

Modellazione dell'aderenza nei meccanismi di risposta di nodi trave-pilastro in c.a. in presenza di armature lisce

F. Braga

Dipartimento di Strutture, Geotecnica, Geologia applicata all'ingegneria, Università La Sapienza Roma, Italy

G. De Carlo, R. Gigliotti, M. Laterza

Dipartimento di Strutture, Geotecnica, Geologia applicata all'ingegneria, Università della Basilicata, Potenza, Italy

SOMMARIO: Un tipico elemento a fibre trave-pilastro è stato modificato in modo da poter descrivere il fenomeno dell'aderenza tra cls e barre di armatura lisce presenti in strutture intelaiate in c.a. progettate per resistere all'azione di soli carichi verticali. Al fine di modellare l'aderenza in modo corretto, viene valutata l'efficacia degli ancoraggi di estremità delle barre di armatura curvilinee ed un nuovo modello analitico viene proposto in modo da consentirne l'inserimento nella cerniera di pullout dell'elemento a fibre. L'e.f. messo a punto, viene poi utilizzato per modellare una prova di carico ciclico, eseguita su un nodo trave-pilastro a L di una struttura prototipo in c.a. non antisismica, allo scopo di verificare la capacità previsionale del modello teorico. Le analisi dimostrano che l'elemento a fibre trave-pilastro fornisce risultati teorici in buon accordo con quelli sperimentali riuscendo a cogliere in modo soddisfacente gli effetti deformativi indotti dallo sfilamento sull'intera struttura.

ABSTRACT: A fiber-beam element is modified for studying the effects of bond decay by using smooth steel bars on the behavior of R/C frames designed without antiseismic provisions. In order to describe the phenomenon, the efficiency of the curvilinear bars anchorage is estimated by a theoretical model, which is much easy to insert in the concentrated plastic hinges at the end of the fiber beam-column element, where the concrete-steel bars relative slippage is carried on. The finite element is then used to model an experimental cyclic test performed on a L beam-column joint of a non-antiseismic prototype construction, in order to test the theoretical model. The analyses show that the fiber beam element with ending pullout hinges provides results in good agreement with the experimental test, describing well both the bars slippage and the deformation of the whole structure.

1 INTRODUZIONE

Il fenomeno dell'aderenza acciaio-calcestruzzo assume notevole rilievo nello studio della risposta sismica di strutture in cemento armato realizzate in zone ad alta sismicità, dove è necessario che la struttura abbia un comportamento ottimale in campo anelastico e possa così dissipare energia per isteresi dei materiali e/o mostrare sufficiente duttilità senza drastiche riduzioni di rigidezza. Poiché generalmente la richiesta di duttilità si localizza in limitate zone critiche della struttura, ai fini di una corretta valutazione della risposta globale, è indispensabile poter prevedere il comportamento di tali zone (tipicamente i nodi) attraverso modelli analitici affidabili. In tal modo, individuare anzitempo gli eventuali punti deboli della struttura dà al progettista la possibilità di prevenire situazioni indesiderate dovute a premature perdite di resistenza e rigidezza e di intervenire efficacemente con interventi di adeguamento mirati.

È perciò essenziale disporre di un modello di calcolo, capace di rappresentare in modo corretto il fenomeno dell'aderenza e di fornire una soluzione rapida, efficace e di facile estensione ai casi di interesse generale.

In seguito, quindi, si analizzerà il fenomeno dell'aderenza tra calcestruzzo e barre di armatura lisce, vista la diffusione che queste ultime hanno avuto in passato nelle costruzioni civili, che oggi potremmo definire a maggior rischio sismico proprio perché non realizzate con criteri anti-sismici. Al fine di pervenire ad una soddisfacente modellazione teorica del fenomeno, l'aderenza tra barre lisce e calcestruzzo verrà studiata sfruttando risultanze sperimentali e conoscenze già note per barre ad aderenza migliorata.

2 MODELLAZIONE DELL'ADERENZA

In una struttura in cemento armato, il legame di aderenza tra le barre di armatura e il conglomerato dipende da molteplici fattori quali la scabrezza superficiale e la modalità di lavorazione delle barre di acciaio, la resistenza e lo stato tensionale del calcestruzzo, la posizione e l'orientamento delle armature durante il getto, l'entità del copriferro, la distanza tra le armature e il diametro delle barre (CEB-FIP 1990). Una modellazione del fenomeno è perciò possibile ma solo in termini approssimati.

Sollecitando un elemento strutturale in c.a, a causa dello scorrimento relativo tra barre di armatura e calcestruzzo, lungo la superficie laterale delle barre e a contatto con il calcestruzzo, si generano delle tensioni tangenziali di attrito per mezzo delle quali le tensioni di trazione dell'acciaio vengono trasferite al calcestruzzo (tension stiffening).

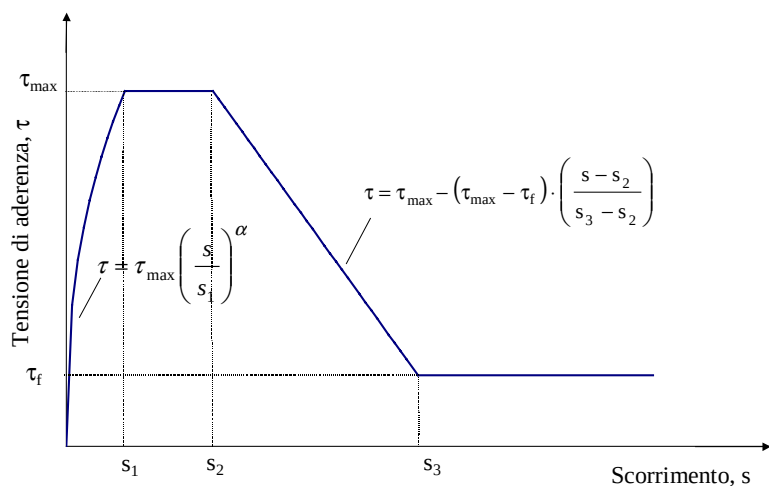


Figura 1. Modello numerico di aderenza

Tali tensioni tangenziali vengono in genere valutate per mezzo di una relazione del tipo:

$$\tau = \tau_{\max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^{\alpha} \quad (1)$$

in cui s è lo scorrimento relativo tra acciaio e calcestruzzo ed α è un coefficiente di forma che tiene conto dell'adesione tra i due materiali. L'andamento monotonicamente generalmente accettato è quello riportato in figura 1.

E' noto (CEB-FIP 1990), che prove sperimentali condotte su provini apparentemente uguali, utilizzando stessa metodologia di prova e identiche condizioni al contorno, hanno messo in luce che il legame di aderenza può subire variazioni notevoli comprese tra il 30% e il 50%. Perciò, la curva di figura 1 è da intendersi come puramente rappresentativa dell'andamento dell'aderenza per un campione omogeneo di casi.

I parametri che caratterizzano il modello possono assumere valori differenti a seconda dell'influenza di alcuni principali fattori, come ad esempio le modalità di getto, le caratteristiche granulometriche del calcestruzzo, la scabrezza delle barre, il grado di confinamento e la resi-

stenza del calcestruzzo. Anche in questo caso i valori considerati possono subire variazioni considerevoli in condizioni analoghe.

Per barre ad aderenza migliorata, i parametri caratteristici del modello teorico sono deducibili dai risultati di prove di laboratorio condotte nel 1982 presso l'università di Berkeley nell'ambito di una estesa ed esaustiva campagna sperimentale (Eligehausen et Al., 1982).

Per le barre di armatura lisce, cadute in disuso da ormai circa trent'anni, non esiste un'altrettanto esaustiva caratterizzazione sperimentale.

Per certi aspetti, tuttavia, il fenomeno risulta meno complesso di quanto accada per le barre ad aderenza migliorata. Innanzitutto perché l'assenza di protuberanze sulla superficie laterale delle barre riduce l'influenza della tensione tangenziale massima sull'andamento della curva di figura 1; in secondo luogo perché la rottura delle barre non potrà che avvenire per sfilamento (pullout) o per snervamento dell'acciaio, in quanto difficilmente potrà verificarsi una rottura per dilatazione del calcestruzzo (splitting), anche quando quest'ultimo non risulti adeguatamente confinato.

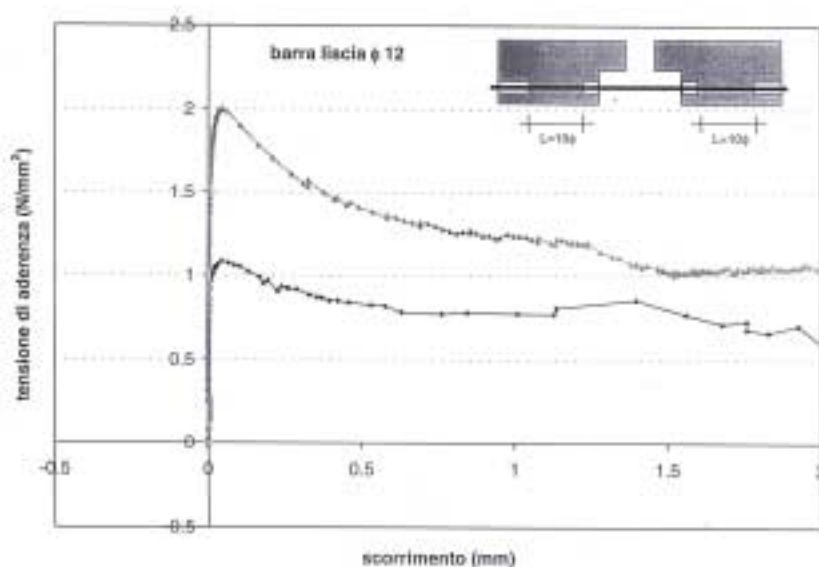


Figura 2. Legame sperimentale τ -s per una barra $\phi 12$ di armatura liscia (Dipartimento di Scienza delle Costruzioni dell'Università Federico II di Napoli)

In figura 2 si riportano i risultati di una prova di aderenza condotta su una barra di acciaio $\phi 12$ ($f_y = 350 \text{ N/mm}^2$) annegata in un blocco rigido di calcestruzzo non confinato avente classe di resistenza meccanica R_{ck} compresa tra 30 e 35 N/mm^2 . La prova è stata condotta presso il Dipartimento di Scienza delle Costruzioni dell'Università Federico II di Napoli nell'ambito di uno studio comune sul comportamento delle strutture esistenti.

In generale, il legame τ -s riportato in figura 2 può essere considerato come rappresentativo del comportamento di una tipica barra liscia. A differenza delle barre ad aderenza migliorata, la tensione massima di aderenza è da ritenersi poco affidabile essendo legata unicamente ad un fenomeno di adesione che interessa un tratto iniziale estremamente limitato del legame. Superato il valore massimo, l'aderenza si riduce rapidamente, in modo quasi esponenziale, fino a raggiungere la resistenza attritiva, al contrario di quanto accade nelle barre ad aderenza migliorata dove il superamento dell'adesione tra acciaio e calcestruzzo non è causa di degrado poiché le bielle compresse di calcestruzzo tra le asperità della barra forniscono un ulteriore contributo resistente allo sfilamento.

Poiché il degrado si esaurisce rapidamente, considerare o meno la resistenza massima risulta del tutto trascurabile. D'altronde, come è evidente nella figura 2, il valore massimo di aderenza, a parità di altre condizioni, è fortemente aleatorio.

Ciò significa che con buona approssimazione il legame di aderenza per barre lisce può essere considerato di tipo elastico perfettamente plastico, con valore ultimo dell'aderenza uguale alla resistenza attritiva. Gli scorrimenti s_1 , s_2 , s_3 , praticamente coincidono con il valore limite tra

comportamento elastico e comportamento plastico. Poiché numericamente si tratta di valori infinitesimi, il legame di aderenza nella fase elastica iniziale può essere addirittura considerato rigido senza grossi margini di errore.

Secondo alcuni standard internazionali (CEB-FIP, 1990), a seconda delle modalità di lavorazione delle barre lisce, delle condizioni generali di aderenza e della resistenza del calcestruzzo (f_{ck}), si possono ritenere validi i seguenti valori caratteristici dell'aderenza:

	Acciaio lavorato a caldo (Hot rolled bars)		Acciaio trafilato (Cold drawn wire)	
	<i>Buona Aderenza</i>	<i>Altre condizioni di aderenza</i>	<i>Buona Aderenza</i>	<i>Altre condizioni di aderenza</i>
$s_1 = s_2 = s_3$ (mm)	0.1	0.1	0.01	0.01
α	0.5	0.5	0.5	0.5
$\tau_{max} = \tau_f$ (N/mm ²)	$0.3 \cdot \sqrt{f_{ck}}$	$0.15 \cdot \sqrt{f_{ck}}$	$0.1 \cdot \sqrt{f_{ck}}$	$0.05 \cdot \sqrt{f_{ck}}$

Tabella 1. Valori caratteristici della legge di aderenza per barre di acciaio lisce (Model Code 90)

I parametri riportati in tabella forniscono dei valori medi in condizioni accettabili di aderenza. Per quanto il grafico di figura 2 ne riporti solo un caso rappresentativo è interessante notare che esiste una certa rispondenza tra i valori sperimentali trovati e le espressioni su riportate.

3 L'ADERENZA DI BARRE DI ARMATURA LISCE CURVILINEE

La resistenza allo sfilamento delle barre di armatura rettilinee può essere notevolmente incrementata deformandone il profilo longitudinale alle estremità. Lungo la parte curvilinea, l'aderenza sarà data dalla somma della componente adesiva, tipica di una barra dritta, e della componente attritiva τ_c dovuta alla pressione mutua tra barra e conglomerato per effetto della piegatura.

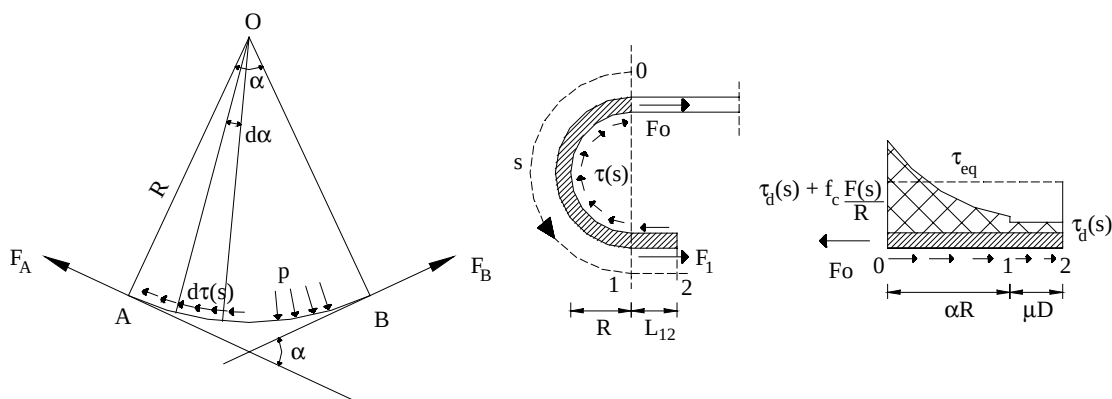


Figura 3. Tensione di aderenza prodotta dalla curvatura della barra

Con riferimento alla figura 3, detto f_c il coefficiente d'attrito tra barra e conglomerato, R il raggio di curvatura del tratto curvo, p la pressione di contatto tra barra e conglomerato, F la forza agente nella barra e τ_c la tensione di attrito per unità di lunghezza, risulta:

$$\tau_c = f_c \cdot p = f_c \cdot \frac{F}{R} \quad (2)$$

Per l'equilibrio di un tratto elementare di barra, avente diametro D e lunghezza ds , si ha:

$$dF = \pi \cdot D \cdot \tau \cdot ds + f_c \cdot \frac{F}{R} ds \quad (3)$$

da cui:

$$ds = \frac{dF}{\pi \cdot D \cdot \tau + f_c \cdot \frac{F}{R}} \quad (4)$$

La tensione di aderenza che si mobilita lungo una barra di lunghezza finita varia evidentemente con la distanza rispetto al punto di applicazione della forza che tende a sfilarla (figura 3). Tuttavia, per quanto osservato nel precedente paragrafo, nel caso di barre lisce la tensione di aderenza τ , in condizioni di scorrimento incipiente, può con buona approssimazione ritenersi costante lungo tutto lo sviluppo della barra. Nel caso di una barra curvilinea, nella (4) l'unico parametro variabile è F , in quanto si assume che anche R sia costante lungo tutta la lunghezza del tratto. Integrando la (4) tra 0 e 1, cioè sullo sviluppo curvilineo della barra (figura 3), si ottiene:

$$\int_0^1 ds = \int_0^1 \frac{dF}{\pi \cdot D \cdot \tau + f_c \cdot \frac{F}{R}} \quad (5)$$

ossia, risolvendo la precedente espressione rispetto ai parametri noti:

$$S = \frac{R}{f_c} \cdot \ln \frac{\pi \cdot D \cdot \tau + f_c \cdot \frac{F_0}{R}}{\pi \cdot D \cdot \tau + f_c \cdot \frac{F_1}{R}} \quad (6)$$

in cui F_1 è la forza massima che si mobilita nel punto 1 ed F_0 è la forza applicata che determina l'inizio dello sfilamento.

La lunghezza del tratto curvo, che nella (6) è indicata con S , sarà posta pari ad αR , dove l'angolo α , espresso in radianti, potrà variare tra 0 e π . Al limite quando $\alpha = \pi$ la barra assume la forma di un uncino ripiegato a 180°.

La forza F_1 può essere espressa in funzione della resistenza massima allo scorrimento lungo l'eventuale ulteriore tratto rettilineo, e cioè:

$$F_1 = \pi \cdot D \cdot \tau \cdot L_{12} \quad (7)$$

Sostituendo, si ottiene:

$$\alpha \cdot f_c = \ln \frac{\pi \cdot D \cdot \tau \cdot R + f_c \cdot F_0}{\pi \cdot D \cdot \tau \cdot R + f_c \cdot \pi \cdot D \cdot \tau \cdot L_{12}} \quad (8)$$

da cui elevando esponenzialmente ambo i membri della precedente equazione si ottiene il valore della forza F_0 che determina lo sfilamento:

$$F_0 = \left[e^{\alpha \cdot f_c} \cdot \left(1 + f_c \cdot \frac{L_{12}}{R} \right) - 1 \right] \cdot \frac{\tau \cdot \pi \cdot D \cdot R}{f_c} \quad (9)$$

Quando si abbia a che fare con barre di armatura ad aderenza migliorata e si voglia modellare analiticamente il comportamento dell'aderenza, è consuetudine assimilare un'eventuale piegatura della barra ad una barra dritta avente lunghezza prefissata pari a $5D$ e tensioni di aderenza maggiorate rispetto alle corrispondenti per barre dritte.

Volendo operare con lo stesso criterio nel caso di barre lisce, il problema che ci si pone è quello di trovare una tensione equivalente τ_{eq} che applicata ad una barra dritta avente stesso diametro e stessa lunghezza della barra ricurva determini un comportamento del tutto identico nei due casi.

Pertanto per una barra dritta di lunghezza pari a:

$$L = L_{01} + L_{12} = \alpha R + \mu D = (\alpha\eta + \mu) \cdot D \quad (10)$$

in cui si sono espressi il raggio di curvatura del tratto curvo e la lunghezza dell'eventuale tratto rettilineo in funzione di η , μ e del diametro D della barra, si ha che la forza necessaria a produrre lo sfilamento vale:

$$F_0 = \pi \cdot D \cdot \tau \cdot (L_{01} + L_{12}) = \pi \cdot D^2 \cdot \tau \cdot (\alpha\eta + \mu) \quad (11)$$

Uguagliando le espressioni (9) e (11) avendo cura di sostituire la τ con la τ_d nella (9) e la τ con la τ_{eq} nella (11), si ottiene:

$$\left[e^{\alpha \cdot f_c} \cdot (\eta + f_c \cdot \mu) - \eta \right] \cdot \frac{\tau_d \cdot \pi \cdot D^2}{f_c} = \pi \cdot D^2 \cdot \tau_{eq} \cdot (\alpha\eta + \mu) \quad (12)$$

da cui:

$$\tau_{eq} = \frac{\tau_d}{f_c} \cdot \frac{\left[e^{\alpha \cdot f_c} \cdot (\eta + f_c \cdot \mu) - \eta \right]}{(\alpha\eta + \mu)} \quad (13)$$

La (13) esprime, quindi, il valore della tensione di aderenza che si sviluppa lungo una barra dritta, per la quale la forza massima di scorrimento sia identica a quella di una barra curvilinea avente lunghezza totale (la lunghezza dell'uncino più la lunghezza dell'eventuale tratto dritto) pari alla lunghezza della barra dritta.

È importante sottolineare che la precedente espressione ha validità generale purché il legame di aderenza sia di tipo rigido-plastico, il che è plausibile, come si è detto, solo nel caso di barre lisce. Inoltre, si trascura in questa fase la resistenza allo sfilamento dovuto al raddrizzamento della barra, in quanto si ritiene che in condizioni di scorrimento incipiente, tale contributo possa essere poco significativo.

Secondo le prescrizioni della normativa italiana l'uncino (barra ripiegata a 180°) deve avere un raggio di curvatura non inferiore a 5D e un prolungamento oltre l'uncino almeno pari a 3D. Assumendo un coefficiente d'attrito f_c tra barra e conglomerato pari a 0.4 e la configurazione minima di normativa, dalla (13) deriva un rapporto tra τ_{eq} e τ_d pari a:

$$\frac{\tau_{eq}}{\tau_d} = 2.40 \quad (14)$$

In altri termini l'uncino avrebbe un comportamento equivalente a quello di una barra rettilinea avente stessa lunghezza, stesso diametro ma tensione di aderenza pari a circa 2.40 volte il valore della tensione tangenziale che si svilupperebbe in assenza di piegatura.

In figura 4 viene riportato lo stesso rapporto tensionale per forme di piegatura diverse. Fissata la τ_d , si può ritenere che l'uncino sia equivalente ad una barra dritta avente lunghezza pari a circa 30 D (figura 5).

Si osservi che l'attrito tra acciaio e calcestruzzo può variare a seconda delle modalità costruttive e delle caratteristiche dei materiali. Non sarebbe quindi logico fare riferimento ad un unico valore del coefficiente di attrito ma sembrerebbe più sensato considerarne la possibilità di variazione tra due valori. Assumendo $f_c = 0.4$ come valore medio e considerandone la possibile variazione tra 0.25 e 0.5, la tensione di aderenza equivalente (figura 4) ovvero la lunghezza equivalente di una barra curvilinea (figura 5) variano in maniera esponenziale, crescente con velocità maggiore all'aumentare della lunghezza del tratto curvo, ovvero del raggio di curvatura. È interessante notare che nel caso di barra ripiegata ad uncino, nella configurazione minima di normativa e in condizioni di aderenza non ottimali, il comportamento risulta equivalente a quello di una barra dritta di circa 20D.

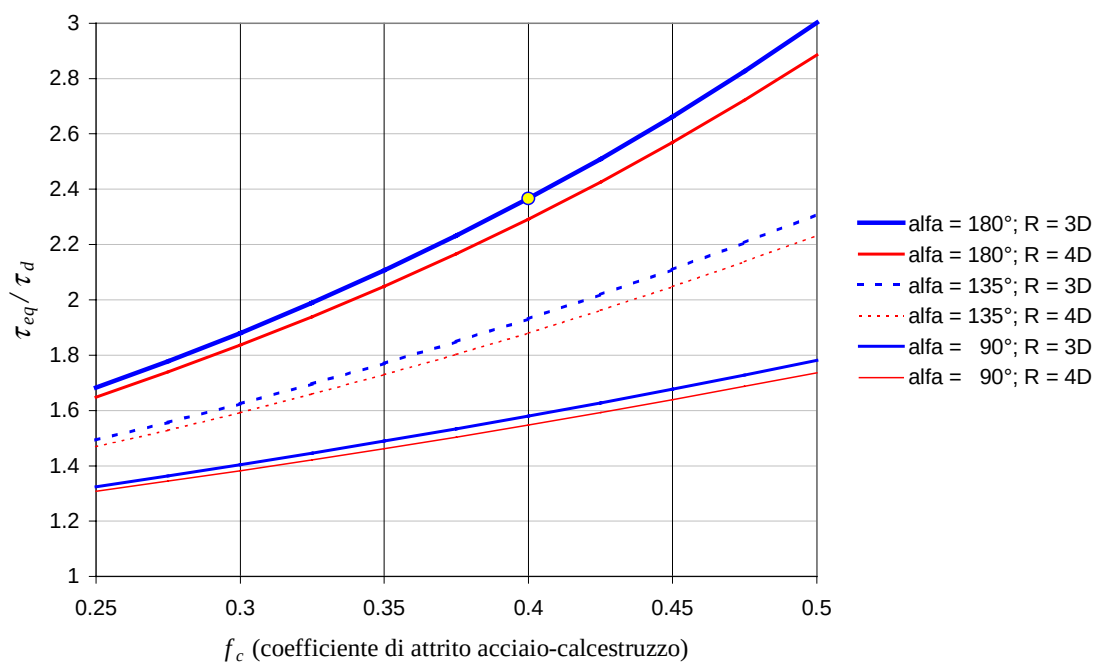


Figura 4. Rapporto tra tensione equivalente e tensione normale per forme di piegatura differenti

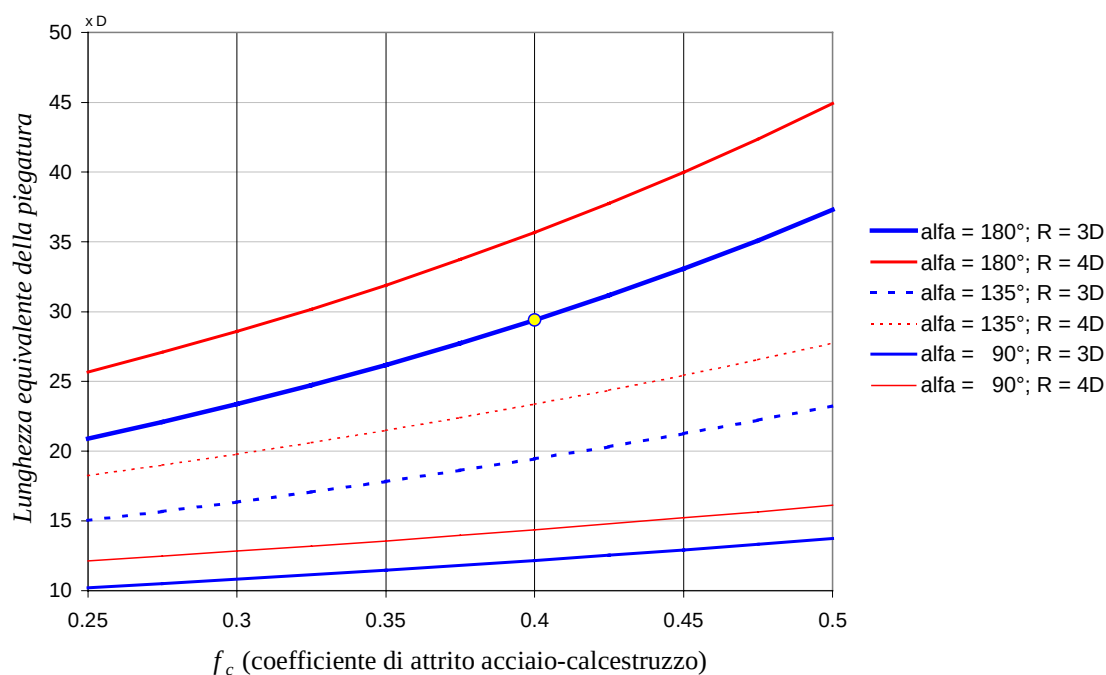


Figura 5. Lunghezza di ancoraggio equivalente per forme di piegatura differenti

In un problema di modellazione agli elementi finiti, i diagrammi di figura 4 e figura 5 possono fornire indicazioni interessanti. In particolare, per gli sviluppi che ne seguiranno, l'uncino potrà essere modellato o con una barra dritta avente tensione di aderenza pari alla tensione equivalente e lunghezza pari alla lunghezza effettiva dell'uncino oppure assumendo una tensione di

aderenza identica a quella di una barra dritta ma una lunghezza di ancoraggio pari alla lunghezza equivalente dell'uncino. In tal modo i risultati che se ne ottengono sono del tutto identici.

Il problema dell'aderenza viene così generalizzato al caso di barre di forma qualunque e le considerazioni svolte ne consentono una modellazione accurata in un programma di calcolo agli elementi finiti.

4 L'ELEMENTO A FIBRE E IL 'PULLOUT'

È stato, quindi, implementato, sulla base di un classico elemento a fibre, un elemento finito con cerniere plastiche concentrate in corrispondenza dei nodi, in cui le fibre di acciaio sono state sostituite con fibre di 'pullout' in grado di rappresentare sia la deformabilità dell'acciaio sia lo scorrimento delle armature rispetto al calcestruzzo (Braga, De Carlo 1999).

Una cerniera di 'pullout' non è altro che un concio di lunghezza finita disposto tra il nodo e l'elemento trave-pilastro, costituito da fibre di calcestruzzo e fibre di 'pullout'. Il calcolo degli allungamenti e/o accorciamenti delle fibre di calcestruzzo e acciaio viene eseguito in ipotesi di conservazione delle sezioni piane.

Mentre le deformazioni assiali, flessionali, taglianti e torsionali risultano distribuite lungo l'elemento, gli effetti indotti dalla progressiva riduzione dell'aderenza sono concentrati in prossimità dei nodi.

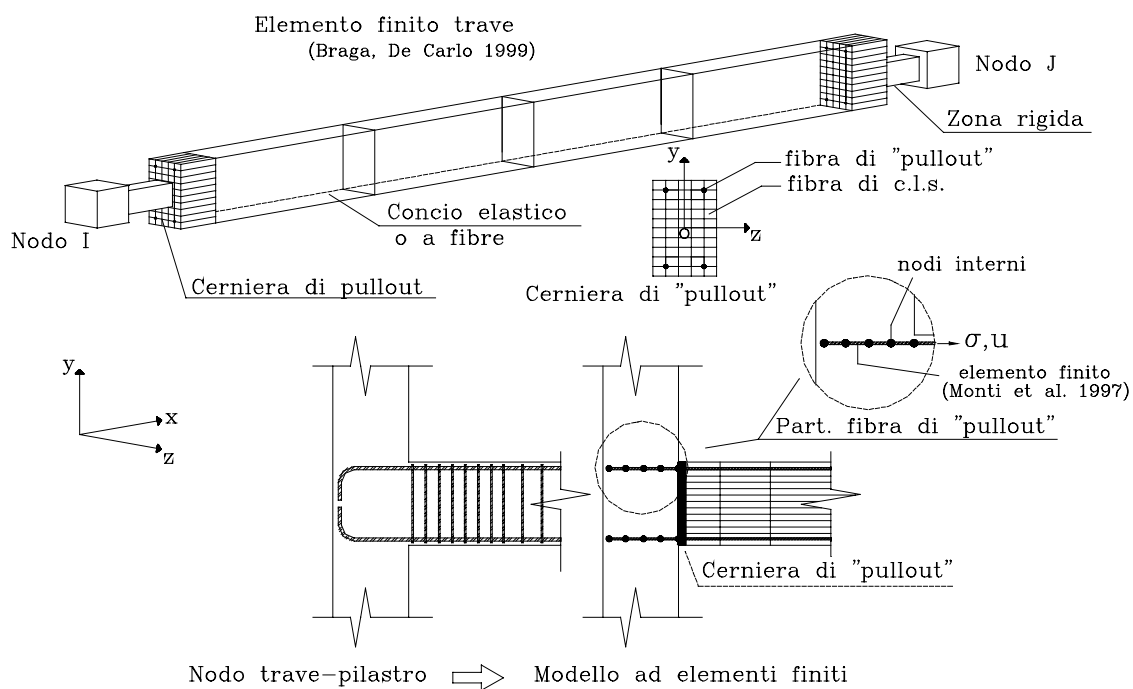


Figura 6. L'elemento a fibre con cerniere di 'pullout' alle estremità

Ciascuna fibra di 'pullout' rappresenta un elemento finito con un proprio stato tensionale e di deformazione da determinarsi istante per istante durante l'analisi. Ogni cerniera di estremità può contenere da una a più fibre di 'pullout'. Ciascuna fibra, di calcestruzzo o acciaio, è caratterizzata da un legame tensione-allungamento di tipo non lineare; mentre per il calcestruzzo tale legame è assegnato a priori, note le caratteristiche del materiale e la larghezza della zona plasticizzata, per le fibre di 'pullout' tale legame viene determinato iterando fino all'equilibrio sulla singola fibra. Trattandosi di una relazione non lineare, il calcolo richiede innanzitutto la convergenza delle equazioni di equilibrio sulle fibre di 'pullout' per passare successivamente alla verifica della convergenza dei singoli elementi e quindi della struttura. Per ogni elemento trave-

pilastro, il metodo di calcolo presuppone il soddisfacimento di 'n' equilibri interni, con 'n' pari al numero di fibre di 'pullout' presenti, più un equilibrio esterno.

I risultati di analisi parametriche condotte con l'elemento a fibre hanno messo in luce le buone caratteristiche di convergenza e di rapidità nella soluzione finale, aspetti che lo rendono indubbiamente interessante e facile da usare nell'ambito dell'analisi sismica delle strutture in c.a.

5 APPLICAZIONE DEL MODELLO A FIBRE AD UN CASO REALE

In un problema di accertamento e verifica di una struttura esistente non si può prescindere dallo studio del fenomeno del 'pullout' per barre lisce.

A tale scopo, nell'ambito di uno studio sulle strutture esistenti in c.a. che ha visto coinvolti diversi centri di ricerca, sono state realizzate prove specifiche rivolte alla comprensione del fenomeno di tale fenomeno. Presso la Facoltà di Ingegneria Civile dell'Università di Pavia e del Laboratorio DiSGG dell'Università della Basilicata sono state eseguite prove a rottura su varie tipologie di nodi trave-pilastro (Braga et Al, 2001). In una prova su nodo d'angolo a L (figura 7), effettuata a Pavia, la rottura si è verificata nella sezione di attacco del pilastro ed è stata caratterizzata dallo sfilamento delle armature longitudinali. Per quanto il fenomeno abbia potuto influenzare anche le armature longitudinali nella trave, qui lo sfilamento si è dimostrato poco rilevante.

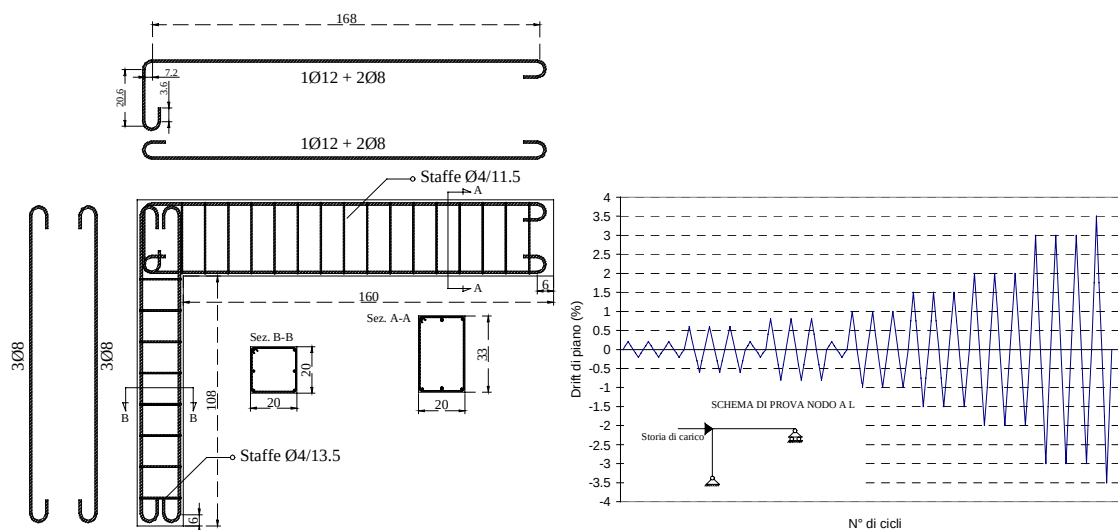


Figura 7. Prova a rottura su un nodo a L: armature, modello di prova e storia di carico

Al fine di verificare la rispondenza tra i dati analitici e quelli sperimentali, sono state eseguite successivamente simulazioni a carattere numerico con il modello di calcolo proposto. Il nodo a L è stato modellato con 2 elementi elastici (trave e pilastro) aventi cerniere concentrate di pullout in corrispondenza delle rispettive sezioni di attacco (figura 8).

Nella modellazione sono state considerate le seguenti caratteristiche dei materiali e della legge di aderenza:

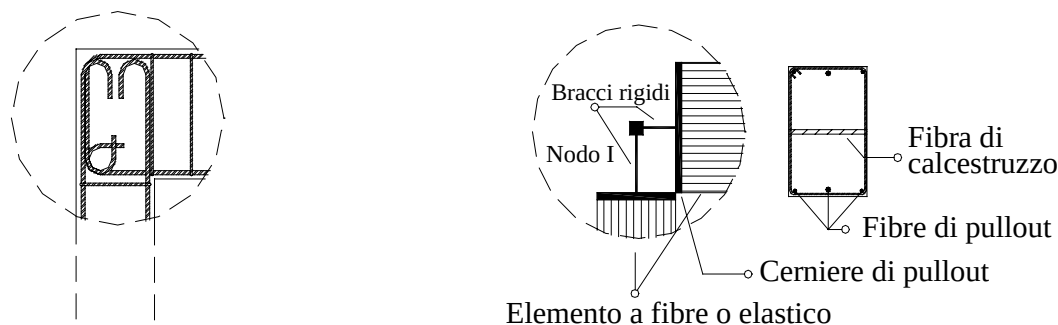
- Il calcestruzzo impiegato nella realizzazione dei nodi ha classe di resistenza meccanica R_{ck} compresa tra 16 e 20 N/mm²;
- L'acciaio impiegato ha resistenza allo snervamento pari a 350 N/mm² e caratteristiche in-crudenti relativamente basse (3‰);
- La legge di aderenza assunta per le barre dritte è di tipo rigido - perfettamente plastico con i seguenti parametri caratteristici: $\tau_{max} = \tau_f = 1.17$ N/mm²; $s_1 = s_2 = s_3 = 0.1$ mm; $\alpha = 0.5$.

In presenza di azioni cicliche il modello di aderenza segue l'andamento proposto per le barre ad aderenza migliorata da Eligehausen et Al., 1982, con una sola sostanziale differenza, e cioè

la resistenza attrittiva non subisce degrado. Tale ultima ipotesi sembra abbastanza plausibile considerato che il decadimento ciclico dell'aderenza avviene molto più rapidamente nel caso di barre ad aderenza migliorata dato che le asperità sulla superficie laterale della barra esercitano in questo caso un'azione di progressivo sgretolamento del calcestruzzo a contatto con l'armatura. Ciò non accade in presenza di barre lisce dove evidentemente la tensione attrittiva non dovrebbe subire particolari processi di degrado, mantenendosi perciò sostanzialmente immutata.

PARTICOLARE NODO

SCHEMATIZZAZIONE



MODELLAZIONE DEGLI ANCORAGGI

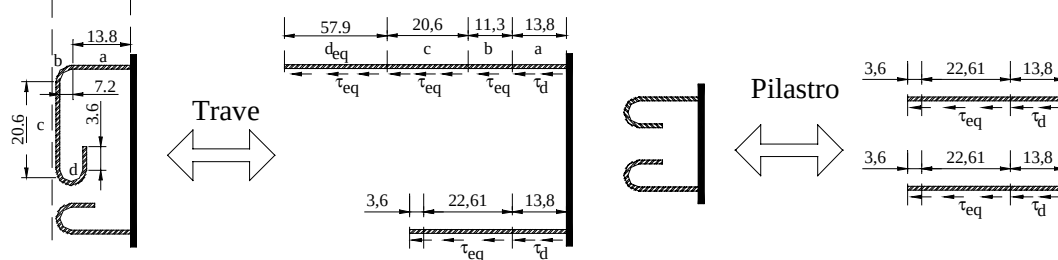


Figura 8. Schematizzazione e modellazione del nodo e degli ancoraggi

La lunghezza e la tensione equivalente degli ancoraggi curvilinei sono state valutate sulla base delle considerazioni svolte nel paragrafo 3. In particolare per l'ancoraggio inferiore della trave e per l'ancoraggio dei pilastri, con riferimento alla geometria riportata in figura 8 e fissando la lunghezza dell'ancoraggio equivalente pari alla lunghezza effettiva della barra, la τ_{eq} è stata valutata con l'espressione (13), ottenendo:

$$\frac{\tau_{eq}}{\tau_d} = 2.40$$

Per l'ancoraggio superiore della trave si è adottato invece il seguente criterio di valutazione:

1. A partire dall'estremità ricurva a forma di uncino (zona d) è stata valutata la lunghezza equivalente dell'uncino pari a :

$$d_{eq} = 2.40 \cdot (\alpha \cdot \eta + \mu) \cdot D$$

2. È stata valuta poi la τ_{eq} sul tratto $b+c+d_{eq}$ considerando che il tratto b risulta ripiegato a 90°:

$$\frac{\tau_{eq}}{\tau_d} = 1.81$$

Nelle figure 9 e 10 sono riportati i risultati sperimentali della prova a rottura sul nodo a L e il raffronto con i valori numerici ottenuti dal calcolo con il modello proposto, in termini di forza-

drift. Le curve rappresentate individuano i vari cicli di carico-scarico eseguiti durante la prova. Nella figura 10 sono riportati gli ultimi due cicli di carico-scarico per meglio evidenziarne la sovrapposizione con il modello teorico.

Nel complesso il modello riesce a cogliere bene i valori di massima e minima plasticizzazione, segue perfettamente il comportamento reale in fase di ricarico positivo e in fase di scarico, meno bene risulta in fase di ricarico negativo dove il caso reale manifesta un'isteresi più ampia. Da notare che durante la prova non si sono manifestate rotture a taglio e pertanto, con buona approssimazione, possiamo affermare che il fenomeno sfilamento non ha risentito dell'interazione con altri meccanismi di rottura.

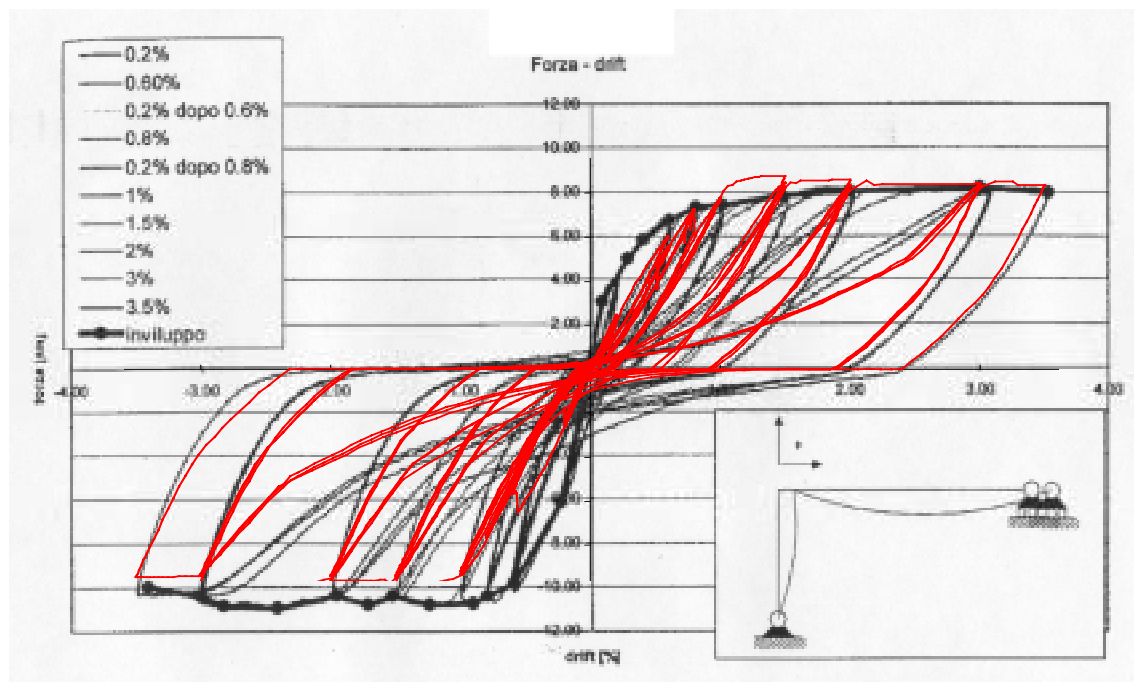


Figura 9. Prova a rottura su un nodo a L: dati analitici (in rosso) e sperimentali forza-drift

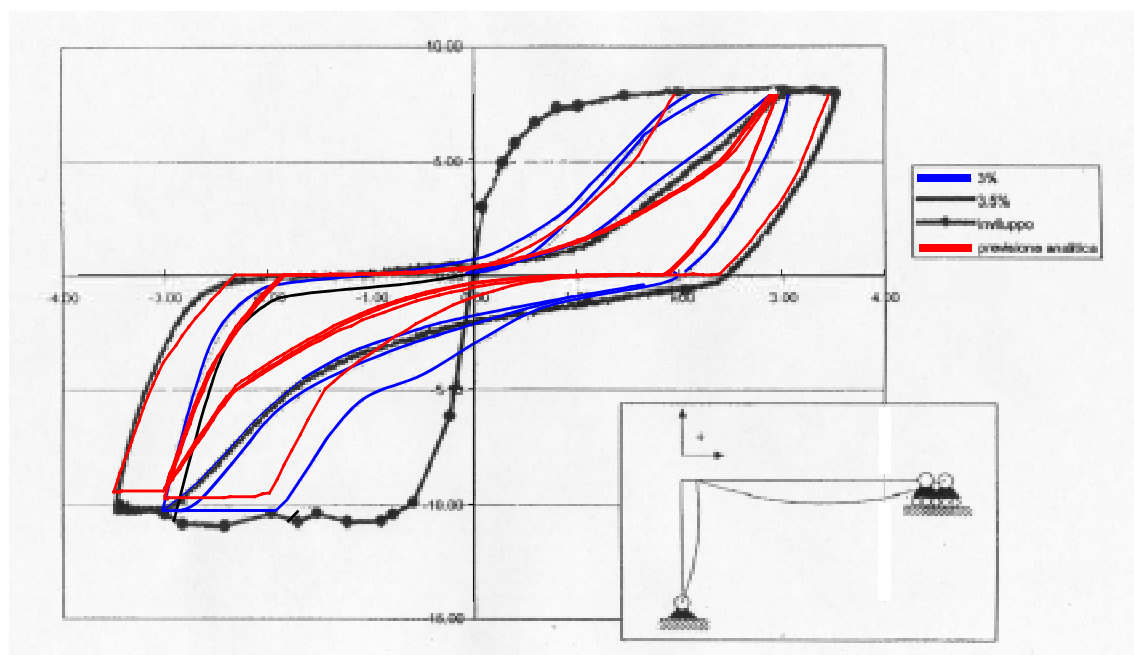


Figura 10. Prova a rottura su un nodo a L: cicli di carico-scarico al 3 e 3.5 % in termini di forza-drift

È evidente, inoltre, come la presenza di uncini alle estremità dell'ancoraggio di una barra di armatura ne migliori decisamente il comportamento in termini di sfilamento. Dalle figure precedenti si nota infatti che nonostante il nodo sia stato spinto a livelli di deformazione anche molto elevati, in termini di resistenza allo sfilamento non vi è stato degrado, e ciò ha evidentemente contribuito ad aumentare la duttilità del nodo. Pertanto il comportamento del nodo in termini di duttilità e di resistenza allo sfilamento delle barre longitudinali risulta decisamente ottimale.

6 CONCLUSIONI

E' stato modificato un elemento a fibre trave-pilastro con l'inserimento di cerniere plastiche di pullout che tengono conto dell'aderenza tra le barre d'acciaio lisce e il calcestruzzo.

Un nuovo modello di calcolo è stato inoltre proposto per valutare l'efficacia degli uncini di estremità negli ancoraggi delle armature lisce. Il modello si presta facilmente ad essere introdotto nell'elemento a fibre modificato così da consentire analisi numeriche raffinate dei problemi di sfilamento nelle strutture intelaiate in c.a.

Sono state eseguite prove di simulazione numerica su un tipico nodo a L di una struttura in c.a. progettata per sopportare l'azione di soli carichi verticali e con barre di armatura lisce, sollecitato ciclicamente ben oltre il limite elastico. Si sono poi raffrontati i risultati ottenuti con i dati sperimentali e si è potuto constatare che il modello teorico ricalca quasi perfettamente il comportamento reale del nodo.

In conclusione, l'elemento proposto si può considerare un valido strumento per lo studio degli effetti dell'aderenza acciaio-calcestruzzo su generiche strutture in c.a. realizzate con barre lisce e criteri non antisismici.

7 RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

- Eligehausen, R. & Popov, E. P. & Bertero, V.V. 1982. Hysteretic Behavior of Reinforcing Deformed Hooked Bars in R/C Joints. *Proceedings of the Seventh European Conference on Earthquake Engineering, Athens, Greece*.
- Eligehausen, R. & Popov, E. P. & Bertero, V.V. 1983. Local Bond Stress-Slip Relationships of Deformed Bars under Generalized Excitations. *Report to the National Science Foundation, College of Engineering, University of California at Berkeley, no. UCB/EERC – 83/23*.
- CEB (1993): CEB-FIP Model Code 1990 – Design Code, Comité Euro – International du Béton, Thomas Telford, London, 1993.
- Monti, G. & Spacone, E. & Filippou F. C. 1993. Model for Anchored Reinforcing Bars under Seismic Excitations. *Report to the National Science Foundation, College of Engineering, University of California at Berkeley, no. UCB/EERC – 93/08*.
- Braga, F. & De Carlo, G. 1999. Effetti dell'aderenza sul comportamento delle sezioni di incastro di travi in c.a. Atti 9° Convegno Nazionale ANIDIS L'Ingegneria Sismica in Italia, Torino.
- Braga, F., Corrado G. F., De Carlo G., Gigliotti R., Laterza M., Nigro D. 2001. Meccanismi di Risposta di Nodi Trave-Pilastro in c.a. di Strutture Non Antisismiche. Atti 10° Convegno Nazionale ANIDIS L'Ingegneria Sismica in Italia, Potenza-Matera.