

Stabilità di aste composte ad elementi ravvicinati: indagine sperimentale e simulazione numerica

Stability of compact built-up struts: experimental investigation and numerical simulation

R. Zandonini

AISC E&R Library



9184

1175
Ricerca svolta col contributo del C.N.R.
(Consiglio Nazionale delle Ricerche)
Research financed by C.N.R.
(National Italian Research Council)

Sommario

Si riferisce sui risultati di una indagine sperimentale svolta nell'ambito di una più ampia ricerca sulla stabilità di aste compresse composte con elementi ravvicinati.

La sperimentazione ha consentito il controllo della validità di un metodo di simulazione numerica messo a punto in una precedente fase della ricerca. Tale metodo è risultato adeguato a predire il comportamento di aste composte compatte, quando queste siano realizzate con collegamenti staticamente efficienti.

Il confronto dei risultati sperimentali con prescrizioni normative ispirate a differenti filosofie di progetto è presentato a conclusione del lavoro.

1. Introduzione

Elementi strutturali composti, ottenuti cioè collegando tra loro due o più correnti, trovano largo impiego in alcuni settori della carpenteria metallica per la realizzazione di elementi compressi.

Questi permettono di ottenere infatti in generale un buon rapporto tra rigidità flessionale e peso dell'elemento. In alcuni casi inoltre, come nelle travature reticolari, consentono di adottare giunzioni semplici ed efficienti.

Una prima e più immediata classificazione delle aste composte fa riferimento al sistema di collegamento tra i correnti, distinguendo tra aste tralicciate (fig. 1a), aste calastrellate (fig. 1b) e aste abbottonate (fig. 1c).

Un'analisi, anche qualitativa, del comportamento di elementi composti consente una suddivisione, forse maggiormente significativa, basata sulla distanza fra i correnti. Questa distingue tra aste con correnti distanziati e aste con correnti ravvicinati.

Per il primo gruppo, al quale appartengono le aste tralicciate e la maggior parte delle aste calastrellate, sembra lecito ritenere che la rigidità flessionale dei singoli correnti dia un contributo modesto alla risposta flessionale globale dell'elemento e possa pertanto essere trascurata. Ipotesi che non pare più corretta nel caso di aste a correnti ravvicinati (essenzialmente le aste abbottonate).

Summary

The paper reports on the results of an experimental investigation, which is part of a wider research on the stability of centrally compressed compact built-up struts.

The tests allowed the validity of a numerical simulation method, already developed in an earlier phase of the research, to be checked. The method came out to be adequate to predict the behaviour of compact built-up struts, when their interconnections are statically effective.

A comparison between the test results and Code recommendations based on different design philosophies are presented at the end of the paper.

1. Introduction

Built-up structural members, made by interconnecting together two or more chords, are widely used in some areas of structural steelwork for making compression members. They provide a good bending stiffness to weight ratio. But in some cases, such as trusses, they also make it possible to use simple and efficient connections.

A first and more obvious classification of built-up struts refers to the system used for connecting the chords, thus distinguishing between laced struts (fig. 1a), struts with batten plates (fig. 1b) and buttoned struts (fig. 1c).

However, an analysis of these built-up members allows them to be subdivided, perhaps more meaningfully, depending on the distance between the chords, into struts with spaced chords and struts with closed chords.

It seems reasonable to assume that for the former group, which includes laced members and most struts with batten plates, the bending contribution of the individual chords to the flexural response of the overall member will be very limited, and may be neglected. But this hypothesis seems unacceptable for the more compact (essentially buttoned) struts.

Studies on the stability and behaviour of built-up members date back to the early years of this century [1, 2, 3], when certain important failures, such as the collapse of the Quebec

Prof. ing. Riccardo Zandonini - Dipartimento di Ingegneria Strutturale del Politecnico di Milano.

Relazione presentata alle «Giornate Italiane della Costruzione in Acciaio del C.T.A. - Collegio dei Tecnici dell'Acciaio» - Perugia, 23-26 ottobre 1983.

Prof. ing. Riccardo Zandonini - Department of Structural Engineering, Politecnico di Milan.

Paper presented at «Giornate Italiane della Costruzione in Acciaio del C.T.A. - Collegio dei Tecnici dell'Acciaio» - Perugia, 23rd-26th October 1983.

Gli studi sul comportamento e la stabilità di elementi strutturali composti risalgono ai primi anni del secolo [1, 2, 3], quando alcuni importanti crolli come quello del Quebec Bridge [1] e di un gasometro ad Amburgo [3] misero in evidenza l'insufficienza dei metodi di progetto allora impiegati. Metodi che non tenevano in debito conto il modo specifico di comportarsi di tali elementi.

La conoscenza nel campo è andata successivamente affinandosi grazie a studi di carattere teorico, sperimentale e più recentemente numerico [4-8].

Tali studi, come peraltro i precedenti, sono dedicati alle aste con elementi distanziati. Queste rivestono indubbiamente un più immediato interesse, per il loro impiego come elementi principali di alcune tipologie strutturali, quali ad esempio i ponti a travata reticolare e le strutture di sostegno degli elettrodotti.

Le aste con correnti ravvicinati, pur di comune impiego, non risulta all'Autore che siano state oggetto di ricerche particolari, se si eccettua il lavoro di Seltenhammer [9] su elementi formati da angolari disposti a farfalla.

Questa situazione è rispecchiata dalle attuali Normative. Anche le più recenti e innovative, come quelle messe a punto dalla Convenzione Europea della Costruzione Metallica (CECM) [10] e fatte proprie dall'Eurocodice 3 [11], si limitano a estendere alle aste a correnti ravvicinati, quei metodi sviluppati (e validati su basi sperimentali) per aste ad elementi distanziati.

Le differenti caratteristiche geometrico-meccaniche e di realizzazione delle aste ad elementi ravvicinati non sembrano tuttavia giustificare a priori un simile modo di operare.

Un'indagine sia sperimentale sia numerica è stata pertanto intrapresa presso la Sezione Costruzioni Metalliche del Politecnico di Milano.

Una prima limitata serie di prove sperimentali [12] ha permesso di ottenere indicazioni qualitative relativamente all'influenza sulla capacità portante ultima di parametri quali: le caratteristiche costruttive dei collegamenti, le imperfezioni strutturali, la forma della sezione dei correnti.

Il significativo numero di parametri in gioco ha però suggerito di sviluppare un metodo di simulazione numerica in grado di cogliere in modo quanto più completo la risposta di tale tipologia di elementi strutturali, e quindi di consentire una migliore valutazione e soprattutto una integrazione dei risultati sperimentali [13].

Tale metodo ha già permesso da una parte di evidenziare le caratteristiche specifiche del comportamento di elementi compressi ad elementi ravvicinati, dall'altra di operare un primo confronto con approcci normativi ispirati a differenti filosofie di progetto [14, 15, 16] e di avanzare alcune proposte di carattere progettuale [14, 17].

Si è comunque ritenuto necessario di operare un controllo del metodo e, del suo campo di applicabilità, sulla base di un confronto con una serie di esperienze progettata allo scopo.

In questa nota si intende riferire sull'indagine sperimentale

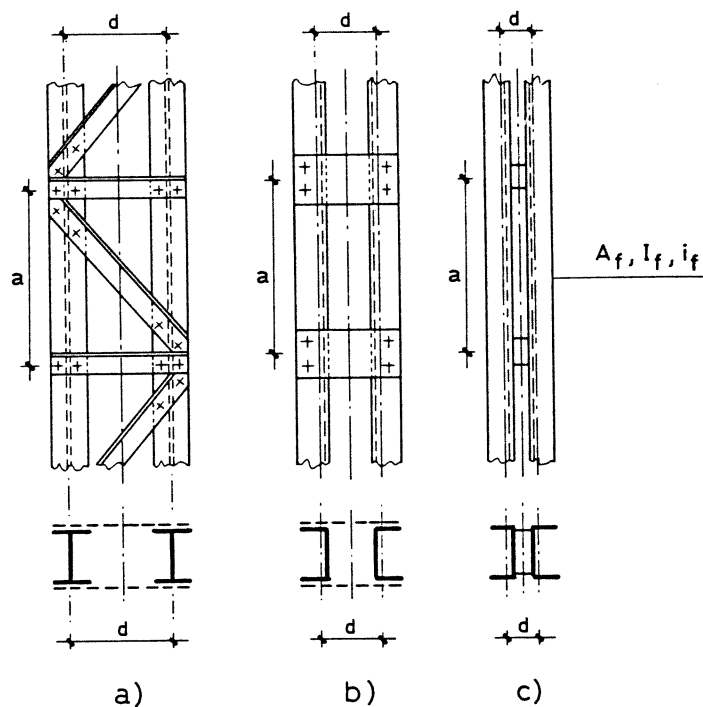


Fig. 1

Bridge [1] and of a gasometer in Hamburg [3], showed how inadequate were the design methods of the time - methods that did not take into account the particular way that such elements behave.

Since then knowledge in this field has gone on improving through theoretical and experimental work and, more recently, numerical studies [4-8].

This work, such as even the earliest studies, has been devoted to struts with spaced chords. They are certainly of more immediate interest, because of their use as the main members of such structural types as truss girder bridges and transmission towers.

So far as the author knows, compact struts (i.e. with chords close together), although widely used, have not been the subject of particular studies, with the exception of Seltenhammer's work [9] on angles arranged to form a « butterfly » or « cruciform » section.

This situation is also reflected in the present Codes. Even the most recent and innovatory, such as those prepared by ECCS [10] and adopted by Eurocode 3 [11] are limited to extending to compact members the methods already developed (and of experimentally proved validity) for spaced struts.

However, the different geometrical and constructional characteristics of these compact members and their subsequent different behaviour, do not, a priori, seem to justify a similar approach.

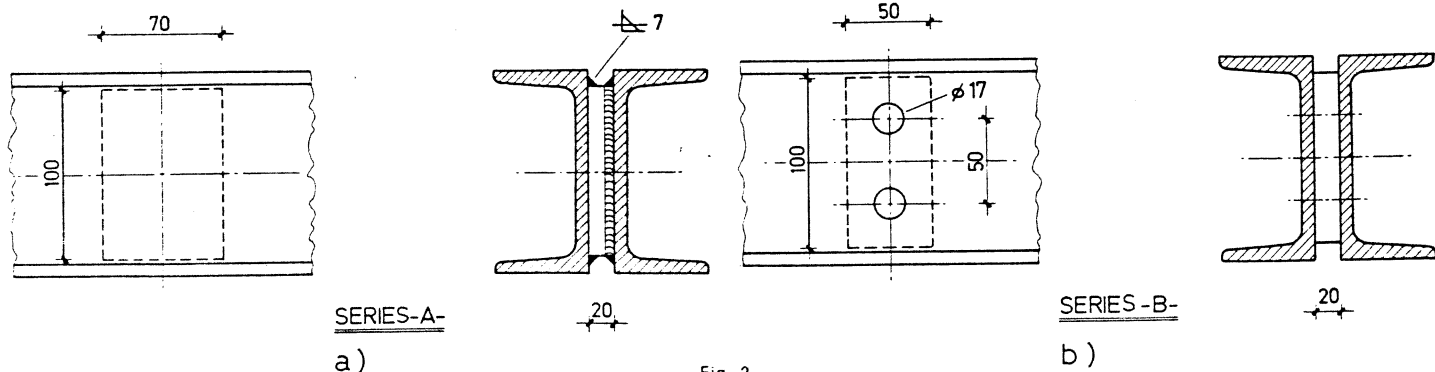


Fig. 2

tale condotta illustrandone modalità e risultati, e presentare il confronto tra questi ultimi e la simulazione numerica.

L'indagine ha riguardato aste con correnti in profilo UPN 120 collegati tra loro mediante piastre di imbottitura (fig. 2 e 3).

Le caratteristiche dei campioni, in numero di 28, sono state scelte in modo da coprire un campo sufficientemente ampio, con riferimento a:

- numero e modalità realizzative dei collegamenti intermedi;
- snellezza globale delle aste;
- snellezza locale del corrente tra due successivi collegamenti.

Particolare interesse è stato rivolto all'influenza del tipo di collegamento intermedio: a parità degli altri parametri, il programma di prove ha previsto due aste con collegamenti intermedi realizzati con piastre di imbottitura saldate ai correnti (fig. 2a) e due con piastre e bulloni non pretesi (fig. 2b).

Alcune aste sono state strumentate con estensimetri elettrici e per esse sono state determinate le azioni assiali nei correnti, N_k , e le azioni taglianti V_i che impegnano i collegamenti, al crescere del carico applicato. Tali grandezze sono infatti state assunte a caratterizzare l'impegno statico dell'elemento.

Dato l'onere di tale rilevazione, essa è stata limitata ad aste della sola serie con collegamenti saldati; interessava infatti accertare se il modello numerico, attualmente sviluppato nell'ambito dell'ipotesi di assenza di scorrimenti relativi tra i correnti in corrispondenza dei collegamenti, coglieva con buona approssimazione non solo il carico massimo, ma anche l'effettiva distribuzione delle azioni interne.

A necessario completamento dell'indagine sono state eseguite rilevazioni sperimentali e prove preliminari atte a determinare le caratteristiche meccaniche del materiale e le imperfezioni strutturali.

I risultati delle esperienze hanno confermato [12] che il comportamento e la capacità portante sono sensibilmente influenzati dall'efficienza dei collegamenti intermedi. Le aste con collegamenti realizzati con piastre e bulloni normali hanno mostrato una maggiore deformabilità al crescere del carico e, conseguentemente, una minore resistenza.

Il successivo confronto dei risultati sperimentali con quelli dell'analisi numerica ha messo in evidenza come il modello adottato permetta di cogliere con sufficiente accuratezza la risposta di un'asta ad elementi ravvicinati con riferimento sia alla deformabilità globale sia all'impegno statico dei correnti e dei collegamenti.

I risultati sperimentali hanno inoltre consentito una verifica diretta delle prescrizioni delle normative sia italiane [18] sia europee [11]. Tale confronto, presentato a conclusione del lavoro, ha evidenziato la necessità di mettere a punto metodi che consentano una migliore valutazione in sede di progetto delle azioni taglianti che impegnano i collegamenti.

2. Caratteristiche delle aste sperimentate

Le aste, di lunghezza L variabile da 2078 a 4890 mm, sono costituite da due profilati UPN 120 disposti schiena a schiena a una distanza di 20 mm (fig. 2).

I collegamenti in numero di 4 o 6 le dividono rispettivamente in 3 o 5 campi (fig. 3). L'interasse tra i collegamenti varia tra 572 e 1590 mm e la snellezza locale del corrente, definita come rapporto fra tale interasse e il raggio d'inerzia minimo del corrente ($\lambda_l = a/i_l$), corrispondentemente tra 36 e 100. Quest'ultimo valore è pari al doppio del massimo consentito dalle norme italiane [18].

I collegamenti di estremità sono realizzati mediante giunzioni bullonate ad attrito e comportano l'impiego di 4 o 6 bulloni, diametro 16 mm, ad alta resistenza di classe 12.9.

As a consequence research, both experimental and numerical, has been initiated at the Structural Engineering Department of the Milan Politecnico.

A first limited set of tests [12] has provided qualitative indications concerning the influence on the ultimate strength of such parameters as: the constructional characteristics of the connections, structural imperfections, the cross-sectional shape of the chords.

However, the considerable number of parameters involved made it seem reasonable to develop a numerical simulation method able to comprehend, as completely as possible, the response of this type of structural member, and thus to facilitate a better evaluation and above all to integrate the test results [13]. This approach has already led, on the one hand, to a greater understanding of the specific characteristics of the behaviour of centrally compressed compact struts, and on the other to a first comparison with Codes based on different design philosophies [14, 15, 16], as well as to proposing certain design approaches [14, 17].

Nevertheless, it seemed necessary to check the method, and the field within which it could be applied, based on a comparison with a series of tests designed for this purpose.

This note will report on the experimental investigation, illustrating methods and results, and compare the latter with the numerical simulation.

The research involved struts with chords of UPN 120 profile connected to each other with filler plates (figs. 2 and 3).

The characteristics of the 28 specimens were chosen so as to cover a sufficiently wide range with reference to:

- the number and constructional type of the intermediate connections;
- the overall slenderness of the struts;
- the local slenderness of the chord between two successive connections.

Particular importance was given to the influence of the type of intermediate connection. Other parameters being equal, the test programme allowed for two struts with intermediate connections made of filler plates welded to the chords (fig. 2a) and two with plates and bolts not preloaded (fig. 2b).

Some of the struts were fitted with electrical strain gauges, so that the axial forces in the chords, N_k , and the shear forces V_i that load the joints could be determined as the external load increased. These were the quantities chosen to describe the stress state of the member.

This kind of measurement involves a considerable amount of work and so was limited to the set of struts with welded connections. In fact, the point at issue was to see if the numerical model, at present developed in the context of the hypothesis that assumes no slippage between the chords at the connections, would be capable to predict with good approximation, not only the maximum load, but also the real distribution of internal forces.

To complete the programme it was necessary to make experimental measurements and preliminary tests in order to determine the mechanical characteristics of the material and the structural imperfections.

The results of the tests confirmed [12] that the behaviour and carrying capacity are noticeably influenced by the efficiency of the intermediate connections. The struts connected with plates and not preloaded bolts showed greater flexibility as the load increased, and consequently less strength.

A comparison between the results of the tests and the numerical analysis showed that the model predicts the response of the compact struts with sufficient accuracy in terms of both overall flexibility and the forces in the chords and the connections.

The test results permitted direct verification of both the Italian [18] and the European [11] Codes. This comparison, which will be presented at the end, underlined the need to

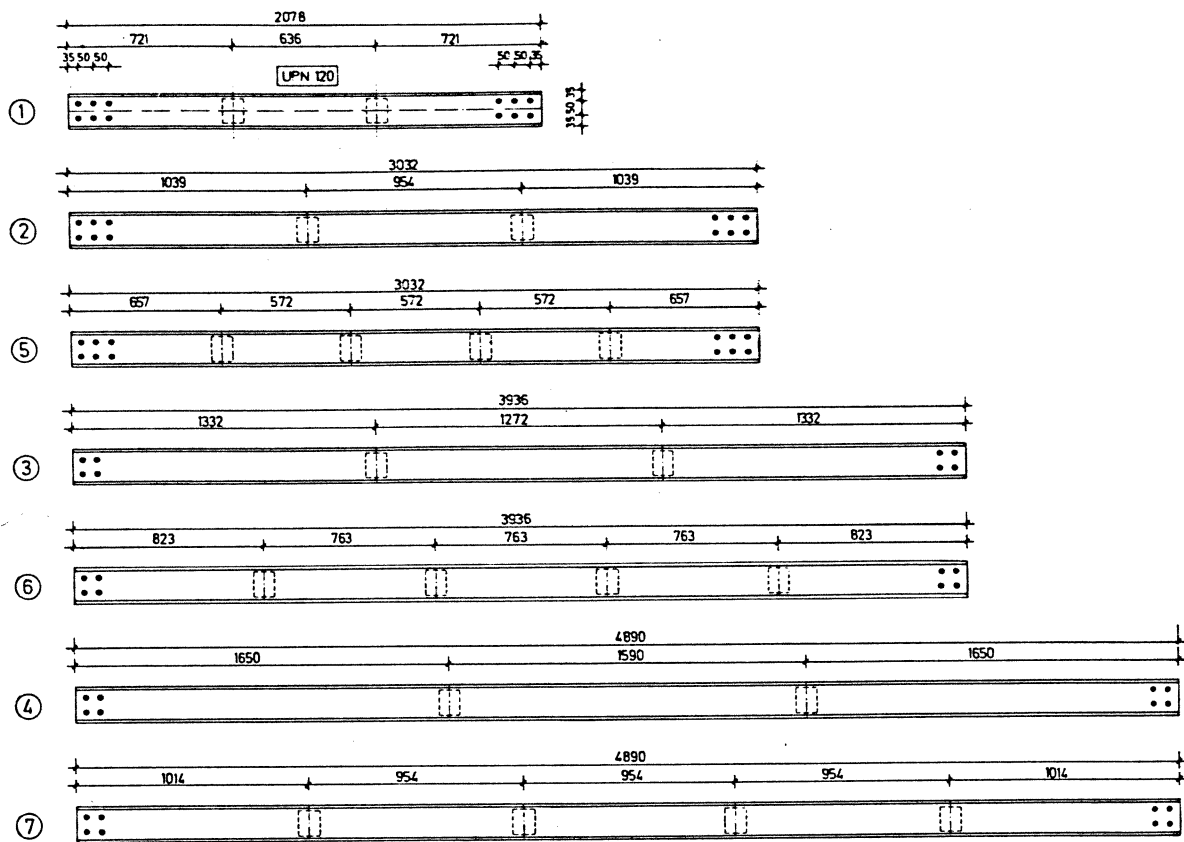


Fig. 3

La pretensione dei bulloni è ottenuta mediante serraggio con chiave dinamometrica opportunamente tarata.

I collegamenti intermedi sono stati realizzati secondo due differenti modalità: *a*) con piastre 100 x 70 x 20 saldate su quattro lati a un corrente e solo sui lati longitudinali all'altro mediante cordoni di lato 7 mm (fig. 2a); *b*) con piastre 100 x 50 x 20 con 2 bulloni diametro 16 mm di classe 8.8 disposti perpendicolarmente all'asse della colonna (fig. 2b).

Il dimensionamento dei collegamenti è stato effettuato con riferimento alle azioni taglianti dedotte da un'analisi numerica preliminare condotta con il codice di calcolo disponibile [13]; i criteri di verifica adottati per i bulloni sono quelli delle raccomandazioni della CECM [10], in particolare per le giunzioni di estremità si è assunto per il coefficiente di attrito il valore $\mu = 0,55$.

Le caratteristiche geometriche delle aste sono presentate in dettaglio nella fig. 3 e sono riassunte in tabella 1; la sigla *A* si riferisce alle aste con collegamenti saldati, la *B* alle aste con collegamenti bullonati.

Tab. 1 / Table 1

SPECIMEN	n° PANELS	L (mm)	a (mm)	λ_f
A1-B1	3	2078	636	40
A2-B2	3	3032	954	60
A3-B3	3	3936	1272	80
A4-B4	3	4890	1590	100
A5-B5	5	3032	572	36
A6-B6	5	3936	763	48
A7-B7	5	4890	954	60

set up methods to make possible an improved design estimate of the shear forces acting on the connections.

2. Characteristics of the test struts

The struts, of length L variable between 2078 and 4890 mm, were made up of two UPN 120 profiles back-to-back 20 mm apart (fig. 2).

The 4 or 6 connections divide them respectively into 3 or 5 panels (fig. 3). The on centre distance between the connections, a (fig. 1), varied between 572 and 1590 mm and correspondingly the local slenderness of the chords, defined as the ratio of the distance a and the minimum radius of inertia of the chord section ($\lambda_f = a/i_f$), was between 36 and 100. The latter value is twice the maximum permitted by the Italian Code [18].

The end connections consisted of joints made with high-strength friction-grip bolts, 4 or 6 class 12.9 bolts 16 mm in diameter. The pre-tensioning of the bolts was obtained by tightening them with a suitably calibrated torque wrench.

The intermediate connections were formed in two different ways: *a*) with 100 x 70 x 20 plates welded to one chord on 4 sides, and to the other only on the longitudinal sides with 7 mm fillet welds (fig. 2a); *b*) with 100 x 50 x 20 plates and two class 8.8. bolts of 16 mm diameter arranged perpendicularly to the column axis (fig. 2b).

The connections were designed with reference to the shear forces deduced from a preliminary numerical analysis using the available computer code [13]. The checking criteria used for the bolts were those in the « European Recommendations for Steel Construction » [12] and, in particular, a friction coefficient of $\mu = 0,55$ was adopted for the end connections.

The geometrical characteristics of the struts are shown in detail in fig. 3 and table 1. The letter *A* stands for the welded and *B* for the bolted struts.

3. Rilievi geometrici e prove sui materiali

I rilievi geometrici effettuati riguardano:

- il controllo delle dimensioni della sezione trasversale dei profili UPN;
- l'andamento della linea d'asse delle aste nel piano di flessione.

Le dimensioni della sezione trasversale dei correnti, rilevate con normali calibri d'officina, sono risultate sempre contenute nei limiti definiti dalle tolleranze stabilite dalle norme UNI 5680-65.

L'andamento della linea d'asse è stato determinato per l'asta già assemblata; una doppia misurazione, effettuata con comparatore centesimale rispetto a un piano di riscontro lavorato a macchina a cui l'asta è appoggiata con due supporti, ha permesso di eliminare l'effetto del peso proprio.

Gli scostamenti dalla rettilineità riscontrati nelle condizioni di consegna erano trascurabili dal punto di vista tecnico (inferiori a 1/10000 della lunghezza); pertanto si è provveduto a deformare ulteriormente le aste, per flessione, in modo da portare il valore della freccia massima v_0 prossimo a quello standard di 1/1000 della lunghezza a cui si riferiscono le più recenti normative nazionali e internazionali [10, 11, 18]. I valori di v_0 così ottenuti sono riportati nelle tabelle 2 e 3 relative ai risultati delle prove di compressione.

Sia la rielaborazione dei risultati sperimentali sia l'analisi numerica richiedono la conoscenza delle caratteristiche meccaniche del materiale dei correnti.

Sono state pertanto effettuate prove per la determinazione della tensione di snervamento, sia a trazione, $f_{y,t}$, sia a compressione, $f_{y,c}$.

I campioni provati sono stati prelevati dai medesimi spezzoni di profilato utilizzati per i correnti delle colonne.

In particolare sono state eseguite:

a) prove di trazione su 32 provini ottenuti, secondo Euro-norm 2-57, da otto differenti spezzoni di profilato: per ogni spezzone sono stati ricavati quattro provini, due dall'anima e uno da ciascuna delle ali del profilato.

Il valore medio della tensione di snervamento a trazione $f_{y,t}$ è risultato pari a 334,7 N/mm² e la deviazione standard $s_{y,t} = 8,9$ N/mm²;

b) prove di compressione su colonne tozze (stub column tests) su 14 campioni di lunghezza 314 mm, pari a circa 20 volte il raggio minimo d'inerzia nominale della sezione.

Tali prove, condotte secondo criteri di generale adozione [19], hanno consentito di determinare, per ogni coppia di aste delle due serie, A e B, aventi le medesime caratteristiche geometriche, il legame carico assiale - accorciamento unitario medio (fig. 4).

Da questo è possibile dedurre il valore, medio per la sezione, del modulo elastico E_c e della tensione di snervamento $f_{y,c}$ a compressione.

Il valore medio delle tensioni di snervamento così determinate è risultato pari a 342,2 N/mm² e la deviazione standard $s_{y,c} = 9,9$ N/mm². L'accordo tra i risultati delle prove di trazione e di compressione è quindi da ritenersi molto buono.

Per quanto riguarda il modulo di Young E_c , il valore medio è risultato pari a 203.088 N/mm² e la deviazione standard $s_E = 2437$ N/mm².

La fig. 5 mostra un campione a fine prova; sono evidenti i fenomeni di instabilità locale, i quali paraltro si sono manifestati solo dopo sensibili deformazioni plastiche (dell'ordine di alcune volte quelle al limite elastico).

I valori delle tensioni di snervamento ottenute devono essere considerati «dinamici», associati cioè a velocità di deformazione non nulla. Si è avuto cura d'altra parte di eseguire le prove sui materiali e quelle di compressione sulle

3. Geometrical measurements and tests on materials

The geometrical measurements taken concerned:

- checking the cross-section dimensions of the UPN profiles;
- the shape of the line of axis of the struts in the bending plane.

The cross-section dimensions of the chords, measured with workshop caliper gauges, always remained within the limits defined by the tolerances permitted in the Italian Specification UNI 5680-65.

The shape of the line of axis was determined for the completely assembled strut. A double measurement, made with a centesimal dial gage between a machined surface plate and the strut resting on it with two supports, made it possible to eliminate the effect of dead weight.

Deviations from straightness observed in delivery conditions were negligible from the technical point of view (less than 1/10000 of the length). So the struts had to be further deformed, by bending, so as to raise the value of the maximum deflection v_0 close to the standard of 1/1000 of the length, which is the reference value adopted in the more recent national and international Codes [10, 11, 18].

The values of v_0 obtained in this way are shown in tables 2 and 3 for the results of the compression tests.

Both the re-processing of the test results and the numerical analysis require the knowledge of the mechanical characteristics of the material of the chords. So tests were carried out to find the yield stress, both in tension $f_{y,t}$ and in compression $f_{y,c}$.

The test samples were taken from the same lengths of profiles used for the chords of the individual columns.

In particular, the following tests were carried out:

a) tensile tests on 32 coupons obtained, following Euro-norm 2-57, from eight different lengths of profile: four coupons were obtained from each length, two from the web and one from each of the flanges. The mean value of the tensile yield stress $f_{y,t}$ was 334.7 N/mm² and the standard deviation $s_{y,t} = 8.9$ N/mm²;

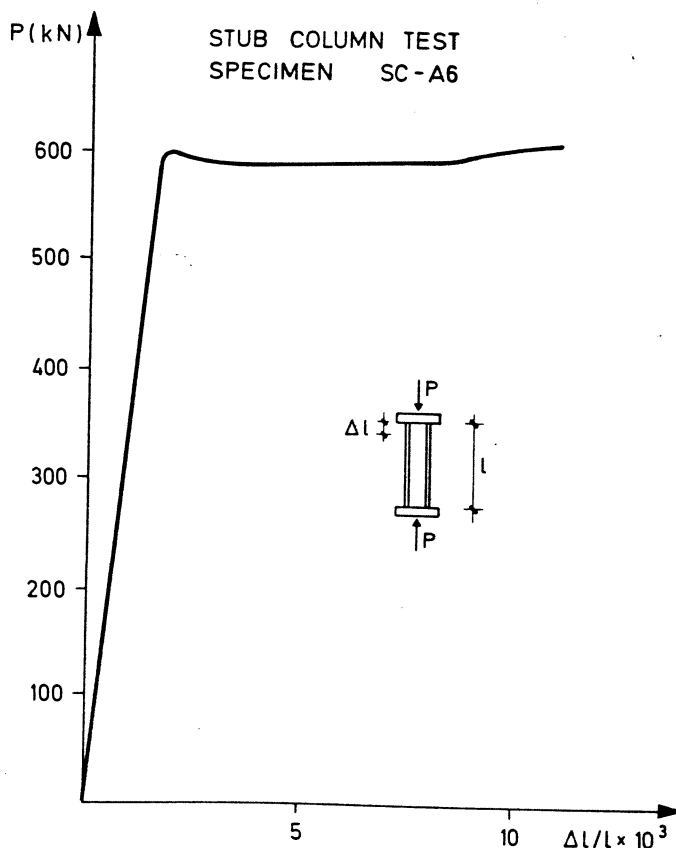


Fig. 4

aste lunghe con velocità medie di deformazione molto prossime. In tal modo i rispettivi risultati possono ritenersi tra loro congruenti [20].

Dalle curve carico-accorciamento unitario rilevate mediante gli stub column tests è stato infine possibile avere indicazioni sulla massima tensione residua di compressione presente nel profilo per effetto del processo di fabbricazione e dell'eventuale raddrizzamento.

Questa è risultata non superiore al 10% della tensione di snervamento. Pertanto non si è ritenuto necessario provvedere a una rilevazione di tali tensioni residue, l'effetto delle quali sul comportamento dell'asta può considerarsi trascurabile.

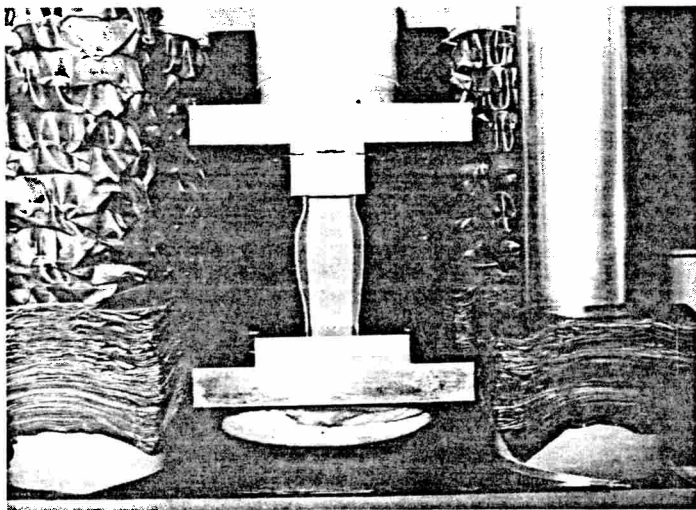


Fig. 5

4. Modalità e attrezzatura di prova

Per le prove di compressione sulle aste è stato utilizzato un sistema prove materiali a controllo automatico in controreazione avente portata massima 250 t; la misura dei carichi applicati viene mediante cella dinamometrica e comporta errori inferiori allo 0,5%.

Le prove sono state eseguite in controllo di spostamento variando opportunamente la velocità di spostamento della testa della macchina in modo da garantire una velocità di carico dell'ordine di 5 N/mm² al minuto primo, corrispondente a circa metà del valore raccomandato dalla CECM [20].

Il collegamento tra le aste in prova e le teste della macchina è stato realizzato mediante una coppia di snodi cilindrici descritti in [21] e già impiegati in occasione di precedenti esperienze [12].

Tali apparecchiature costituiscono due cerniere elastiche le cui caratteristiche sono state determinate mediante taratura; è quindi possibile definire una lunghezza libera di inflessione L_0 per l'asta nelle condizioni di prova. Il valore di L_0 è riportato nelle tabelle 2 e 3.

Durante le prove è stata misurata, mediante potenziometro a induzione, la componente trasversale v , nel piano di inflessione, dello spostamento in mezzera dell'asta. La registrazione delle curve carico-spostamento ha permesso un controllo immediato del comportamento globale dell'asta.

Una descrizione compiuta dal comportamento globale e locale di un'asta composta richiederebbe la rilevazione di un notevole numero di grandezze (spostamenti, deformazioni unitarie, rotazioni) con conseguente eccessivo onere sperimentale. Ai fini del presente studio, e tenuto conto dei risultati più interessanti ottenuti precedentemente per via numerica, si è concentrata l'attenzione sulle azioni assiali nei correnti, e per se stesse e in quanto da queste è possibile

b) stub column tests on 14 samples of 314 mm in length, equal to about 20 times the minimum nominal radius of inertia of the section.

These tests, carried out according to generally accepted criteria [19], established, for each pair of struts from both sets, A and B, with the same geometrical characteristics, the axial load-unit shortening relationship (fig. 4). From these the values of the elastic modulus E_c and the compressive yield stress $f_{y,c}$ were obtained, values to be taken as averages for the cross-section.

The mean value of the yield stresses obtained in this way was 342.2 N/mm². So the results of the tensile and compressive tests agreed very closely.

As to Young's modulus E_c , the mean value was 203,088 N/mm² and the standard deviation $s_E = 2437$ N/mm².

Figure 5 shows a specimen after testing. Local buckling can clearly be seen, but it only arose after considerable plastic deformation (several times greater than deformation at the elastic limit).

The value obtained for the yield stresses must be considered «dynamic», in the sense that they are associated with non zero strain rates. However, great care was taken during the tests on the materials and the compression tests on the long struts to keep the average strain rates very close, so that the respective results may be considered consistent [20].

The load-strain relationships obtained from the tests also gave some indications on the maximum residual compressive stress in the profile due to the manufacturing process or any possible straightening.

This turned out to be not more than 10% of the yield stress. It thus seemed unnecessary to measure these residual stresses, since their effect on the strut behaviour may be considered negligible.

4. Test procedure and apparatus

A closed loop servo-controlled hydraulic materials testing system was used for the compression tests on the struts which had a 250 t maximum capacity. The loads applied were measured with a load cell and involve errors of less than 0.5%.

During the tests the displacement of the machine sensitive crosshead was controlled; the displacement velocity was suitably varied so as to ensure an average loading rate of about 5 N/mm² per minute, which is about half the value recommended in the European document on «Testing Procedures» [20].

The connection between the tests struts and machine crossheads was by a pair of end fixtures described in [21] and already used in earlier experiments [12]. They consist of two elastic hinges with their characteristics determined by calibration. It was thus possible to define an effective length L_0 of the strut in test conditions. The value of L_0 is shown in tables 2 and 3.

An inductive potentiometer was used to measure the transversal component of displacement at mid-span in the bending plane. By recording the load-displacement curves an immediate check on the overall behaviour of the strut was made possible.

A complete description of the overall and local behaviour of a built-up strut would require the measurement of a considerable number of quantities (displacements, strains, rotations) and consequently an excessive amount of experimental work. For the purposes of this study, and taking into account the more interesting of the numerical results obtained previously, it was decided to concentrate on the axial forces in the chords, both for their own sake and because from them it is possible to deduce the shear forces that act on the intermediate and end connections.

So electrical resistance strain gauges were applied to seven

Tab. 2 / Table 2

SPECIMEN	n° PANELS	L _o (mm)	λ	v _o /L _o	A (mm ²)	f _y (N/mm ²)	P _{c,s} (kN)	σ _{c,s} /f _y	σ _{c,n} /f _y
A1-R*	3	2349	76	.00084	3472	349.2	710.6	0.587	0.654
-N				.00119			722.0	0.596	0.617
A2-R	3	3282	107	.00083	3478	350.8	484.5	0.397	0.375
-N*				.00071			460.9	0.378	0.379
A3-R*	3	4144	135	.00061	3450	339.4	295.8	0.253	0.250
-N				.00088			298.9	0.255	0.244
A4-R*	3	5032	164	.00088	3438	354.7	200.4	0.164	0.154
-N				.00091			206.6	0.169	0.153
A5-R*	5	3282	107	.00092	3440	337.8	500.9	0.431	0.419
-N				.00099			485.5	0.419	0.417
A6-R*	5	4144	135	.00098	3446	341.6	321.5	0.273	0.269
-N				.00088			330.4	0.281	0.271
A7-R*	5	5032	164	.00069	3422	332.5	226.6	0.199	0.193
-N				.00095			226.4	0.199	0.190

(*) Aste strumentate - Specimens equipped with strain gauges.

Tab. 3 / Table 3

SPECIMEN	n° PANELS	L _o (mm)	λ	v _o /L _o	A (mm ²)	f _y (N/mm ²)	P _{c,s} (kN)	σ _{c,s} /f _y	σ _{c,n} /f _y
B1-R	3	2349	76	.00079	3478	331.7	730.6	0.633	0.682
-N				.00135			692.9	0.601	0.621
B2-R	3	3282	107	.00104	3421	350.6	368.3	0.307	0.366
-N				.00099			421.3	0.351	0.368
B3-R	3	4144	135	.00094	3456	330.4	259.7	0.227	0.245
-N				.00091			285.8	0.250	0.246
B4-R	3	5032	164	.00101	3456	337.7	173.4	0.149	0.160
-N				.00120			171.1	0.147	0.158
B5-R	5	3282	107	.00099	3478	357.9	445.0	0.358	0.397
-N				.00082			416.3	0.334	0.405
B6-R	5	4144	135	.00092	3450	333.6	290.2	0.252	0.273
-N				.00120			264.9	0.230	0.266
B7-R	5	5032	164	.00099	3458	335.8	197.5	0.170	0.190
-N				.00093			190.1	0.164	0.191

dedurre le azioni taglianti che impegnano i collegamenti sia intermedi sia di estremità.

Pertanto in sette delle aste con collegamenti intermedi saldati (una per ogni coppia avente uguali caratteristiche) sono stati applicati estensimetri elettrici a variazione di resistenza in corrispondenza delle sezioni di mezziera dei singoli

of the struts with welded connections, one for each pair of struts with equal characteristics. They were located at the mid-span of each individual panel. These strain gauges, 8 for each cross-section and arranged as in fig. 6, allowed the state of strain in the cross-sections to be determined. The pairs of corresponding strain gauges (indicated with the same num-

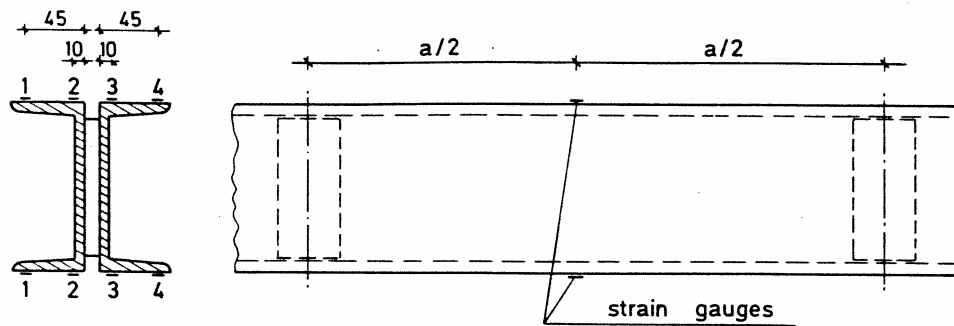


Fig. 6

campi. Tali estensimetri, in numero di otto per sezione e disposti come in fig. 6, permettono di seguire l'evolversi dello stato deformativo in queste sezioni. Le coppie di estensimetri corrispondenti (indicati con lo stesso numero in figura) sono collegate tra loro in parallelo in modo da eliminare l'effetto di eventuali flessioni in direzione perpendicolare a quella di sbandamento dell'asta e di deformazioni torsionali.

Le aste strumentate sono contrassegnate con l'asterisco nella tabella 2.

La fig. 7 mostra un'asta strumentata nelle condizioni di prova.

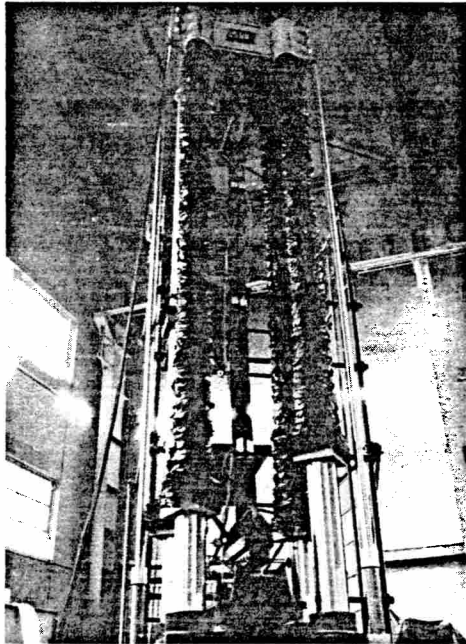


Fig. 7

5. I risultati delle esperienze

I risultati delle prove a compressione permettono, pur nei limiti imposti dal ridotto numero di misure effettuate, di sviluppare alcune considerazioni sul comportamento di aste composte ad elementi ravvicinati e in particolare sull'influenza del tipo di collegamento intermedio.

Le prove sono state condotte, come già accennato, controllando lo spostamento della testa mobile della macchina di prova. Questo ha consentito di seguire il comportamento dell'asta anche successivamente al raggiungimento della capacità portante, nella fase post-critica, alla quale è associato il ramo discendente, instabile, del legame carico-spostamento.

Diviene in tal modo possibile, tra l'altro, cogliere, in mancanza di più precise rilevazioni, lo svilupparsi di eventuali fenomeni di instabilità locale associati al collasso dell'elemento strutturale.

Al riguardo, la forte pendenza del ramo post-critico dell'asta

ber in the figure) were connected to each other in parallel so as to eliminate the effects of any possible bending perpendicular to the plane of buckling and of any warping deformations.

In table 2 the struts equipped with strain gauges are indicated with asterisks.

Fig. 7 shows one of such members in test conditions.

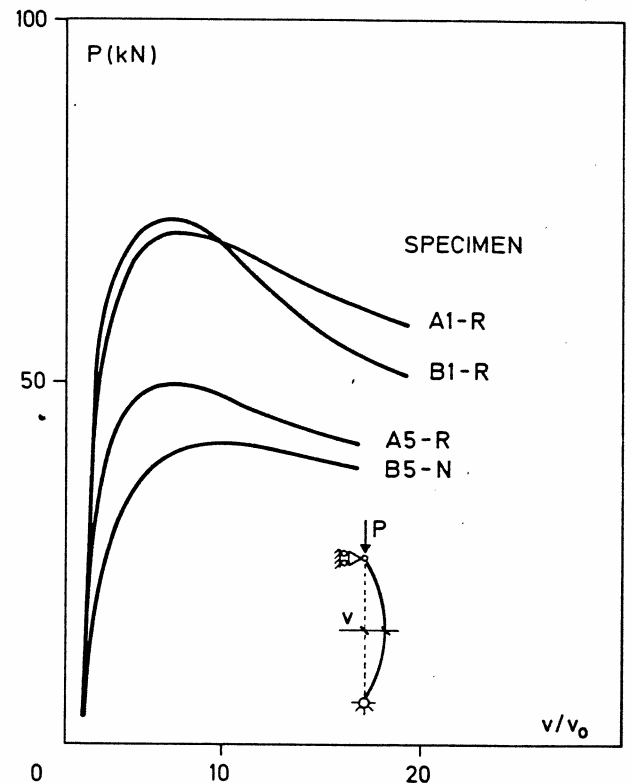


Fig. 8

5. Experimental results

Although, of course, within the limits imposed by the limited number of measurements, the compression tests nevertheless permitted certain considerations to be developed on the behaviour of compact built-up struts, particularly on the influence of the type of intermediate connection used.

The tests were carried out, as already mentioned, by controlling the displacements of the sensitive crosshead of the test machine. In this way the behaviour of the strut could be followed even after reaching and passing its carrying capacity, i.e. in the post-critical phase, which is associated with the descending, unstable branch of the load-displacement curve.

In the absence of more precise measurements, this procedure also facilitates the recording of any local buckling that might develop associated with the collapse of the strut.

In fact, the steep slope of the post-critical branch of strut B1-R (fig. 8) is associated with buckling in the central panel

B1-R (fig. 8) è associata allo sbandamento del campo centrale del corrente interno maggiormente compresso e può ragionevolmente ritenersi che sia stato questo fenomeno a innescare il collasso dell'asta. Analoghe le modalità di collasso dell'asta gemella B1-N. La fotografia di fig. 9 mostra le significative deformazioni residue del corrente interno delle due aste (sulla destra nella foto). Per le corrispondenti aste con collegamenti saldati, A1-R e A1-N, (a sinistra nella stessa foto) non si è riscontrato il manifestarsi di instabilità locali.

In effetti, se si eccettuano le aste B1, il collasso degli elementi provati sembrerebbe legato, anche per aste con snellezze locali abbastanza elevate ($a = 100 i_f$), non tanto all'insorgere di instabilità nel corrente interno, quanto al deterioramento della rigidità flessionale dell'asta nel suo complesso.

I risultati delle prove sono raccolti, relativamente alla capacità portante ultima $P_{c,r}$ nelle tabelle 2 e 3 (1) accanto ai dati relativi alle principali caratteristiche geometriche e meccaniche: lunghezza libera di inflessione L_o , snellezza globale λ , massima ampiezza v_o della deformata iniziale (riferita alla lunghezza libera), area totale della sezione A, tensione di snervamento f_y .

Il valore della snellezza globale è stato determinato sulla base del raggio di inerzia nominale della sezione composta. I dati riportati per l'area e la tensione di snervamento sono quelli desunti dagli stub column tests ($f_y = f_{y,c}$, par. 3); per quanto riguarda l'area si è ritenuto lecito il far riferimento ai campioni utilizzati per tali prove poiché: a) la dispersione dei risultati così ottenuti è decisamente modesta (coefficiente di variazione pari allo 0,5%); b) tali campioni sono stati prelevati dagli stessi spezzoni dai quali sono stati ottenuti i correnti delle aste.

È conveniente effettuare sia l'analisi dei risultati sia i successivi confronti con i risultati della simulazione numerica e con le prescrizioni normative in termini non dimensionali; per tale motivo nelle tabelle compare anche il valore $\sigma_{c,r}/f_y$ della tensione media nella sezione composta corrispondente al carico ultimo ($\sigma_{c,r} = P_{c,r}/A$) riferita a quella di snervamento.

Una prima analisi dei risultati permette di rilevare che le differenze nel carico ultimo adimensionale, tra aste con uguali caratteristiche geometriche e costruttive, pur sempre limitate, appaiono più significative per le aste della serie B con collegamenti bullonati (tabella 3). Questo può essere messo in relazione a una maggiore variabilità del comportamento delle giunzioni, il quale è più facilmente influenzato dalle modalità di montaggio e dalle caratteristiche delle componenti.

Si nota anche, per le aste della serie B, che l'aumento del numero di collegamenti intermedi comporta, a parità di snellezza globale, incrementi di capacità portante modesti, quando non trascurabili.

In effetti i giunti bullonati con bulloni non pretesi realizzano un grado di solidarizzazione limitato tra i due correnti, per effetto sia della possibilità di scorrimenti relativi sotto carico (conseguente alla presenza del gioco foro-bullone e alla modesta resistenza del giunto per attrito) sia del tipo di vincolo piastra di imbottitura-corrente che può certamente classificarsi come «flessibile», cioè tale da consentire rotazioni relative tra i due elementi. Il ridotto grado di solidarizzazione, e quindi la ridotta efficacia statica dei collegamenti, sembra comporti che la capacità portante dell'asta composta, viene a dipendere essenzialmente dalla sua lunghezza (a parità di collegamenti di estremità e di geometria della sezione).

Il confronto tra le due serie di aste in termini di capacità

of the most severely compressed chord. It can reasonably be assumed that it was this that initiated the collapse of the strut. The collapse mode of the twin strut B1-N was similar. The photograph of fig. 9 shows the significant deformations of the inner chords of the two struts to the right in the photo). In the corresponding struts with welded connections, A1-R and A1-N, (to the left in the same photo) no local buckling was observed.

With the exception of the pair B1, the collapse of the test struts would seem related, even for those with fairly high local slenderness ($a = 100 i_f$), not to local buckling of the inner chord, but to a general deterioration of the bending stiffness of the member as a whole.

Tables 2 and 3 (1) give the results of the tests with reference to the ultimate carrying capacity $P_{c,r}$. Along with these results are shown the relative data on the principal geometrical and mechanical characteristics: the effective length L_o , the overall slenderness λ , the maximum amplitude v_o of the initial deformation (referred to the effective length), the total area of cross-section A, the yield stress f_y .

The value of the overall slenderness was determined on the basis of the nominal radius of inertia of the built-up cross-section. The data given for the area and the yield stress are taken from the stub column tests ($f_y = f_{y,c}$, see sect. 3). As to the area, it seemed reasonable to refer to the specimens used for these tests because: a) the scatter of these results is very limited (with a variation coefficient of 0.5%); b) the specimens were cut from the same pieces that provided the chords of the struts.

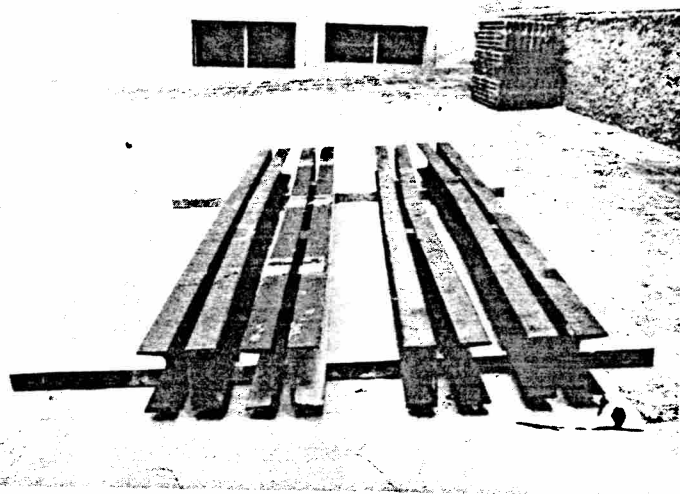


Fig. 9

It is convenient to make the analysis of the results, and the successive comparisons with the results from the numerical simulation as well as the Code recommendations, in non dimensional terms. For this reason the value $\sigma_{c,r}/f_y$, i.e. the average stress in the built-up cross-section at the ultimate load ($\sigma_{c,r} = P_{c,r}/A$) normalized on the yield stress, also appears in the tables.

A first analysis of the results shows that the differences in non dimensional ultimate loads between struts with equal geometrical and constructional characteristics, though always limited, seem more significant for series B members with

(1) I risultati relativi all'asta B2-R non sono significativi (e non sono stati tenuti in conto nell'analisi che segue) poiché il basso valore della capacità portante è da mettersi in relazione con scorrimenti che si sono manifestati nei giunti di estremità. Tale risultato si pone peraltro a conferma dell'importanza dell'efficienza statica di questi collegamenti indicata in [12].

(1) The results for strut B2-R are not significant (and were not taken into account in the following analysis) because the low value of the carrying capacity is to be attributed to slipping that occurred in the end connections. This result did however confirm the importance of statistically efficient connections, as pointed out in [12].

portante ultima non è immediato a causa dei differenti valori delle ampiezze della deformata iniziale e della tensione di snervamento. Una rappresentazione più adatta allo scopo è quella adimensionale adottata in fig. 10. In essa sono riportati i valori della tensione ultima σ_c/f_y in funzione del rapporto tra la snellezza globale e quella di proporzionalità $\lambda_y = \pi \sqrt{E/f_y}$; il valore di E assunto per il calcolo di quest'ultima è quello dedotto dagli stub column tests. In figura è anche riportata, a confronto, la curva c delle norme europee ed italiane [11, 18].

Si osserva che i risultati relativi alla serie con collegamenti saldati (serie A) si situano in generale più in alto della fascia individuata da quelli della serie B, a parità di numero di campi; unica eccezione è rappresentata dalle aste più tozze.

A indice della diminuzione di capacità portante nel passare dalla soluzione con collegamenti bullonati a quella con collegamenti saldati può assumersi la differenza percentuale tra i valori medi del carico ultimo adimensionale, ottenuti per le coppie di aste corrispondenti nelle due serie. Tali differenze, più sensibili per le aste a cinque campi, raggiungono il valore 18,6% per le coppie A5 e B5 e (se si escludono le coppie A1 e B1) hanno valore medio 12,4%.

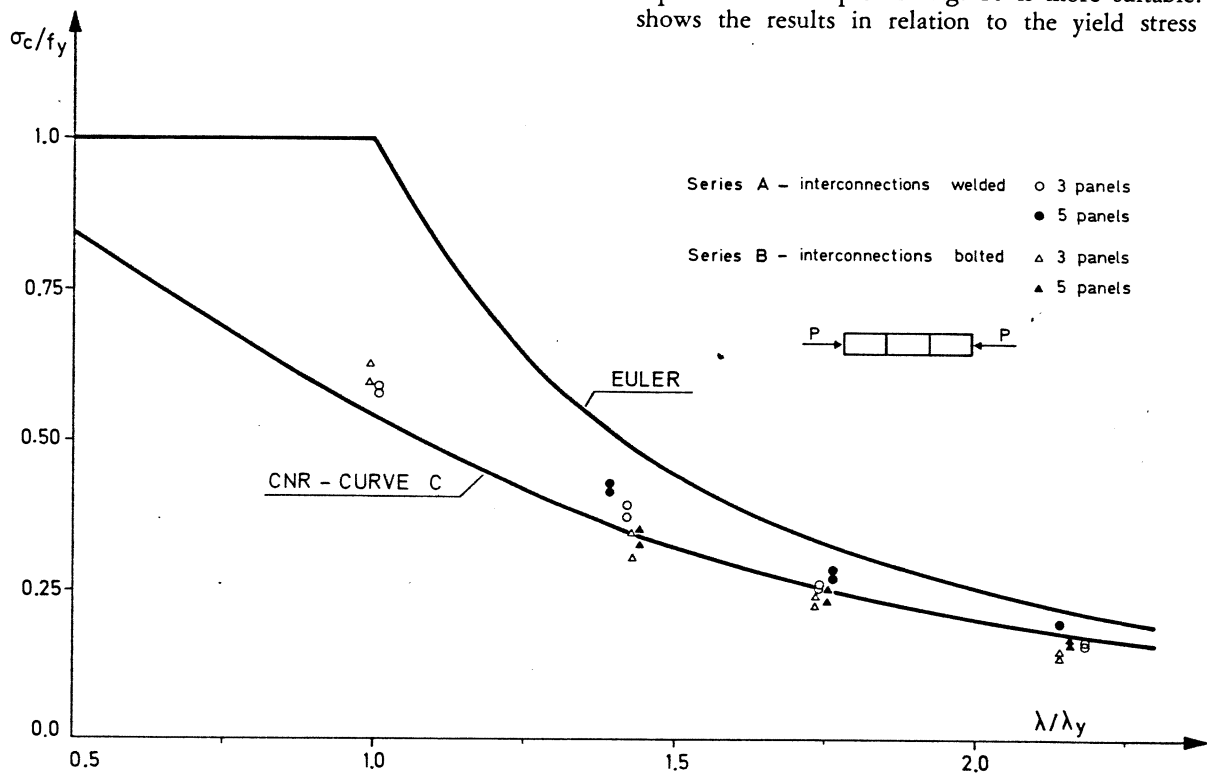


Fig. 10

Per una migliore comprensione dei risultati ottenuti deve ricordarsi che, accanto all'influenza delle modalità costruttive dei collegamenti, vi è quella delle imperfezioni strutturali, e principalmente: a) le tensioni residue dovute al processo di saldatura delle imbottiture; b) le tensioni residue (e, per le aste saldate, lo stato di coazione) causate dalla plessione (par. 3); c) l'ampiezza della deformata iniziale.

Non è possibile dai risultati sperimentali dedurre precise informazioni sull'influenza delle singole imperfezioni; alcune considerazioni riguardo alle tensioni residue da saldatura possono comunque essere svolte.

Il processo di saldatura ha senz'altro dato origine a tensioni residue di entità significativa nelle zone adiacenti ai collegamenti intermedi, zone tra le più sollecitate dei correnti. La presenza di tali tensioni residue comporta una più precoce diffusione della plasticizzazione nei correnti con

bolted connections (table 3). This may be related to the more variable behaviour of the joints, which is more easily influenced by the way they are assembled and by the characteristics of the components.

Note too that for struts of the B series the increase in the number of intermediate connections, for the same overall slenderness, leads to modest, when not negligible, increases in carrying capacity. This is because the bolted joints with non preloaded bolts achieve only a limited degree of union between the two chords. This is due partly to the possibility of relative slip under load (because of the clearance between bolt and hole and the poor friction strength of the joint) and partly to the type of chord - filler plate connection that can certainly be classified as «flexible», i.e. that permits relative rotations between the two elements. The reduction in the static efficiency of the connections, seems to imply that the carrying capacity of the built-up strut depends essentially on its length (for the same end connections and cross-sectional geometry).

In terms of ultimate carrying capacity, the comparison between the two series of struts is not immediate, because of the different values of the amount of the initial deflection and of the yield stress. For this purpose the non dimensional representation adopted in fig. 10 is more suitable. This figure shows the results in relation to the yield stress σ_c/f_y with

$\lambda_y = \pi \sqrt{E/f_y}$. The values of E assumed to compute this parameter are those obtained from the stub column tests. For the sake of comparison, the figure also shows the curve c of the European and Italian Standards [11, 18].

Note that the results for the welded series (series A) are generally higher than for series B, for the same number of panels, except for the less slender members.

The percentage difference between the mean values of the non dimensional ultimate load, obtained for the pairs of corresponding struts in the two series, may be taken as an indication of the diminished load bearing capacity in passing from bolted to welded connections. These differences, more noticeable for struts with 5 panels, are as high as 18.6% for sets A5 and B5 and (if pairs A1 and B1 are excluded) have an average value of 12.4%.

The results can be better understood if it is remembered

conseguente diminuzione della rigidezza flessionale dell'asta. Tale effetto diventa più importante al crescere dell'azione assiale che impegna il corrente interno e giustifica il comportamento, a prima vista anomalo, delle aste più tozze, le quali hanno raggiunto carichi ultimi più bassi (in media del 4,3%) delle corrispondenti aste della serie B. L'andamento della curva carico-freccia dell'asta A1-R (fig. 8) conforta tale ipotesi, se confrontato con la medesima curva per l'asta B1-R.

Per le sette aste dalla serie A strumentate (par. 4, fig. 6) è stato possibile seguire l'evolversi dello stato deformativo nelle sezioni di mezzeria dei singoli campi dei due correnti, nell'ipotesi di mantenimento della planarità della sezione trasversale dei singoli correnti.

In campo elastico, noto l'andamento delle deformazioni unitarie nella sezione del corrente, il valore delle azioni interne alle quali queste sono associate è facilmente determinabile. Per quanto concerne il calcolo dell'azione assiale si richiede la conoscenza di: coordinata del baricentro, modulo elastico medio e area della sezione.

Più complessa è la determinazione delle azioni interne quando la sezione sia parzialmente plasticizzata. Gli allungamenti unitari misurati hanno tuttavia mostrato che la presenza di deformazioni plastiche, peraltro non importanti, ha generalmente interessato le sezioni strumentate nella sola fase del processo di carico immediatamente precedente il collasso. Si è ritenuto pertanto lecito trascurare l'influenza di queste nei calcoli.

Le ridotte variazioni dimensionali riscontrate nei controlli effettuati sui profili hanno consentito di far riferimento al valore nominale della coordinata del baricentro. I valori adottati per il modulo E e l'area A sono quelli dedotti dagli stub column tests.

A controllo indiretto del valore delle azioni assiali, N_k , così ottenute, la loro somma è stata confrontata, campo per campo, con il valore del carico applicato (²): gli scostamenti rilevati non hanno superato il 3% a collasso e si sono mantenuti sensibilmente inferiori per la maggior parte del processo di carico.

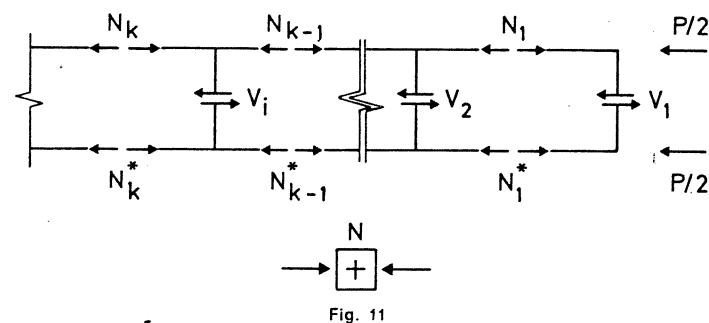


Fig. 11

Considerando anche gli errori inerenti alle misure stesse, la procedura adottata per la determinazione delle azioni assiali può ritenersi sostanzialmente accettabile.

Non essendo possibile una misura diretta, le azioni taglianti V_i trasmesse dai collegamenti sono state determinate a partire dalle azioni assiali nei correnti.

La relazione tra queste ultime e le V_i si può esprimere in modo immediato scrivendo la condizione di equilibrio alla traslazione, nella direzione del carico applicato, di un tronco di uno dei correnti compreso tra i due campi (k -esimo e

that besides the influence of the type of joint, structural imperfections must also be considered, especially: a) residual stresses due to welding of the filler plates; b) residual stresses (and, for the welded struts, the self equilibrated stress state) caused by the predeformation (see sect. 3); c) the amplitude of initial deflection.

The test results do not allow precise conclusions to be drawn on the influence of each particular imperfection. However, some comments may be offered on the residual stresses due to welding.

The welding process undoubtedly gives rise to residual stresses of some importance in areas of the chords adjacent to the intermediate connections, which are among the most highly stressed zones of the chord. The presence of these residual stresses provokes an earlier spread of plasticity in the chords, with a consequent reduction in the flexural stiffness of the strut. This effect becomes more important with the growth in the axial force acting on the inner chord, and explains the behaviour, at first sight unexpected, of the less slender struts, which attained lower ultimate loads (4.3% on average) than the corresponding struts of series B. The load-deflection curve of strut A1-R (fig. 8) confirms this hypothesis, if compared with the same curve for B1-R.

On the assumption that the cross-sections of the individual chords remained plane, it was possible to follow how the state of strain varied in the mid-panel sections of the two chords for the seven struts of series A with strain gauges (sect. 4, fig. 6).

In the elastic range, once the strain state in the cross-section of the chord is known, the values of the internal forces associated with them could easily be found. In order to calculate the axial force, the knowledge of the centre of gravity coordinate, of the mean elastic modulus and of the area of the cross-section is required.

Determining the internal forces when the cross-section is partially yielding is rather more complex of each particular imperfection. However, the strains measured showed that the presence of plastic deformations, which were very limited, generally affected the cross-section equipped with strain gauges only in the phase of the loading process immediately before collapse. So it seemed reasonable to ignore their influence in the calculations.

The limited variations observed when checking the cross-sectional dimensions of the profiles made it possible to refer to the nominal value for the centre of gravity coordinate. The value adopted for the E modulus and the area A were those obtained from the stub column tests.

As an indirect check on the value of the axial forces N_k obtained in this way, their sum was compared, panel by panel, with the value of the applied load (²). The differences did not exceed 3% at collapse, and remained noticeably less than this for most of the loading process.

Since some errors are bound to arise because of the very nature of these measurements, the method used to determine the axial forces may be reasonably considered acceptable.

A direct measurements being practically impossible, the shear forces V_i acting on the connections were determined from the axial forces in the chords.

The relationship between these forces and the V_i may be immediately expressed by writing the equilibrium condition, in the direction of the applied load, of a length of one of the chords between the two panels (k -th and k -1th) adjacent

(²) I valori rilevati per l'ampiezza della deformata consentono di confondere le azioni N_k e V_i , tangenti rispettivamente all'asse dei correnti e dell'asta, con la loro componente nella direzione del carico applicato e di considerare le azioni assiali nei correnti costanti nei singoli campi.

(²) The values recorded for the amplitude of the strut deformation make forces N_k and V_i , tangential respectively to the axes of the chord and the strut, interchangeable with their components in the direction of the applied load, and to consider the axial forces in the chords as constants in the individual panels.

$k-1$ -esimo) adiacenti all' i -esimo collegamento (fig. 11); a seconda del corrente considerato si ha:

$$V'_i = N_k - N_{k-1} \quad (1)$$

$$V''_i = N_{k-1}^* - N_k^* \quad (2)$$

Nell'incertezza, non eliminabile sulla base delle misure effettuate, relativa al valore delle azioni assiali di campo in ciascuno dei correnti, si sono determinate le azioni V_i come media delle azioni deducibili sulla base della scrittura delle condizioni (1) e (2), ovvero si è assunto:

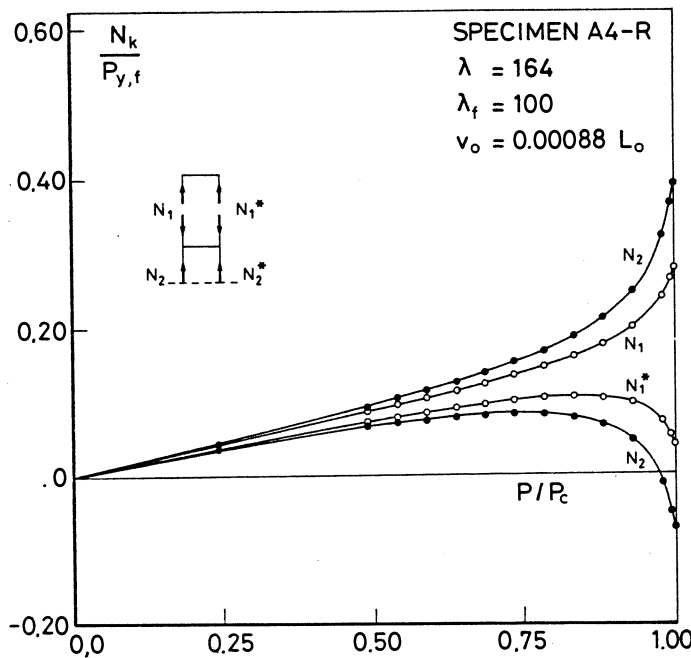
$$V_i = 0,5 (V'_i + V''_i) = 0,5 [(N_k - N_{k-1}) - (N_{k-1} - N_k^*)] \quad (3)$$

Tenendo conto dell'entità di tali azioni rispetto a quelle assiali N_k , del fatto che gli errori rilevati relativamente alla somma delle azioni assiali sono, per la stessa asta, dello

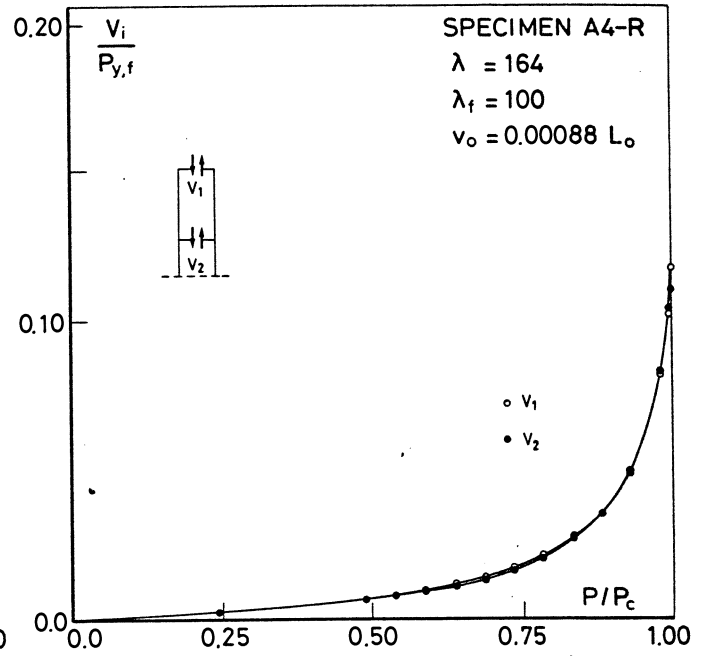
to the i -th joint; according to the chord considered it leads respectively to (fig. 11):

The real value of the individual panel axial forces N_k and N_k^* remains uncertain, and this uncertainty cannot be eliminated on the basis of the actual measurements taken. Therefore it seemed appropriate to calculate the forces V_i by averaging the values deduced for the same joint from expression (1) and (2), i.e. to assume:

However, bearing in mind the magnitude of the shear forces V_i compared to the axial forces N_k , the fact that the errors relating to the sum of the axial forces are, for each strut,

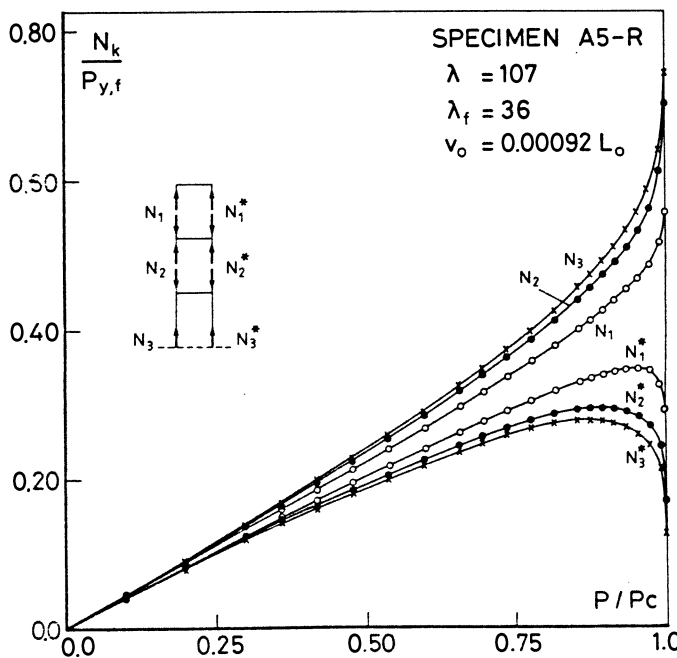


(a)

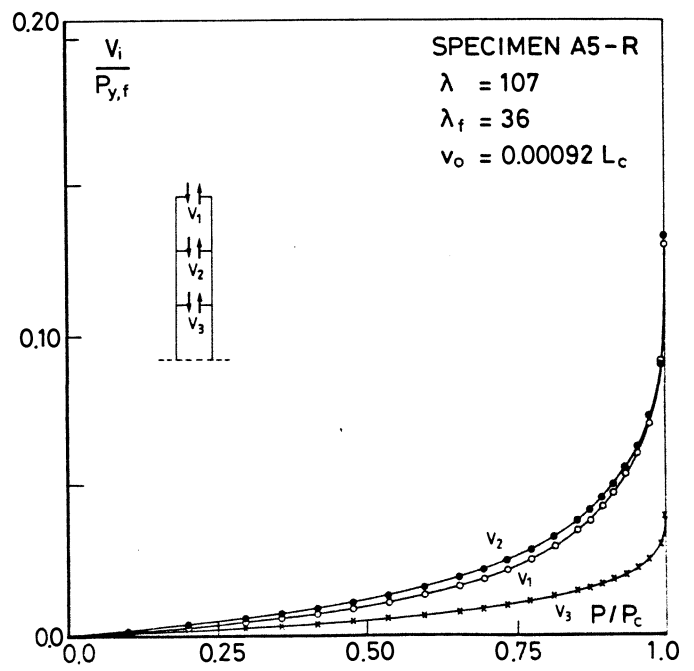


(b)

Fig. 12



(a)



(b)

Fig. 13

stesso ordine e segno nei differenti campi, e nell'ipotesi, ragionevole, che gli errori commessi nella valutazione delle singole azioni assiali in un campo abbiano il medesimo segno, l'errore relativo al valore delle azioni taglianti nei collegamenti determinate mediante la (3) può stimarsi non superiore al 10-15%, almeno fino a carichi prossimi a quello di collasso. Tale errore può essere senz'altro considerato accettabile nell'ambito del presente studio.

Le fig. 12 e 13 presentano l'andamento delle azioni N_k e V_i al crescere del carico P , rispettivamente per le aste A4-R e A5-R; tali azioni, che rappresentano il valore medio tra quelli relativi a campi, o collegamenti, disposti simmetricamente rispetto alla mezzeria, sono riferite alla forza di completa plasticizzazione di un corrente $P_{v,f} = f_y A_f$, mentre il carico esterno è riferito al suo valore ultimo, P_c .

In generale i risultati ottenuti hanno in particolare confermato:

- la sensibile non linearità delle relazioni che intercorrono tra le azioni assiali N_k e taglianti V_i e il carico applicato, non linearità crescente con la snellezza e particolarmente accentuata quando tale carico si approssima al suo valore ultimo;
- la presenza di « scarichi locali » nel corrente esterno, meno caricato, i quali assumono entità più significativa al crescere della deformabilità globale dell'asta: in aste con elevata snellezza tale corrente entra in trazione nel campo centrale (fig. 12).

È infine da rilevare che l'entità delle azioni nei collegamenti è, anche a collasso, decisamente più modesta di quanto deducibile dalle prescrizioni normative (par. 7).

of the same order of magnitude and the same sign in the different panels, and on the reasonable assumption that the errors committed in evaluating the individual axial forces in any one panel are of the same sign, the error in the value of the shear forces in the connections estimated through equation (3) may be considered not greater than 10-15%, at least up to loads close to collapse. Such an error can certainly be considered acceptable for the purposes of the present study.

Figures 12 and 13 show the relationship between forces N_k and V_i and the applied load P . They refer respectively to struts A4-R and A5-R.

These forces, which represent the average value of panels or connections located symmetrically about the member mid-span, are normalized through the force at full-yield condition of a chord $P_{v,f} = f_y A_f$, while the external load relates to its ultimate value P_c .

The results provided confirmation of two points in particular:

- the appreciable non linearity of the relationship between axial and shear forces (N_k and V_i) and the applied load, a non linearity which increases with the slenderness and is particularly accentuated when the load is close to its ultimate value;
- the presence of « local unloading » in the external, less loaded chord, which become more significant as the overall flexibility of the strut increases, such that in members with very high slenderness ratios this external chord becomes tensile in its central panel (fig. 12).

As a final point, it may be noted that the forces in the connections, even at collapse, are considerably smaller than as inferred in the Codes (sect. 7)

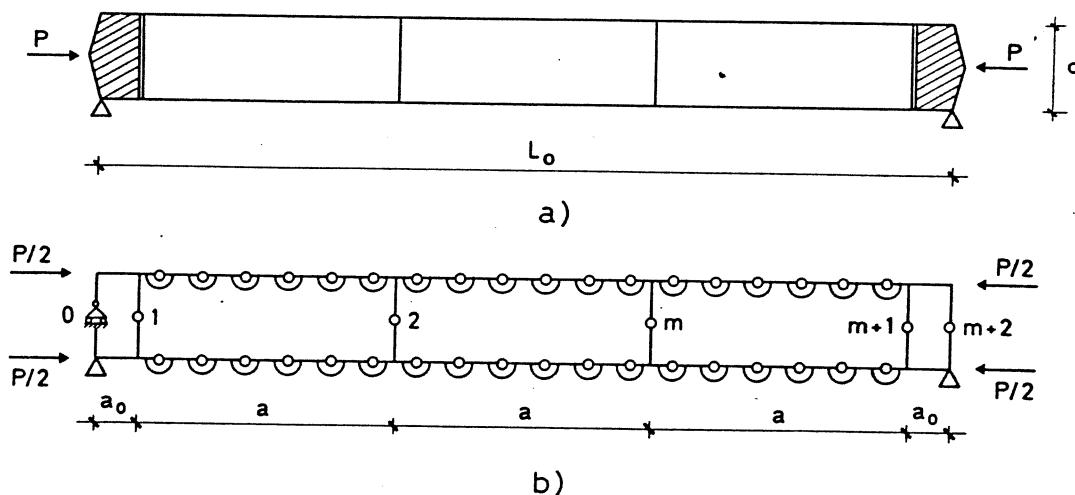


Fig. 14

6. Analisi numerica e confronto con i risultati sperimentali

Tra le finalità del presente studio assume particolare rilievo quella di controllare la validità di un programma di simulazione numerica, messo a punto in una precedente fase della ricerca sul comportamento delle aste composte con correnti ravvicinati.

Le esperienze condotte sono state pertanto simulate mediante tale programma; questo adotta un modello discreto che considera l'asta come insieme di tronchi rigidi e celle deformabili (fig. 14).

Le caratteristiche del metodo (che consente di seguire la risposta di un'asta composta compressa fino a collasso) sono presentate e discusse in dettaglio in [13].

6. Numerical analysis and comparison with test results

Among the purposes of the experiments it was of particular importance to check the validity of a numerical simulation programme, developed at an earlier stage of the research, on the behaviour of compact built-up struts.

This programme was therefore used to simulate the actual experiments. The approach is based on a discrete model that considers the strut as a set rigid lengths and flexible cells (fig. 14).

The method, which enables the response of a compressed built-up strut to be followed up to collapse, is presented and described in detail in [13]. Certain refinements were needed to bring the model closer to the restraint conditions of the

Alcuni affinamenti si sono resi necessari per rendere il modello più aderente alle condizioni di vincolo delle aste in prova. La presenza delle cerniere elastiche è stata tenuta in conto mediante due campi fittizi, costituiti da tronchi rigidi (deformabilità dei correnti nulla) aggiunti alle estremità del modello originario (fig. 14). La lunghezza a_0 di tali campi è definita in modo che la lunghezza totale del modello, sia uguale alla lunghezza libera L_0 dell'asta in prova.

Tali modifiche permettono di ottenere una soddisfacente rispondenza modello-asta, in termini sia della deformabilità globale sia della distribuzione dei collegamenti lungo l'elemento.

Le caratteristiche geometriche adottate nell'analisi numerica sono quelle nominali, la tensione di snervamento è quella dedotta, per ogni coppia di aste, dalle prove su colonne tozze, il valore del modulo elastico infine è il valore medio di quelli determinati sperimentalmente, sempre dagli stub column tests. Per quanto concerne la deformata iniziale, si è assunto un'andamento sinusoidale con ampiezza massima in mezzzeria v_0 pari a quella misurata per l'asta reale.

Non si è tenuto conto della presenza di tensioni residue e di stati di coazione derivanti dalla pressoflessione delle aste e, per le aste con collegamenti saldati, dalla realizzazione dei giunti. Queste ultime, come già rilevato, possono essere rilevanti e avere influenza significativa sul comportamento dell'asta, la loro rilevazione sarebbe stata peraltro notevolmente complessa e avrebbe comportato oneri sperimentali non giustificabili per i fini del presente lavoro.

I risultati ottenuti, e presentati qui nel seguito, sembrano comunque confermare in generale l'accettabilità delle scelte fatte riguardo al modello, ai parametri geometrici e meccanici e alle imperfezioni strutturali.

I valori della capacità portante determinati mediante simulazione numerica sono riportati in forma adimensionale nell'ultima colonna delle tabelle 2 e 3.

test struts. The presence of elastic hinges was taken into account by two fictitious panels, made up of rigid lengths (no flexibility of the chords) added to the ends of the original model (fig. 14). The length a_0 of these panels is defined such that the overall length of the model is equal to the effective length L_0 of the test strut.

These modifications make it possible to obtain a satisfactory correspondence between strut and model in terms both of overall flexibility and of the distribution of the connections along the member.

The numerical analysis adopted nominal geometrical characteristics. The yield stress, for each pair of struts, was as obtained from the stub column tests, which also provided the elastic modulus as the average of the values found experimentally. As to the initial deflection, a sinusoidal shape was assumed with its maximum mid-span amplitude v_0 the same as measured in the real strut.

It was not taken into account the presence of residual stresses and self-equilibrated stress states deriving from the predeflection of the struts and, for those that were welded, from the actual fabrication of the joints. These latter stresses, as already pointed out, may be quite appreciable and have a remarkable effect on the behaviour of the strut, but measuring them would have been extremely complex and implied a quantity of experimental work that did not seem justified for present purposes.

The results that were obtained, however, do generally seem to confirm the acceptability of the assumptions that were made, as to the model, to the geometrical and mechanical parameters and to the structural imperfections.

The values of the carrying capacity obtained through the numerical simulation are given, in non dimensional form, in the last column of tables 2 and 3.

These quantities represent the first if not the most significant result for comparing the numerical analysis with the

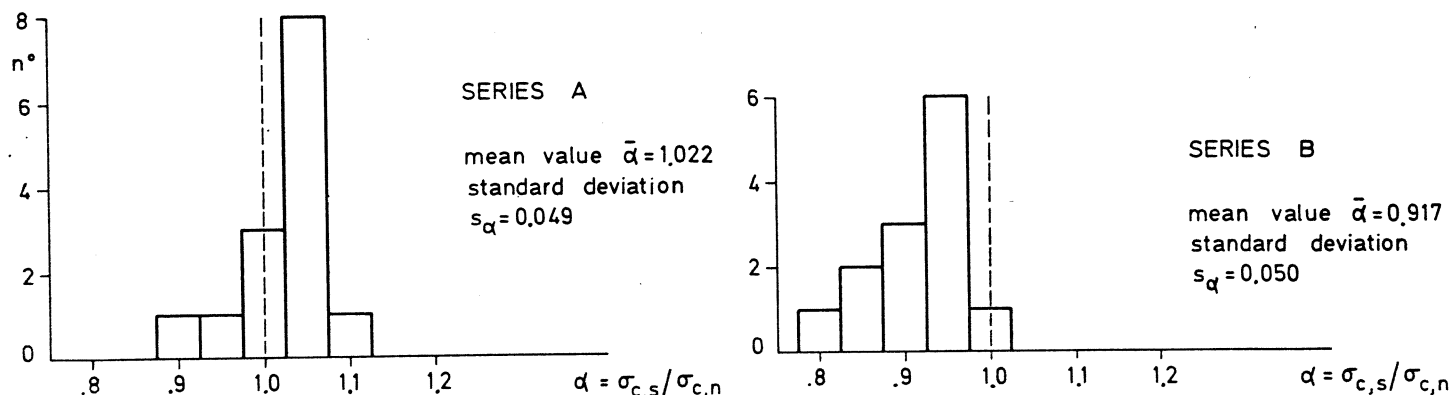


Fig. 15

Tale grandezza rappresenta il primo se non il più significativo dato di raffronto tra l'analisi numerica e la sperimentazione; allo scopo è utile far riferimento al rapporto α tra il valore sperimentale e quello numerico. La fig. 5 presenta, sotto forma di istogramma e separatamente per le due serie di aste, i valori dedotti per tale rapporto.

La simulazione tende a fornire, per le aste della serie A, valori della capacità portante di poco inferiori a quelli sperimentali. Il valore medio di α è pari a 1,022 e l'80% dei valori sono compresi nell'intervallo 1-1,065.

Il modello numerico sembra pertanto cogliere in modo molto buono la resistenza ultima di tali aste.

Diversamente, l'approccio numerico tende a sovrastimare, anche sensibilmente, la capacità portante delle aste con collegamenti intermedi bullonati; per queste il valore di α è maggiore dell'unità solo in un caso, mentre il suo valore

tests. For this purpose it is useful to refer to the ratio α between the experimental and numerical values. Figure 15 shows, in the form of histograms and separately for the two sets of struts, the values obtained for this ratio.

For the struts of series A the simulation tends to give values for the carrying capacity that are moderately lower than those obtained from the tests. The average value of α is 1.022, and 80% of the values fall within the range 1-1.065. So the numerical model seems to describe the ultimate strength of these struts very satisfactorily.

On the other hand it tends to over-estimate, even considerably, the carrying capacity of the struts with intermediate bolted connections. For these struts the value of α is greater than 1 in only a single case, while its average is 0.917. The lower values were for struts with 5 panels, which indirectly confirms that this discrepancy is to be attributed to the

medio è pari a 0,917. I valori più bassi sono relativi alle aste con 5 campi, a indiretta conferma che la discrepanza riscontrata è da associarsi alla ridotta efficienza statica dei collegamenti con bulloni non pretesi.

Il modello, sviluppato nell'ambito dell'ipotesi di assenza di scorrimenti e di rotazioni relative nelle giunzioni tra piastre di imbottitura e correnti, è pertanto più aderente alle caratteristiche dei giunti saldati.

Tale indicazione è deducibile anche da un'analisi delle figg. 16 e 17, che riportano, per alcune aste delle due serie, il confronto tra le curve carico applicato-spostamento trasversale; il carico P è riferito a quello di completa plasticizzazione dell'asta P_y , e lo spostamento v al valore v_0 della freccia iniziale.

reduced static efficiency of connections with non pre-tensioned bolts.

The model developed on the assumption of the absence of slipping and relative rotations in the joints between filler plates and chords is thus closer to the characteristics of welded joints.

This can also be deduced from an analysis of figs. 16 and 17 which, for some of the struts of the two sets, compare the applied load-transversal displacement curves. The load P refers to the load P_y at full yield condition of the strut, and displacement v to the value v_0 of the initial deflection.

The simulation (fig. 16) predicts the flexural stiffness of series A struts very satisfactorily.

It tends, in fact, to underestimate the flexural stiffness of

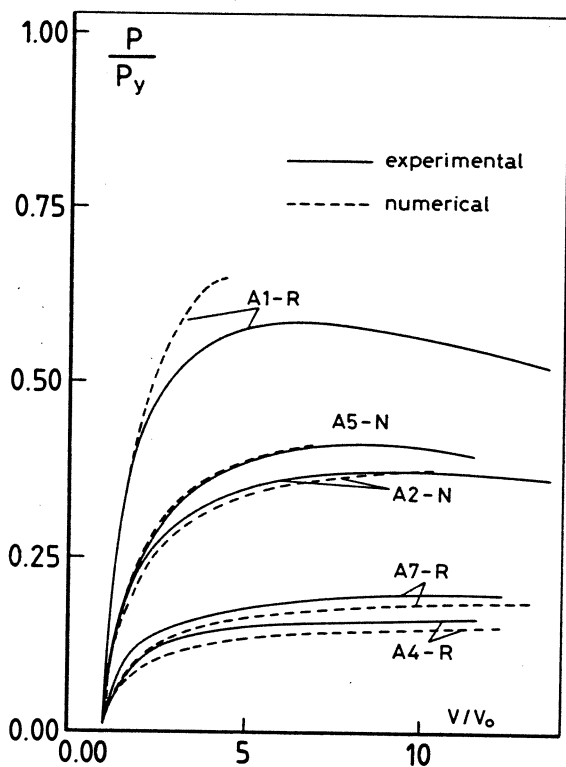


Fig. 16

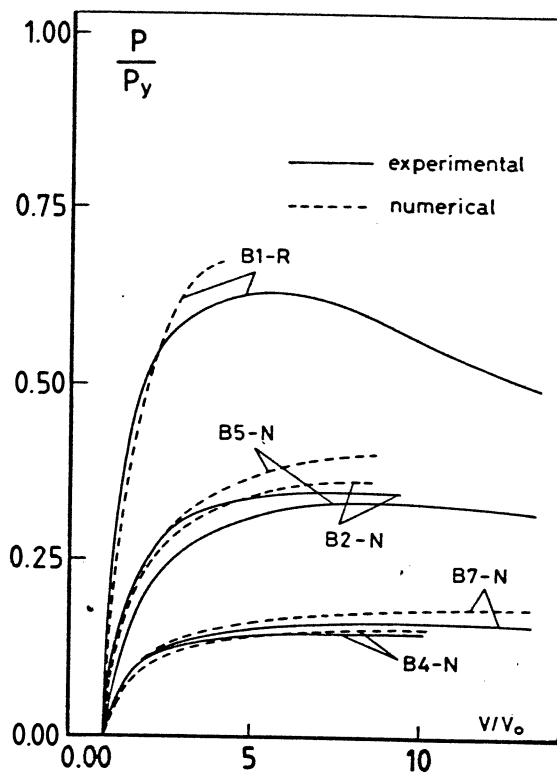


Fig. 17

La simulazione coglie (fig. 16) in modo più che soddisfacente la deformabilità flessionale delle aste della serie A.

In effetti il modello tende a sottostimare la rigidità flessionale di tali aste. Questa sottostima, funzione crescente della snellezza globale, non è comunque mai significativa. Essa può essere associata sia al modo semplificato con il quale nell'analisi si tiene conto dei vincoli elastici rappresentati dalle cerniere cilindriche sia alla presenza di collegamenti intermedi e, soprattutto, di estremità di dimensioni finite e significative.

I risultati relativi all'asta A1-R mettono in chiara evidenza l'importante influenza che possono avere le tensioni residue da saldatura: la curva $P-v$ sperimentale, in ottimo accordo con quella numerica fino a carichi dell'ordine di $0,4 P_y$, se ne scosta in seguito rapidamente, mettendo in luce un significativo grado di rigidità.

Per quanto concerne le aste con collegamenti bullonati, anche quando i risultati sperimentali mostrano una rigidità iniziale maggiore di quella del modello, si manifesta al crescere del carico (e quindi della inflessione laterale) un sensibile incremento della deformabilità dell'asta, che porta a un prematuro esaurirsi della sua capacità portante. Tale incremento è da imputarsi al comportamento dei collegamenti, l'efficienza dei quali diminuisce al crescere dell'impegno statico, soprattutto per il possibile manifestarsi di scorrimenti.

these struts. But this under-estimation, which grows as a function of the overall slenderness, is never significant. It may be attributed to the simplified way in which the analysis accounts for the elastic restraints represented by the end fixtures. It may also be attributed to the presence of intermediate and, above all, end connections of finite and significant dimensions.

The results for strut A1-R show clearly how important can be the influence of residual stresses due to welding. The test $P-v$ (load-displacement) curve agrees very closely with the numerical analysis for loads up to the order of $0.4 P_y$, but then rapidly deviates showing a significant loss in stiffness.

So far as the bolted struts are concerned, even when the test results show greater initial stiffness than in the model, as the load (and so also the lateral deflection) increases the stiffness of the strut decreases considerably, leading to premature failure. This decrease in stiffness can be ascribed to the behaviour of the connections, since their efficiency diminishes with the increase in the forces to be transmitted, particularly because of the possible occurrence of slipping.

The other significant aspect of the comparison between the numerical model and the tests concerns the stress state in the struts, typically the axial forces in the chords, N_k , and the shear stresses in the connections, V_i .

The next figs. 18-21, show this comparison for some of

L'altro aspetto significativo del confronto numerico-sperimentale riguarda l'impegno statico delle aste così come caratterizzato dalle azioni assiali nei correnti N_k e da quelle taglianti nei collegamenti V_i .

Le successive figg. 18-21 riportano tale confronto per alcune delle aste strumentate. I valori delle azioni P , N_k e V_i sono stati adimensionalizzati con riferimento rispettivamente alla capacità portante ultima sperimentale, $P_{c,s}$, e numerica, $P_{c,n}$. Questo modo di operare consente un immediato raffronto delle azioni al crescere del carico applicato.

Il modello numerico sembra cogliere in modo sostanzialmente corretto l'andamento delle azioni assiali (figg. 18a-21a).

I risultati della simulazione tendono peraltro a sopravvalutare le differenze tra le azioni assiali N_k e N_k^* relative allo stesso campo e le coppie di curve numeriche a porsi esterna-

the struts equipped with strain gauges. The values of forces P , N_k and V_i have been rendered suitably dimensionless by referring them respectively to the experimental, $P_{c,s}$, and numerical, $P_{c,n}$, values of the ultimate strength. This representation allows for an immediate comparison of the forces as the applied load increases.

The numerical model seems to give a suitably correct prediction (fig. 18a-21a) of the axial forces.

However, the simulation results evidently tend to overvalue the differences between axial forces N_k and N_k^* for the same panel. The pairs of curves from the numerical model are wider than the test values.

The contribution to the internal moment related to the bending of the strut as a whole is proportional to these differences. These themselves depend, for a given load value,

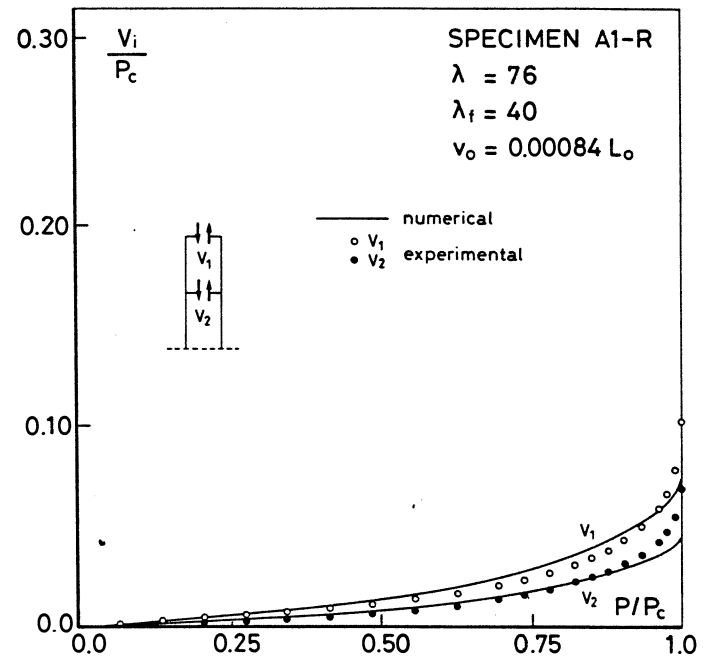
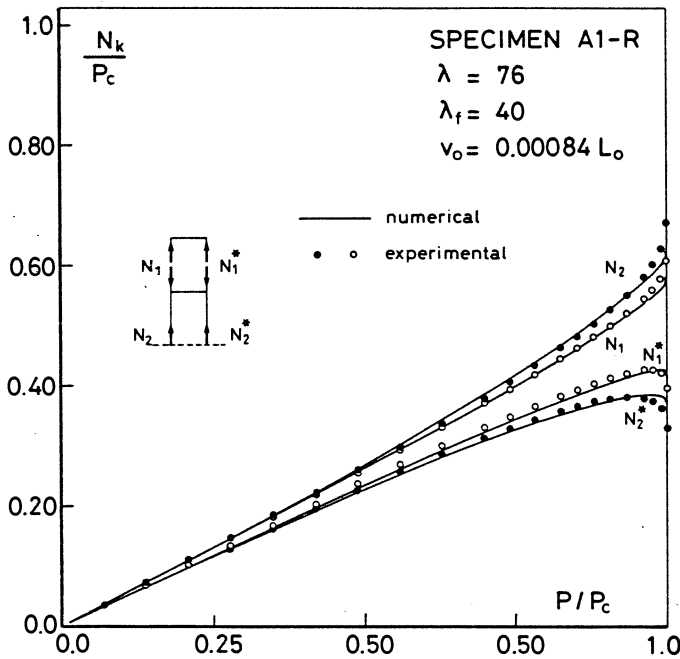


Fig. 18

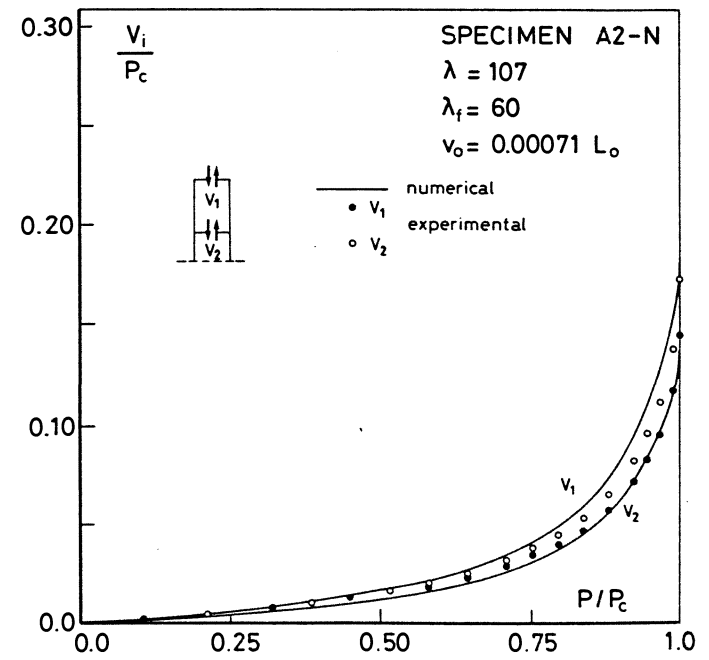
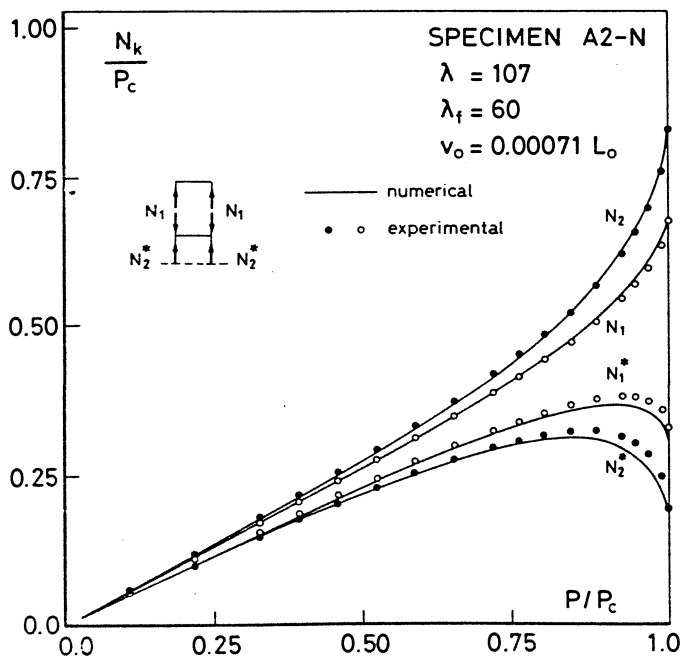


Fig. 19

mente, ai valori sperimentali. Il contributo al momento interno legato alla flessione dell'asta nel suo insieme è proporzionale a tali differenze; queste, d'altra parte, sono funzione per un dato valore del carico dell'entità del momento del secondo ordine, ovvero della deformabilità dell'asta.

Quanto riscontrato può essere quindi sostanzialmente ricondotto alla maggiore deformabilità del modello, già messa in luce nell'analisi delle curve carico-spostamento trasversale. A conferma, gli scostamenti più importanti tra i risultati numerici e sperimentali relativi allo spostamento trasversale corrispondono ai maggiori scostamenti relativi alle azioni assiali.

Questi ultimi si mantengono, comunque, dell'ordine di poche unità percentuali per la maggior parte del processo di carico. All'approssimarsi del carico ultimo, pur aumentando,

on the magnitude of the second order moment, or the flexibility of the strut.

All this brings us back to the greater flexibility of the model, already seen in analysing the load-deflection curves.

As a confirmation, the more important differences between numerical and test results on transversal displacement correspond to greater differences in axial forces.

These latter, however, remain within the order of a few percentage units for most of the loading process. Although this percentage increases close to the ultimate load, in most cases it does not go beyond 15%. Greater percentage differences close to the collapse situation were noted essentially for the more slender struts and for the value of the axial forces in the least stressed panel. At this stage in the loading process these forces rapidly decrease to very low values, and

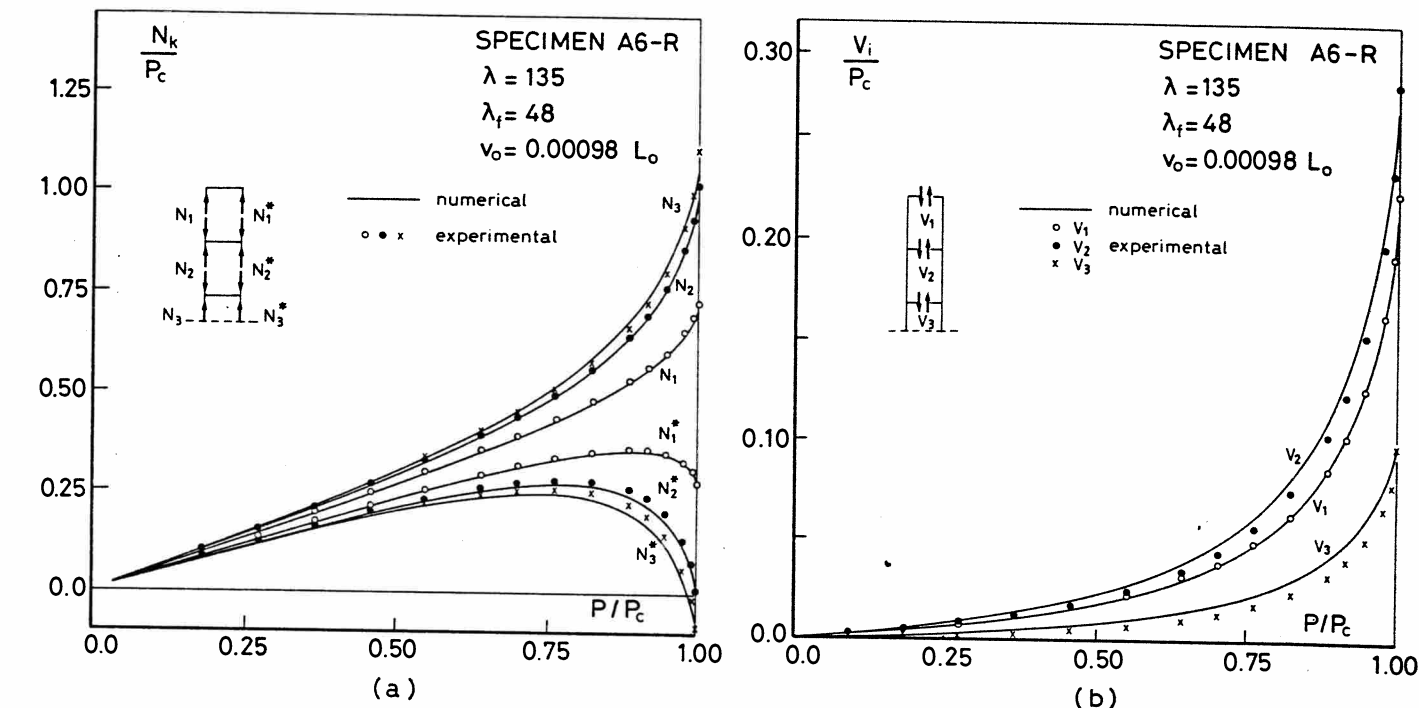


Fig. 20

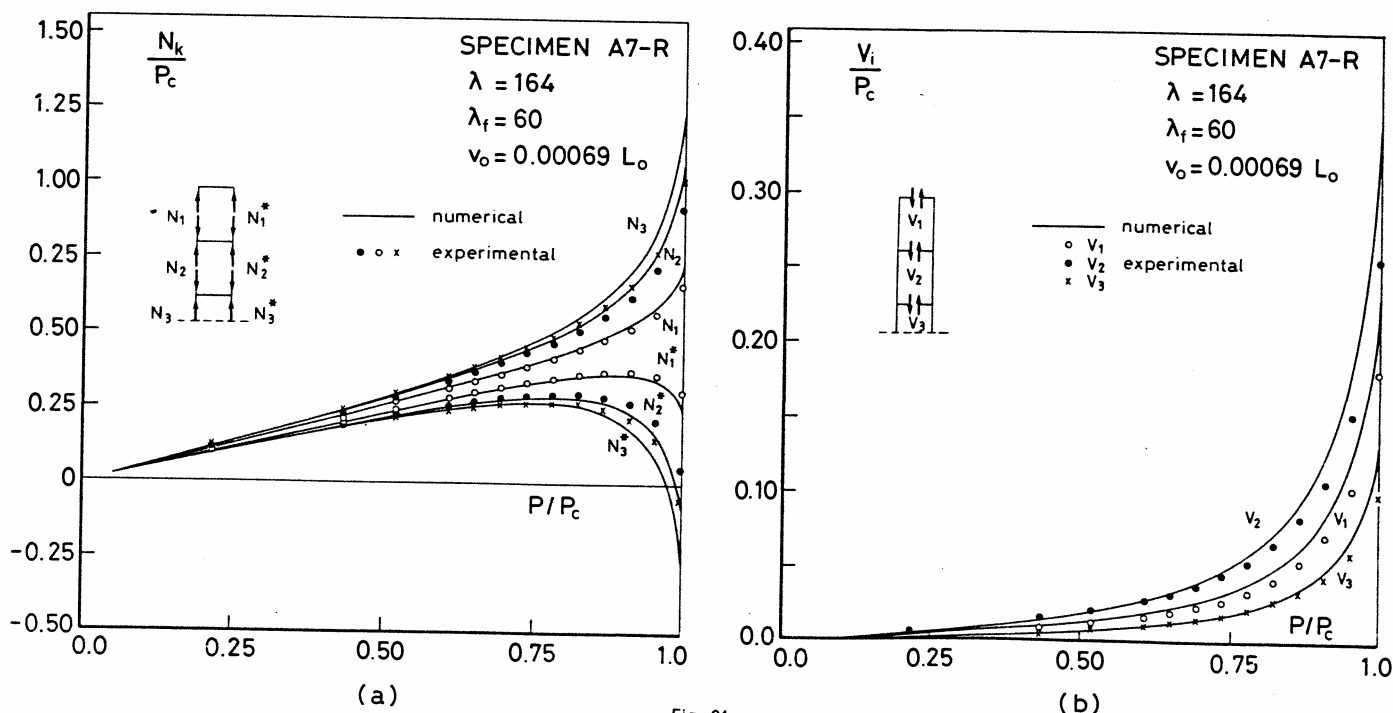


Fig. 21

non superano nella maggior parte dei casi il 15%. Scostamenti percentuali maggiori in prossimità della situazione di collasso sono stati riscontrati per le aste più snelle e relativamente al valore delle azioni assiali nel corrente meno sollecitato. In questa fase del processo di carico peraltro tali azioni decrescono rapidamente a valori molto bassi (fig. 19a), quando non si invertono (figg. 20a e 21a). Le differenze, comunque, non assumono neanche in questo caso valori significativi in termini assoluti.

L'accordo permane soddisfacente anche per le azioni taglianti V_i (figg. 18b-21b), le quali coerentemente con quanto esposto relativamente alle azioni assiali e alla deformabilità globale dell'elemento, tendono ad essere sovrastimate dall'approccio numerico.

Questo peraltro coglie correttamente sia l'andamento di tali azioni sia la distribuzione del taglio globale tra i singoli collegamenti.

Le differenze percentuali tra i valori sperimentali e i risultati numerici sono in effetti più sensibili e oscillano generalmente tra il 15 e il 30%; deve tuttavia tenersi in conto l'entità relativamente modesta di queste azioni e il fatto che i valori sperimentali non sono risultato di una misurazione diretta ma sono dedotti dalle azioni assiali nei correnti. Eventuali discrepanze relative a queste ultime tendono a ritrovarsi amplificate, almeno in percentuale, quando si passi alle azioni di taglio V_i .

Quanto esposto consente quindi di affermare che il modello numerico è sostanzialmente corretto e permette una valutazione sufficientemente accurata sia della capacità portante sia del comportamento di aste composte ad elementi ravvicinati, almeno quando queste abbiano collegamenti staticamente efficienti, come nel caso di collegamenti realizzati con piastre saldate ai correnti.

7. I risultati sperimentali e le disposizioni normative

Uno degli obiettivi della ricerca nella quale si inquadra il presente lavoro è quello di condurre un'analisi critica dei metodi e delle prescrizioni attualmente adottati nelle normative e, se necessario, di mettere a punto delle proposte di modifica o alternative. Tale scopo può essere raggiunto solo mediante uno studio parametrico, che utilizzi il metodo di simulazione numerica, il quale secondo quanto esposto risulta sostanzialmente validato dall'indagine sperimentale condotta. Su questa linea si sta già lavorando e alcuni risultati sono raccolti in [17].

I risultati sperimentali offrono comunque uno spunto per un confronto diretto con gli approcci normativi, del quale si ritiene utile presentare gli aspetti salienti. A riguardo si è fatto riferimento alle norme italiane [18] e all'Eurocodice 3 [11], che rappresentano due filosofie di progetto sostanzialmente differenti. Le prime adottano un metodo di verifica tradizionale, che utilizza il concetto di snellezza equivalente e valuta questo parametro sulla base del carico critico elastico. Le seconde adottano l'approccio messo a punto dalla CECM [10], il quale rappresenta un tentativo di superamento dei metodi classici: la verifica viene condotta mediante analisi del 2° ordine elastica di un modello di asta dotata di imperfezioni geometriche e di opportuna deformabilità flessionale. Tale metodo presenta il vantaggio di comportare verifiche dell'asta, dei correnti e dei collegamenti tra loro congruenti.

Tuttavia, un primo studio numerico [17] ha messo in luce la necessità di alcune modifiche, quando si applichino queste prescrizioni normative ad aste con correnti ravvicinati. In particolare la riduzione del contributo dell'inerzia propria dei correnti alla rigidità flessionale globale dell'asta si è rilevata eccessivamente penalizzante per gli elementi a correnti ravvicinati. Nell'applicazione di tale approccio è sembrato op-

there may even be a reversal (figs. 20a, 21a). But once again the differences are not very significant in absolute terms.

The agreement also remains satisfactory for the shear forces V_i (fig. 18b-21b) which are generally over-estimated by the numerical model. This is consistent with the already discussed results related to the axial forces and strut overall flexibility.

The model does, however, correctly predicts both the relationship between these forces and the applied load and the distribution of overall shear between the individual connections.

The percentage differences between the experimental and numerical values are actually more appreciable, and vary generally between 15 and 30%. But the fact that these forces are relatively smaller must also be taken into account, and that the experimental values do not come from direct measurements but are deduced from the axial forces in the chords.

Any discrepancies relating to these latter forces tend to be amplified, at least in percentage terms, when passing to the shear forces V_i .

All this makes it reasonable to state that the numerical model is substantially correct and provides a sufficiently accurate estimate of both the carrying capacity and the behaviour of compact built-up struts, at least when they have statically efficient connections, as in the case of filler plates welded to the chords.

7. Test results and Code recommendations

One of the objectives of the research programme, which the present study is part of, is to carry out a critical analysis of the recommendations in the Codes and, if and where necessary, prepare proposals for modifying or changing them. This can only be achieved through a parametric investigation using the numerical simulation method, which this report has shown to be substantially convalidated by the test programme. Work is continuing in this sense, and some results have already been published [17].

The test results, however, offer an occasion for a direct comparison with the code prescriptions, and the main points may already be presented. For this purpose reference will be made to the Italian Code [18] and to Eurocode 3 [11], which represent the two basic design philosophies. The former is based on a traditional checking method, using the concept of effective slenderness and evaluating this parameter on the basis of the elastic critical load. The latter adopts the approach developed by ECCS [10], which is an attempt to go beyond traditional methods. In this case the checking is carried out through a second order elastic analysis on a model of the strut with geometrical imperfections and suitable flexural stiffness.

This method has the advantage that the checks on the strut, the chords and the connections are compatible with each other. However, a first numerical analysis [17] has shown the need for certain modifications when applying these recommendations to compact struts.

In particular, the Eurocode prescription to reduce the contribution of the inertia of the chords to the overall flexural stiffness was shown to be excessively conservative for compact members. It seemed then appropriate to follow the proposals already formulated in [17], which modify the Eurocode recommendations for estimating the flexibility of the reference elastic model.

The quantities to be compared are the ultimate carrying capacity and the forces acting on the connections at collapse. In the calculations, the geometrical characteristics and mechanical properties are assumed following the same criteria as adopted for the numerical simulation.

portuno seguire le proposte già formulate in tale studio per la valutazione della deformabilità del modello elastico di riferimento.

Le grandezze oggetto del confronto sono la capacità portante ultima e le azioni che impegnano i collegamenti nella situazione di collasso. Nei calcoli le caratteristiche geometriche e le proprietà meccaniche sono state assunte sulla base dei medesimi criteri adottati per la simulazione numerica.

Le norme italiane prescrivono di determinare il carico ultimo di un'asta composta sulla base della snellezza equivalente, definita come $\lambda_{eq} = \sqrt{\lambda^2 + \lambda_f^2}$, e di una opportuna curva di stabilità: la curva c.

La fig. 22 riporta, in termini adimensionali e in funzione della λ_{eq} , i valori della capacità portante delle aste sperimentate e le curve di stabilità a, b e c.

The Italian Specifications impose that the ultimate load of a built-up strut be determined on the basis of the effective slenderness, defined as $\lambda_{eq} = \sqrt{\lambda^2 + \lambda_f^2}$, and a suitable stability curve: curve c. Figure 22 shows, in dimensionless terms and as a function of λ_{eq} , the carrying capacities of the test struts and the stability curves a, b and c.

The results for series A are all above curve a. This seems to depend essentially on the estimate of the effective slenderness (some of the test results are higher than the Euler critical load) and indirectly confirms the numerical results of [14]. The above formula, which Engesser [2] proposed for struts with batten plates, leads to considerably overestimating this parameter for compact struts. The test results, on the other hand, would seem to suggest the possibility of adopting a stability curve higher than c, should it be decided

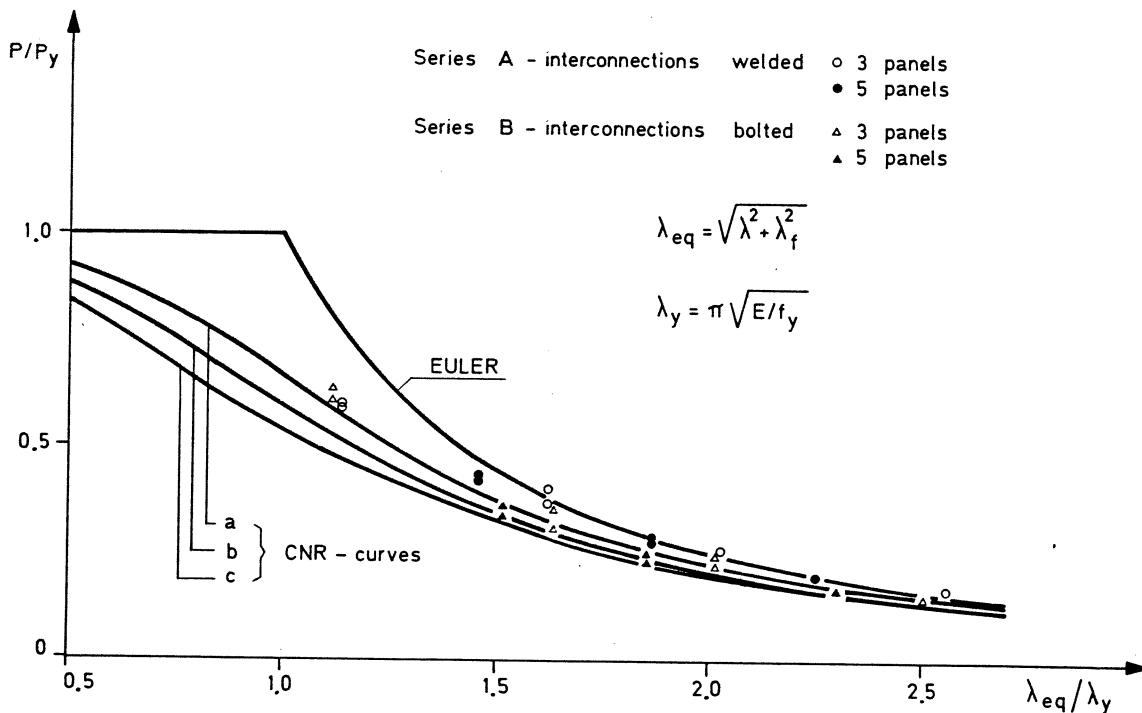


Fig. 22

Si rileva come i risultati relativi alla serie A si pongano tutti al di sopra della curva a. Questo fatto appare legato essenzialmente alla valutazione della snellezza equivalente (alcuni risultati sperimentali sono superiori al carico critico euleriano) e conferma indirettamente quanto ottenuto per via numerica [14]: la formula prima riportata e proposta da Engesser per le aste calastrellate [2] porta a sopravvalutare questo parametro: in modo anche significativo per le aste composte ad elementi ravvicinati.

D'altra parte i risultati sperimentali sembrano indicare la possibilità di adottare una curva di stabilità più alta della c, qualora si continui a determinare la snellezza equivalente con la medesima formula.

In presenza di collegamenti con bulloni non pretesi la normativa prescrive di non considerare l'asta come composta e di verificare i correnti come aste semplici poste in parallelo. I risultati relativi alla serie B sembrano indicare che anche tale tipo di asta può essere verificata come asta composta e la minore efficienza dei collegamenti tenuta in conto facendo riferimento nelle verifiche a una curva di stabilità più bassa che nel caso di aste con collegamenti staticamente efficienti (saldati e bullonati ad attrito).

Secondo la differente filosofia del metodo adottato dall'Eurocodice, la capacità portante dell'elemento strutturale viene raggiunta quando nella sezione di mezzzeria il corrente più sollecitato è soggetto a un'azione di compressione pari alla

to continue determining the effective slenderness with the same formula.

When the connections have bolts that are not pre-loaded, the Italian Specifications states that the strut should not be considered as a built-up member, and that the chords should be checked as parallel simple struts. The set B results seem to suggest that even this type can be checked as a built-up strut, with the less efficient connections being taken into account in the checks by using a lower stability curve than for statically more efficient joints (welded or friction bolted).

According to the different approach adopted in Eurocode 3, the ultimate strength of the member is reached when the most highly stressed chord is subject in the mid-span section to a compressive force equal to its ultimate carrying capacity evaluated on the basis of the local slenderness λ_f . The influence of structural imperfections is included in a suitable value assigned to the amplitude v^* of the initial deflection of the elastic model on which the method is based. On the basis of a comparison with test results on two different types of struts, laced and with batten plates [7], this value is taken to be $v^* = 0.002 L_0$.

However, it seemed reasonable also to consider the actual value ($v^* = v_0$) of the test strut for v^* in order to show up the influence of the mechanical imperfections.

sua capacità portante ultima valutata sulla base della snellezza locale λ_l . L'influenza delle imperfezioni strutturali viene riassunta in un opportuno valore da assegnare all'ampiezza v^* della deformata iniziale del modello elastico al quale il metodo fa riferimento. Sulla base di un confronto con risultati sperimentali relativi ad aste tralicciate e calastrellate [7] tale valore è assunto pari a $v^* = 0,002 L_0$. È sembrato però opportuno considerare per v^* anche il valore pari a quello effettivo dell'asta sperimentata ($v^* = v_0$), in modo da meglio evidenziare l'influenza delle imperfezioni meccaniche.

La verifica di stabilità del corrente è stata effettuata con riferimento alla curva di stabilità del profilo UPN 120 ottenuta mediante simulazione numerica [22].

Nella fig. 23 i risultati sperimentali e numerici sono messi a confronto in una forma di immediata lettura.

The stability check of the chord was carried out with reference to the stability curve of the UPN 120 profile obtained by numerical simulation [22].

Figure 23 gives the test and numerical results in a form suitable for immediate comparison.

Note that even assuming $v^* = v_0$ (fig. 23a) the Code approach agrees very closely with the test results for the welded struts. Only for the less slender struts does it lead to an over-estimate (8% for A1-R) of the carrying capacity. This is related to the influence of residual stresses due to the welding process in the range of low slendernesses.

The amplified value $v^* = 0.002 L_0$ assumed in the Code seems nevertheless sufficient to allow for this influence. All the results are on the side of safety (fig. 23b). Also, this under-estimate can be considered acceptable for design purposes

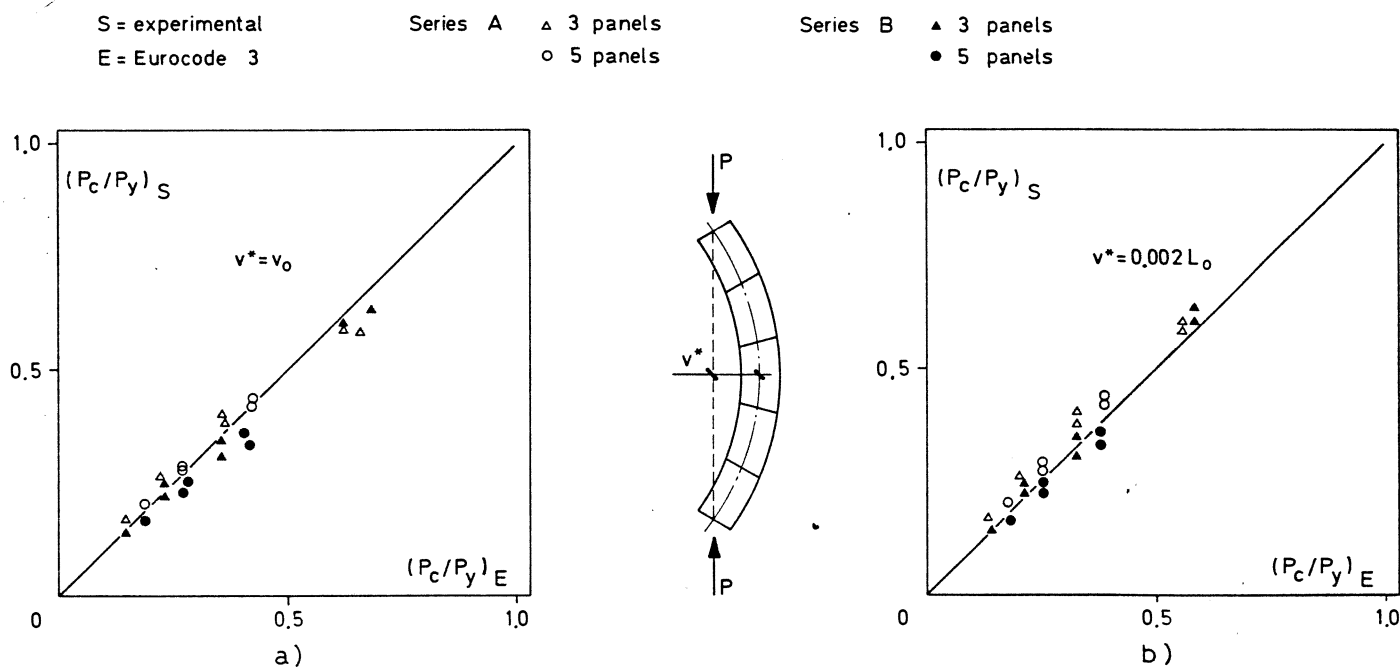


Fig. 23

Si noti che, anche assumendo $v^* = v_0$ (fig. 23a), l'approccio normativo è in buon accordo con i risultati sperimentali della serie di aste con collegamenti saldati. Solo per le aste più tozze esso porta a una sovrastima della capacità portante che per l'asta A1-R raggiunge l'8%. Questo è da collegare all'influenza nel campo delle basse snellezze delle tensioni residue dovute al processo di composizione per saldatura delle aste.

Il valore amplificato $v^* = 0,002 L_0$, assunto dalla norma, sembra comunque sufficiente per tener conto di tale influenza: i risultati ottenuti si pongono tutti in favore di sicurezza (fig. 23b). La sottostima della capacità portante è inoltre da ritenersi accettabile ai fini progettuali, anche se raggiunge valori significativi (fino al 25%) per le aste a tre campi di elevata snellezza (aste A4).

Tale valore della freccia iniziale non sembra al contrario sufficiente a inglobare l'effetto della minor efficacia di collegamenti con bulloni non pretesi (fig. 23b).

La verifica dei collegamenti non è meno importante per un'asta composta di quella di stabilità e anzi rappresenta un presupposto alla reale significatività di quest'ultima.

Le norme italiane deducono le azioni V da adottare nella verifica dei collegamenti sulla base di un valore convenzionale T^* del taglio nei correnti (schema di fig. 24). Il valore di T^* , per aste dimensionate a collasso, risulta essere l'1% del carico di completa plasticizzazione dell'asta.

even if it reaches non negligible values (up to 25%) for very slender struts with three panels (the A4 struts).

However, this value of the initial deflection does not seem sufficient to take into account the influence of the less effective connections with non pre-loaded bolts (fig. 23b).

Checking the connections of a built-up strut is just as important as checking its stability. The former is in fact a necessary presupposition to arrive at the real significance of the latter.

The Italian Specifications deduce the forces V to be adopted in checking the connections on the basis of a conventional value T^* of the shear force in the chords (see fig. 24). The value of T^* for struts designed with reference to the collapse limit state is 1% of the load that causes their full yield condition.

Figure 24 shows the ratio V_c/V_s (between the value of the shear force V obtained in this way and the maximum value at collapse from the forces V_i found for the seven struts equipped with strain gauges) as a function of the local slenderness. In the Italian Specifications, the force V depends on the distance between the connections, for struts with chords the same distance apart.

It has to be pointed out that the Code recommendations lead to seriously over-estimating the forces acting on the connections (by up to over 400%). This over-estimate noticeably increases as a function of the local slenderness.

In fig. 24 è riportato il rapporto V_c/V_s (tra il valore dell'azione tagliante V così dedotta e quello massimo a collasso tra le azioni V_i determinate per le sette aste strumentate) in funzione della snellezza locale; l'azione V , per le Norme Italiane, infatti, viene a dipendere solamente dalla distanza tra i collegamenti, a parità di distanza dei correnti. Si deve rilevare come la norma comporti una sostanziale sovrastima delle azioni che impegnano i collegamenti (fino a più del 400%), sovrastima che è funzione sensibilmente crescente con la snellezza locale.

La successiva fig. 25 presenta un confronto analogo relativamente all'Eurocodice, effettuato sempre per i due valori della freccia iniziale $v^* = v_0$ e $v^* = 0,002 L_0$.

Poiché le azioni che impegnano i collegamenti nella situazione di collasso dell'asta sono calcolate, in tale norma, sulla base del valore della forza di taglio alle estremità del modello di riferimento, il confronto è stato operato con riferimento sia al valore sperimentale massimo, V_{max} , sia a quello, V_1 , nelle giunzioni di estremità. Per la determinazione di quest'ultima azione è stato adottato lo schema modificato riportato in figura. Il confronto è riportato in funzione della deformabilità globale dell'asta, espressa mediante la snellezza equivalente dedotta dal carico critico elastico del modello.

I risultati del confronto sono nella sostanza analoghi a quelli già presentati per le norme italiane.

In effetti sembra che la sensibile conservatività di entrambe le prescrizioni normative sia da ricercarsi essenzialmente nella modalità con la quale viene determinato il valore delle azioni V nei collegamenti più che nel valore dell'azione tagliante nei correnti assunte alla base del calcolo. Gli schemi adottati da entrambe le normative e riportati nelle figg. 24 e 25 non tengono infatti in conto il contributo flessionale dei correnti alla risposta globale dell'asta, contributo non trascurabile per le aste ad elementi ravvicinati.

Proposte alternative per la determinazione delle azioni taglianti V_i sono in effetti già state avanzate [17] dallo scri-

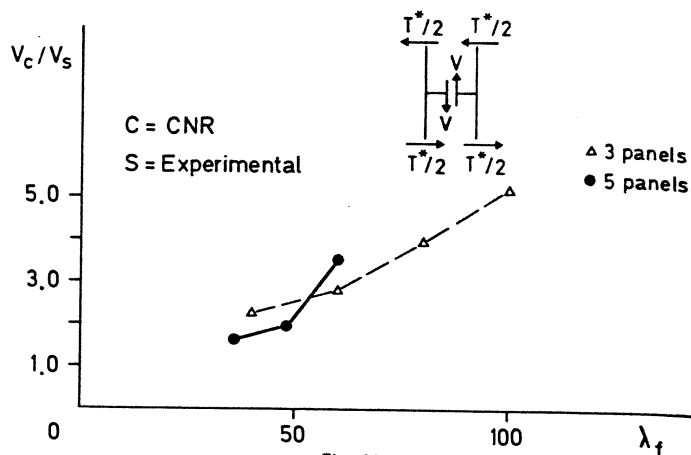


Figure 25 presents a similar comparison, this time with the Eurocode, still carried out for the two values of the initial deflection, $v^* = v_0$ and $v^* = 0.002 L_0$.

In the Eurocode the forces acting on the connections at the collapse of the strut are calculated on the basis of the shear force at the ends of the reference model. So the comparison was made with reference both to the maximum test value V_{max} and to the value V_1 in the end joints. The modified scheme shown in fig. 25 was used to determine this latter force. The comparison is shown as a function of the overall flexibility of the strut, expressed through the effective slenderness deduced from the elastic critical load of the model.

The results of the comparison are substantially similar to those already obtained with the Italian Specifications.

Both Codes are very conservative. This seems to be related to the methods used to determine the value of forces V in the connections rather than to the value of the shear force in the chords assumed as the basis for the calculation. The

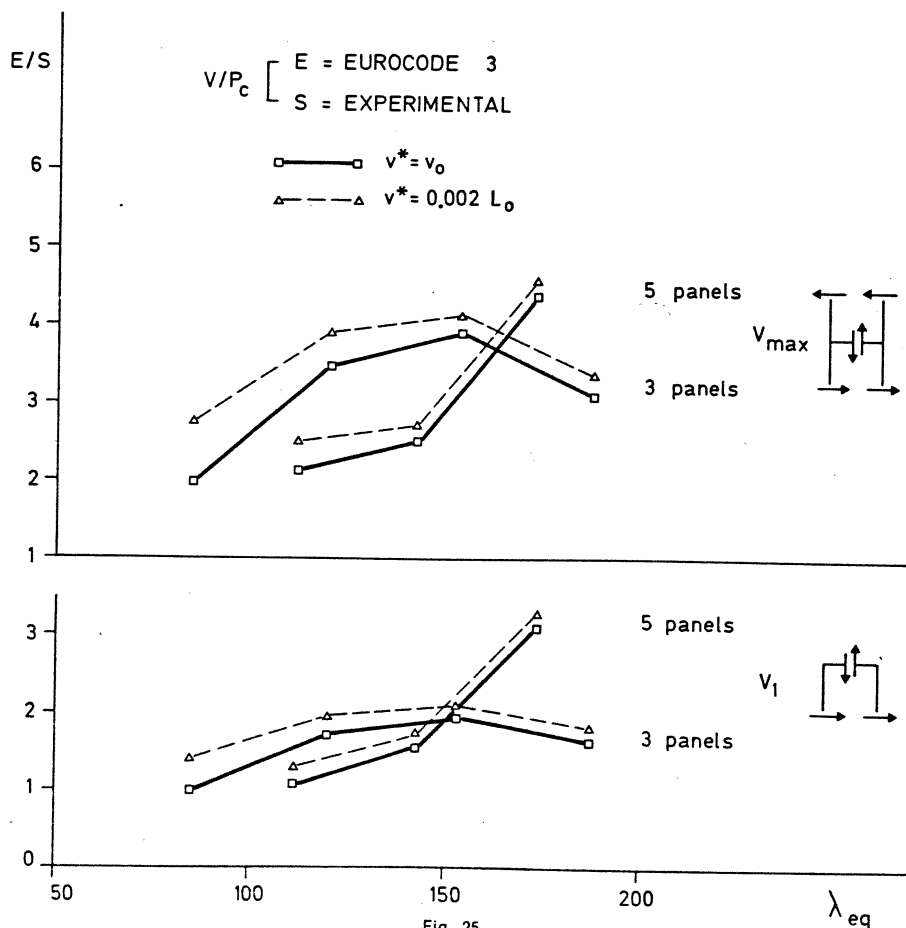


Fig. 25

vente sulla base di studi numerici e si intende calibrare i parametri su una più ampia serie di risultati.

Le curve relative a $v^* = 0,002 L$ in fig. 25 mettono infine in evidenza come il simulare l'effetto delle imperfezioni meccaniche mediante un incremento della freccia iniziale del modello abbia come conseguenza un dimensionamento più severo dei collegamenti (soprattutto per snellezze non elevate). Tale aggravio delle condizioni di progetto dei collegamenti non sembra completamente giustificato: l'influenza di tali imperfezioni diviene significativa infatti solo in prossimità del carico ultimo (fig. 18).

8. Considerazioni conclusive

L'indagine sperimentale condotta ha fornito in sé alcune interessanti indicazioni sul comportamento di aste composte ad elementi ravvicinati, alcune delle quali a conferma di risultati di precedenti studi. In particolare si è rilevato che:

a) la severità dell'impegno statico dell'asta è funzione fortemente non lineare del carico applicato. Tale non-linearità diventa particolarmente sensibile quando il carico esterno approssima il suo valore ultimo; in tale fase del processo di carico si manifestano scarichi locali particolarmente significativi per snellezze medio-alte, per le quali il corrente meno sollecitato entra in trazione;

b) il collasso di questi elementi strutturali non sembra dipendere dal manifestarsi dell'instabilità del corrente più sollecitato anche quando il valore della snellezza locale è elevato ($\lambda_l = 100$). La capacità portante ultima viene piuttosto raggiunta per divergenza dell'equilibrio dell'asta nel suo complesso;

c) è importante realizzare collegamenti staticamente efficienti tra i correnti. Le aste con collegamenti intermedi realizzati con piastre e bulloni non pretesi hanno manifestato una perdita più rapida della rigidità flessionale e una minore capacità portante di quelle con collegamenti saldati. La diminuzione del carico ultimo, a parità degli altri parametri, è stata mediamente del 12,4% e ha raggiunto il 18,6%;

d) le tensioni residue generate dal processo di saldatura possono influenzare significativamente il comportamento di aste con collegamenti saldati nel campo delle basse snellezze.

Il confronto con il metodo di analisi numerica ha messo in luce la sostanziale validità di quest'ultimo per la simulazione del comportamento di aste con collegamenti staticamente efficienti (tali cioè da impedire scorrimenti relativi tra i correnti e rotazioni tra questi e le piastre di imbottitura), quali quelli realizzati con piastre saldate ai correnti: vengono infatti colti in modo più che soddisfacente sia la capacità portante sia l'impegno statico dell'asta in funzione del carico applicato. Viceversa, come indicato dalla sperimentazione, l'influenza del comportamento di giunzioni di efficacia statica limitata (collegamenti con piastra e bulloni non pretesi) non è trascurabile: in particolare il contributo del gioco forobullone è significativo e non può essere ignorato nell'approccio numerico.

Il confronto dei risultati sperimentali con prescrizioni normative ispirate a differenti filosofie di progetto (le Norme Italiane e l'Eurocodice 3) ha confermato [13-16] la necessità di sviluppare metodi di progetto che consentano un dimensionamento ottimale dei collegamenti. Una proposta in tal senso è stata recentemente avanzata dallo stesso scrivente [17].

Bibliografia (References)

- [1] Engesser F.: «Zum Einsturz der Brücke über den St. Lorenzstorm bei Quebeck» - Zentralblatt der Bauverwaltung, vol. 27, pag. 609, 1907.

schemes adopted by both Codes, and shown in figs. 24 and 25, do not in fact take into account the flexural contribution of the chords to the overall response of the strut, a contribution which is certainly not negligible for compact members.

Alternative proposals for calculating the shear force V_i have already been made [17] by the present writer on the basis of numerical studies. The intention now is to calibrate these parameters on a wider series of results.

Finally, the curves for $v^* = 0.002 L_0$ in fig. 25 indicates clearly how simulating the effect of mechanical imperfections by increasing the initial deflection of the model leads to a more severe design of the connections (above all for low slendernesses). Overburdening their design conditions in this way does not seem really justified. In fact the influence of these imperfections becomes significant only when close to the ultimate load (fig. 18).

8. Conclusions

The test programme itself has provided some interesting informations on the behaviour of compact built-up struts, some of which confirm the results of previous studies. In particular, it was noticed that:

a) the severity of the state of stress in the strut is a highly non-linear function of the applied load. This non-linearity becomes particularly significant when the external load nears its ultimate value. At this stage in the loading process unloading effects show up that are particularly significant in the medium to high slenderness range, where the less stressed chord becomes tensile;

b) the collapse of these struts does not seem to depend on the buckling of the more stressed chord, even when the value of the local slenderness is very high ($\lambda_l = 100$), but rather on divergence from equilibrium of the strut as a whole;

c) the connections between the chords must be statically efficient. The struts with intermediate connections consisting of plates and non preloaded bolts showed a more rapid loss of flexural stiffness and carrying capacity than the struts with welded joints. The decrease in ultimate strength, other parameters being equal, was on average 12.4% and reached as much as 18.6%;

d) the residual stresses due to the welding process can have a significant effect on the behaviour of struts with welded connections in the low slenderness range.

The comparison with the numerical analysis method showed it was substantially valid for simulating the behaviour of struts with statically efficient connections (i.e. that prevent slipping between the chords and rotations between chords and filler plates) such as those made with plates welded to the chords. In fact the numerical model describes very satisfactorily both the carrying capacity and the state of stress as a function of the applied load.

On the other hand, as the tests showed, the influence of joints with limited statical efficiency (filler plates with bolts not pre-loaded) is not negligible. The contribution of bolt-hole clearance is particularly significant and should not be ignored in the numerical model.

A comparison between the test results and two Codes based on different design philosophies (the Italian Code and Eurocode 3) confirmed [13-16] the need to develop methods leading to an optimal design of the connections. A proposal in this sense was recently developed by the present writer [17].

- [2] Engesser F.: «Über die Knickfestigkeit von Rahmenstäben» - Zentralblatt der Bauverwaltung, vol. 29, pag. 136, 1909.
- [3] Foerster M.: «Die Gründe des Einsturzes des grossen Gasbehälters am grossen Graasbrook zu Hamburg» - Der Eisenbau, vol. 2, pag. 178, 1911.
- [4] Chwalla E.: «Genau Theorie der Knickung von Rahmenstäben» - HDI - Mitteilungen des Hauptvereins Deutscher Ingenieure in der Tschechoslowakischen Republik, Brünn, 1933.
- [5] Sanpaolesi L.: «Sulla stabilità d'insieme delle aste composte compresse» - Atti dell'Istituto di Scienza delle Costruzioni dell'Università di Pisa, 1962.
- [6] Kloppel K., Uhlmann W.: «Versuchmässige und rechnerische Bestimmung der Traglasten mehrteiliger Rahmenstäbe unter Verwendung elektronischer Rechenautomaten» - Der Stahlbau, vol. 6, pag. 161, 1965.
- [7] Kloppel K., Ramm W.: «Versuche und Berechnung zur Bestimmung der Traglast mehrteiliger Gitterstäbe unter aussermittiger Belastung» - Der Stahlbau, vol. 6, pag. 164, 1968.
- [8] Uhlmann W.: «Some Problems Concerning Design Recommendations for Centrally Compressed Built-up Members» - 2nd Int. Conf. on Stability of Steel Structures, Preliminary Report, Liegi, 1977.
- [9] Seltenhammer L.: «Die Stabilität des in parallelen Schneiden gelagerten und zentrisch gedruckten Rahmenstäbes» - Sitzungberichte der Akademie der Wissenschaften in Wien, 1933.
- [10] Convenzione Europea della Costruzione Metallica (CECM-ECCS): «European Recommendations for Steel Construction» - Puteaux, Francia, 1978.
- [11] Commissione della Comunità Europea (CCE-CEC): «Eurocode 3: Common Unified Code of Practice for Steel Structures» - Draft, 1983.
- [12] Ballio G., Finzi L., Urbano C.: «Indagine sperimentale sulla stabilità delle colonne composte con elementi ravvicinati» - Costruzioni Metalliche, n. 4, 1972.
- [13] Petrini V., Zandonini R.: «Simulazione numerica del comportamento di aste composte con elementi ravvicinati» - Costruzioni Metalliche, n. 3, 1977.
- [14] Zandonini R.: «Alcune considerazioni sul calcolo delle aste composte con elementi ravvicinati» - Giornate Italiane della Costruzione in Acciaio - CTA, Verona, 1977.
- [15] Ballio G., Finzi L., Zandonini R.: «A Theoretical Approach to the Behaviour of Centrally Compressed Built-up Struts» - 2nd Int. Conf. on Stability of Steel Structures, Preliminary Report, pag. 131, Liegi, 1977.
- [16] Zandonini R.: «Evaluation of the Shear Forces Acting through the Connectors of Compact Built-up Struts» - 2nd Int. Conf. on Stability of Steel Structures, Final Report, Liegi, 1977.
- [17] Zandonini R.: «Built-up Members: Strength and Design of Centrally Compressed Compact Struts» - 3rd Int. Conf. on Stability of Metal Structures, Preliminary Report, pag. 23, Parigi, 1983.
- [18] Consiglio Nazionale delle Ricerche (CNR), Norme CNR 10011: «Costruzioni in Acciaio - Istruzioni per il calcolo, l'esecuzione e la manutenzione» - 1980.
- [19] Johnston B.G. (Editor) - SSRC Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures - 3rd Edition, John Wiley, New York, 1976.
- [20] Convenzione Europea della Costruzione Metallica (CECM-ECCS): «Testing Procedures», pubblicazione n. 36, 1984.
- [21] Ballio G., Finzi L., Urbano C.: «Snodi cilindrici per esperienze su aste compresse» - Costruzioni Metalliche, n. 2, 1973.
- [22] Ballio G., Petrini V., Urbano C.: «Simulazione numerica del comportamento di elementi strutturali compressi per incrementi finiti del carico assiale» - Costruzioni Metalliche, n. 1, 1973.

Testo arrivato nel giugno 1985.

Text arrived in June 1985.