

■ T R A T T A M E N T I S U P E R F I C I A L I ■

Prove di flessione non tradizionali su acciai zincati: caratterizzazione cinematica e statica del meccanismo ed identificazione dello stato di danneggiamento dei rivestimenti

S. Natali, F. Iacoviello, V. Di Cocco

Obiiettivo di questo lavoro è quello di determinare alcune caratteristiche meccaniche di lamierini zincati a caldo tramite una particolare prova di flessione effettuata in modo tale da minimizzare sia le differenze di momento lungo l'asse di piegatura sia l'interazione degli appoggi con lo strato superficiale del provino. È stata eseguita una completa analisi cinematica e statica del meccanismo, identificando tutte le grandezze cinematiche e meccaniche necessarie a caratterizzare il processo di deformazione del provino e il suo stato di sollecitazione. Sono state portate a termine prove di piegamento sia su provini zincati che non zincati, correlando le grandezze misurate durante la prova (carico applicato alla macchina e spostamento della traversa) con il momento applicato sul lamierino e il relativo angolo di piegatura. I risultati ottenuti, oltre ad essere caratterizzati da una buona riproducibilità, hanno evidenziato una curva carico-spostamento suddivisibile in più fasi, in funzione del meccanismo di deformazione predominante. Inoltre, è stata osservata una marcata influenza dello spessore dello strato zincato sul comportamento meccanico, che si manifesta sia in un innalzamento dei valori del carico, sia in una modifica della forma della curva stessa. I micromeccanismi di danneggiamento del rivestimento dipendono dallo spessore delle differenti fasi intermetalliche e dallo spessore complessivo del rivestimento. Per tutte le condizioni di zincatura investigate, si notano cricche radiali che, innescandosi in corrispondenza della fase I, si propagano fino a raggiungere l'interfaccia $\zeta-\eta$. Al crescere dello spessore del rivestimento aumenta l'evidenza delle cricche nelle fasi δ e ζ ed all'interfaccia $\zeta-\delta$. Ne consegue che spessori più elevati del rivestimento possono essere maggiormente suscettibili a rischio distacchi tra rivestimento ed acciaio, con conseguente perdita di adesione e protezione.

Parole chiave: trattamenti superficiali, frattura, caratterizzazione materiali

INTRODUZIONE

I rivestimenti dell'acciaio hanno da sempre assunto una notevole importanza nell'ambito delle applicazioni industriali, sia per ragioni estetiche sia per ottenere un miglioramento della resistenza alla corrosione. Tra i rivestimenti utilizzati, la zincatura assume una rilevante importanza dovuta alle sue elevate qualità anticorrosive ed alla sua economicità. Infatti, negli ultimi anni i maggiori paesi industrializzati hanno mostrato un significativo aumento nella produzione ed utilizzo di acciaio zincato.

I maggiori utilizzatori sono il settore delle costruzioni ed il settore dei trasporti, dove le proprietà anticorrosive dei materiali sono un requisito di estrema importanza. Peraltro, una parte significativa dell'aumento dei consumi è da attribuire all'impiego nell'industria automobilistica ed è legato al miglioramento della resistenza alla corrosione degli autoveicoli. Diviene quindi sempre più importante determinare le caratteristiche meccaniche di un acciaio zincato o meglio, come un processo di zincatura possa modificare le caratteristiche

resistenziali rispetto allo stesso acciaio non rivestito. Alcune informazioni possono essere ricavate mediante una classica prova di trazione. Tuttavia, un ampliamento della conoscenza delle proprietà meccaniche di un acciaio zincato può essere ottenuto tramite una prova di flessione [1]. Questa modalità di prova permette infatti di sollecitare la superficie esterna della lamiera permettendo di simulare differenti modalità di sollecitazione, in cui gli strati esterni (zincati o meno) risultano maggiormente sollecitati.

In quest'ottica è stata utilizzata un'attrezzatura che permette di eseguire una prova di flessione con una modalità alternativa alle tradizionali prove di flessione per tre oppure per quattro punti. Tale attrezzatura è in grado di eseguire una prova di flessione minimizzando le differenze di momento che possono nascere lungo l'asse di piegatura del campione senza interazione degli appoggi con lo strato superficiale del provino [2].

L'obiettivo di questo lavoro è studiare il comportamento di un lamierino di acciaio zincato cercando di:

- valutare alcune caratteristiche meccaniche non ricavabili con la prova di trazione;
- evidenziare gli stati difettivi che possono nascere all'interfaccia acciaio/zinco [3, 4];
- ampliare le conoscenze relative alle caratteristiche meccaniche dei materiali rivestiti ed in particolare della lamiera zincata con l'obiettivo di migliorarne la lavorabilità.

S. Natali

Università di Roma "La Sapienza", Dip. ICMMPM, Roma

F. Iacoviello, V. Di Cocco

Università di Cassino, DiMSAT, Cassino (FR)

DESCRIZIONE DELL'ATTREZZATURA E PROCEDURA DI PROVA

L'attrezzatura, riportata in figura 1, può essere utilizzata adattandola ad una macchina per le prove di trazione che sia dotata di un accurato sistema di registrazione carico - corsa della traversa, con una luce tra le traverse che permetta sia di alloggiare il sistema che di movimentarlo. L'analisi statica e cinematica del meccanismo è riportata in Appendice.

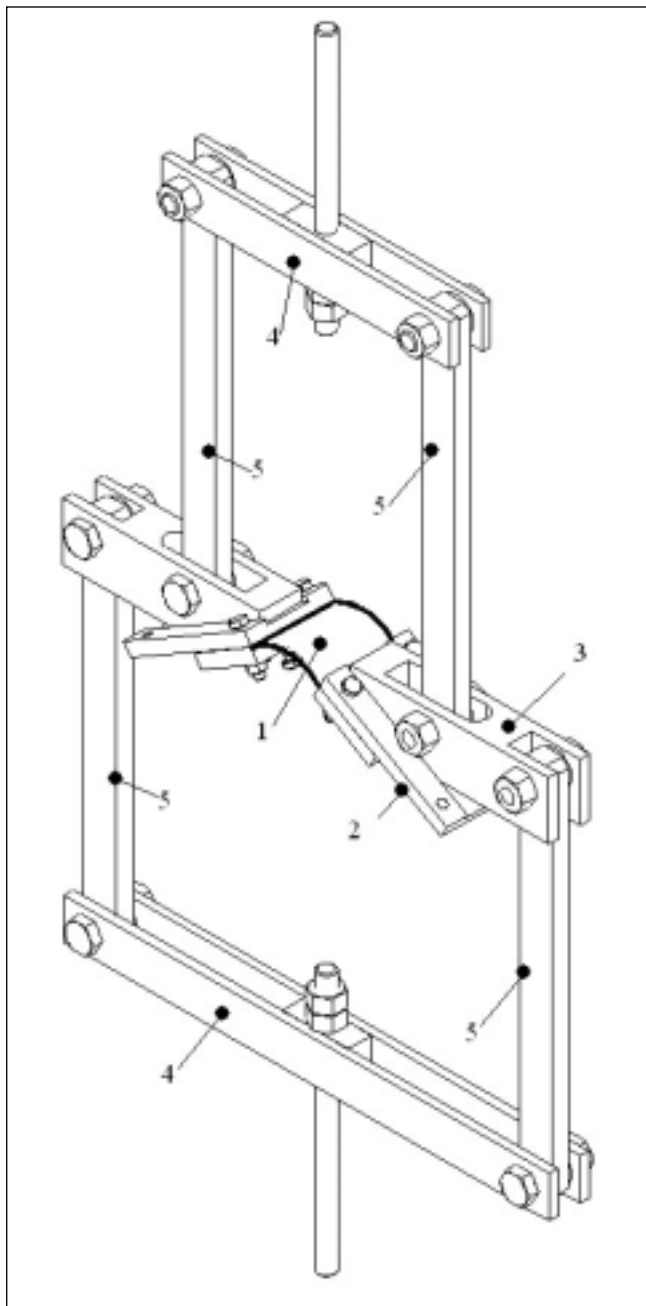


Fig. 1 - Sistema di afferraggio per prova di flessione.

Fig. 1 - Clamping system for bending test.

Nella configurazione adottata la luce minima è risultata essere almeno 500 mm. L'equipaggio è costituito da quattro aste (5) collegate, tramite coppie rotoidali, alle traverse (4) (superiore o inferiore) e ai due bracci ruotanti (3). Ai due bracci ruotanti sono saldati i morsetti di afferraggio (2) del campione (1). L'angolo relativo tra il braccio e il morsetto è di 30° (figura 2).

All'inizio della prova il provino viene afferrato con i morsetti in posizione orizzontale (figura 3a). Il campione è costituito da una lamina d'acciaio di dimensioni 80x25x3 mm

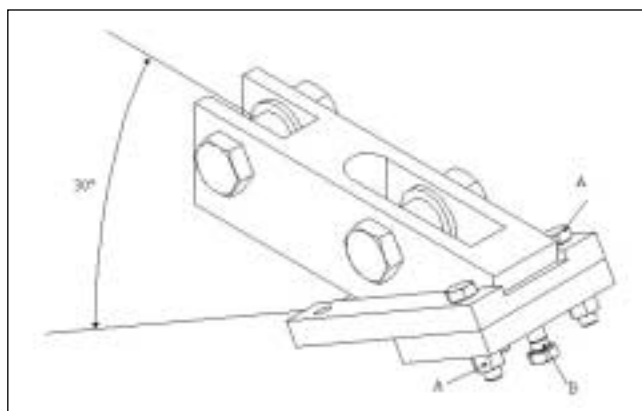


Fig. 2 - Particolare del sistema di un morsetto di afferraggio: A - bulloncini di serraggio; B - vite antiscivolo.

Fig. 2 - Clamping system details: A - clamping bolts; B - anti-sliding screw.

non rivestito oppure zincato in diverse condizioni di tempo e temperatura di immersione [5, 7 e 8]. Durante la prova il sistema varia la sua geometria. Ne consegue che sia la relazione tra il carico applicato dalla macchina (P) ed il momento applicato sul campione (M) nel punto di presa, sia la relazione tra lo spostamento della traversa (h) ed il raggio di curvatura (R) del lamierino non sono lineari, ma come illustrato nella figura 4 in cui vengono riportati i risultati di una prova in termini di angolo dell'afferraggio in funzione della corsa della traversa, si ha una buona linearità del sistema anche nel tratto di scarico. Il valore del momento lungo le sezioni del campione non è "rigorosamente" costante tra la sua mezzatura (punto C, figura 3c) e i suoi estremi (punti A, figura 3a), ma varia anch'esso in funzione della configurazione geometrica assunta dall'attrezzatura durante la prova. Il meccanismo può conferire al provino una sollecitazione di momento flettente puro e costante in ogni sezione solo nelle configurazioni in cui tutte le aste sono perfettamente verticali (incapaci di trasmettere carichi orizzontali). Per le particolari quote costruttive definite in fase di progettazione, il meccanismo in esame può raggiungere un'unica configurazione a momento flettente puro e costante (figura 3b), corrispondente ad un angolo di piegatura di 30°. Tale configurazione viene definita come "configurazione in condizioni di momento puro". Ipotizzando che il provino nelle condizioni di momento puro sia deformato come un arco di circonferenza, è possibile risalire alla lunghezza iniziale del provino (figura 3a) assumendolo pari alla lunghezza dell'arco sull'asse neutro, la cui corda è la luce tra gli afferraggi nella configurazione di momento puro. L'ipotesi che il provino nella configurazione di momento puro sia deformato come un arco di circonferenza risulta essere una buona approssimazione della situazione reale nel caso in cui (figura 1) gli angoli che le aste (elementi 5) formano con le traverse (elementi 4) siano prossimi a 90°. Le risultanze sperimentali confermano l'esattezza di questa approssimazione.

La prova viene eseguita imponendo alla traversa una velocità di spostamento di 1 mm/min fino a raggiungere una corsa di 35 mm. Durante il movimento vengono registrati sia il carico applicato P che il corrispondente spostamento h, con una frequenza di campionamento pari a 1 Hz. Inoltre, viene registrata anche la distanza tra i punti B-B' (figura 3a) al fine di ottenere l'esatta configurazione del meccanismo durante tutta la prova. Raggiunto il valore prefissato dello spostamento della traversa, il movimento viene invertito e la prova viene interrotta quando il carico P si annulla.

Nella figura 4 è stato riportato un tipico andamento sperimentale tra l'angolo imposto dall'afferraggio ad un provino non zincato in funzione della distanza h tra le traverse del

Fig. 3 – Differenti configurazioni del sistema di afferraggio. a) Inizio prova; b) Momento puro applicato al provino; c) Configurazione generica.

Fig. 3 – Different clamping configurations: a) Starting position; b) Pure applied bending moment; c) generic.

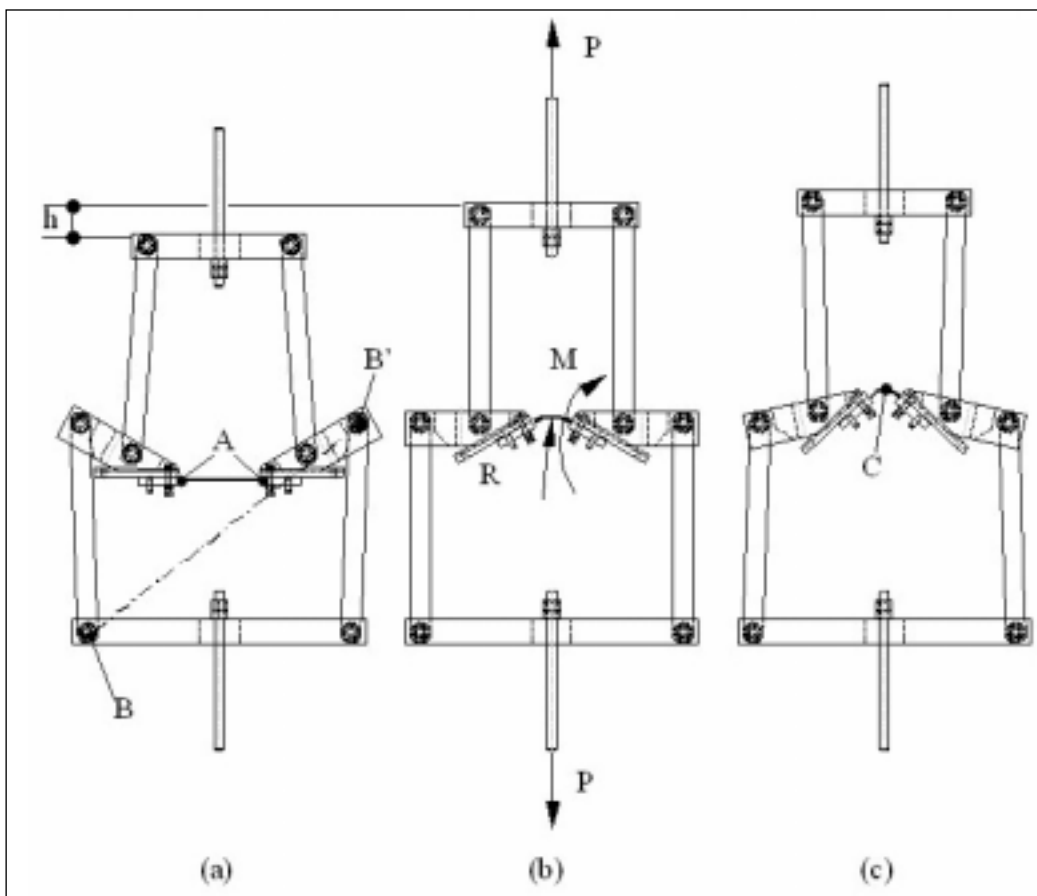
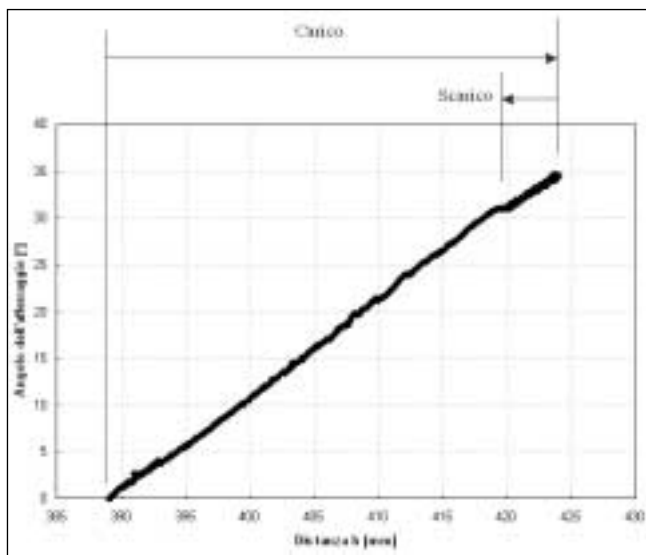


Fig. 4 – Andamento dell'angolo imposto dall'afferraggio in funzione della distanza tra le traverse h in un test effettuato su un provino non zincato.

Fig. 4 – Clamping angle as a function of the distance h , during a test performed on a specimen without coating.



meccanismo. Si può notare come tale relazione si discosta poco dalla linearità, soprattutto nella fase di carico del provino, e questo è determinato dal fatto che durante tutta la prova le aste risultano discostarsi poco dalla ortogonalità con le traverse.

METODI E MATERIALI

E' stato considerato un acciaio al carbonio per stampaggio sotto forma di lamierini da 3 mm di spessore, dai quali sono stati ricavati i provini nelle dimensioni sopra riportate. Per evitare il potenziale scorrimento dei provini, sono stati ricavati due fori in corrispondenza di due perni posizionati sui morsetti di afferraggio.

Le prove di flessione sono state effettuate utilizzando una

macchina per prove elettromeccanica da 100 kN. Per controllare la ripetibilità dei risultati ed avere il comportamento dell'acciaio sottoposto a questa tipologia di sollecitazione, è stata effettuata una serie di cinque prove utilizzando dei provini non rivestiti.

E' stata quindi effettuata una serie di zincature con la seguente metodologia [5]:

- Decapaggio acido in soluzione al 20% di H_2SO_4 ($50^\circ C$) per 10 minuti;
- Risciacquo in acqua;
- Flussaggio con zincochloruroammonio 500 g/l alla temperatura ambiente per 1 minuto;
- Essiccazione in stufa a $100^\circ C$ per 5 minuti;
- Zincatura a $450^\circ C$ in bagno di Zn saturo in Fe per tempi variabili pari a 180, 360, 900 secondi;
- Raffreddamento in acqua.

I provini zincati sono stati sottoposti alla prova di flessione con le medesime condizioni sperimentali adottate per i provini non zincati. Le prove sono state ripetute tre volte per tutte le condizioni di immersione.

Sia dai campioni zincati e non sollecitati che dai campioni zincati e deformati, dopo preparazione metallografia ed attacco chimico mediante Nital 2 per 15 secondi, è stato analizzato lo stato di danneggiamento dello strato zincato mediante osservazioni ottiche ed elettroniche della sezione longitudinale [6].

Per identificare con maggiore sicurezza le fasi intermetalliche presenti nello strato di interdizione è stata utilizzata l'analisi EDX.

RISULTATI E DISCUSSIONE

Dalle prove effettuate sui provini non zincati, sono stati ottenuti i diagrammi mostrati in figura 5. Si può osservare la buona riproducibilità dei risultati nell'intervallo considerato di corsa della traversa. L'andamento della curva corsa della

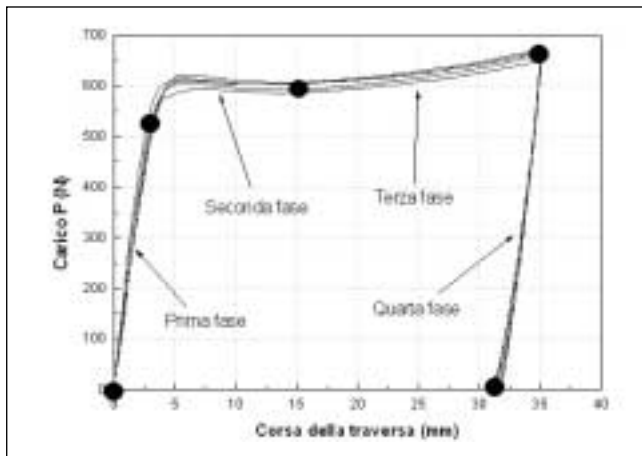


Fig. 5 - Diagramma spostamento della traversa - carico per provini non zincati.

Fig. 5 - Crosshead displacement - load diagram: specimens without coating.

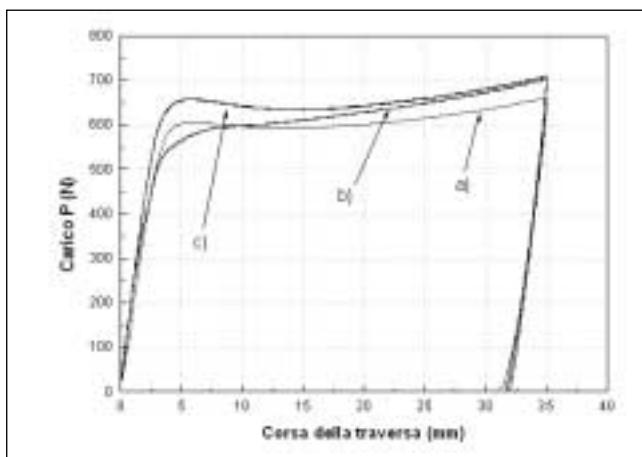


Fig. 6 - Diagramma corsa della traversa - carico: a) Provino indeformato; b) Provino deformato e riportato alla forma iniziale mediante deformazione plastica a freddo; c) Provino deformato, riportato alla forma iniziale mediante deformazione plastica a freddo, riscaldato a 550°C per 2 h e raffreddato in aria.

Fig. 6 - Crosshead displacement - load diagram: a) as given specimen condition; b) deformed and brought to the starting geometry by means of a cold working specimen; c) deformed, brought to the starting geometry by means of a cold working and heat treated at 550°C-2h specimen.

traversa - carico P presenta quattro differenti fasi. Nella prima fase si osserva un andamento lineare fra la corsa della traversa ed il carico misurato. Questo andamento è legato al comportamento elastico del materiale. Nella seconda fase, il carico applicato è tale da far sì che gli strati posti sull'estradosso del provino inizino a snervarsi con caduta di carico. Al procedere della corsa della traversa, aumenta lo spessore del provino coinvolto nel processo di deformazione plastica: macroscopicamente si osserva una diminuzione della pendenza della curva corsa-carico, fino a raggiungere una pendenza nulla. Aumentando ulteriormente la deformazione, il carico diminuisce fino ad un minimo corrispondente a circa 15 mm di corsa. Nella terza fase il carico cresce nuovamente, in modo pressoché lineare, con una pendenza decisamente inferiore al tratto lineare della prima fase. In questo intervallo il meccanismo di deformazione è legato all'incrudimento dell'intera sezione del provino. Infine, nella quarta fase, raggiungendo il valore di 35 mm di corsa, posto arbitrariamente come limite, il provino viene scaricato fino a raggiungere un valore del carico applicato nullo.

Ad ulteriore verifica dell'ipotesi di meccanismo di deformazione relativa alla seconda fase, legata alla presenza del minimo all'interno della curva corsa-carico allo snervamento dell'acciaio (figura 6, curva a), sono state effettuate ulteriori prove su provini deformati e riportati nella configurazione geometrica iniziale mediante:

- deformazione plastica a freddo, con un ritorno del provino nella configurazione geometrica iniziale (figura 6, curva b);
- deformazione plastica a freddo, con un ritorno del provino nella configurazione geometrica iniziale, e successiva distensione a 550°C per due ore e raffreddamento in aria (figura 6, curva c).

Nel primo caso si osserva la scomparsa del minimo. Il provino, già incrudito, durante la seconda prova di flessione non può più snervarsi con caduta di carico, ma, dopo il tratto lineare elastico, può solo incrudirsi.

Nel secondo caso, il minimo legato allo snervamento progressivo dell'intera sezione del provino diviene nuovamente evidente. In tal caso la forma della curva ritorna ad essere quella del provino nelle condizioni iniziali, presentando nuovamente il minimo in corrispondenza di una corsa della traversa pari a 15 mm.

I provini zincati per le tre differenti durate di immersione sono caratterizzati da una crescita dello spessore delle differenti fasi che risulta omogenea su tutta la superficie del provino e che segue l'andamento della figura 7 [7 - 10].

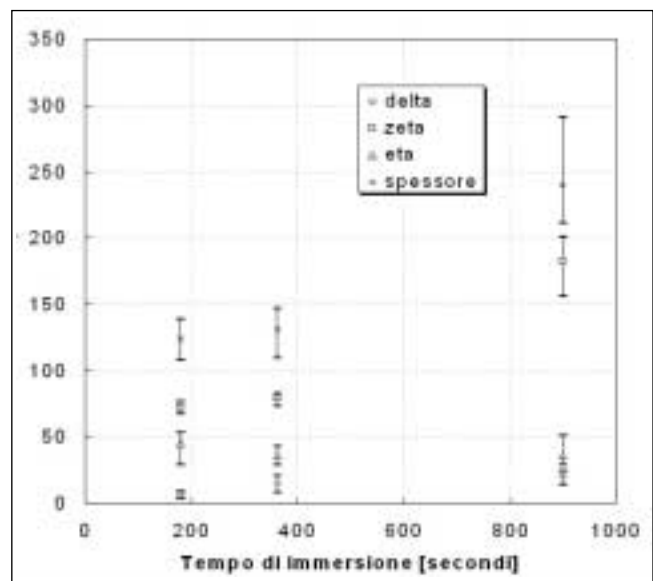


Fig. 7 - Andamento dello spessore delle fasi e dell'intero spessore in funzione del tempo di zincatura.

Fig. 7 - Phases and coating thickness for different hot dip zinc coatings durations.

Le prove di flessione effettuate sui provini zincati confermano la buona ripetibilità dei risultati già evidenziata nel caso dei provini non zincati, e mostrano una marcata influenza dello spessore dello strato zincato sul comportamento meccanico (figura 8).

Tale influenza si manifesta sia in un innalzamento dei valori del carico, sia in una scomparsa del minimo. Entrambi i fenomeni possono essere collegati al contributo di resistenza meccanica offerto dallo spessore dello strato zincato che, per le condizioni geometriche considerate, può arrivare anche al 7% dello spessore complessivo. Per piccole deformazioni, il contributo dell'acciaio è preponderante rispetto a quello dello zinco: ne consegue una sostanziale indipendenza del tratto lineare dalla presenza dello zinco. Dopo lo snervamento con caduta di carico, il contributo dello zinco diviene più evidente: la curva complessiva (acciaio + zinco) si distacca da quel-

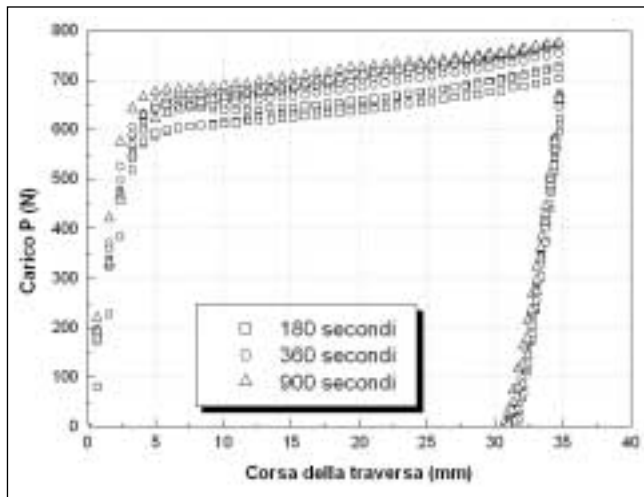


Fig. 8 – Diagramma corsa della traversa - carico per provini zincati a 180, 360 e 900 secondi.

Fig. 8 – Crosshead displacement - load diagram: three different zinc coating durations (180, 360 and 900 seconds).

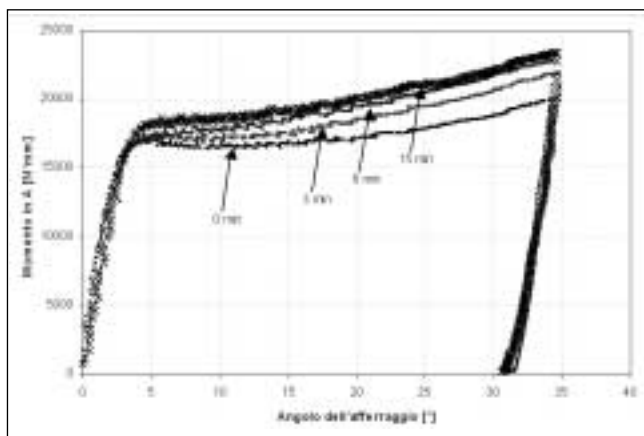


Fig. 9 – Andamento del momento resistente in funzione dell'angolo di deformazione a flessione applicato nel punto di afferraggio.

Fig. 9 – Bending moment – deformation angle diagram.

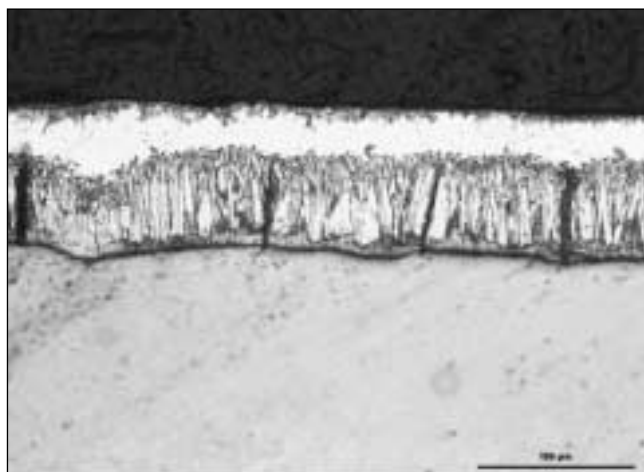


Fig. 10 – Stato di danneggiamento longitudinale per il provino zincato per 180 secondi e sollecitato a flessione.

Fig. 10 – Longitudinal damage morphology (180 s coating duration).

la dell'acciaio e può anche non presentare la caduta di carico, a seconda dello spessore del rivestimento [11].

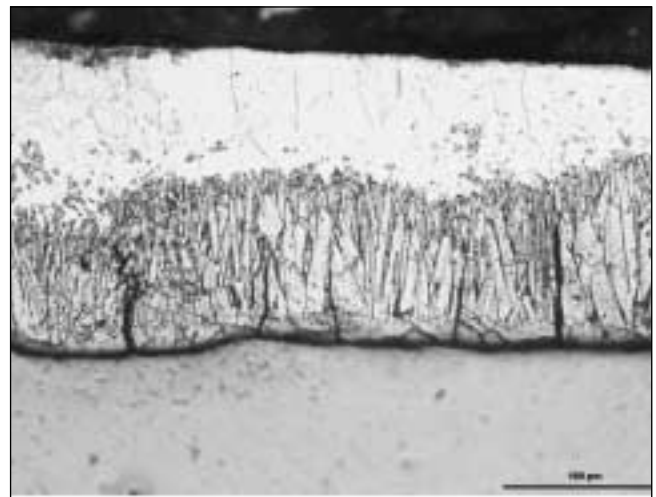


Fig. 11 – Stato di danneggiamento longitudinale per il provino zincato per 360 secondi e sollecitato a flessione.

Fig. 11 – Longitudinal damage morphology (360 s coating duration).

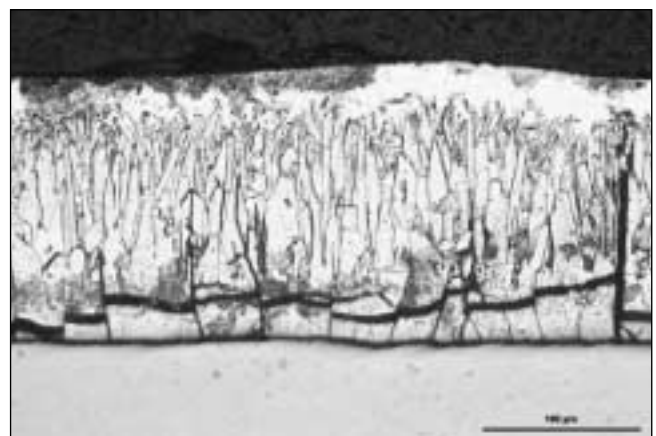


Fig. 12 – Stato di danneggiamento longitudinale per il provino zincato per 900 secondi e sollecitato a flessione.

Fig. 12 – Longitudinal damage morphology (900 s coating duration).

Anche in questo diagramma si può osservare l'influenza dell'evoluzione dello strato zincato sull'andamento delle curve. Variazioni di spessore del 7% dovuto alla presenza dello zinco (durata della zincatura di 900 secondi) implicano un incremento della resistenza a flessione del provino zincato fino al 20% rispetto al campione non zincato.

L'analisi del danneggiamento dei provini zincati effettuata lungo la linea di piegamento (sezione longitudinale) sull'estradosso, mostra una evoluzione dei micro-meccanismi di danneggiamento in funzione dello spessore del rivestimento [12].

Nel caso di una durata di immersione pari a 180 secondi, si possono osservare delle cricche radiali che, innescandosi all'interno della fase Γ , si propagano nella fase δ e ζ , arrestandosi sempre in corrispondenza dell'interfaccia ζ - η (figura 10). Nel caso dei provini zincati per 360 secondi, insieme alle cricche radiali già evidenziate, iniziano a comparire alcune discontinuità nella fase δ , aventi una inclinazione di circa 45° rispetto alla superficie del provino (figura 11). Per i provini zincati per 900 secondi (figura 12), si osservano sia le cricche radiali che propagano della fase Γ fino all'interfaccia ζ - η , sia delle cricche orizzontali, approssimativamente poste all'interfaccia ζ - δ . Questa modalità di danneggiamento, è confermata anche dall'analisi effettuata al SEM (figura 13). L'analisi EDX ha confermato l'identificazione delle fasi secondo i rapporti Zn/Fe tipici delle fasi citate.

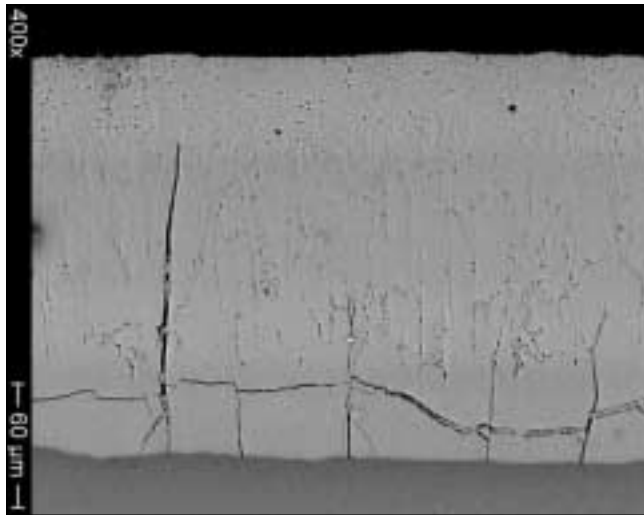


Fig. 13 – Stato di danneggiamento trasversale per il provino zincato per 900 secondi e sollecitato a flessione.

Fig. 13 – Transversal damage morphology (900 s coating duration).

CONCLUSIONI

In questo lavoro è stata caratterizzato il livello di danneggiamento introdotto in provini zincati mediante immersione a caldo per diverse permanenze in bagno mediante prove di piegatura non convenzionali. E' stato utilizzato un meccanismo che permette l'applicazione di una sollecitazione di flessione costante lungo un'ampia zona del rivestimento atto a correlare l'intensità del carico applicato alla deformazione imposta. Tale meccanismo, che consente di superare i problemi di appoggio caratteristici delle prove di flessione tradizionali, è stato completamente caratterizzato sia per quanto riguarda gli aspetti cinematici che statici. I risultati sperimentali ottenuti consentono di evidenziare le seguenti conclusioni:

- Le prove sono caratterizzate da una buona ripetibilità ed i risultati sono sensibili e correlabili alla presenza ed allo spessore del rivestimento.
- Le curve ottenute per i differenti spessori di zinco, dipendono dallo stato di deformazione (zona elastica, snervamento ed incrudimento) sia per quanto riguarda la loro forma che il livello di carico raggiunto.
- A parità di deformazione, lo stato di danneggiamento dello strato zincato dipende dal suo spessore: le differenti fasi intermetalliche ne condizionano l'evoluzione. Per tutti gli spessori si notano cricche radiali che, innescandosi in corrispondenza della fase Γ, si propagano fino a raggiungere l'interfaccia ζ-η. Al crescere dello spessore del rivestimento aumenta l'evidenza delle cricche in fase δ ed all'interfaccia ζ-δ. Ne consegue che spessori più elevati del rivestimento possono essere maggiormente suscettibili a rischio distacchi tra rivestimenti ed acciaio, con conseguente perdita di adesione e protezione.

BIBLIOGRAFIA

[1] J.L., Duncan, S.-C., Ding, V.-L., Jiang, "Moment-curvature measurement in thin sheet--part I: equipment", International Journal of Mechanical Sciences, Volume: 41, Issue: 3, March, 1999, pp. 249-260.
 [2] J.L., Duncan, S.-C., Ding, V.-L., Jiang, "Moment-curvature measurement in thin sheet--part II: yielding and kinking in aged steel sheet", International Journal of Mechanical Sciences", Volume: 41, Issue: 3, March, 1999, pp. 261-267.

[3] S.R., Kim, J.A., Narin, "Fracture mechanics analysis of coating/substrate systems Part I: Analysis of tensile and bending experiments", Engineering Fracture Mechanics, 65, 2000, pp. 573-593.
 [4] S.R., Kim, J.A., Narin, "Fracture mechanics analysis of coating/substrate systems Part II: Experiments in bending", Engineering Fracture Mechanics, 65, 2000, pp. 595-607.
 [5] A.R., Marder, "The metallurgy of zinc-coated steel", Progress in Materials Science, 2000, pp. 191-271.
 [6] Y., De Abreu, A., Da Silva et al., "Study of zinc coatings on steel substrate attained by two different techniques", Surface and Coatings Technology, Volume: 120-121, November, 1999, pp. 682-686.
 [7] H., Cook, "Hot-dip galvanizing technology", Consultant, Hot Springs, 2000, pp. 19-28.
 [8] P.R., Munroe, C.S., Laksmi et al., "Effects of 0.1 and 0.2 wt.% aluminium addition to zinc on the interdiffusion between zinc and iron at 400°C", Materials Science and Engineering: A, Issue 1-2, Aug 1998.
 [9] M., Zapponi, A., Quiroga, T., Pérez, "Segregation of alloying elements during the hot-dip coating solidification process", Surface and Coatings Technology, Volume: 122, Issue: 1, December 1, 1999, pp. 18-20.
 [10] Y., De Abreu, A., Da Silva et al., "Study of zinc coatings on steel substrate attained by two different techniques", Surface and Coatings Technology, Volume: 120-121, November, 1999, pp. 682-686.
 [11] Z.T., Zhang, S.J., Hu, "Stress and residual stress distributions in plane strain bending", Int. J. Mech. Science, 1998, Vol. 40, N° 6, pp. 533-543.
 [12] C., Maeda, J., Shimomura et al., "The structure and deformation behavior of hot-dip galvanized coatings", Scripta Materialia, Volume: 35, Issue: 3, August 1, 1996, pp. 333-338.

APPENDICE

Analisi statica e cinematica del meccanismo

L'analisi cinematica del meccanismo dipende dalle assunzioni che possono essere fatte sul provino inserito negli afferraggi. Nel caso in esame è stata fatta l'assunzione di provino deformabile e di perfetta simmetria secondo l'asse ortogonale alle traverse. Ciò comporta che le equazioni cinematiche di un singolo afferraggio possono essere riferite anche all'altro. Imponendo quindi un sistema di riferimento assoluto ed uno relativo solidale all'afferraggio con origine in P₁ ed avente il punto P₂ appartenente all'asse η come in figura 14, è possibile pervenire alla posizione del punto A ed alla rotazione dell'afferraggio a partire dalla misura della posizione della traversa superiore h e della distanza B-B'. Scrivendo in forma compatta la posizione di A (in coordinate cartesiane nel riferimento assoluto) e la rotazione dell'afferraggio, si perviene alla relazione (3), dove i valori di Ax ed Ay sono espressi dalla (1) e dalla (2).

$$Ax = \overline{P_1A} \cdot \cos(\angle \overline{P_1A}\eta + \varphi) + P1x \tag{1}$$

$$Ay = \overline{P_1A} \cdot \sin(\angle \overline{P_1A}\eta + \varphi) + P1y \tag{2}$$

$$A = [Ax(h, \overline{BB'}); Ay(h, \overline{BB'}); \alpha_0 + \varphi(h, \overline{BB'})] \tag{3}$$

L'angolo $\angle \overline{P_1A}\eta$ tra l'asse η ed il segmento $\overline{P_1A}$ e la distanza tra i punti P₁ ed A, necessari per l'applicazione delle (1) e (2) sono calcolabili dalla (4) e dalla (5) ottenute nel riferimento relativo ηξ solidale con l'afferraggio.

$$\overline{P_1A} = \sqrt{A_\eta^2 + A_\xi^2} \tag{4}$$

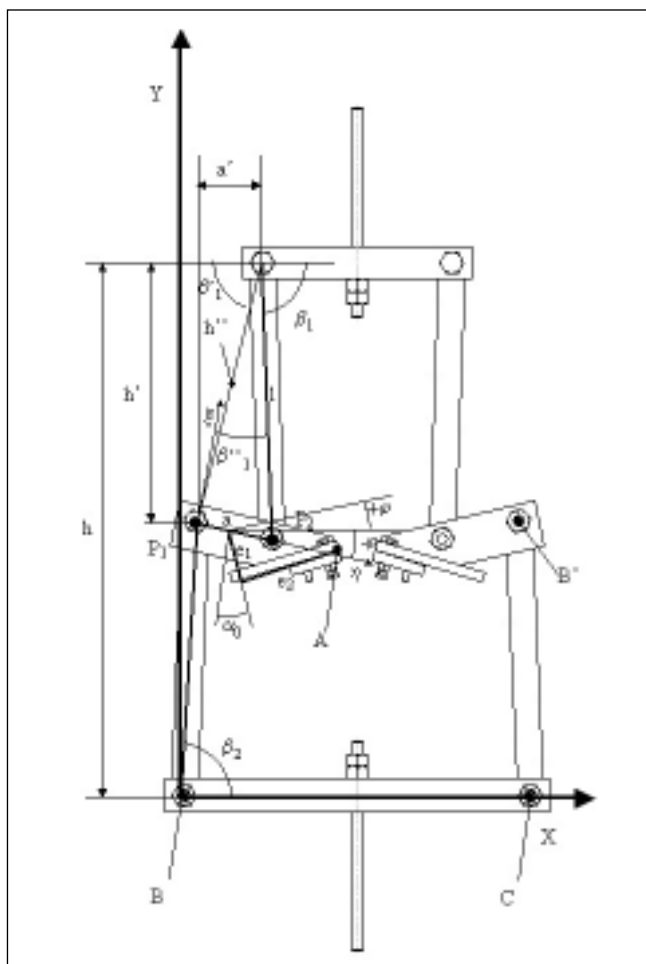


Fig. 14 - Schematizzazione del meccanismo.

Fig. 14 - Mechanism scheme.

$$\angle P_1 A \eta = \arctan \frac{A_\xi}{A_\eta} \quad (5)$$

Le coordinate locali A_η ed A_ξ sono calcolate a partire unicamente da dati geometrici secondo le relazioni (6) e (7).

$$A_\eta = \frac{a}{2} + e_1 \sin \alpha_0 + e_2 \cos \alpha_0 \quad (6)$$

$$A_\xi = -e_1 \cos \alpha_0 + e_2 \sin \alpha_0 \quad (7)$$

I valori dell'angolo φ (figura 14) possono essere calcolati dalla relazione (8) nella quale compaiono unicamente i valori delle coordinate cartesiane nel riferimento generale XY dei punti P_1 e P_2 .

$$\varphi = \arctan \frac{P_{2y} - P_{1y}}{P_{2x} - P_{1x}} \quad (8)$$

Le coordinate assolute di tali punti, centri di rotazione relativi dell'afferraggio, variano a seconda della configurazione del meccanismo, e sono date dalle (9), (10), (11) e (12).

$$P_{1x} = l \cdot \cos \beta_2 \quad (9)$$

$$P_{1y} = l \cdot \sin \beta_2 \quad (10)$$

$$P_{2x} = l \cdot \cos \beta_1 + a \quad (11)$$

$$P_{2y} = h - l \cdot \sin \beta_1 \quad (12)$$

Dalle relazioni sopra esposte si osserva che la posizione dei due punti P_1 e P_2 e la rotazione del morsetto sono correlate da una serie di grandezze, alcune delle quali (l ed a) sono

dati di progetto, altre (h) sono misurabili direttamente durante la prova ed altre ancora sono ricavabili da opportune relazioni geometriche (β_1 e β_2).

Applicando il teorema di Carnot al triangolo BC-CB'-BB' si ricava l'angolo β_2 attraverso la relazione (13)

$$\beta_2 = \arccos \left(-\frac{\overline{BB'}^2 - \overline{BC}^2 - \overline{B'C}^2}{2 \cdot \overline{BC} \cdot \overline{B'C}} \right) \quad (13)$$

con

$\overline{BC} = 2(s+a)$

$\overline{BB'}$ - distanza misurata durante la prova

$\overline{B'C}$ - lunghezza dell'asta

Più complesse sono le considerazioni geometriche per calcolare l'angolo β_1 . Dalla figura 14 si ha che tale angolo è calcolabile attraverso la (14).

$$\beta_1 = 180 - \beta_1' - \beta_1'' \quad (14)$$

Gli angoli β_1' e β_1'' possono essere calcolati dalle relazioni (15) e (16).

$$\beta_1' = \arctan \frac{h'}{a'} \quad (15)$$

$$\beta_1'' = \arccos \frac{h'^2 + l^2 - a^2}{2h'l} \quad (16)$$

I valori di h' ed a' dell'equazione (15) e di h'' dell'equazione (16) possono essere ottenuti a partire da valori noti (misurati e di progetto) dati dalle (17), (18) e (19).

$$h' = h - P_{1y} \quad (17)$$

$$a' = a - P_{1x} \quad (18)$$

$$h'' = \sqrt{a'^2 + h'^2} \quad (19)$$

Per quanto riguarda l'analisi delle azioni trasmesse al provino dal meccanismo, si è utilizzata la schematizzazione in figura 15.

Le ipotesi sono:

- l'assenza delle azioni derivanti dagli attriti nelle coppie rotoidali;
- l'assenza delle azioni dinamiche su ogni membro in movimento.

Diretta conseguenza di queste ipotesi è l'impossibilità da parte delle aste di trasferire forze normali ai propri assi, né momenti. E' quindi possibile assimilare il comportamento meccanico a quello di pendoli che agiscono sull'afferraggio trasferendovi forze la cui direzione è inclinata dello stesso angolo dell'asta. Tali forze sono la F_1 e la F_2 , rispettivamente inclinate di β_1 e di β_2 rispetto all'orizzontale (figura 15). Tali forze possono essere scomposte nelle rispettive componenti orizzontali (F_{1x} e F_{2x}) e verticali (F_{1y} e F_{2y}) secondo le relazioni (20), (21), (22) e (23).

$$F_{1x} = F_1 \cdot \cos \beta_1 \quad (20)$$

$$F_{2x} = F_2 \cdot \cos \beta_2 \quad (21)$$

$$F_{1y} = F_1 \cdot \sin \beta_1 \quad (22)$$

$$F_{2y} = F_2 \cdot \sin \beta_2 \quad (23)$$

Per l'equilibrio statico dell'afferraggio, tali azioni devono essere equilibrate dalle reazioni che il provino trasmette nel punto A. In particolare, data la simmetria del sistema, il provino non può trasmettere forze verticali, per cui in A è possibile avere solo la forza orizzontale F_A ed il momento M_A come schematizzato in figura 15.

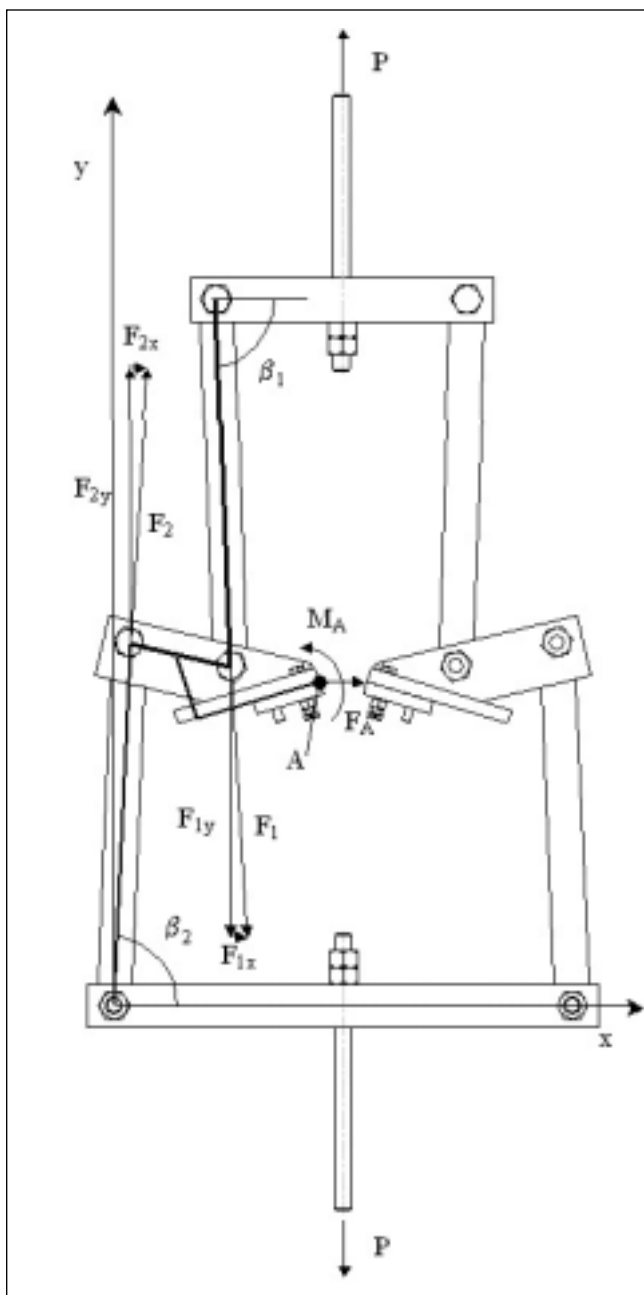


Fig. 15 - Schematizzazione per l'analisi dell'equilibrio alle traslazioni orizzontali e verticali.

Fig. 15 - Scheme for the horizontal and vertical translations equilibrium analysis.

Ne consegue che per l'equilibrio alla traslazione verticale si deve necessariamente avere la (24).

$$F_{1y} - F_{2y} = 0 \tag{24}$$

Inoltre per l'equilibrio delle traverse alla traslazione verticale, e tenuto conto della relazione (24), si ottiene la relazione (25) che lega le componenti verticali delle forze nelle aste alla forza P letta dalla cella di carico.

$$F_{1y} = F_{2y} = -\frac{P}{2} \tag{25}$$

Dalla (24), invertendo le (21) e (22) è possibile risalire ai valori degli sforzi totali trasmessi all'afferraggio.

Per l'equilibrio alla traslazione orizzontale, invece, si ottiene che la forza F_A può essere calcolata attraverso la (26).

$$F_A = -(F_{1x} + F_{2x}) \tag{26}$$

Scegliendo il punto A come polo per l'applicazione dell'equazione di equilibrio alla rotazione, si ha che M_A può essere equilibrato solo dai momenti generati dalle forze F_1 e F_2 in quanto il braccio di F_A è nullo (figura 16).

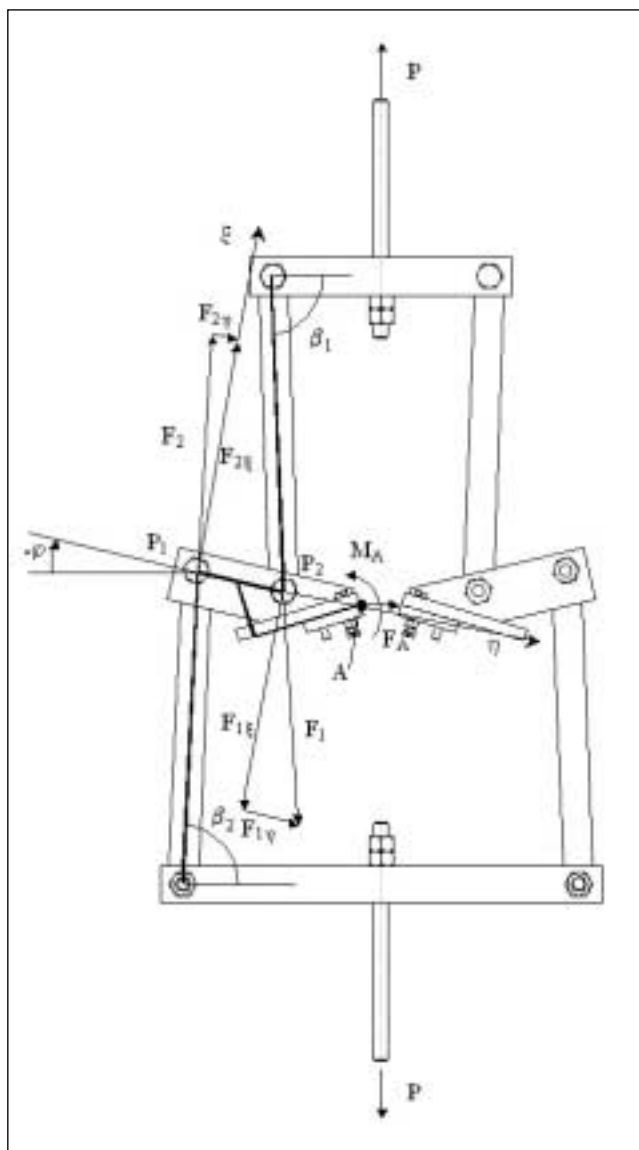


Fig. 16 - Schematizzazione per l'analisi dell'equilibrio alla rotazione.

Fig. 16 - Scheme for the rotation equilibrium analysis.

Per semplicità di calcolo si considerano le suddette forze scomposte secondo componenti parallele agli assi del riferimento relativo $\eta\xi$ secondo le relazioni (27), (28), (29) e (30).

$$F_{1\eta} = F_1 \cdot \text{sen}\left(\frac{\pi}{2} - \beta_1 - \varphi\right) \tag{27}$$

$$F_{1\xi} = F_1 \cdot \text{cos}\left(\frac{\pi}{2} - \beta_1 - \varphi\right) \tag{28}$$

$$F_{2\eta} = F_2 \cdot \text{sen}\left(\beta_2 - \frac{\pi}{2} - \varphi\right) \tag{29}$$

$$F_{2\xi} = F_2 \cdot \text{cos}\left(\beta_2 - \frac{\pi}{2} - \varphi\right) \tag{30}$$

Ciascuna di queste componenti genera un momento rispetto al punto A la cui somma è pari al momento che è responsabile della flessione del provino nel punto di afferraggio. Le coordinate relative di A sono date dalle (6) e (7) e il punto P2 (figura 16) ha coordinate date dalla (31) e dalla (32)

$$P_{2\eta} = a \quad (31)$$

$$P_{2\xi} = 0 \quad (32)$$

per cui il valore di M_A è dato dalla (33).

$$M_A = F_{1\eta} \cdot A_\xi + F_{1\xi} \cdot (A_\eta - a) + F_{2\eta} \cdot A_\xi - F_{2\xi} \cdot A_\eta \quad (33)$$

Sostituendo alle forze le rispettive relazioni si ottiene la (34) che correla il valore del momento applicato in A (M_A) con le

grandezze di progetto (a , e_1 , e_2 ed α_0), con quelle misurate (P , h e BB') e con quelle calcolate (β_1 , β_2 e φ).

$$M_A = \left[-\frac{P}{2 \cdot \text{sen}\beta_1} \cdot \text{sen}\left(\frac{\pi}{2} - \beta_1 - \varphi\right) \right] \cdot (-e_1 \cos \alpha_0 + e_2 \text{sen}\alpha_0) + \left[-\frac{P}{2 \cdot \text{sen}\beta_1} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \beta_1 - \varphi\right) \right] \cdot \left(\frac{a}{2} + e_1 \text{sen}\alpha_0 + e_2 \cos \alpha_0 - a\right) + \left[-\frac{P}{2 \cdot \text{sen}\beta_2} \cdot \text{sen}\left(\beta_2 - \frac{\pi}{2} - \varphi\right) \right] \cdot (-e_1 \cos \alpha_0 + e_2 \text{sen}\alpha_0) - \left[-\frac{P}{2 \cdot \text{sen}\beta_2} \cdot \cos\left(\beta_2 - \frac{\pi}{2} - \varphi\right) \right] \cdot \left(\frac{a}{2} + e_1 \text{sen}\alpha_0 + e_2 \cos \alpha_0\right) \quad (34)$$

— A B S T R A C T —

**NON-TRADITIONAL BENDING TESTS
ON A HOT DIP ZINC COATED STEEL PLATE:
KINEMATIC AND STATIC MECHANISM CHARACTERISATION
AND COATINGS DAMAGING IDENTIFICATION**

KEYWORDS:

superficial treatment, fracture, materials characterisation

The aim of this work was the analysis of the hot dip zinc coated steel plates mechanical properties by means of a non-tradition bending test performed minimizing both the bending moment differences along the bending axis and the interactions between the clamping system and the specimen coating.

A complete kinematic and static mechanism analysis was performed. All the kinematic and static variables were identified in order to completely characterise the specimen deformation mechanism and the stress level.

Bending tests were performed both on non-coated and on hot dip zinc coated plates, correlating the measured varia-

bles (applied load and crosshead displacement) with the bending moment and the specimen bending angle.

Tests are characterised by a good repeatability. Results show a crosshead displacement – load diagrams that depend on the main deformation mechanisms. Furthermore, the mechanical behaviour was influenced by the coating thickness. It can be seen through the load values increase and the crosshead displacement – load diagram modification.

For all the investigated coating conditions, radial cracks are observed. They initiate corresponding to the Γ phase and propagate up to the ζ - η interface. The coating thickness increase implies both an increase of the importance of the cracks in δ and ζ phases and the presence of cracks at ζ - δ interfaces. As a consequence, the increase of coating thickness implies an increase of the susceptibility to a coating-steel debonding damage mechanism, with a consequent loose of the coating adhesion and a decreasing of the capability of the zinc coating to improve the steel corrosion resistance.