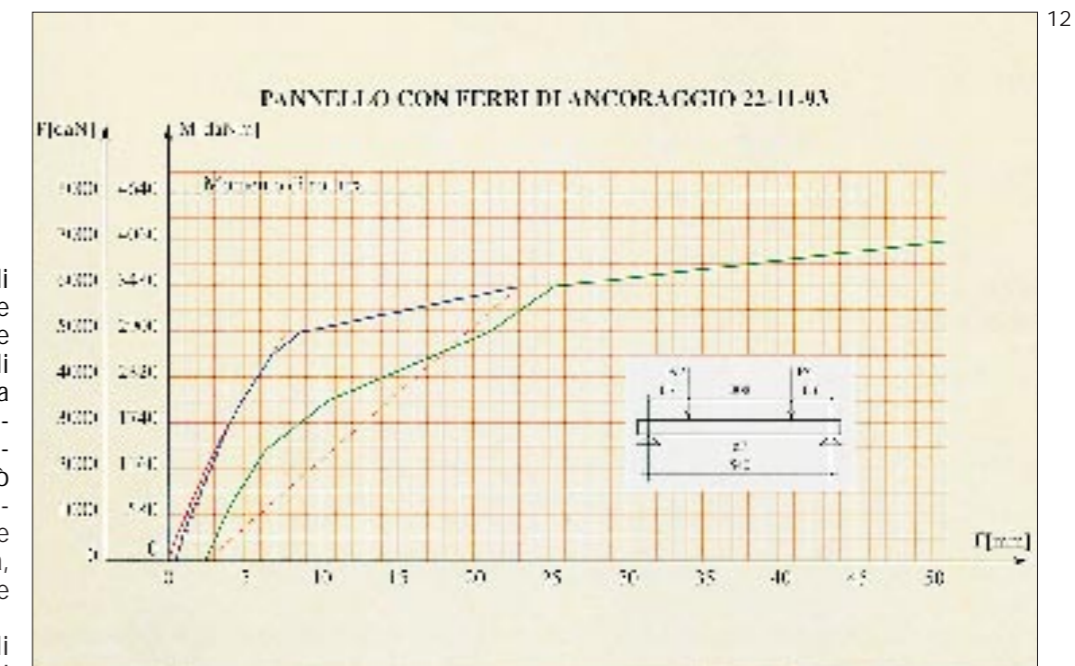
All'atto della rottura, il taglio al termine della fascia piena, sempre tenendo conto dei contributi del peso proprio e della traversa di carico, risulta di 4819 daN: il rapporto quindi tra questo valore e il taglio  $T_e$  di esercizio vale 1,783.

Non si sono rilevate, in tali zone, fessurazioni o distacchi visibili; ciò è d'altronde in accordo col fatto che la rottura si sia avuta per flessione. Ed inoltre non vi sono state differenze di comportamento apprezzabili per effetto della presenza o meno dei ferri di collegamento fra travetti e cordoli di bordo.

Le prove eseguite, che hanno comportato nella sezione terminale dei travetti precompressi anche un certo momento positivo, hanno quindi permesso di constatare che il tratto di ancoraggio del travetto, assunto pari a 30 cm, è più che sufficiente ad assicurare un congruo margine di sicurezza a taglio nei confronti della rottura. Il tratto in parola (cm 30) risulta di lunghezza paragonabile a quella che si otterrebbe considerando il taglio massimo T in asse dell'appoggio teorico (contemporaneo al manifestarsi del taglio di esercizio  $T_e$  nella sezione d'innesto dei travetti nella fascia piena), e applicando la formula approssimata:

$$\approx \frac{iT}{2at} \quad (1)$$

in cui  $i$  è l'interasse,  $a$  l'altezza del travetto precompresso,  $\tau$  è la tensione tangenziale ammissibile tra la superficie laterale del travetto e il conglomerato della fascia piena che si assume uguale a  $0,3 \text{ N/mm}^2$ .



15. 16. 17. Diagrammi momenti - abbassamenti e momenti-deformazioni per i prototipi forniti di ferri di aggancio.

Le prove sotto carichi-asimmetrici

Tali prove sono state eseguite nell'intento di provocare la rottura in vicinanza della zona d'innesto tra il travetto e la fascia piena e quindi per effetto di una sollecitazione di taglio e flessione.

Lo schema riportato in fig. 21 è tale da produrre reazioni degli appoggi per effetto del solo carico di prova P erogato dal martinetto pari ad  $R_1=0,185 P$  ed  $R_2=0,815 P$ , cui, nell'interpretazione dei risultati, vanno sommati i contributi del peso proprio e della traversa di carico. Ad  $R_1$  va perciò sommata una  $R'_1=919$  daN, ad  $R_2$  una  $R'_2=989$  daN.

I prototipi sottoposti a prova sono anche in tal caso quattro, di cui 2 dotati di ferri di collegamento dei travetti precompressi ai cordoli di bordo e due privi dei suddetti ferri.

Tutti hanno una fascia piena di 18 cm circa. La riduzione di quest'ultima rispetto a quella adottata nelle prove precedenti è stata dettata dall'intenzione di rendere meno efficace il collegamento del solaio alle strutture di bordo e quindi, in definitiva, di rendere più severa la prova.

Il carico P erogato dal martinetto, sotto il quale (tenendo conto del contributo del peso proprio e dell'attrezzatura di carico) si raggiunge all'attacco travetto precompresso-fascia piena il valore del taglio di esercizio ( $T_e=2702$  daN), vale 2227 daN.

Le prove sono state condotte aumentando gradualmente in una prima fase il carico P fino ad un valore di 2550 daN.

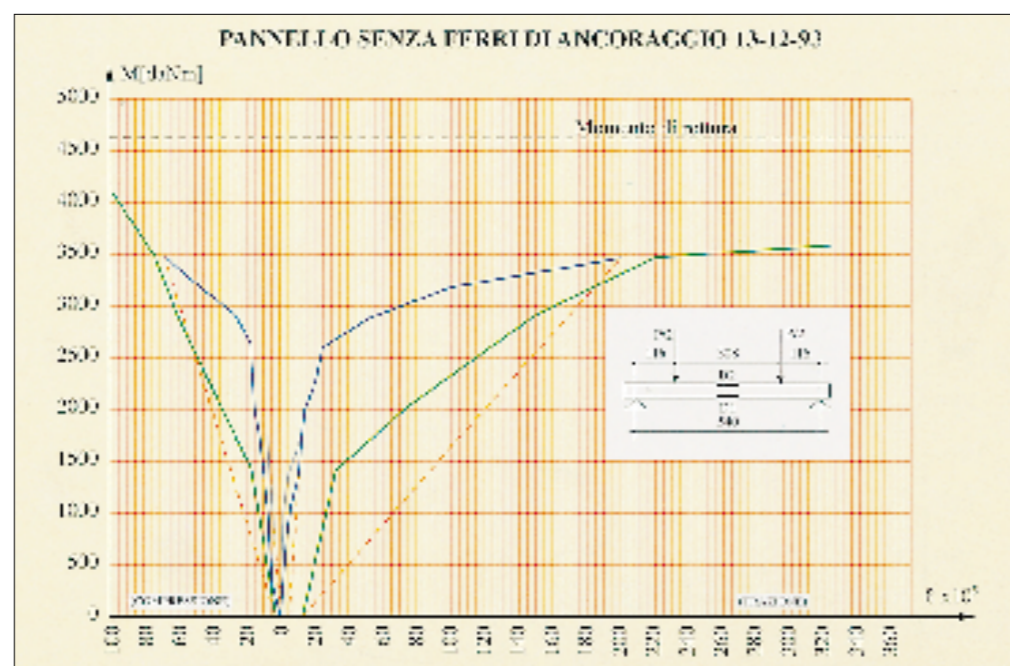
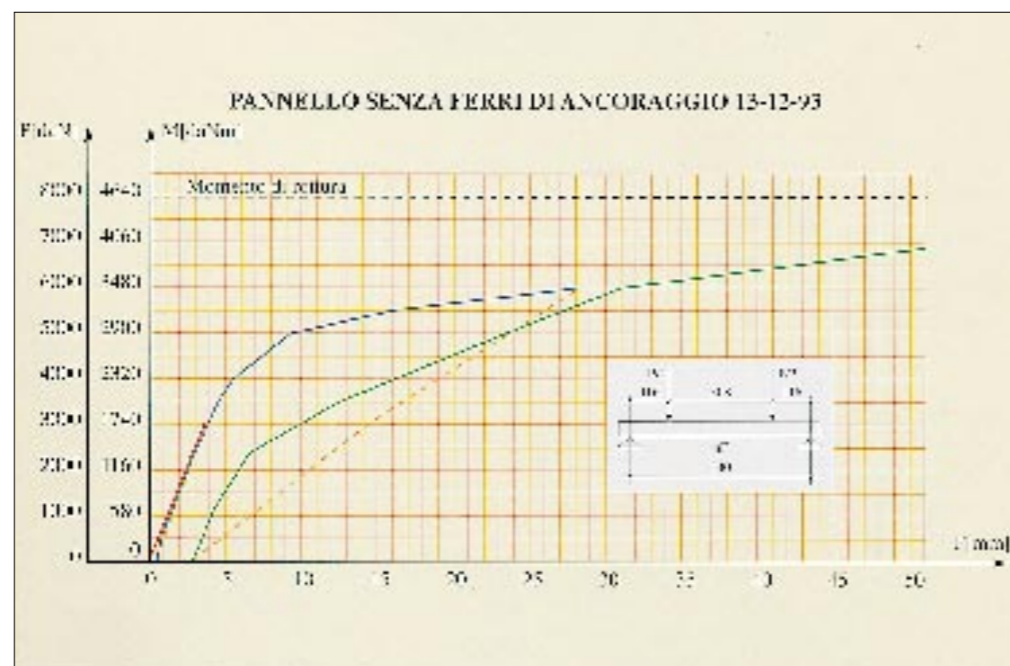
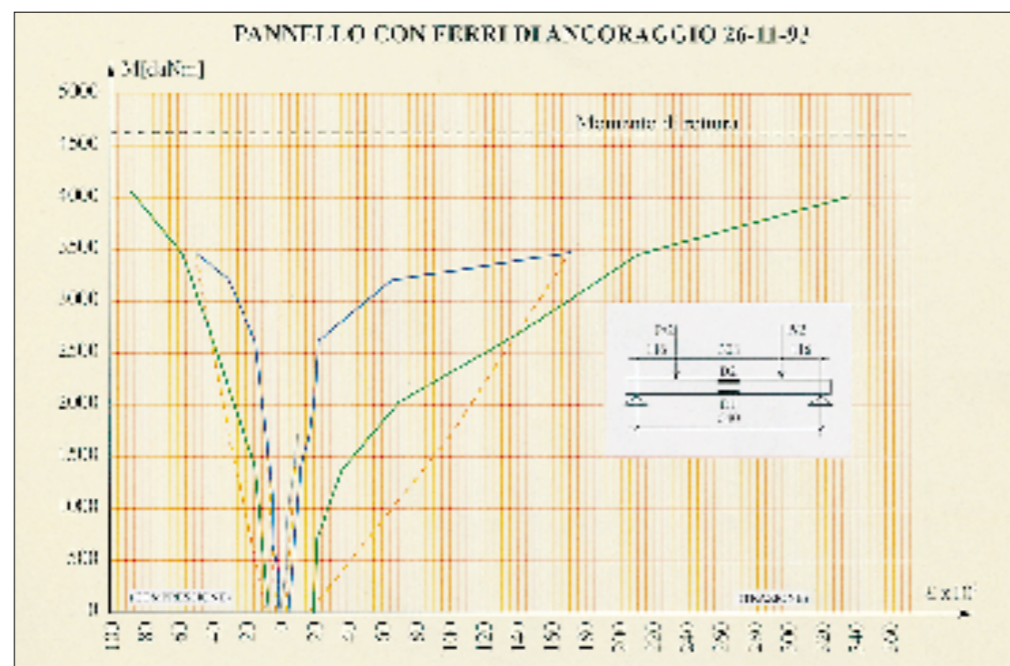
Successivamente i prototipi sono stati scaricati e quindi, sempre con gradualità, riportati sotto il medesimo carico. Scaricati una seconda volta, essi sono stati infine ricaricati gradualmente fino a rottura.

Il diagramma momenti-abbassamenti in mezzeria, riportato in figura 22, mostra il comportamento di uno dei pannelli. Assai simile ad esso è stato il comportamento rilevato nel corso delle altre tre prove.

Diversi sono stati però nei quattro casi i carichi di rottura. I due pannelli dotati di ferri di ancoraggio hanno raggiunto la crisi sotto un carico di prova  $P \approx 14000$  daN. Gli altri due, privi dei ferri di collegamento si sono rotti sotto un carico di prova  $P \approx 10500$  daN per il primo e  $P \approx 11000$  daN per il secondo rispettivamente.

La rottura si è sempre innescata nella sezione terminale dei travetti precompressi (a circa 15 cm quindi dall'appoggio teorico) interessando l'intera fascia piena con andamento obliquo, tipico da flessione e taglio (fig. 23).

Nella sezione in parola il taglio di rottura sperimentale, tenendo conto del contributo del peso proprio e di quello dell'attrezzatura,



18. 19. Diagrammi momenti - abbassamenti e momenti-deformazioni per i prototipi privi di ferri di aggancio.  
20. Aspetto del pannello a rottura avvenuta.

zatura, risulta pari a 12354 daN nel caso delle prime due prove, pari a 9501 daN e a 9909 daN rispettivamente per le altre due.

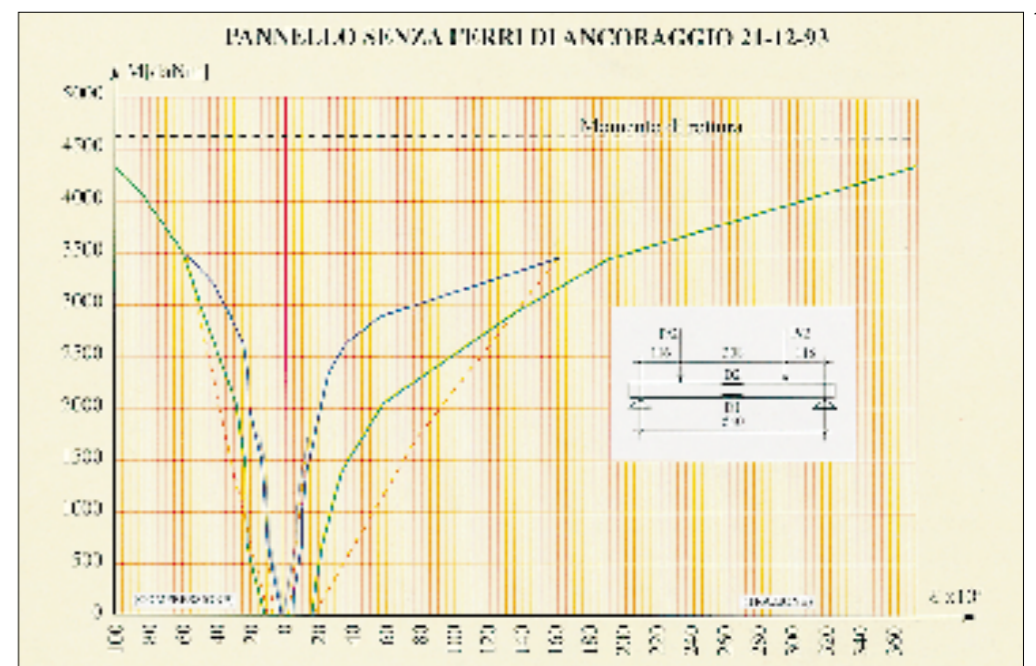
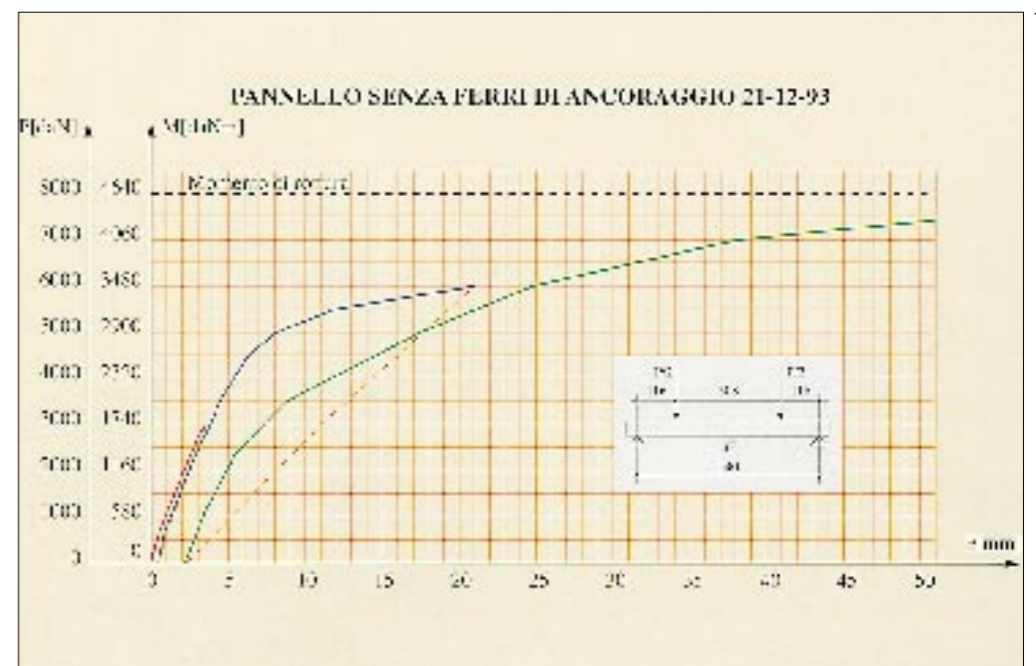
Nella sezione al termine della fascia piena il taglio presente all'atto della rottura vale a sua volta 12300 daN con riferimento ai due prototipi (muniti di ferri di aggancio), 9447 daN e 9855 daN rispettivamente per il terzo e il quarto (privi di ferri di aggancio). I rapporti tra questi valori e il taglio di esercizio a suo tempo calcolato, pari a 2702 daN, sono perciò elevati.

Nel caso dei pannelli senza ferri di collegamento la crisi è stata improvvisa e non preceduta da fenomeni fessurativi visibili ad occhio nudo (fig. 24). Nei pannelli dotati di armatura di aggancio la rottura è stata dello stesso tipo: la presenza dei ferri ha però evitato il crollo dell'elemento con la separazione dello stesso in due monconi (fig. 25).

Nell'intento di fornire un'interpretazione del meccanismo di rottura è opportuno rimarcare quanto segue:

- la crisi non si è mai verificata al termine della fascia piena interessando i travetti precompressi. Ciò nonostante che, nella sezione in parola, siano stati raggiunti tagli elevati a fronte di una larghezza b, da considerare nelle verifiche, notevolmente inferiore a quella della sezione di rottura, che, come si è detto, si è sempre localizzata in fascia piena, laddove terminano i travetti precompressi. Ciò è molto probabilmente dovuto sia all'elevata resistenza specifica del conglomerato dei travetti prefabbricati, sia al fatto che, pur trovandosi la sezione dei travetti all'uscita della fascia piena in prossimità di quella terminale degli stessi (e quindi in zona in cui non si dovrebbe tener conto dello stato di coazione), tuttavia la precompressione vi esercita evidentemente ancora un effetto benefico, fornendo un contributo ai fini di ritardare l'innescio di lesioni per flessione e successiva rottura a taglio;

- il non aver osservato, sia pure ad occhio nudo, fessurazioni nella zona di rottura prima che quest'ultima si verificasse improvvisamente fa ritenere che le sollecitazioni di flessione e taglio siano state assorbite fino in fase terminale quasi totalmente dal solo calcestruzzo della fascia piena. Quest'ipotesi, certamente valida per i prototipi privi di ferri di ancoraggio, è verosimile anche per quelli armati, in quanto, ove i 4 Ø 8 fossero stati coinvolti in un comportamento tipico da cemento armato, gli elevati tassi di lavoro nell'acciaio avrebbero dato luogo certamente a fenomeni fessurativi pre-rottura. E del resto ciò è da ritenere ovvio anche in quanto la sezione dei ferri di aggancio è



21. Schema della condizione di carico asimmetrico (misure in cm).

22. Diagramma momenti - abbassamenti per un prototipo fornito di ferri di aggancio.

23. La rottura sotto carico asimmetrico.

percentualmente trascurabile rispetto a quella dell'intera fascia piena.

A conferma di ciò, da verifiche a flessione nella sezione di conglomerato della fascia piena (considerata tutta reagente) in cui si è determinata la rottura, risultano tensioni di trazione nel calcestruzzo sotto i momenti di rottura pari:

- a 2,21 N/mm<sup>2</sup> nei prototipi muniti dei ferri di aggancio;
- a 1,76 N/mm<sup>2</sup> nel prototipo privo di ferri provato il 14-03-95;
- a 1,83 N/mm<sup>2</sup> nel prototipo privo di ferri provato il 20-03-95.

Tali valori sono stati ricavati eliminando dall'area della sezione le impronte dei due travetti precompressi, schematizzate in sezioni rettangolari di dimensioni 10x9 cm, e omogeneizzando al calcestruzzo l'area dei ferri di ancoraggio se esistenti (fig. 26).

La resistenza media a flessione  $f_{ctm}$  del conglomerato della fascia piena è pari, sulla base della formula prevista dal regolamento, a 2,69 N/mm<sup>2</sup>.

Nel raffrontare le tensioni di rottura sperimentali valutate nel modo indicato con il valore  $f_{ctm}$ , si deve tener presente che nella sezione di crisi va messo in conto anche l'effetto dello sforzo di taglio. Inoltre c'è da osservare che la trasmissione dello sforzo di trazione avviene attraverso le tensioni tangenziali che si esercitano lungo le facce laterali dei travetti precompressi nel tratto in cui essi sono immersi nel conglomerato della fascia piena. Non è nota ovviamente l'apertura del cono di diffusione con cui l'azione suddetta si trasmette: è da presumere tuttavia che non tutta la larghezza della fascia piena venga interessata, sì che la sezione resistente all'atto della rottura sia alquanto inferiore a quella ipotizzata nei calcoli e i livelli tensionali raggiunti siano più elevati.

Vi è perciò una sufficiente coincidenza tra i valori che si possono ricavare elaborando i risultati sperimentali e la resistenza media a trazione del conglomerato: il meccanismo di rottura ipotizzato è quindi da ritenere plausibile.

Il fatto infine che la rottura si sia costantemente verificata nella sezione in cui ter-

minano i travetti precompressi si spiega anche con il probabile insorgere in tale sezione di punte di tensione innescate dalla brusca discontinuità creatasi nell'interno della struttura resistente per effetto dell'interruzione dei travetti stessi.

Il miglior comportamento a rottura dei prototipi dotati di ferri di aggancio si può spiegare sia osservando che le armature potrebbero aver determinato un ritardo nella propagazione di microlesioni da flessione nel dar luogo alla successiva rottura a taglio, sia prendendo in considerazione l'eventuale benefico "effetto spinotto" ad esse attribuibile, specie se si tiene conto del notevole copriferro che le armature in questione presentano essendo situate al di sopra dell'ala dei travetti precompressi.

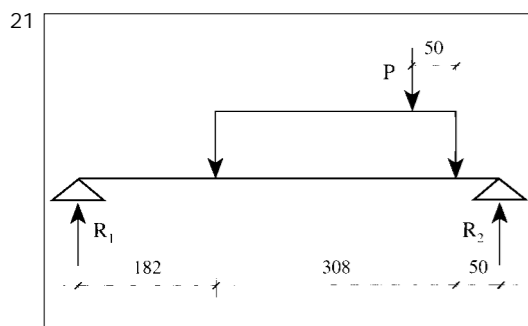
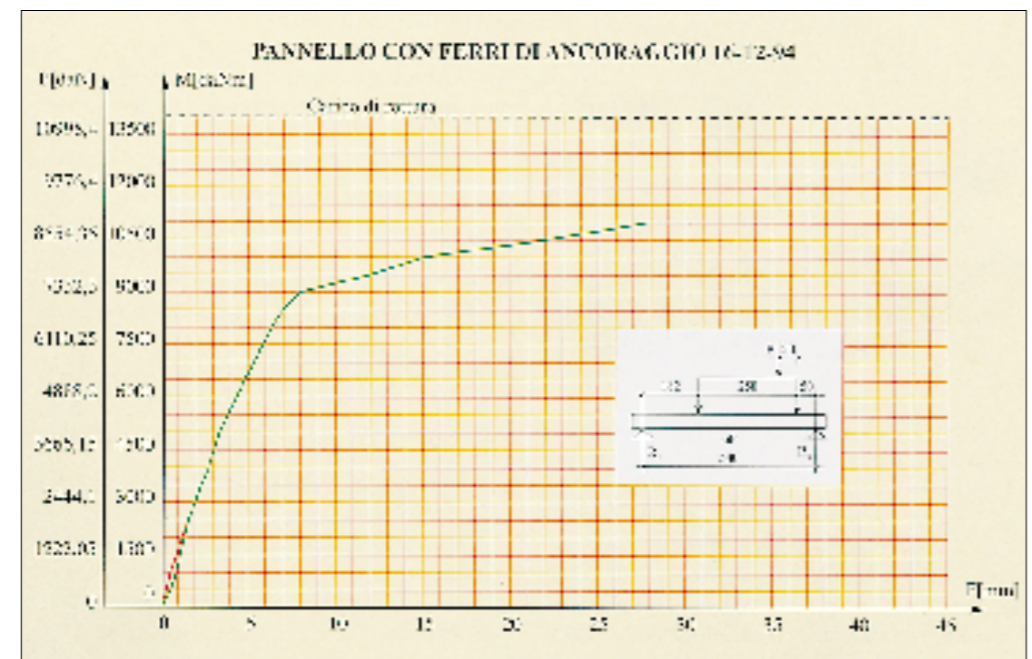
Si fa osservare infine che il "taglio sollecitante di calcolo allo stato limite ultimo"  $V_{sdu}$  per i prototipi muniti di armatura di

aggancio, valutato in corrispondenza della sezione di rottura attraverso la formula riportata dalla circolare n. 27966 del Ministero dei LL.PP. del 31-10-1986 e valida per la "verifica degli elementi sprovvisti di armature trasversali a taglio", assume un valore dell'ordine di 6905 daN, notevolmente inferiore a quelli sperimentali.

#### Conclusioni

Si ritiene che le prove eseguite abbiano fornito utili indicazioni in merito al principale problema oggetto della ricerca.

Un vincolo dei solai precompressi alle strutture di bordo nei casi di complanarità dei rispettivi intradossi non può prescindere dalla realizzazione di un'adeguata fascia piena in cui ancorare le estremità dei travetti prefabbricati e dalla messa in opera di monconi di ancoraggio. In assenza di tali condizioni non è possibile ritenere che,



24. Particolare dei due elementi in cui si è suddiviso a rottura il prototipo privo di ferri di aggancio.

25. Particolare della rottura nel prototipo dotato di ferri di aggancio.

26. Schematizzazione della sezione resistente della fascia piena (misure in cm).



attraverso la sezione di contatto fra le due strutture, possa trasmettersi efficacemente lo sforzo di taglio e soprattutto un eventuale momento flettente positivo.

La lunghezza della fascia piena, calcolata con la formula (\*) consigliata dai manuali, può ritenersi più che sufficiente allo scopo, come mostrato nelle prove a carico simmetrico in cui la rottura si è sempre verificata per flessione nel tratto soggetto a momento massimo: contemporaneamente a filo della fascia piena si è raggiunto un valore del taglio (peraltro non di rottura) quasi doppio di quello di esercizio.

In tali prove la presenza dei ferri di collegamento non ha determinato alcuna variazione significativa del comportamento dei prototipi.

Le prove a carico asimmetrico hanno dimostrato che la rottura per flessione e taglio non si verifica mai nella sezione dei travetti precompressi all'uscita dalla fascia piena ove viene calcolato il taglio di esercizio. Il modo di procedere comunemente adottato per valutare quest'ultimo comporta perciò un notevole grado di sicurezza nei confronti della rottura.

La sezione più pericolosa si trova nella zona di collegamento con le strutture di bordo ed è quella in cui, all'interno della fascia piena, terminano i travetti.

Una particolare attenzione va perciò posta nella verifica di quest'ultima, specialmente se in essa è attivo anche un momento flettente positivo: in tal caso è ovviamente indispensabile la presenza di ferri di aggancio la cui sezione va adeguatamente calcolata. I ferri in questione, ai fini del comportamento a rottura, oltre che produrre un sensibile innalzamento del carico di crisi, sono vantaggiosi perché impediscono in ogni caso il crollo totale ed improvviso, evitando una rottura di tipo fragile con il distacco in due parti dell'elemento strutturale.

Lavoro eseguito con il contributo del Ministero dell'Università e della Ricerca Scientifica e Tecnologica, quota 60%.

