

Alcune proposte migliorative dell'Eurocodice 3 ai fini della previsione del comportamento rotazionale dei collegamenti flangiati

C. Faella, V. Piluso, G. Rizzano

In questo lavoro, viene esaminato il metodo suggerito dall'Eurocodice 3 per la determinazione del comportamento rotazionale dei collegamenti flangiati. Le modifiche necessarie ai fini di una migliore valutazione della rigidità rotazionale, già proposte dagli scriventi, vengono riassunte e, a partire da esse, viene evidenziata la possibilità di introdurre semplici regole atte ad includere, nell'approccio codificato, anche gli effetti del pretensionamento dei bulloni, non previsti dalle attuali raccomandazioni.

Inoltre, viene esaminato il grado di accuratezza della previsione sia della resistenza flessionale che della curva momento-rotazione complessiva.

Con riferimento a questo ultimo aspetto, viene sviluppata una semplice proposta per includere gli effetti dell'incrudimento.

1. INTRODUZIONE

La risposta strutturale dei telai in acciaio è significativamente influenzata dalla rigidità rotazionale e dalla resistenza flessionale dei nodi trave-colonna, le quali modificano sia la deformabilità globale che la capacità portante dei telai. Per questo motivo, le normative più recenti come l'Eurocodice 3, fornendo delle regole semplificate per la previsione del comportamento di nodi trave-colonna, hanno aperto la porta ad un impiego consapevole dei telai a nodi semirigidi. Infatti, tali regole rappresentano lo strumento operativo che consente di includere gli effetti della semirigidità nodale nell'analisi strutturale.

La modellazione del comportamento dei nodi trave-colonna può richiedere un diverso grado di accuratezza in funzione del tipo di analisi strutturale da eseguire. Infatti, l'analisi elastica globale richiede generalmente la sola conoscenza della rigidità nodale, la quale va assunta pari a quella iniziale o a quella secante in funzione del livello di carico e della precisione richiesta nella modellazione del comportamento nodale. In questo caso, la classificazione nodale, basata solo sulla rigidità rotazionale, distingue i nodi trave-colonna in nodi cerniera, nodi semirigidi oppure nodi rigidi [1]. Al contrario, nel caso di un'analisi plastica globale, l'unico parametro richiesto è rappresentato dalla resistenza flessionale. Pertanto, in questo secondo caso, la classificazione nodale basata su tale parametro distingue i nodi trave-colonna in nodi cerniera, nodi a parziale ripristino di resistenza e nodi a completo ripristino di resistenza [1]. Infine, nel caso di un'analisi globale elasto-plastica, è necessaria la conoscenza dell'intera curva

Some proposals to improve EC3-Annex J approach for predicting the moment-rotation curve of extended end plate connections

The method suggested by Eurocode 3 (Annex J) for predicting the rotational behaviour of extended end plate connections is examined. The author's proposals for the improvement of the codified approach for evaluating the joint rotational stiffness are briefly summarized. Starting from these results, attention is focused on the possibility of introducing simple rules to account, among other factors, for the influence of bolt pretensioning, which, up to now, has not been included in the codified procedure. The degree of accuracy of the predicted flexural resistance and the predicted moment rotation curve is also investigated. A simple proposal to include the influence of strain hardening is also developed.

1. INTRODUCTION

The rotational stiffness and the flexural strength of beam-to-column joints significantly influence the structural response of steel frames, affecting their overall deformability and load carrying capacity.

For this reason, modern codes, such as Eurocode 3, have opened the door to semirigid frames by providing simplified rules to predict the actual beam-to-column joint behaviour. These rules represent the operating tool for the integration of semirigidity effects in the structural analysis.

Depending on the type of structural analysis to be performed, different degrees of sophistication have to be attained in the modelling of the beam-to-column joint behaviour. The elastic global analysis usually requires only the knowledge of the joint stiffness, which can be the initial stiffness or the secant one depending on the load level and the required accuracy in modelling the joint behaviour. In this case, the joint classification based only on the rotational stiffness is of concern, i.e. pinned, semirigid or rigid beam-to-column joints [1].

On the contrary, the joint flexural resistance is the only joint parameter required in the plastic global analysis. Therefore, in this second case, it is sufficient the joint classification based on this parameter, i.e. pinned, partial strength or full strength beam-to-column joints [1]. Finally, in the case of elastic-plastic global analysis, the knowledge of the complete joint moment-rotation curve is required and, as a consequence, the joint classification criterion has to take into account both the stiffness and the resistance of the joint [1].

Prof. dr. ing. Ciro Faella, dr. ing. Vincenzo Piluso, dr. ing. Gianvittorio Rizzano
Dipartimento di Ingegneria Civile, Università di Salerno.
Memoria presentata al XV Congresso C.T.A. "Giornate Italiane della Costruzione in Acciaio", Riva del Garda, 15 - 18 ottobre 1995.

Prof. dr. ing. Ciro Faella, dr. ing. Vincenzo Piluso, dr. ing. Gianvittorio Rizzano
Department of Civil Engineering, University of Salerno.
Paper presented at XV C.T.A. Congress "Italian Conference on Steel Structures", Riva del Garda, 15 - 18 ottobre 1995.

momento-rotazione del nodo, e di conseguenza, il criterio di classificazione nodale deve considerare sia la rigidità che la resistenza nodale [1].

I criteri per la predizione della curva momento-rotazione di nodi trave-colonna sono codificati nell'Annesso J dell'Eurocodice 3 [2]. L'Annesso J è basato sul "metodo delle componenti", la cui originalità consiste nella capacità di ricavare il comportamento globale del nodo sulla base del comportamento degli elementi che lo costituiscono. Dal punto di vista teorico, questo approccio può essere applicato a tutte le tipologie nodali. Tuttavia, fino ad ora, il metodo risulta codificato solo per le tipologie nodali più diffuse, ovvero per i collegamenti saldati, per i collegamenti flangiati e per i collegamenti con angolari superiori ed inferiori.

Per ciascuna componente nodale, vengono fornite le relazioni per la valutazione dei parametri che descrivono il comportamento forza-spostamento. In funzione della tipologia nodale, la deformabilità complessiva del nodo viene ottenuta mediante una opportuna combinazione della deformabilità delle componenti che lo costituiscono, mentre la resistenza flessionale viene determinata dalla componente più debole.

In questo lavoro, l'attenzione viene focalizzata solo sui nodi flangiati con flangia estesa, con l'obiettivo di fornire un contributo al dibattito su tale argomento, attualmente in corso, nell'ambito della comunità scientifica internazionale. In tale ambito si colloca anche lo studio del comportamento rotazionale di nodi saldati, affrontato dagli stessi autori in un precedente lavoro [3].

Per quanto riguarda la rigidità rotazionale dei nodi flangiati con flangia estesa un ampio confronto con i risultati sperimentali disponibili, raccolti nelle banche dati SERICON [4] ed SCDB [5] e nella letteratura tecnica, è stato sviluppato dagli scriventi, fornendo alcune proposte migliorative del metodo codificato [6,7]. Per questo motivo, l'attenzione sarà focalizzata principalmente sulla previsione della resistenza flessionale e dell'intera curva momento-rotazione. Con riferimento a quest'ultima problematica, vengono formulate ulteriori proposte migliorative, valutandone l'affidabilità sulla base del confronto con i dati sperimentali disponibili.

2. LA PROCEDURA DELL'ANNESSO J

In accordo con l'Annesso J dell'Eurocodice 3 [2], la predizione dell'intero comportamento di nodi flangiati trave-colonna coinvolge le seguenti otto componenti:

- a) pannello d'anima della colonna a taglio;
- b) anima della colonna in compressione;
- c) flangia della colonna in flessione;
- d) piastra di estremità in flessione;
- e) bulloni in trazione;
- f) anima della colonna in trazione;
- g) flangia e anima della trave in compressione;
- h) anima della trave in trazione.

Le prime sei componenti governano sia la resistenza flessionale che la rigidità iniziale del nodo. Invece, le ultime due componenti vanno considerate solo nella valutazione della resistenza flessionale.

Alcune di queste componenti dipendono dal numero delle file di bulloni in zona tesa e dalla posizione di ciascuna fila di bulloni. Questo è il caso della flangia della colonna in flessione, della piastra di estremità in flessione, dei bulloni in trazione, dell'anima della colonna in trazione e della anima della trave in trazione. Il contributo di queste componenti viene valutato considerando il comportamento di ciascuna fila di bulloni sia come indipendente dalle altre, sia come appartenente ad un gruppo di bulloni (i.e. considerando la possibile interazione

The criteria for the prediction of the moment-rotation curve of beam-to-column joints are codified in the Annex J of Eurocode 3 [2]. This Annex is based on the so-called "Component Method", whose originality is its ability to determine the overall joint behaviour starting from its basic elements. From a theoretical point of view, this approach can be applied to all joint types, although up to now the procedure is codified only with reference to the most commonly used connection types, i.e. welded connections, end-plate connections and top and seat angle connections.

For each joint component, the rules for the calculation of the parameters describing the force versus displacement behaviour are given. Depending on the type of joint, the behaviour of the components which characterize the joint are combined as necessary to provide the overall deformability of the joint, while the weakest component governs the joint flexural resistance.

In this paper, the attention is focused only on extended end-plate connections, with the aim of providing a contribution to the discussion on this subject which is particularly topical within the international scientific community. The rotational behaviour of welded connections is examined in a companion paper [3].

With regard to the rotational stiffness of extended end plate connections, a wide comparison with the available experimental data, collected in the SERICON data bank [4], the SCDB data bank [5] and in the technical literature, has been carried out by the Authors in previous works and some proposals to improve the codified approach have been included [6,7]. For this reason, with reference to this type of connection, we will focus our attention on the prediction of the joint flexural resistance and the overall moment-rotation curve. With reference to these topics additional proposals are made to improve the approach and their reliability is discussed on the basis of a comparison with the experimental data available.

2. ANNEX J PROCEDURE

According to Annex J [2], the prediction of the overall behaviour of extended end plate connections involves the following eight components:

- a) column web panel in shear;
- b) column web in compression;
- c) column flange in bending;
- d) end plate in bending;
- e) bolts in tension;
- f) column web in tension;
- g) beam flange and web in compression;
- h) beam web in tension.

The first six components govern both the flexural resistance and initial stiffness of the joint while the two latter components have to be considered only in the evaluation of the joint flexural resistance.

Some of these components are dependent on the number of bolt rows in tension and the location of each bolt row. This is the case with the column flange in bending, the end plate in bending, the bolts in tension, the column web in tension and the beam flange in tension. The contribution of these components has to be evaluated considering the behaviour of each bolt row both as a single bolt row (i.e. independent of the other bolt rows) and as belonging to a bolt group (i.e. considering the possible interaction with the other bolt rows).

con le file di bulloni adiacenti).

La resistenza flessionale del nodo M_{Rd} viene valutata mediante la seguente relazione:

$$M_{Rd} = \sum_{i=1}^{n_b} h_i F_{Rd,i} \quad [1]$$

dove $F_{Rd,i}$ è la resistenza della i -esima fila di bulloni, n_b il numero delle file di bulloni in zona tesa e h_i la distanza tra la i -esima fila di bulloni ed il centro di compressione che si considera localizzato a metà dello spessore della flangia compressa della trave.

Nel procedimento per la valutazione della resistenza di ciascuna fila di bulloni si esamina, quale prima fila, quella più lontana dal centro di compressione. Successivamente, vengono analizzate le altre file di bulloni che risultano progressivamente più vicine al centro di compressione.

E' opportuno sottolineare che la resistenza dell' i -esima fila di bulloni è ottenuta considerando il comportamento di gruppo della i -esima fila di bulloni con le altre file di bulloni la cui distanza dal centro di compressione risulta maggiore di h_i ed assumendo come limite superiore per la resistenza complessiva delle file di bulloni fino all' i -esima quella delle altre componenti. Infatti, è chiaro che la resistenza di ciascuna fila di bulloni è limitata dalla resistenza delle componenti che sono indipendenti dalle file di bulloni; ovvero, la resistenza di ciascun gruppo di bulloni non può eccedere la resistenza del pannello d'anima della colonna a taglio e dell'anima della colonna in compressione.

Con riferimento alla valutazione della rigidità rotazionale iniziale del nodo, la procedura suggerita dall'Annesso J dell'Eurocodice 3 è rappresentata in Fig.1. Si può osservare che l'intera rigidità del nodo è ottenuta come combinazione della rigidità traslazionale di ciascuna componente.

The joint flexural resistance M_{Rd} is computed by means of the following relation:

where $F_{Rd,i}$ is the resistance of the i -th bolt row, n_b the number of bolt rows in tension and h_i the distance of the i -th bolt row from the centre of compression which is assumed to be located at the mid-thickness of the compressed flange of the beam.

In the procedure for the evaluation of the resistance of each bolt row, the first bolt row to be considered is the farthest from the centre of compression. The other bolt rows, which are progressively closer to the centre of compression, are successively analysed.

We can see that the resistance of the i -th bolt row is obtained from the minimum value of the resistance of the basic components, also considering the behaviour of the bolt groups consisting of the i -th bolt row and the other bolt rows whose distance from the centre of compression is greater than h_i . It is also clear that the resistance of each bolt row is limited by the resistance of the components which are independent of the bolt rows; in fact the resistance of any bolt group cannot exceed the resistance of the components which are independent of the bolt rows.

With reference to the evaluation of the initial rotational stiffness of the joint, the procedure suggested by Eurocode 3-Annex J is given in Fig.1. We can see that the overall stiffness of the joint is obtained by combining the translational stiffness of each component.

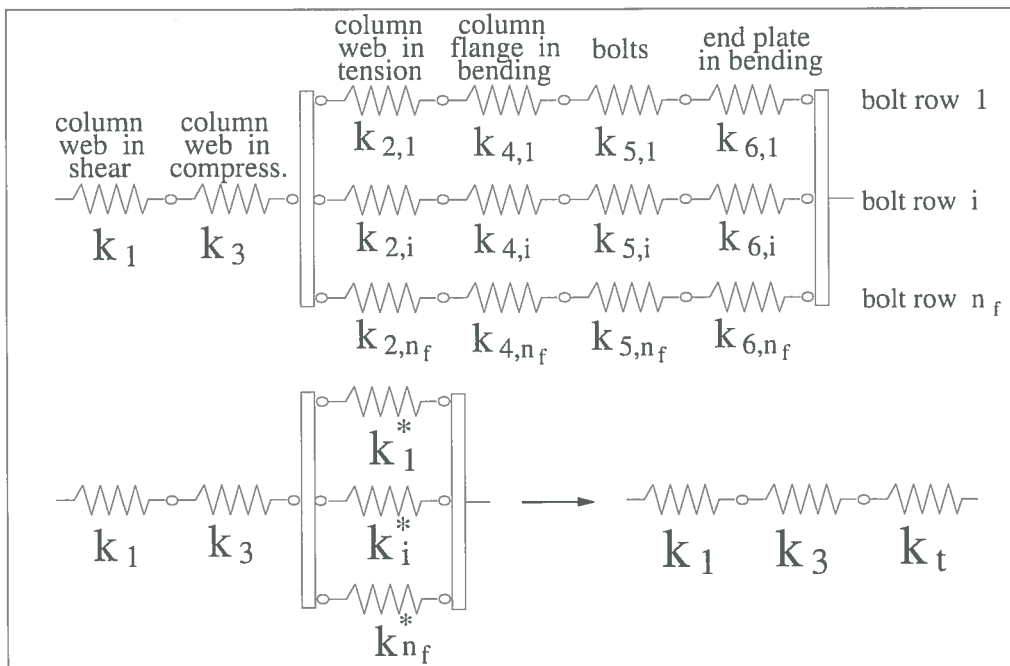


Fig. 1 - Procedura per la valutazione della rigidità rotazionale.
Fig. 1 - Procedure for evaluating the rotational stiffness.

Il primo passo della procedura è rappresentato dalla valutazione, per ciascuna fila di bulloni, della deformabilità traslazionale $1/K_i^*$ come somma della deformabilità traslazionale di tutte le componenti che dipendono dalle file di bulloni. Il secondo passo è rappresentato dalla valutazione della rigidità equivalente globale k_i delle file di bulloni in zona tesa:

The first step in the procedure is the calculation, for each bolt row, of the translational deformability $1/K_i^*$ as the sum of the translational deformability of all the components which are dependent on the bolt rows. The second step is the evaluation of the equivalent overall stiffness k_i of the tension bolts:

$$k_t = \frac{\sum_{i=1}^{n_b} k_i^3 h_i}{h_t} \quad [2]$$

dove, h_t , rappresenta il braccio della coppia resistente, fornito da: where h_t represents the lever arm, given by:

$$h_t = \frac{\sum_{i=1}^{n_b} k_i^3 h_i^2}{\sum_{i=1}^{n_b} k_i^3 h_i} \quad [3]$$

Infine, la rigidità rotazionale iniziale del nodo può essere valutata mediante un'opportuna combinazione della rigidità traslazionale delle componenti indipendenti dalle file di bulloni (i.e. anima della colonna a taglio k_1 e anima della colonna in compressione k_3) con la rigidità equivalente globale k_t delle file di bulloni in trazione, mediante la seguente relazione:

$$K_\phi = \frac{h_t^2}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_3} + \frac{1}{k_t}} \quad [4]$$

Sulla base del valore predetto della rigidità rotazionale iniziale K_ϕ e della resistenza flessionale di progetto M_{Rd} , l'Annesso J fornisce i criteri per la rappresentazione dell'intera curva $M - \phi$ (Fig.2). In particolare, si assume un comportamento elastico per valori del momento flettente minori di $2/3 M_{Rd}$. Questo è seguito da un comportamento non lineare fino al raggiungimento della resistenza flessionale M_{Rd} , che fornisce il plateau della curva di progetto $M - \phi$.

Finally, the initial rotational stiffness of the joint can be computed by combining the traslational stiffness of the components independent of the bolt rows (i.e. column web in shear k_1 and column web in compression k_3) with the equivalent overall stiffness k_t of the the tension bolts, in accordance with the following equation:

Starting from the predicted values of the initial rotational stiffness K_ϕ and the design flexural resistance M_{Rd} , the Annex J provides the criteria to determine the overall $M - \phi$ curve (Fig.2). In particular, an elastic behaviour is assumed for values of the bending moment less than $2/3 M_{Rd}$. This is followed by a nonlinear behaviour up to the attainment of the design flexural resistance M_{Rd} , which provides the plateau of the design $M - \phi$ curve.

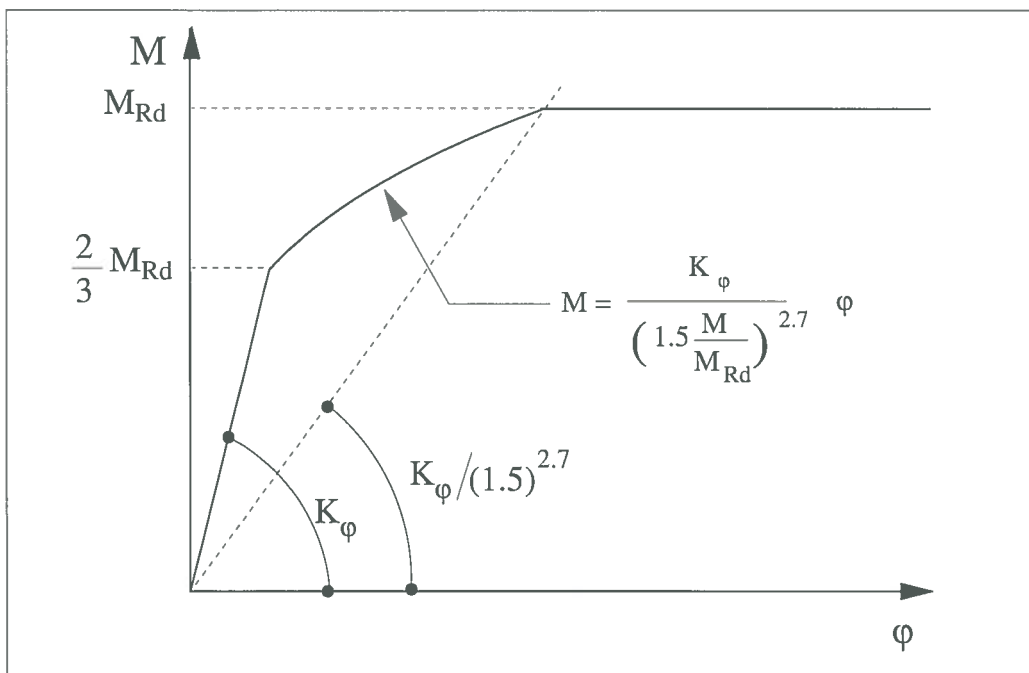


Fig. 2 - Curva $M - \phi$ secondo l'Annesso J.
Fig. 2 - $M - \phi$ curve according to Annex J.

Il ramo nonlineare è descritto dalla seguente relazione:

The nonlinear branch is described by the following equation:

$$M = \frac{K_\phi}{(1.5M/M_{Rd})^{2.7}} \phi \quad [5]$$

L'affidabilità del procedimento dell'Annesso J per la predizio-

The reliability of the Annex J procedure in predicting the joint

ne della rigidità rotazionale di nodi flangiati è stata già analizzata in precedenti lavori ed alcune modifiche sono state suggerite allo scopo di ottenere una predizione più accurata. Pertanto, nel paragrafo seguente, viene presentata solo una sintesi dei risultati relativi alla predizione della rigidità rotazionale dei nodi flangiati mentre l'attenzione sarà concentrata sull'influenza della pretensione dei bulloni. Successivamente, viene esaminato il problema della predizione dell'intera curva $M - \phi$ del nodo mediante un'ampio confronto tra i valori predetti della resistenza flessionale nodale e quelli sperimentali disponibili in letteratura [4, 8, 9, 10, 11].

Pertanto, le curve $M - \phi$ sperimentali vengono confrontate con quelle predette allo scopo di evidenziare il grado di accuratezza della procedura suggerita dall'Annesso J nella predizione dell'intero comportamento nodale. Infine, poiché le curve sperimentali mostrano un importante comportamento incrudente, viene suggerita una semplice procedura capace di includere gli effetti dell'incrudimento.

3. PROPOSTE MIGLIORATIVE E CONFRONTI SPERIMENTALI

L'affidabilità della procedura suggerita dall'Eurocodice 3 per la previsione della rigidità rotazionale iniziale di nodi flangiati è stata analizzata in precedenti lavori [6,7]. Poiché la procedura codificata non fornisce alcuna indicazione sull'influenza della pretensione dei bulloni, il confronto con i dati sperimentali disponibili è stato limitato ai nodi flangiati con bulloni non pretensionati. Questo confronto ha evidenziato mediamente una sovrastima della rigidità rotazionale dei nodi pari al 23% (Fig. 3a). Ciò è dovuto sostanzialmente al fatto che, per semplicità, nell'approccio codificato, la larghezza efficace richiesta per la valutazione del contributo di ciascuna componente viene ottenuta modificando il corrispondente valore ricavato da analisi plastiche ed impiegato nella valutazione della resistenza delle componenti. Per questa ragione, sono state proposte dagli autori alcune modifiche per migliorare la previsione della rigidità rotazionale [6]. Il concetto ispiratore delle modifiche proposte è rappresentato dalla valutazione della rigidità iniziale basata su una equivalenza in campo elastico tra il comportamento reale ed il modello ideale. In particolare, è stato proposto di valutare la larghezza efficace considerando una diffusione a 45° dell'azione trasmessa dai bulloni. La stessa diffusione è stata considerata con riferimento all'anima della colonna in compressione.

Le modifiche suggerite riguardano i contributi dell'anima della colonna in compressione, dell'anima della colonna in trazione, della flangia della colonna in flessione e la piastra di

rotazionale stiffness of extended end plate connections has already been analysed in a previous work and some modifications have been proposed in order to obtain a more precise prediction of the experimental results. Therefore, in the sections that follow, only a brief summary of the results concerning the prediction of the joint rotational stiffness is presented, while we will focus our attention on the influence of the bolt pretensioning on the rotational stiffness of extended end plate connections. Successively, the problem of predicting the overall $M - \phi$ curve of the joint is examined. A wide comparison between the predicted values of the joint flexural resistance and the experimental ones, available in the technical literature [4, 8, 9, 10, 11], is carried out. Moreover, the $M - \phi$ experimental curves are compared with the predicted ones in order to clarify the degree of accuracy of the Annex J procedure in the prediction of the overall joint behaviour. As the experimental curves show an important hardening behaviour, a proposal to take this into account is also developed.

3. SUGGESTED IMPROVEMENTS AND EXPERIMENTAL COMPARISONS

The reliability of the Eurocode 3 procedure for predicting the initial rotational stiffness of extended end plate connections has been analysed in previous works [6,7]. As the codified procedure does not provide any rule regarding the influence of bolt pretensioning, the comparison with the available experimental data has been limited to extended end plate connections with non-pretensioned bolts. This comparison has brought to light an average overestimate of the joint rotational stiffness equal to 23% (Fig.3a). This is substantially due to the fact that, for the sake of simplicity, in the codified procedure, the effective width requested to compute the contribution of each component is obtained by modifying the corresponding values which were obtained from plastic analyses and aimed at the calculation of the component strength. For this reason, some modifications to improve the Eurocode 3 approach for the prediction of the joint rotational stiffness have been proposed by the authors [6]. These proposals are based on the consideration that the initial stiffness should be evaluated with reference to the equivalence in elastic range between the actual behaviour and the ideal model. In particular, we have suggested the calculation of the effective width by considering a 45° spreading of the action transmitted by the bolts. The same spreading is assumed with reference to the column web in compression.

The suggested modifications to the stiffness components K_f concern the column web in compression, the column web in

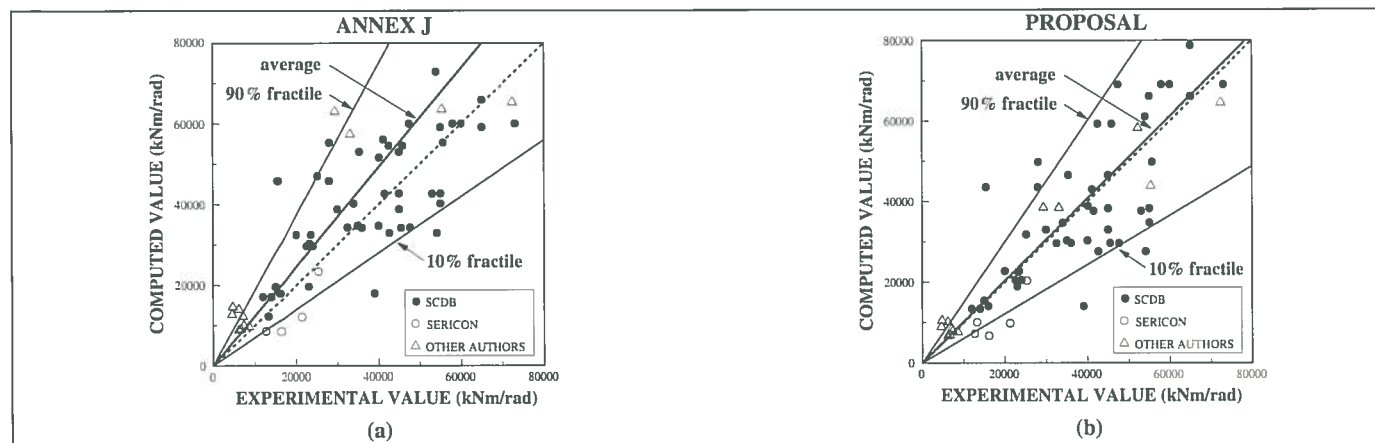


Fig. 3 - Grado di accuratezza della rigidità rotazionale prevista.
Fig. 3 - Degree of accuracy of the predicted rotational stiffness.

estremità in flessione; le espressioni modificate delle rigidezze corrispondenti a tali contributi vengono di seguito riportate.

a) Anima della colonna in compressione:

$$k_3 = E \frac{[t_{fb} + 2\sqrt{2} a_b + 2(t_{fc} + s)] t_{wc}}{d_{wc}} \quad [6]$$

dove t_{fb} è lo spessore della flangia della trave, a_b è la sezione di gola della saldatura tra la piastra di estremità e la trave, $s=r_c$, nel caso di profili laminati, essendo r_c il raggio di raccordo delle colonne, mentre $s=\sqrt{2}a_c$, nel caso di profili saldati (a_c è la sezione di gola delle saldature flangia-anima della colonna) e, infine, d_{wc} è la lunghezza libera dell'anima della colonna delimitata dai raccordi.

b) Anima della colonna in trazione:

$$k_2 = E \frac{b'_{eff,cwt} t_{wc}}{d_{wc}} \quad [7]$$

dove la larghezza efficace $b'_{eff,cwt}$ dell'anima della colonna in trazione deve essere valutata, per ogni fila di bulloni, mediante le relazioni riportate in Tab.1 (dove i simboli sono coincidenti con quelli dell'Annesso J) e t_{wc} è lo spessore dell'anima della colonna.

tension, the column flange in bending and the end plate in bending; the modified formulas corresponding to these components are given in the following.

a) Column web in compression:

where t_{fb} is the beam flange thickness, a_b the root of end plate-to-beam weld, $s=r_c$ the root radius for rolled column sections or $s=\sqrt{2}a_c$ for welded column sections (a_c is the root of the welds) and d_{wc} is the clear depth of the column web.

b) Column web in tension:

where the effective width $b'_{eff,cwt}$ of the column web in tension has to be evaluated, for each bolt row, by means of the relations given in Table 1 (where the symbols coincide with those of Annex J) and t_{wc} is the column web thickness.

Bolt row location	Effective width for end plate and column flange
bolt row outside tension beam flange	$b'_{eff} = \min \{ d_t + 2 m_x ; b_p/2 ; e_x + d_t/2 + m_x ; m_x + d_t/2 + w/2 \}$
bolt row adjacent to a stiffener	$b'_{eff} = b'_{eff,1} + b'_{eff,2}$ with $b'_{eff,1} = \min \{ d_t + 2 m ; d_t/2 + p/2 + m \}$ and $b'_{eff,2} = \min \{ d_t + 2 m_2 ; d_t/2 + m_2 + e_x \}$
other inner bolt row	$b'_{eff} = \min \{ d_t + 2 m ; p \}$
other end bolt row	$b'_{eff} = \min \{ d_t + 2 m ; d_t/2 + p/2 + m \}$

Tab. 1 - Valori proposti per la valutazione della ampiezza efficace.
Table 1 - Proposed values for evaluating the effective width.

c) Flangia della colonna e piastra di estremità in flessione:

$$k_4 = E \frac{0.5 b'_{eff,cf} t_{fc}^3}{m^3}$$

dove, le lunghezze efficaci $b'_{eff,cf}$ e $b'_{eff,p}$ della flangia della colonna in flessione e della piastra di estremità in flessione devono essere valutate, per ciascuna fila di bulloni, mediante l'impiego delle relazioni riportate in Tab.1, m è la distanza tra l'asse dei bulloni e la sezione corrispondente all'attacco anima-flangia definita in accordo con l'Annesso J.

Il confronto tra i valori sperimentali della rigidezza rotazionale nodale K_ϕ e quella $K_{\phi,c}$ calcolata introducendo nell'approccio codificato le modifiche proposte ha evidenziato che tali modifiche conducono ad una migliore previsione della rigidezza rotazionale nodale. Infatti, il valore medio del rapporto $K_{\phi,c}/K_\phi$ si riduce ad 1.02 (Fig.3b). Inoltre, anche lo scarto risulta diminuito.

L'influenza del grado di accuratezza nella predizione del comportamento nodale sulla valutazione della risposta strutturale elastica è stata esaminata sia con riferimento ai telai controventati [7] che ai telai non controventati [6, 7]. In particolare, è stato evidenziato che nel caso di telai controventati, le approssimazioni nella valutazione della rigidezza rotazionale dei nodi possono condurre ad una sottostima della sollecitazione flessionale. Al contrario, il calcolo del valore del carico critico dei carichi verticali risulta sufficientemente accurato [7]. Nel caso

c) Column flange in bending and end plate in bending:

$$k_6 = E \frac{0.5 b'_{eff,p} t_p^3}{m^3} \quad [8]$$

where the effective widths $b'_{eff,cf}$ and $b'_{eff,p}$ of the column flange in bending and of the end plate in bending have to be evaluated, for each bolt row, by using the relations given in Table 1, m is the distance between the bolt axis and the section corresponding to the web-to-flange connection defined according to Annex J.

The comparison between the experimental values of the joint rotational stiffness K_ϕ and those $K_{\phi,c}$ predicted using the proposed modifications to the codified approach has shown that the proposals lead to a better prediction of the joint rotational stiffness. In fact, the average value of the ratio $K_{\phi,c}/K_\phi$ is reduced to 1.02 (Fig.3b). In addition, the scatters are also reduced.

The influence of the prediction of the joint behaviour on the evaluation of the elastic structural response was also investigated by the authors with reference to both braced [7] and unbraced frames [6, 7]. In particular, we can see that in the case of braced frames the approximation in the evaluation of the joint rotational stiffness can lead to an underestimate of the maximum beam bending moment. On the contrary, the degree of accuracy of the predicted value of the critical vertical load is substantially unaffected [7]. In the case of unbraced frames, the degree of accuracy of the predicted frame sensi-

di telai non controventati, il grado di accuratezza con cui viene valutata la sensibilità del telaio agli effetti del secondo ordine diminuisce al diminuire della rigidità rotazionale adimensionale del nodo. Tuttavia, il campo in cui la diminuzione di accuratezza assume un ruolo significativo risulta piuttosto limitato. Infine, per quanto concerne l'influenza sulla predizione del periodo di vibrazione, non è stato riscontrato nessun effetto significativo [6,7]. In tutti i casi, l'adozione delle modifiche suggerite conduce ad un significativo miglioramento dell'affidabilità della valutazione della risposta strutturale. Per quanto concerne la predizione della resistenza di collegamenti flangiati, il contributo delle componenti che dipendono dalle file di bulloni non richiede un ulteriore approfondimento. Pertanto, per tali componenti, si fa riferimento direttamente alle relazioni codificate [2]. Invece, con riferimento alle componenti indipendenti dalle file di bulloni (i.e. l'anima della colonna a taglio, l'anima della colonna a compressione, la flangia e l'anima della trave in compressione) occorre sviluppare alcune considerazioni comuni al caso dei nodi saldati [3], che possono essere sintetizzate nei seguenti due punti:

- 1) nella valutazione della resistenza dell'anima della colonna a taglio, con riferimento alla predizione della resistenza di nodi esterni sottoposti a prove sperimentali, può essere appropriatamente considerata l'influenza della tensione normale nel pannello nodale [3];
- 2) la resistenza dell'anima della colonna in compressione va valutata considerando anche la possibilità di una instabilità locale, che può essere analizzata mediante l'impiego della formula di Winter, ed inoltre non trascurando nella valutazione della lunghezza efficace l'influenza delle proprietà geometriche della sezione della colonna.

E' chiaro che, nel caso di collegamenti flangiati, le modifiche suggerite non comportano nessuna variazione della predizione della resistenza flessionale se la componente più debole risulta essere costituita da una delle componenti dipendenti dalle file di bulloni. Allo scopo di valutare il grado di affidabilità del metodo di valutazione della resistenza flessionale di nodi flangiati suggerito dall'Annesso J, è stato effettuato un confronto tra i valori predetti M_{Rd} e quelli sperimentali $M_{p,exp}$ con riferimento a 26 prove sperimentali raccolte nella letteratura tecnica. Sono state considerate le prove sperimentali eseguite dai seguenti Autori: Humer [4], Janss, Jaspert e Maquoi [4], Zoetemeijer e Kolstein [9], Zoetemeijer e Munter [10], Simek e Wald [11], Aggarwal [8] e Kalyonov, Pavlov e Zabolotnyh [4]. In tale confronto non sono state considerate le prove sperimentali contenute nella banca dati SCDB, essendo i valori delle tensioni di snervamento del materiale costituente le varie componenti nodali non misurati o, comunque, non documentati.

La resistenza plastica $M_{p,exp}$, che corrisponde al gomito della curva sperimentale $M - \phi$, è stata definita considerando, in accordo con l'Annesso J, il seguente valore della rigidità rotazionale secante [3] (Fig.4):

$$K_{sec} = \frac{K_i}{1.5^{2.7}} \approx 0.335 K_i \quad [9]$$

I risultati del confronto tra i valori sperimentali $M_{p,exp}$ ed i valori previsti della resistenza plastica sono riportati in Tab.2. Si può osservare che la procedura suggerita dall'Annesso J conduce ad una buona predizione della resistenza flessionale. Come atteso, le modifiche proposte relative alla predizione della resistenza non conducono, nel caso di nodi flangiati, ad una significativa variazione dei risultati ottenuti, dal momento che la componente più debole solo in pochi casi è risultata

vitalità to second order effects decreases as the nondimensional joint rotational stiffness decreases. In spite of this, the range in which the loss of accuracy is significant is rather limited. Finally, with regard to the influence on the predicted value of the period of vibration, no significant effects have been observed [6, 7]. In each case, the introduction of the suggested modifications leads to a significant improvement of the reliability in evaluating the structural response. For the prediction of the design flexural resistance of extended end plate connections, there are no specific observations to be developed with regard to the resistance of the components depending on the bolt rows. Therefore, for these components, reference can be made directly to the codified rules [2]. On the contrary, regarding to the components which are independent of the bolt rows (i.e. the column web in shear, the column web in compression, the beam flange and the beam web in compression) some considerations can be developed. These considerations are common to welded connections [3] and can be summarized in the following two points:

- 1) in the evaluation of the resistance of the column web in shear, with reference to the resistance prediction of exterior joints subjected to experimental tests, the influence of the normal stress in the panel zone can be appropriately considered [3];
- 2) the maximum resistance of the column web in compression should be limited, with consideration of the possibility of local buckling which can be checked by means of the Winter formula, provided that the effective width is computed taking into account the influence of the column section geometrical properties [3].

It is clear that in case of extended end plate connections, the suggested modifications do not lead to any variation of the predicted flexural resistance unless the weakest component of the joint is one of the components independent of the bolt rows. In order to evaluate the degree of reliability of the Annex J procedure for predicting the flexural resistance of extended end plate connections, a comparison between the computed values of M_{Rd} and the experimental values $M_{p,exp}$ has been carried out with reference to 26 experimental tests collected in the technical literature. The experimental tests considered are those carried out by the following Authors: Humer [4], Janss, Jaspert and Maquoi [4], Zoetemeijer and Kolstein [9], Zoetemeijer and Munter [10], Simek and Wald [11], Aggarwal [8] and Kalyonov, Pavlov and Zabolotnyh [4]. The experimental tests collected in the SCDB data bank have not been considered because the actual values of the yield stress of the joint component are not reported. For this reason, the experimental tests of the SCDB data bank have been considered only with reference to the joint rotational stiffness.

The plastic resistance $M_{p,exp}$, which corresponds to the knee of the experimental $M - \phi$ curve, is defined by considering, according to Annex J, the following value of the secant rotational stiffness [3] (Fig.4):

The results of the comparison between the experimental values $M_{p,exp}$ of the plastic resistance and the predicted ones are given in Tab.2.

We can see that the Annex J procedure leads to a good prediction of the joint flexural resistance. As expected, the proposed modifications concerning the strength prediction do not provide, in the case of extended end plate connections, a significant variation in the results obtained, because the weakest compo-

coincidente con una delle componenti la cui resistenza di progetto è stata modificata. Tuttavia, la validità delle modifiche suggerite è confermata dall'analisi dei nodi saldati [3], dove le corrispondenti componenti sono significativamente impegnate.

ment coincides only in a few cases with one whose design resistance has been modified. In spite of this, the suggested modifications are justified as confirmed by the case of welded connections [3], where the corresponding components are significantly involved.

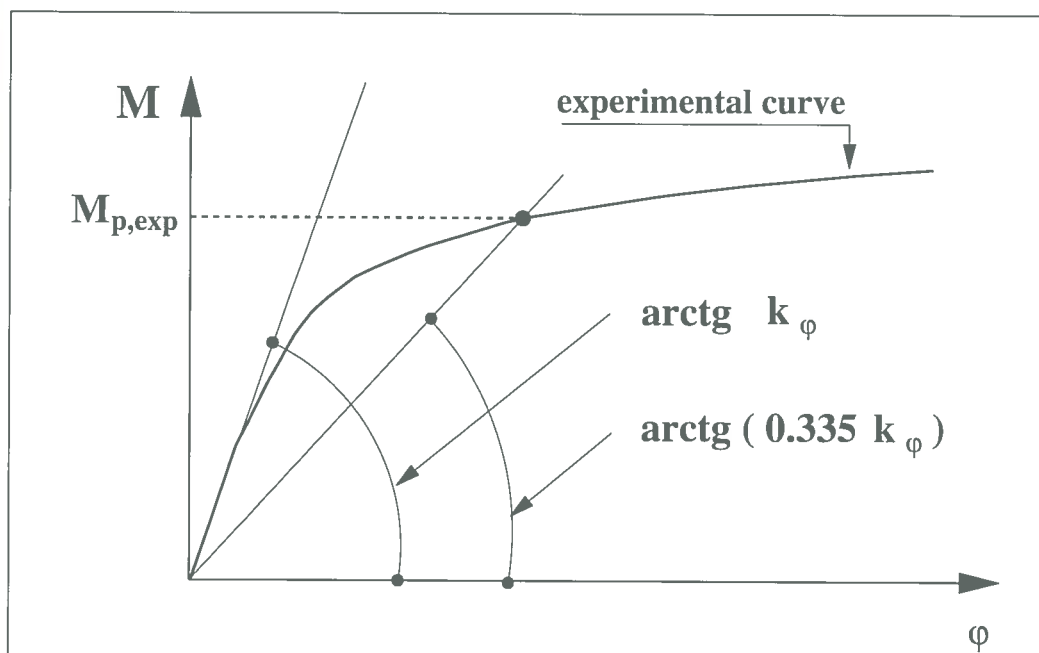


Fig. 4 - Valutazione di $M_{p,exp}$
Fig. 4 - Evaluation of $M_{p,exp}$

AUTHORS	TEST	EXPERIMENTAL		ANNEX J		PROPOSAL	
		M_u	$M_{p,exp}$	M_{Rd}	$M_{Rd}/M_{p,exp}$	M_{Rd}	$M_{Rd}/M_{p,exp}$
V. Kalyonov et al. (1991)	T110001	785.00	785.00	558.84	0.71	558.84	0.71
V. Kalyonov et al. (1991)	T110002	500.00	488.72	547.27	1.12	390.26	0.80
V. Kalyonov et al. (1991)	T110005	535.00	535.00	581.20	1.09	413.40	0.77
Ch. Humer (1987)	T109003	208.54	155.08	116.12	0.75	125.78	0.81
Ch. Humer (1987)	T109004	280.40	188.08	188.90	1.00	205.38	1.09
Ch. Humer (1987)	T109005	399.07	311.73	270.60	0.87	294.79	0.95
Ch. Humer (1987)	T109006	456.07	354.70	330.62	0.93	361.24	1.02
J. Janss et al. (1990)	T101004	75.10	54.05	46.07	0.85	46.07	0.85
J. Janss et al. (1990)	T101007	81.20	52.55	56.25	1.07	60.94	1.16
J. Janss et al. (1990)	T101010	124.60	96.36	85.95	0.89	93.04	0.97
J. Janss et al. (1990)	T101013	62.70	51.02	53.19	1.04	53.19	1.04
J. Janss et al. (1990)	T101014	83.60	50.59	56.86	1.12	56.86	1.12
P. Zoetemeijer et al. (1983)	T83#09	115.00	99.24	91.71	0.92	91.71	0.92
P. Zoetemeijer et al. (1983)	T83#10	170.00	127.82	166.01	1.30	166.01	1.30
P. Zoetemeijer et al. (1983)	T83#11	266.25	231.30	222.70	0.96	222.70	0.96
I. Simek & F. Wald (1994)	T91#01	200.00	196.89	214.57	1.09	182.73	0.93
I. Simek & F. Wald (1994)	T91#02	200.00	200.00	223.46	1.12	192.77	0.96
I. Simek & F. Wald (1994)	T91#03	400.00	391.95	288.72	0.74	288.72	0.74
A. K. Aggarwal (1994)	TC5	77.00	70.48	47.21	0.67	47.21	0.67
A. K. Aggarwal (1994)	TC6	82.60	63.07	54.68	0.87	54.68	0.87
A. K. Aggarwal (1994)	TC7	84.00	61.53	47.21	0.77	47.21	0.77
A. K. Aggarwal (1994)	TC8	84.00	63.22	67.22	1.06	67.68	1.07
A. K. Aggarwal (1994)	TC9	75.26	55.92	47.21	0.84	47.21	0.84
A. K. Aggarwal (1994)	TC10	71.20	63.76	54.68	0.86	54.68	0.86
A. K. Aggarwal (1994)	TC11	71.60	57.46	47.21	0.82	47.21	0.82
A. K. Aggarwal (1994)	TC12	73.60	62.78	67.68	1.08	67.68	1.08
Mean value of $M_{Rd}/M_{p,exp}$				0.94		0.93	
Standard deviation of $M_{Rd}/M_{p,exp}$				0.16		0.15	

Tab. 2 - Confronto con i dati sperimentali: resistenza flessionale nodale.
Table 2 - Comparison with the experimental data: joint flexural resistance.

4. INFLUENZA DELLA PRETENSIONE DEI BULLONI

Come già puntualizzato in precedenza, la procedura suggerita dall'Annesso J non prevede nessuna formulazione che tenga conto dell'influenza della pretensione dei bulloni. Tuttavia, la pretensione dei bulloni gioca un ruolo molto importante nella valutazione della rigidezza rotazionale di nodi bullonati, comportando un suo incremento rispetto al caso di nodi con bulloni non pretesi. L'incremento medio della rigidezza rotazionale

4. THE INFLUENCE OF BOLT PRETENSIONING

As already mentioned, the Annex J procedure does not include any rule to account for the influence of bolt pretensioning. However, bolt pretensioning plays an important role in the evaluation of the rotational stiffness of bolted joints, leading to its increase with respect to the case of non-pretensioned bolts. The average increase of the joint rotational stiffness due to bolt pretensioning is about 20%, as we will see in this sec-

dovuto alla pretensione dei bulloni è di circa il 20%, come è evidenziato in questo paragrafo mediante il confronto con i risultati sperimentali (Tab. 4). L'effetto irrigidente della pretensione dei bulloni è correlato a due fenomeni [12]. Da una parte, la pretensione dei bulloni produce un incremento della rigidità assiale del sistema composto dal bullone e dai piatti collegati. Dall'altra parte, essa modifica l'intero comportamento del "T-stub" che modella la risposta della flangia della colonna in flessione e della piastra di estremità in flessione, influenzando sia la lunghezza che le condizioni di vincolo del modello. Questi ultimi effetti dipendono dal rapporto tra la rigidità flessionale dei piatti collegati e la rigidità estensionale dei bulloni, che può essere espresso mediante il parametro $t_p/(d\sqrt{\alpha})$ (dove t_p è lo spessore dei piatti collegati, d è il diametro del bullone e $\alpha = m/d$). Inoltre, in merito al primo effetto, l'importanza dell'influenza della pretensione dei bulloni è stata evidenziata anche da altri Autori [13].

Per quanto riguarda il primo effetto, la rigidità assiale del sistema piatto-bullone è determinata dalla decompressione dei piatti collegati, che fornisce il contributo k_p , e dalla rigidità assiale del bullone stesso k_b . L'influenza della decompressione si può valutare assumendo una diffusione a 45° dell'azione trasmessa dalla testa del bullone attraverso la rondella e lo spessore del piatto (Fig. 5).

tion from the comparison with the available experimental data (see Table 4). The stiffening effect of bolt pretensioning is related to two phenomena [12]. On one hand, bolt pretensioning gives rise to an increase in the axial stiffness of the system made up of the bolt and the connected plates considered as a whole. On the other hand, it modifies the overall behaviour of the "T-stub" used to model the column flange in bending and the end plate in bending, affecting both its span and its restraining conditions. These latter effects depend on the ratio between the flexural stiffness of the connected plates and the bolt axial stiffness, which can be taken into account by means of the ratio $t_p/(d\sqrt{\alpha})$ (where t_p is the plate thickness, d the bolt diameter and $\alpha = m/d$). Even though with reference to the first effect only, the need to account for the influence of the bolt pretensioning has also been pointed out by other authors [13].

With reference to the first effect, the axial stiffness of the bolt-plate system is related to the decompression of the connected plates, which gives the contribution k_p , and to the axial stiffness of the bolt itself k_b . The influence of the decompression is taken into account by assuming a 45° spreading of the bolt head action into the washer and plate thickness (Fig. 5).

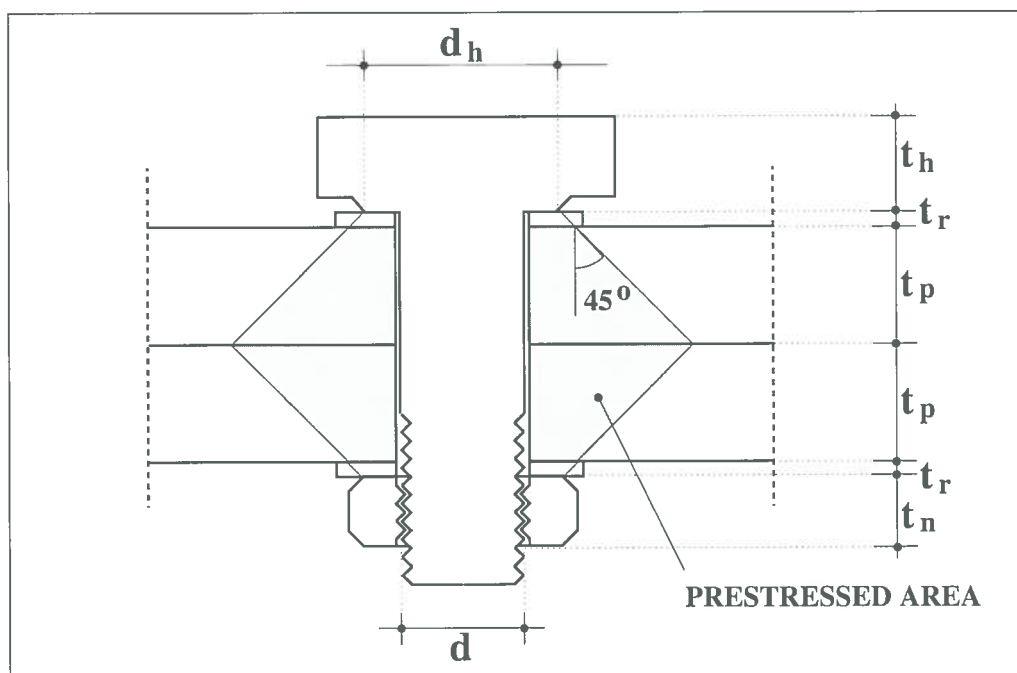


Fig. 5 - Precompressione dei piatti dovuta al pretensionamento dei bulloni.

Fig. 5 - Prestressed area due to bolt pretensioning.

La valutazione di questo effetto coinvolge il diametro d_h dell'area di contatto tra le rondelle e la testa del bullone (o il dado del bullone) e lo spessore delle rondelle t_r . Sulla base dell'analisi delle serie commerciali di bulloni, possono essere desunte le seguenti relazioni medie:

$$\frac{d_h}{d} = 1.60 \quad \frac{t_r}{d} = 0.15 \quad \frac{d_r}{d} = \sqrt{0.78} \quad \frac{t_h + t_n}{d} = 0.70 \quad [10]$$

dove d_r è il diametro che corrisponde all'area resistente A_s , t_h è lo spessore della testa del bullone e t_n è lo spessore del dado.

La deformabilità dovuta alla decompressione è fornita da:

$$\frac{1}{k_p} = 2 \int_0^{t_p + t_r} \frac{1}{E A(z)} dz \quad [11]$$

The computation of this effect involves the diameter d_h of the contact area between the washers and the bolt head (or the bolt nut) and the washer thickness t_r . From commercial series of bolts, the following average relations can be derived:

where d_r is the diameter corresponding to the resisting area A_s , t_h is the thickness of the bolt head and t_n is the thickness of the nut.

The deformability due to the decompression is given by:

Esprimendo l'area dei piatti pretesi $A(z)$ mediante le relazioni (10), si ottiene la seguente formula:

$$\frac{1}{k_p} = \frac{2}{E \pi} \int_0^{t_p/2} \frac{1}{z^2 + 1.6 z d + 0.39 d^2} dz = \frac{2}{E \pi d} \left(1.47 + \ln \frac{t_p/d + 0.45}{t_p/d + 1.45} \right) \quad [12]$$

la quale, sfruttando ancora le (10), fornisce il rapporto rigidez-piatto-rigidezza bullone nella forma:

$$\frac{k_p}{k_b} = \frac{k_p}{E A_s / L_b} = \frac{2}{0.78} \frac{2 \frac{t_p}{d} + 0.65}{1.47 + \ln \frac{t_p/d + 0.45}{t_p/d + 1.45}} \quad [13]$$

Tale relazione può essere approssimata con la seguente espressione lineare:

$$\frac{k_p}{k_b} \approx 4.10 + 3.25 \frac{t_p}{d} \quad [14]$$

Questa relazione copre il campo di variazione dei valori di k_p/k_b suggeriti da altri Autori [14, 15].

Pertanto, nel caso di bulloni pretesi, il contributo dei bulloni in trazione k_{bp} può essere valutato mediante la seguente espressione:

$$k_{bp} = k_b + k_p = k_b \left(1 + \frac{k_p}{k_b} \right) \quad [15]$$

dove k_b è la rigidezza assiale del singolo bullone.

Il secondo effetto della pretensione dei bulloni riguarda la posizione ed il grado di vincolo che i bulloni esercitano sui piatti collegati, i.e. la flangia della colonna e la piastra di estremità. La variazione dello schema strutturale del T-stub equivalente dovuta alla pretensione dei bulloni è stata evidenziata anche da Yee e Melchers [16]. Questo effetto dipende principalmente dal rapporto tra lo spessore dei piatti collegati ed il diametro dei bulloni. Nel caso di piatti molto sottili, la pretensione dei bulloni impedisce il distacco dei piatti fino al bordo

By expressing the prestressed plate area $A(z)$ by means of equations (10), the following formula can be obtained:

which, taking into account equations (10), leads to a plate-to-bolt stiffness ratio given by:

This equation can be approximated with the following linear relation:

This relation covers the range of variation of the values of k_p/k_b suggested by other authors [14, 15].

Therefore, in the case of pretensioned bolts, the contribution of the single bolt in tension k_{bp} has to be computed by means of the following formula:

where k_b is the axial stiffness of the single bolt.

The second effect of bolt pretensioning regards the location and degree of restraining which the bolts provide to the connected plates, i.e. the column flange and the end plate. The variation of the structural scheme of the equivalent T-stub due to bolt pretensioning has also been underlined by Yee and Melchers [16]. This effect mainly depends on the ratio between the plate thickness and the bolt diameter.

In the case of very thin plates, bolt pretensioning prevents the detachment of the plates at the edge line of the bolt head. The-

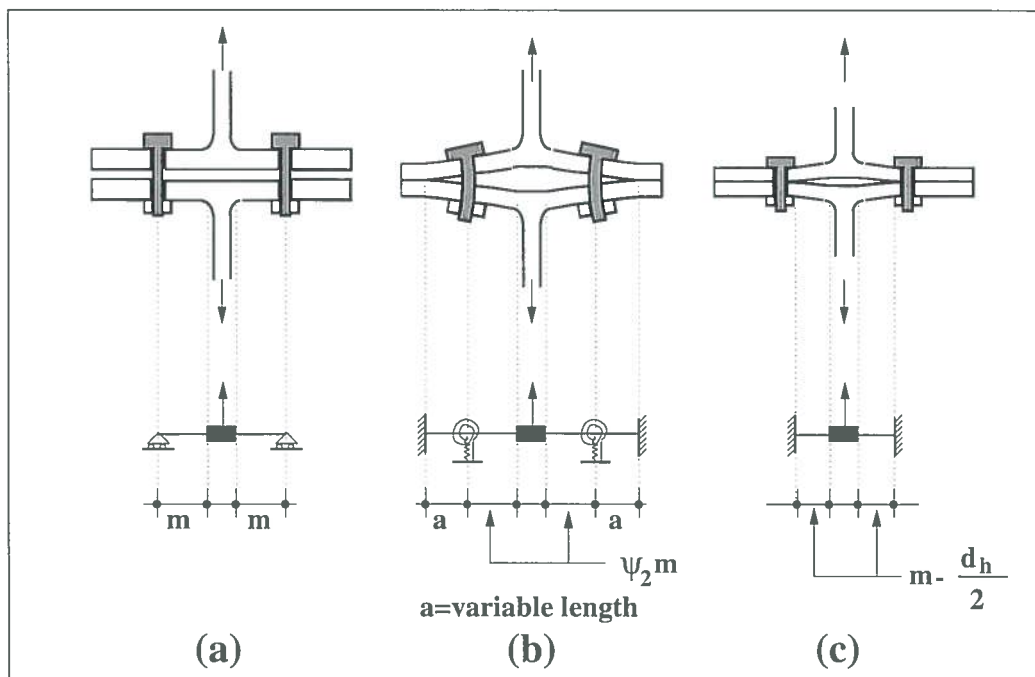


Fig. 6 - Schemi di comportamento del "T-stub" equivalente.
Fig. 6 - Behavioural schemes of the equivalent T-stub.

della testa dei bulloni. Pertanto, in tal caso, il comportamento dei piatti collegati può essere rappresentato mediante lo schema mostrato in Fig. 6c. Al crescere del rapporto tra lo spessore dei piatti collegati ed il diametro dei bulloni, la posizione delle forze di contatto si allontana dall'asse dei bulloni. Inoltre, al variare della rigidezza flessionale ed assiale dei bulloni varia l'azione di vincolo esercitata dai bulloni sui piatti collegati. Pertanto, il comportamento del T-stub è rappresentato dallo schema dato in Fig. 6b. Infine, nel caso di piatti molto spessi, l'effetto della pretensione dei bulloni può essere trascurato, dal momento che, in questo caso, essi non sono capaci di impedire il completo distacco dei piatti. Conseguentemente, il T-stub può essere schematizzato come in Fig. 6a.

E' chiaro che il comportamento reale del sistema piatti-bullone è compreso tra i due casi limite di Fig. 6a e Fig. 6c. Nel primo caso limite, Fig. 6a, i contributi della flangia della colonna in flessione e della piastra di estremità in flessione possono essere valutati mediante l'impiego delle eq. (8). Nel secondo caso limite il contributo di rigidezza può essere ottenuto assumendo che il piatto sia incastrato in corrispondenza del bordo del bullone. Pertanto, la rigidezza può essere valutata mediante la seguente equazione:

$$k = \frac{2 b'_{eff} t_p^3}{\left(m - \frac{d_h}{2}\right)^3} = \frac{2 b'_{eff} t_p^3}{m^3 \left(1 - \frac{d_h}{2m}\right)^3} \quad [16]$$

Nel caso intermedio, questa equazione può essere modificata come segue [12]:

refore, in such a case, the plate behaviour can be represented by means of the scheme shown in Fig.6c. The location of the prying forces moves away from the bolt axis as the plate thickness-to-bolt diameter ratio increases. The restraining action of the bolts depends on their axial and flexural stiffness. Therefore, the T-stub behaviour is represented by the scheme given in Fig.6b. Finally, in the case of very thick plates, the effect of bolt pretensioning can be neglected, because these are not able to prevent the complete detach of the plates. In this case, the scheme of the T-stub can be represented as shown in Fig.6a.

It is clear that the actual behaviour of the plate-bolt system lies between the two limit cases of Fig.6a and Fig.6c. In the first limit case, Fig.6a, the contribution of the column flange and end plate in bending can be evaluated by means of eqs. (8).

In the second limit case the stiffness contribution can be obtained by assuming that the plate is fully restrained at the bolt edge. Therefore, this can be evaluated by means of the following equation:

In the intermediate cases, this equation can be replaced as follows [12]:

$$k = \frac{(\psi_1 0.5) b_{eff} t_p^3}{(\psi_2 m)^3} \quad [17]$$

con:

with:

$$\psi = \frac{\psi_1}{\psi_2} \quad [18]$$

Da una parte, come evidenziato dall'eq. (17), il coefficiente ψ_1 tiene conto della modifica del tipo di vincolo, variando dal semplice appoggio all'incastro perfetto ed assumendo, rispettivamente, un valore pari ad 1 o 4 nei due casi. Dall'altra parte, il coefficiente ψ_2 tiene in conto la riduzione di m , dovuta all'azione di vincolo esercitata dalla testa del bullone, al decrescere del rapporto $t_p/d\sqrt{\alpha}$.

Il coefficiente ψ_2 raggiunge il suo valore massimo, pari ad 1, quando il vincolo è posizionato in corrispondenza dell'asse dei bulloni, ed il suo valore minimo quando l'azione di vincolo è localizzata all'estremità della testa del bullone. In quest'ultimo caso, considerando le seguenti relazioni:

On one hand, as evidenced by eq.(17), the coefficient ψ_1 accounts for the modification of the type of restraint varying from the simple support to the full restraint, assuming a value equal to 1 and 4 in the two cases, respectively. On the other hand, the coefficient ψ_2 takes into account the reduction of m , due to the bolt head restraining action, as far as the ratio $t_p/d\sqrt{\alpha}$ decreases.

The coefficient ψ_2 reaches its maximum value, equal to 1, when the restraint is located at the bolt axis, and its minimum value when the restraint is located at the edge of the bolt head. In this latter case, taking into account the following geometrical condition:

$$\psi_2 m = m - \frac{d_h}{2} \quad \psi_2 = 1 - \frac{1}{2} \frac{d_h}{m} \quad [19]$$

il valore minimo di ψ_2 corrisponde al valore minimo di m/d_h . Assumendo un valore minimo di m approssimativamente pari a $1.6 d$ e considerando la prima delle relazioni (10), il valore minimo di ψ_2 è pari a 0.5. Pertanto, sulla base dei valori estremi di ψ_1 e ψ_2 , si può ricavare il seguente intervallo di variazione del coefficiente ψ :

the minimum value of ψ_2 corresponds to the minimum practical value of m/d_h . By assuming a minimum value of m approximately equal to $1.6 d$ and by considering the first of relations (10), the minimum value of ψ_2 is equal to 0.5. Therefore, taking into account the extreme values of ψ_1 and ψ_2 , the following range is derived for the correction factor ψ :

$$1 \leq \psi \leq 32 \quad [20]$$

Il valore di ψ aumenta al diminuire del rapporto $t_p/d\sqrt{\alpha}$. Allo scopo di investigare la relazione tra ψ e $t_p/d\sqrt{\alpha}$ sono state

The value of ψ increases as the ratio $t_p/d\sqrt{\alpha}$ decreases. Therefore, in order to investigate the relation between ψ and $t_p/d\sqrt{\alpha}$

considerate le prove sperimentali eseguite da Zandonini e al. [17,18]. Questi risultati sperimentali sono particolarmente appropriati a questo scopo dal momento che essi sono relativi a più nodi flangiati che si differenziano solo per lo spessore della piastra di estremità. Di conseguenza, essi sono caratterizzati da differenti valori del rapporto $t_p/d\sqrt{\alpha}$, ma sono limitati al caso $\alpha = 2.25$. Inoltre, poiché le prove sperimentali sono state condotte collegando la trave ad una piastra molto rigida, esse hanno evidenziato l'influenza dello spessore della sola piastra di estremità.

Per ciascuna prova sperimentale, è stata valutata la rigidità applicando le proposte precedentemente descritte mediante l'impiego dell'equazione (17) con $t_p = t_{ep}$ e calcolando la rigidità assiale del sistema piatto-bullone in accordo con l'equazione (15). Inoltre, ripetendo il calcolo per differenti valori di ψ , è stato individuato il valore di ψ che consente di calcolare per K_ϕ un valore pari a quello sperimentale. Successivamente, attraverso un'analisi di regressione dei valori ottenuti, è stato possibile correlare il coefficiente ψ al parametro $t_p/d\sqrt{\alpha}$, con un coefficiente di correlazione pari a 0.993, mediante la seguente espressione (Fig. 7):

$$\psi = 0.67 \left(\frac{t_p}{d\sqrt{\alpha}} \right)^{-2.41} \quad [21]$$

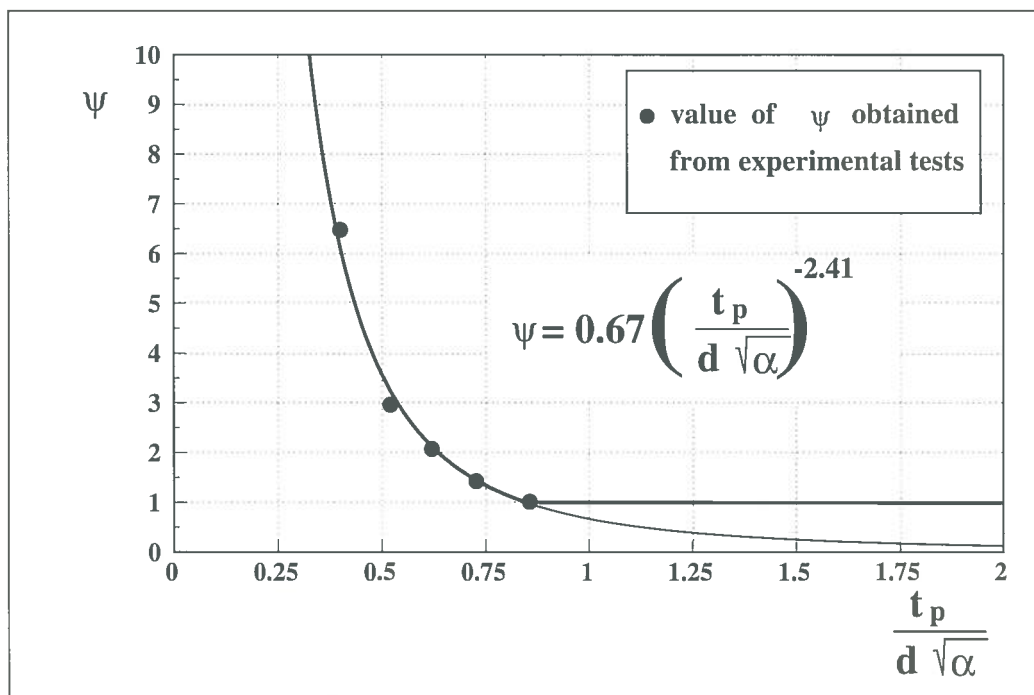


Fig. 7 - Calibrazione del coefficiente ψ .

Fig. 7 - Calibration of the ψ coefficient.

Inoltre, con riferimento a tali prove sperimentali, la Tab. 3 fornisce sia il valore sperimentale della rigidità rotazionale nodale e sia i valori calcolati mediante l'Eurocodice 3 e mediante la procedura modificata secondo le proposte suddette che includono anche l'effetto della pretensione dei bulloni mediante le equazioni (15, 17, 18, 21).

È evidente che, allo scopo di analizzare l'affidabilità del metodo proposto per la valutazione dell'effetto della pretensione dei bulloni, è necessario estendere il precedente confronto a prove sperimentali differenti da quelle che sono state impiegate per calibrare il coefficiente ψ .

A tale scopo, sono state selezionate, tra tutte le prove contenute nella banca dati SERICON [4] e nella banca dati SCDB [5], quelle relative a nodi con bulloni pretesi. Pertanto, sono state considerate le prove eseguite da Humer [4], Kalyonov, Pavlov e Zabolotnyh [4], Packer [4] e Grundy [4].

the experimental results obtained by Zandonini and al. [17,18] have been considered. These experimental results are particularly appropriate for this purpose, because they regard extended end-plate joints whose only difference is the end-plate thickness. Therefore, these specimens are characterized by different values of the ratio $t_p/d\sqrt{\alpha}$, but they are limited to the case $\alpha = 2.25$. Moreover, in these specimens the beam was connected to a rigid counterbeam, so that the connection only was tested and the influence of the end plate thickness was isolated.

For each experimental test, the proposals previously described have been applied by using the equation (17) with $t_p = t_{ep}$ and by computing the axial stiffness of the bolt-plate system according to equation (15). In addition, by repeating the computation for different values of ψ , the value of ψ leading to a predicted value of K_ϕ equal to the experimental one has been found. Successively, by means of a regression analysis of the obtained values, it is recognized that the coefficient ψ can be related to the parameter $t_p/d\sqrt{\alpha}$, with a correlation coefficient equal to 0.993, by means of the following relation (Fig.7):

In addition, with reference to the above specimens, Table 3 gives both the experimental values of the joint rotational stiffness and the values predicted by the Eurocode 3 procedure and the proposed one, where the bolt pretensioning has also been included according to equations (15, 17, 18, 21).

It is clear that, in order to analyse the reliability of the proposed method to account for bolt pretensioning, it is necessary to extend the above comparison to experimental tests other than those used to calibrate the coefficient ψ .

With this aim in mind, from the experimental results collected in the SERICON data bank [4] and the SCDB data bank [5], the joints with pretensioned bolts have been selected. The tests performed by Humer [4], Kalyonov, Pavlov and Zabolotnyh [4], Packer [4] and Grundy [4] have been considered.

In Tab.4, the results of the comparison are shown. The values of the rotational stiffness predicted by means of the proposed

Tab. 3 - Risultati della calibrazione per prove con bulloni pretesi.
Table 3 - Calibration results for specimens with bolt pretensioning.

CODE	t_p (mm)	K_{ϕ} (kNm/rad)	ANNEX J	PROPOSAL
			$K_{\phi,c}$ (kNm/rad)	K_{ϕ} (kNm/rad)
EPI-1	12.0	210000	49000	199000
EPI-2	15.6	215000	82000	230000
EPI-3	18.6	251000	108000	254000
EPI-4	21.8	277000	130000	278000
EPI-5	25.7	318000	150000	306000
Mean value of $K_{\phi,c}/K_{\phi}$			0.397	0.995

Tab. 4 - Rigidezza rotazionale prevista nel caso di nodi con bulloni pretesi.
Table 4 - Predicted rotational stiffness of joints with pretensioned bolts.

AUTHOR	CODE	K_{ϕ}	PROPOSAL			
			without pretensioning		with pretensioning	
			$K_{\phi,c}$	$K_{\phi,c}/K_{\phi}$	K_{ϕ}	$K_{\phi,c}/K_{\phi}$
J.A. Packer et al. (1977)	J1	15605	11148	0.71	11638	0.75
J.A. Packer et al. (1977)	J2	7638	8270	1.08	8523	1.12
J.A. Packer et al. (1977)	J3	7638	5271	0.69	5366	0.70
P. Grundy et al. (1980)	T1	371102	194501	0.52	230347	0.62
P. Grundy et al. (1980)	T3	375000	195104	0.52	234932	0.63
V. Kalyonov et al. (1991)	6-P-S	490385	236493	0.48	406514	0.83
V. Kalyonov et al. (1991)	6-P-NS	137937	117159	0.85	154419	1.12
V. Kalyonov et al. (1991)	8-P-NS	135149	118099	0.87	156563	1.16
C. Humer (1987)	GV3-1	18746	24545	1.28	30000	1.60
C. Humer (1987)	GV3-2	74135	43278	0.58	54971	0.74
C. Humer (1987)	GV3-3	67915	64569	0.93	78532	1.16
C. Humer (1987)	GV3-4	115704	90467	0.77	108191	0.93
average value				0.77		0.95
standard deviation				0.24		0.29
coefficient of variation				0.31		0.31

Nella Tab. 4 sono mostrati i risultati di tale confronto. Vengono confrontati i valori della rigidezza rotazionale calcolata mediante il metodo proposto, sia includendo che escludendo l'effetto di pretensione dei bulloni, con i valori sperimentali. L'analisi dei risultati evidenzia che, nella previsione della rigidezza rotazionale dei nodi flangiati, si ottiene una maggiore accuratezza nel caso in cui si tiene conto dell'effetto della pretensione dei bulloni rispetto al caso in cui tale effetto è ignorato.

5. LE CURVE MOMENTO-ROTAZIONE

La valutazione della resistenza flessionale e della rigidezza rotazionale iniziale dei nodi, in accordo con i precedenti paragrafi, consente di determinare la curva complessiva momento-rotazione di collegamenti flangiati. La procedura suggerita dall'Annesso J è stata precedentemente descritta nel paragrafo 2.

Si osserva che, l'Annesso J, allo scopo di semplificare la procedura, trascura il comportamento incrudente. Tuttavia, può essere suggerito un metodo semplice per tener conto dell'incrudimento senza un significativo aumento dell'onere computazionale. Il metodo proposto rappresenta la semplice estensione ai collegamenti bullonati della procedura suggerita in [3] con riferimento ai nodi saldati. Pertanto, il comportamento delle componenti nodali è modellato mediante una relazione momento-rotazione quadrilineare. Il primo ramo è caratterizzato dal valore della rigidezza rotazionale iniziale della corrispondente componente ($K_{\phi,i} = k_i h_i^2$) ed è limitato da un valore del momento flettente pari a $2/3 M_{Rd,i}$ (essendo $M_{Rd,i} = F_{Rd,i} h_i$ la resistenza flessionale di progetto della componente).

Il secondo ramo, per $2/3 M_{Rd,i} \leq M < M_{Rd,i}$, è caratterizzato da una rigidezza tangente pari a $K_{\phi,i} / (3 \cdot 1.5^{2.7} - 2) \approx K_{\phi,i} / 7$. Il terzo ramo tiene conto dell'effetto dell'incrudimento che, per semplicità, è stato assunto coincidente con quello del materiale di cui è costituita la componente. Pertanto, tale rigidezza può essere valutata come $K_{\phi,i} / (E/E_h)$, dove E_h è il modulo incrudente del materiale. Valori tipici di E/E_h per gli acciai da carpenteria sono riportati in [19]. Il quarto ramo costituisce il plateau corrispondente all'attingimento della resistenza ultima di ciascuna componente ($(f_t/f_y) M_{Rd,i}$). Una grossa semplificazione, introdotta nel caso di collegamento bullonati, è rappresentata dal fatto che il comportamento del gruppo di compo-

method both with and without bolt pretensioning effects are given and compared with the experimental values. The analysis of the results obtained points out that, by accounting for the bolt pretensioning, the prediction of the joint rotational stiffness is more accurate than in cases where bolt pretensioning is neglected.

5. MOMENT ROTATION CURVE

The evaluation of the flexural resistance and the initial joint rotational stiffness, according to the previous sections, enables us to determine the complete moment-rotation curve of extended end plate connections. According to Annex J, this computation can be carried out as described in Section 2 above.

We can see that the Annex J procedure, for the sake of simplicity, neglects the influence of strain hardening. However, a simple method to account for strain hardening without a significant increase of the computational effort can be suggested. The proposed method represents the simplified extension to bolted connections of the procedure suggested in [3] with reference to welded connections.

With this aim in mind, the joint component behaviour is modelled by means of a quadrilinear moment-rotation relationship. The first branch is characterized through the value of the initial rotational stiffness of the corresponding component ($K_{\phi,i} = k_i h_i^2$) and is limited to a bending moment equal to $2/3 M_{Rd,i}$ (where $M_{Rd,i} = F_{Rd,i} h_i$ is the design bending resistance of the component).

The second branch, for $2/3 M_{Rd,i} \leq M < M_{Rd,i}$, is characterized by a tangent stiffness equal to $K_{\phi,i} / (3 \cdot 1.5^{2.7} - 2) \approx K_{\phi,i} / 7$. The third branch accounts for the influence of strain-hardening which, for the sake of simplicity, is assumed as coinciding with that of the material of the component. Therefore, this stiffness can be computed as $K_{\phi,i} / (E/E_h)$, where E_h is the hardening modulus of the material. Typical values of E/E_h for construction steels are reported in [19]. The fourth branch is a plateau which accounts for the ultimate resistance of each component ($(f_t/f_y) M_{Rd,i}$). A very important simplification, introduced in the case of bolted connections, is that the behaviour of the group of components depending on the bolt

menti che dipendono dall'azione dei bulloni è modellato mediante un'unica relazione quadrilineare momento-rotazione. Questa relazione è simile a quella delle componenti indipendenti dalle azioni dei bulloni, ma è caratterizzata da una rigidità iniziale rotazionale pari alla rigidezza equivalente complessiva delle file di bulloni in trazione, pari a $K_{\phi,t} = k_i h_i^2$, e da una resistenza di progetto determinata dalla componente più debole tra quelle dipendenti dalle file di bulloni. Il procedimento per la composizione del comportamento di ciascuna componente è rappresentato in Fig. 8 (il contributo della flangia della trave e dell'anima della trave in compressione viene considerato, in accordo con l'Annesso J, solo come limitazione alla resistenza del gruppo di bulloni).

action is modelled by means of only one quadrilinear moment-rotation relationship. This relation is similar to that of the component independent of the bolt action, but it is characterized by an initial rotational stiffness equal to the overall equivalent stiffness of the tension bolts, given by $K_{\phi,t} = k_i h_i^2$, and by a design resistance given by the weakest component depending on the bolt row. The procedure for the combination of each component is shown in Fig. 8 (the contribution of the beam flange and beam web in compression has been considered, in accordance with Annex J, only as a plateau limiting the resistance of the bolt groups).

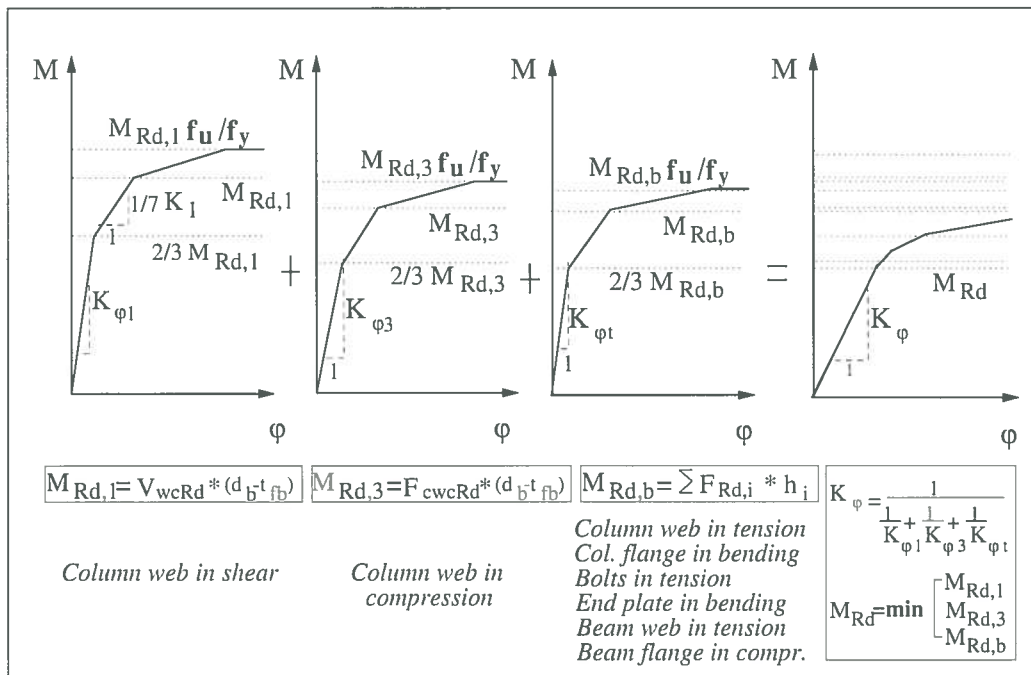


Fig. 8 - Procedura semplificata comprensiva degli effetti dell'incrudimento.
Fig. 8 - Simplified procedure for including the effect of strain hardening.

Nelle figure 9-10, per ciascuna prova esaminata, la curva momento-rotazione sperimentale è confrontata con tre modelli: Annesso J (EC3), proposta senza incrudimento (PROPOSAL) e proposta con incrudimento (PROPOSAL-H). Dall'osservazione di tali figure, si evidenzia, in media, che le modifiche suggerite conducono ad un miglioramento della previsione del comportamento nodale. In particolare, l'introduzione del procedimento semplificato che tiene conto dell'incrudimento, consente di predire una curva momento-rotazione più vicina a quella sperimentale nel campo delle grandi rotazioni. Allo scopo di avere una valutazione globale obiettiva dell'affidabilità delle curve di previsione momento-rotazione, sono state valutate le aree comprese tra le curva momento-rotazione sperimentale e quella calcolata, assumendo il segno positivo ($A^{(+)}$) quando la curva sperimentale giace al di sopra di quella calcolata ed il segno negativo ($A^{(-)}$) nel caso contrario. Queste aree sono state successivamente adimensionalizzate rispetto al valore dell'area (A) sottesa dalla curva sperimentale $\bar{A}^{(+)} = A^{(+)} / A$ e $\bar{A}^{(-)} = A^{(-)} / A$. Pertanto, la valutazione quantitativa del grado di accuratezza raggiunto è stata effettuata considerando i seguenti parametri di errore:

In figures 9-10, for each test examined, the experimental moment-rotation curve is compared with the three models: Annex J (EC3), proposal without strain hardening (PROPOSAL) and proposal including strain hardening (PROPOSAL-H). From the observation of the above figures, we can recognize that, on average, the suggested modifications lead to an improvement in the predicted joint behaviour. In particular, the simplified introduction of the strain hardening gives rise to a moment-rotation curve closer to the experimental one for high rotations.

In order to obtain an objective global evaluation of the reliability of the predicted moment-rotation curve, the areas between the experimental moment rotation curve and the predicted one have been considered, by assuming the positive sign ($A^{(+)}$) when the experimental curve lies above the predicted curve and the negative sign ($A^{(-)}$) in the opposite case. These areas have been successively nondimensionalized with respect to the overall area (A) below the experimental curve $\bar{A}^{(+)} = A^{(+)} / A$ and $\bar{A}^{(-)} = A^{(-)} / A$. An objective comparison between the predicted moment-rotation curves and the experimental one can be obtained by considering the following parameters:

$$E_1 = \bar{A}^{(+)} + \bar{A}^{(-)} \quad [22]$$

$$E_2 = \left| \bar{A}^{(+)} \right| + \left| \bar{A}^{(-)} \right| \quad [23]$$

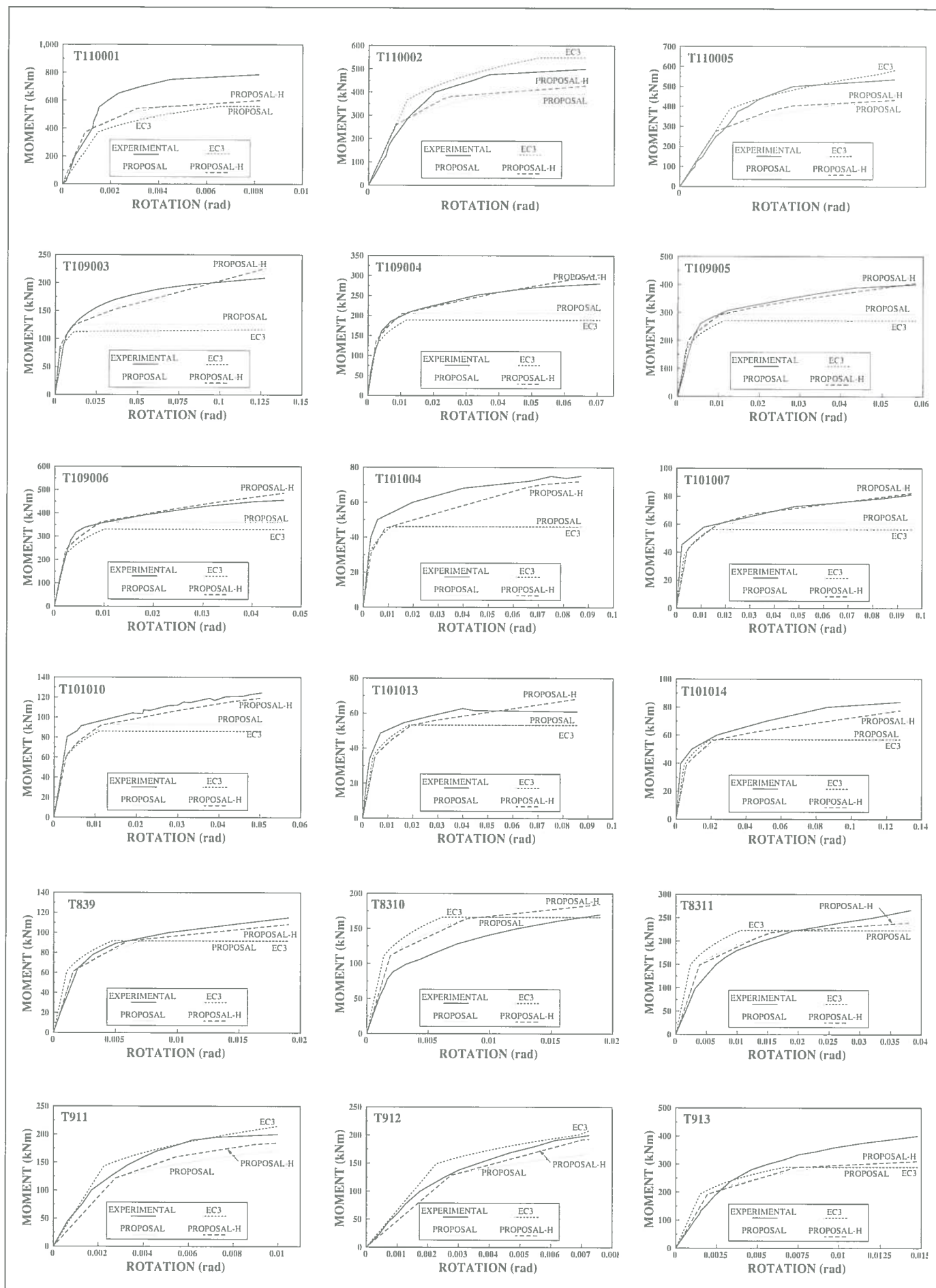


Fig. 9 - Confronto tra le curve sperimentali momento-rotazione e quelle previste.
 Fig. 9 - Comparison between predicted and experimental moment-rotation curves.

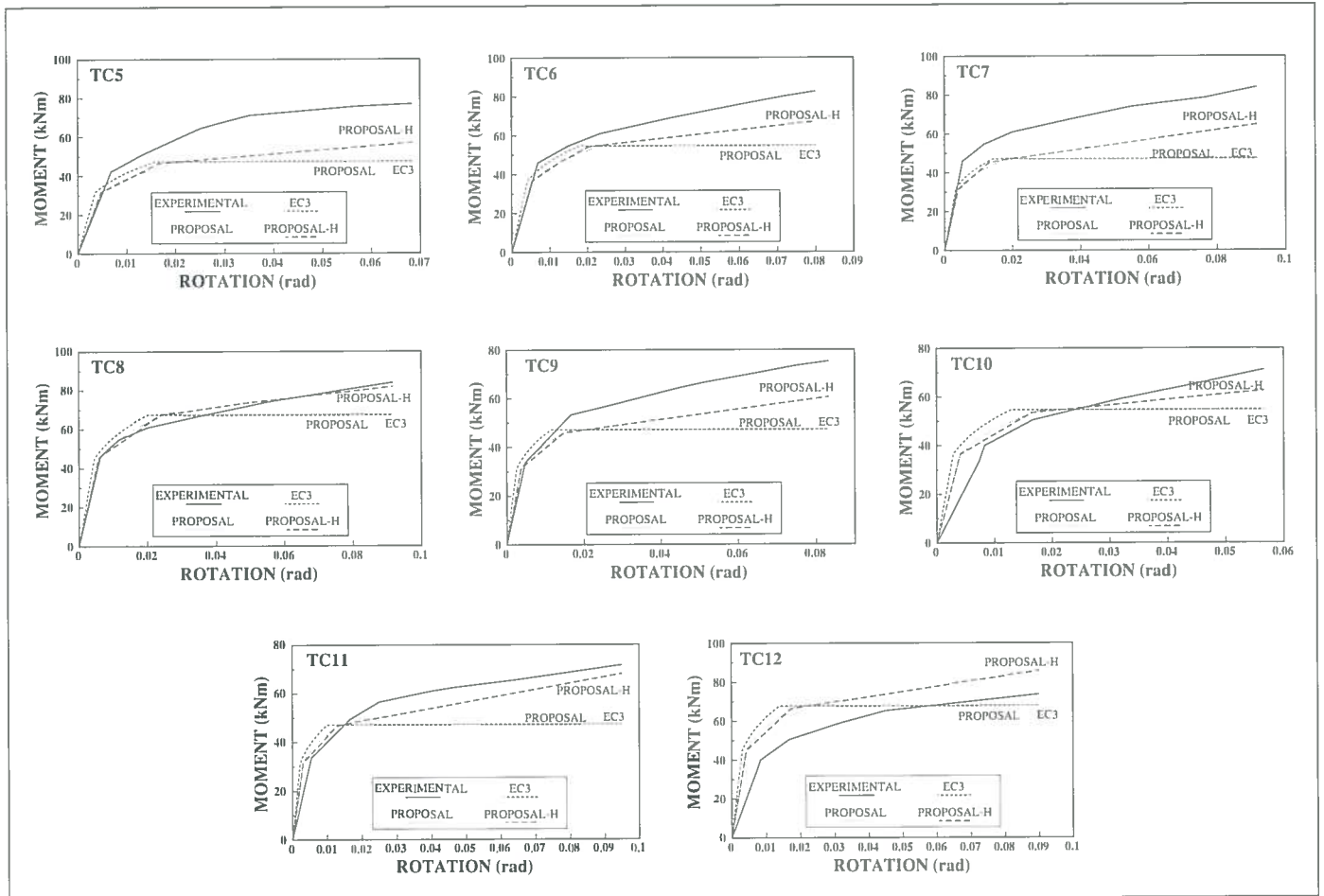


Fig. 10 - Confronto fra le curve sperimentali momento-rotazione e quelle previste.
 Fig. 10 - Comparison between predicted and experimental moment-rotation curves.

I parametri E_1 e E_2 si riducono all'aumentare del grado di accuratezza della curva momento-rotazione predetta, essendo $E_1 = 0$ ed $E_2 = 0$ quando la curva predetta è perfettamente coincidente con quella sperimentale. Comunque, i due parametri forniscono informazioni differenti. Il parametro E_1 fornisce un confronto tra le curve predette e quelle sperimentali dal punto di vista energetico, essendo $E_1 = 0$ quando l'area sottesa dalla curva predetta è uguale a quella sperimentale indipendentemente dagli scarti presenti tra le curve. Al contrario, il secondo parametro fornisce una valutazione quantitativa degli scarti complessivi tra la curva predetta e quella sperimentale. Relativamente alle prove sperimentali considerate, in Tab. 5 sono riportati i valori medi dei parametri di errore con riferimento all'Annesso J ed alla procedura modificata con incrudimento (PROPOSAL-H). Si osserva che, rispetto all'approccio codificato (ANNEX J), si ottiene un significativo miglioramento del risultato mediante l'impiego delle modifiche proposte e, in particolare, includendo l'influenza dell'incrudimento.

6. CONCLUSIONI

Questo lavoro ha evidenziato che la procedura suggerita dall'Annesso J per la predizione del comportamento rotazionale di nodi flangiati è caratterizzata da un sufficiente grado di accuratezza ai fini delle pratiche applicazioni. Tuttavia, l'accuratezza della procedura codificata può essere migliorata

These parameters provide different information. In fact, the parameter E_1 is useful for the comparison of predicted and experimental curves from the absorbed energy point of view, with $E_1 = 0$ when the area below the predicted curve is equal to the area below the experimental curve independently of the scatter between the curves. On the contrary, the second parameter provides a quantitative evaluation of the overall scatter between the predicted and experimental curves. For the experimental tests considered, the average values of the above error parameters are given in Table 5 with reference to Annex J and the proposed modified procedure with strain hardening (PROPOSAL-H). We can recognize that, starting from the codified approach (ANNEX J), a significant improvement of the obtained results is reached with the proposed modifications including the influence of strain hardening.

6. CONCLUSIONS

This work has shown that the Annex J procedure for predicting the rotational behaviour of extended end plate connections provides a sufficient degree of accuracy for practical applications. However, the reliability of the codified procedure can be improved by means of simple modifications which

	$\bar{A}^{(+)}$	$\bar{A}^{(-)}$	E_1	E_2
ANNEX J	0.163	-0.034	0.129	0.196
PROPOSAL-H	0.091	-0.020	0.070	0.110

Tab. 5 - Grado di accuratezza delle curve momento-rotazione previste.
 Table 5 - Degree of accuracy of the predicted moment-rotation curves.

mediante l'introduzione di semplici modifiche che non comportano un significativo aumento dell'onere computazionale. Le più importanti proposte modificative riguardano la predizione della rigidità rotazionale del nodo che può essere migliorata mediante una opportuna modifica del valore della larghezza efficace e mediante l'introduzione dell'influenza della pretensione dei bulloni. Infine, dal momento che le curve sperimentali momento-rotazione mostrano un significativo incrudimento, è stato suggerito un metodo semplice che includa tale effetto, ottenendo una migliore predizione dell'intero comportamento nodale.

Testo arrivato nel marzo 1996 ed approvato nell'aprile 1996.

do not significantly affect the computational effort. The most significant modifications proposed concern the prediction of the joint rotational stiffness which can be improved by modifying the effective width values and introducing the influence of bolt pretensioning. Finally, as the experimental moment-rotation curves exhibit a significant hardening behaviour, a simple method to take this into account has been suggested, leading to a better prediction of the overall joint behaviour.

Text arrived in March 1996 and approved in April 1996.

REFERENCES / BIBLIOGRAFIA

- [1] Commission of the European Communities: "Eurocode 3: design of steel structures", 1990
- [2] CEN/TC250/SC3-PT9: "Eurocode 3, Part 1.1: Joints in Building Frames (Annex J)", Draft, 1994.
- [3] C. Faella, V. Piluso, G. Rizzano: "Modelling of the moment-rotation curve of welded connections: proposals to improve Eurocode 3 Annex J", XV Congresso C.T.A., Giornate Italiane della Costruzione in Acciaio, Riva del Garda, Ottobre, 1995.
- [4] K. Weinand: "SERICON - Databank on joints in building frames", Proceedings of the 1st COST C1 Workshop, Strasbourg, 28th-30th October.
- [5] N. Kishi, W.F. Chen: "Database of Steel Beam-to-Column Connections", Structural Engineering Report, No. CE-STR-86-26, School of Civil Engineering, Purdue University, 1986.
- [6] C. Faella, V. Piluso, G. Rizzano: "Reliability of Eurocode 3 Procedures for Predicting Beam-to-Column Joint Behaviour", Third International Conference on Steel and Aluminium Structures, Istanbul, May 1995.
- [7] C. Faella, V. Piluso, G. Rizzano: "Proposals to improve Eurocode 3 Approach for Predicting the rotational Stiffness of Extended End Plate Connections", submitted for publication to Journal of Constructional Steel Research, June 1995
- [8] A. K. Aggarwal: "Comparative Tests on End Plate Beam-to-Column Connections", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 30, 1994.
- [9] P. Zoetemeijer, M.H. Kolstein: "Bolted Beam-Column Connections with Short End Plate", Report 6-75-20 KV-4, University of Technology, Delft, 1975.
- [10] P. Zoetemeijer, H. Munter: "Extended End Plate with Disappointing Rotation Capacity: Test Results and Analysis", Report 6-75-20 KV-4, University of Technology, Delft, 1983.
- [11] I. Simek, F. Wald: "Test Results of End Plate Beam-to-Column Connections", CTU, G-1121 Report, Prague, 1991.
- [12] G. Rizzano: "Modellazione nodale e comportamento sismico dei telai in acciaio a nodi semirigidi", Tesi di Dottorato, Università di Napoli, Facoltà di Ingegneria, Febbraio, 1995.
- [13] J. P. Jaspart, R. Maquoi: "Effect of Bolt Preloading on Joint Behaviour", Steel Structures, Eurosteel '95, edited by Kounadis, Balkema, 1995.
- [14] H. Agerskov: "High-Strength Bolted Connections Subject to Prying", ASCE Structural Division, Vol.102, pp.161-175, January, 1976.
- [15] O. Bursi: "Behaviour of High Strength Bolts in Bolted Beam-to-Column Connections", Proc. of Applied Stress Analysis Conference, Nottingham, August, 1990.
- [16] Y. L. Yee, R. E. Melchers: "Moment-Rotation Curves for Bolted Connections", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.112, January, 1986.
- [17] R. Zandonini, C. Bernuzzi, P. Zanon: "Rotational Behaviour of End-Plate Connections", Costruzioni Metalliche, N. 2, 1991.
- [18] O. Bursi, L. Lionelli: "Semi-Analytical and Finite Element Based Models for the Rotational Behaviour of End-Plate Steel Connections", XV Congresso C.T.A., Giornate Italiane della Costruzione in Acciaio, Viareggio, Ottobre 1993.
- [19] F. M. Mazzolani, V. Piluso: "ECCS Manual on Design of Steel Structures in Seismic Zones", European Convention for Constructional Steelwork, N. 76, First edition, 1994.