

AZIONI ESPLOSIVE SU TRAVI IN ACCIAIO

BLAST LOADS ON STEEL BEAMS

Flavio Stochino,
Università degli Studi di Sassari,
DADU, Alghero, Italia
Università degli Studi di Cagliari
DICAAR, Cagliari, Italia
fstochino@unica.it

Sergio Tattoni,
Università degli Studi di Cagliari
DICAAR
Cagliari, Italia
stattoni@unica.it

ABSTRACT

In this paper, the structural responses of steel beams subjected to air-blast loading are investigated. In order to assess the response of beams, two Single Degree of Freedom models are developed. In the first model (denoted as “dynamic model”), the dynamic behaviour of the beam is simulated by a simple spring-mass oscillator. The second model (named “energy model”) is developed from the equation of energy balance. In both formulations, the strain rate dependencies of the constitutive properties of the beams are considered. In fact, these effects should not be ignored in problems concerning blast and impulsive loads, since the mechanical properties of steel strongly depend on the rate of deformation. In this paper, strain rate effects are considered in accordance with the expression provided by Cowper-Symonds strain rate model. Finally, in order to test the validity of the two approaches, the theoretical results produced by the latter ones are compared with some experimental data found in literature. Both approaches yield reliable results, even though they are based on some approximations. Being also very simple to implement, they may serve as an useful tool in practical applications.

SOMMARIO

In questo articolo si analizza la risposta strutturale di travi in acciaio soggette al carico da esplosione. Si sono sviluppati due modelli ad un grado di libertà: il primo (chiamato “modello dinamico”) simula il comportamento della trave mediante un sistema massa-molla, il secondo (chiamato “modello energetico”) si basa sull’equazione di conservazione dell’energia. In entrambe le formulazioni si tiene conto di come le caratteristiche meccaniche dell’acciaio varino in funzione della velocità di deformazione (“strain rate”). Infatti nel caso di carichi esplosivi-impulsivi questo aspetto diventa molto importante per rappresentare il fenomeno con una buona precisione. In questo articolo gli effetti di “strain rate” sono stati espressi secondo il modello di Cowper-Symonds. Infine per verificare la correttezza dei risultati teorici si è prodotto un confronto con risultati sperimentali reperiti in letteratura. Entrambi gli approcci hanno prodotto risultati accettabili e consistenti nonostante che alla base dei modelli ci siano delle necessarie approssimazioni. Il vantaggio principale si concretizza nella semplicità di implementazione che rende i modelli molto utili anche nelle applicazioni progettuali.

1 INTRODUZIONE

Alcune strutture speciali debbono essere progettate per resistere alle azioni eccezionali (costruzioni militari o strategiche), ma il requisito di robustezza è richiesto per tutti i fabbricati. Esplosioni ed urti rappresentano una parte delle possibili azioni eccezionali, caratterizzate da carichi impulsivi applicati con grande velocità. In queste situazioni i materiali da costruzione subiscono forti velocità di deformazione che provocano variazioni delle caratteristiche meccaniche spesso non trascurabili. Nelle applicazioni pratiche i singoli elementi quali travi e colonne possono essere schematizzati con modelli ad un grado di libertà (vedi [1]-[4]) in cui si calcolano rigidità, massa ed eventualmente smorzamento equivalenti alle caratteristiche reali della struttura. Modelli alternativi si possono ottenere imponendo condizioni di bilancio energetico (vedi [4]-[6]), convenienti da un punto di vista computazionale, ma spesso non in grado di fornire i dettagli della risposta strutturale che si possono ottenere con modelli a più gradi libertà come mostrato in [3] e [4]. In quest'articolo si analizza l'effetto del carico da esplosione su alcune travi in acciaio mediante due modelli ad un grado di libertà: il primo (chiamato "modello dinamico") simula il comportamento della trave mediante un sistema massa-molla, il secondo (chiamato "modello energetico") si basa sull'equazione di conservazione dell'energia. In entrambi i casi si propone una formulazione che tenga conto di come la velocità di deformazione modifichi le caratteristiche meccaniche dell'acciaio e i risultati teorici vengono confrontati con dei risultati sperimentali reperiti in letteratura: [7] e [8].

2 MODELLO SEZIONALE

Il modello sezionale presentato in questo lavoro richiama quanto già esposto e discusso per le strutture in Calcestruzzo Armato in [3] e [4], ma in questa sede esteso alle strutture in acciaio. Come nei precedenti lavori ([3] e [4]) i modelli strutturali assumono l'ipotesi di Euler-Bernoulli di conservazione delle sezioni piane, trascurando le deformazioni a taglio. Pertanto da qui in avanti ci si concentrerà sul comportamento flessionale di travi in acciaio.

2.1 Leggi Costitutive dei Materiali

Per l'acciaio si è assunto un legame sforzo-deformazione di tipo simmetrico idealmente elastoplastico in cui f_{yk} ed ε_{sy} rappresentano rispettivamente la tensione e la deformazione al limite di snervamento (vedi Fig.1). Si considerano sezioni di classe I, vedi [9].

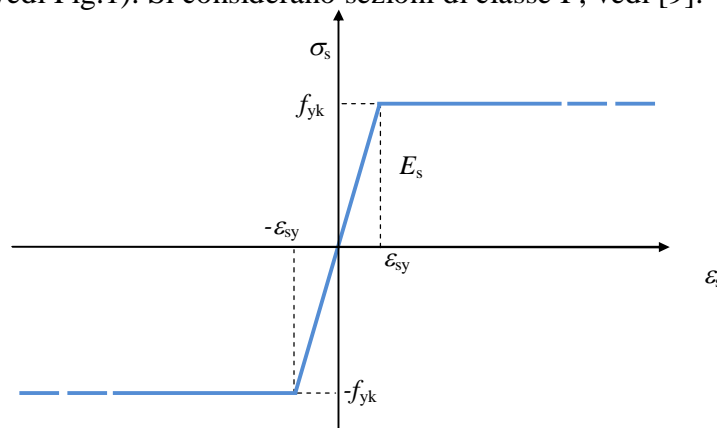


Fig. 1: Legame costitutivo per l'acciaio

2.2 Caratteristiche sezionali

In questo articolo lo stato limite elastico è considerato raggiunto quando la fibra della sezione maggiormente deformata raggiunge il valore limite ε_{sy} (vedi Fig. 1). Invece lo stato limite ul-

timo di collasso corrisponde al raggiungimento del momento plastico ultimo M_u con la totale plasticizzazione della sezione [10] come mostrato in Fig. 2.

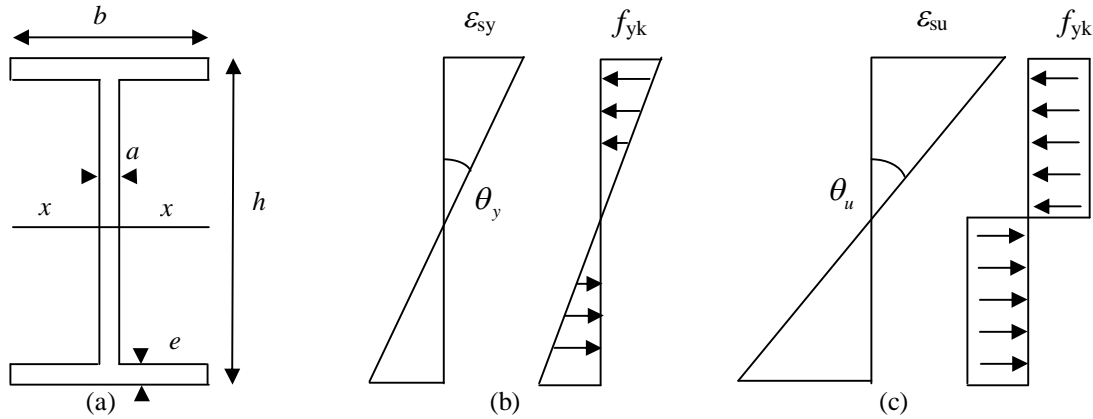


Fig. 2: Sezione tipo considerata per le analisi (a); stato deformativo e tensionale allo stato limite elastico (b), stato deformativo e tensionale allo stato limite ultimo di collasso (c).

La condizione di equilibrio alla traslazione orizzontale si esprime come:

$$\int_A \sigma dA = 0. \quad (1)$$

Pertanto, per la simmetria della legge costitutiva assunta (vedi Fig. 1) questa condizione (Eq. (1)) impone che l'asse neutro x rimanga a metà altezza della sezione $h/2$:

$$x = \frac{h}{2}. \quad (2)$$

Il momento flettente corrispondente allo stato limite elastico M_y si può facilmente calcolare secondo la teoria classica di Navier:

$$M_y = S_x \cdot f_{yk}, \quad (3)$$

in cui S_x rappresenta il momento statico rispetto all'asse principale $x-x$ (vedi Fig. 2). Di seguito il momento flettente corrispondente allo stato limite ultimo M_u si può calcolare secondo la teoria classica del calcolo plastico come:

$$M_u = Z \cdot f_{yk}, \quad (4)$$

in cui Z rappresenta il modulo plastico della sezione, la cui espressione si può trovare per diversi casi in [10].

Risulta immediato determinare la curvatura allo stato limite di snervamento, che in riferimento alla Fig. 2 risulta essere:

$$\theta_y = \frac{\varepsilon_{sy}}{h/2}. \quad (5)$$

Nel caso di acciaio di adeguata duttilità è possibile approssimare il valore della curvatura ultima in funzione del valore della curvatura elastica assumendo che il lembo estremo della sezione raggiunga una deformazione ε_{su} pari a circa α volte ε_{sy} (vedi [10], $\alpha = 13$). Grazie a quest'ipotesi si può assumere che:

$$\theta_u = \alpha \cdot \theta_y, \quad (6)$$

Nelle applicazioni pratiche, nel caso di travi soggette a sforzi flessionali, il legame momento curvatura viene usualmente approssimato con un legame bilineare (vedi Fig. 3a). Anche se conveniente dal punto di vista computazionale, l'approssimazione insita nella discontinuità di tangente, nel passaggio dal campo elastico a quello plastico, lo rende una grossolana semplifi-

cazione rispetto ai risultati dei test sperimentali. Per questo motivo in [3] e [4] gli autori hanno introdotto un legame espresso da una sola relazione per il campo elastico e per quello plastico rappresentato in Fig. 3b e nella seguente:

$$M = \bar{M} \tanh\left(\frac{\bar{K}}{\bar{M}}\theta\right). \quad (7)$$

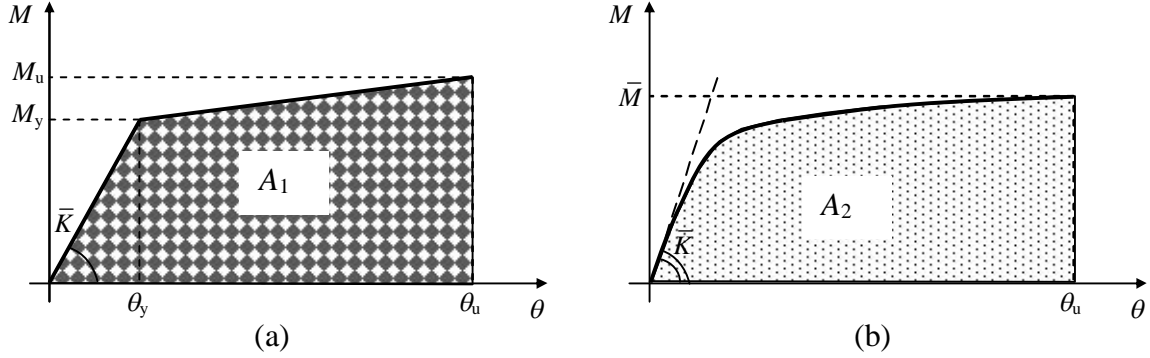


Fig. 3: Relazione bilineare tra momento e curvatura (a), relazione tra momento e curvatura espressa dall'Eq. (7).

La precedente Eq. (7) ha mostrato di descrivere meglio della legge bilineare il comportamento sezionale in [3] e [4]. I parametri caratterizzanti \bar{K} e \bar{M} rappresentano rispettivamente la pendenza iniziale della curva:

$$\bar{K} = \frac{M_y}{\theta_y}. \quad (8)$$

ed il valore del massimo momento flettente equivalente. In particolare \bar{M} è determinato uguagliando le aree A_1 (Fig. 3a) ed A_2 (Fig.3b) sulla base di semplici considerazioni energetiche:

$$A_1 = A_2 \Rightarrow \frac{M_u(\theta_u - \theta_y) + M_y\theta_u}{2} = \frac{\bar{M}^2}{\bar{K}} \ln \left[\cosh\left(\frac{\bar{K}}{\bar{M}}\theta_u\right) \right]. \quad (9)$$

2.2 Modello per lo strain rate

Le caratteristiche meccaniche dell'acciaio sono sensibili alla velocità di deformazione (strain-rate). Generalmente (vedi [3], [4], [11], [12]) all'aumentare dello strain-rate si osserva: un aumento dello sforzo di snervamento f_{yk} ed un aumento della deformazione ultima. Il modulo elastico di Young risulta, al contrario, indipendente dalla velocità di deformazione.

Un semplice modello che permette di tener conto di come variano le caratteristiche statiche in funzione della velocità di deformazione è quello di Cowper-Symonds [13]:

$$f_{yk,din} = f_{yk} \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D} \right)^{1/p} \right), \quad (10)$$

In cui $f_{yk,din}$ e f_{yk} rappresentano rispettivamente la caratteristica dinamica e statica considerate (nel caso presente la tensione di snervamento dell'acciaio), $\dot{\varepsilon}$ è la velocità di deformazione, D e p sono caratteristiche del materiale scelto. Nel caso di acciaio di adeguata duttilità si assumono $D=40.4$ e $p=5$ come riportato in [7] e [14].

3 MODELLO STRUTTURALE

Nei seguenti paragrafi verranno presentati i due modelli strutturali ad un grado di libertà utilizzati dagli autori per rappresentare il comportamento di travi in acciaio sottoposte al carico da esplosione. Lo smorzamento non è considerato in questo lavoro poiché lo spostamento massimo viene ottenuto durante il primo ciclo di oscillazione, inoltre, nel caso di carichi estremi (quali urti ed esplosioni) il collasso viene generalmente raggiunto durante il tempo di applicazione del carico stesso (vedi [15]) che, di solito, risulta molto più piccolo del periodo fondamentale della trave. Assumendo che la carica esplosiva sia posta ad una sufficiente distanza dalla trave è possibile assumere una distribuzione spaziale uniforme del carico. Per questioni di semplicità, da questo momento in poi ci si riferirà esclusivamente al caso di trave in semplice appoggio soggetta ad un carico uniformemente distribuito.

3.1 Modello dinamico

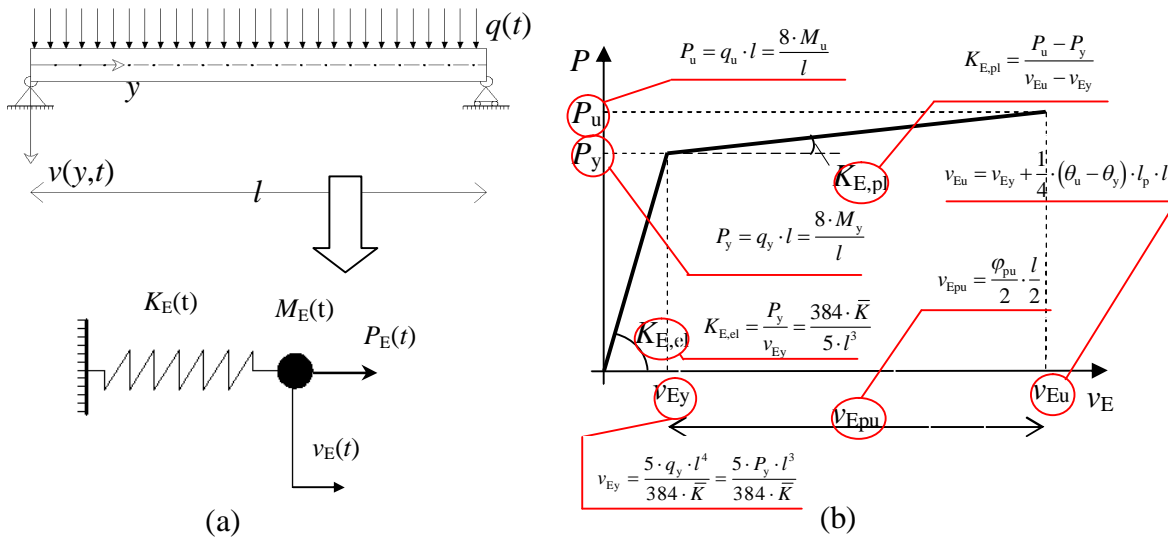


Fig. 4: Trave e sistema SDOF equivalente (a), caratteristiche dello SDOF equivalente (b).

Il comportamento dinamico della trave può essere studiato in primo luogo con un semplice modello ad un grado di libertà (SDOF). In questo caso l'intera struttura è rappresentata da un sistema massa-molla come mostrato in Fig 4a. Il legame tra la relazione sezionale momenti-curvature e la relazione equivalente forza-spostamenti (Fig 4b) è calcolato mediante equazioni di equilibrio e di equivalenza energetica; si rimanda a [3]-[4] per una descrizione dettagliata del modello. Il comportamento non lineare della trave discende dall'ipotesi che il collasso sia di tipo flessionale ed avvenga con formazione di cerniera plastica concentrata in mezzzeria, l'estensione di quest'ultima è stata assunta pari a $0.35l$ (vedi [10]).

In sintesi il comportamento dinamico dell'oscillatore viene rappresentato da due equazioni differenziali a coefficienti variabili accoppiate: una valida in campo elastico (Eq. (11)) ed una in campo plastico (Eq. (12)).

$$M_{E,el} \frac{d^2 v_E(t)}{dt^2} + K_{E,el}(t) v_E(t) = P_E(t) \text{ per } 0 \leq v_E \leq v_{Ey}, \quad (11)$$

$$M_{E,pl} \frac{d^2 v_E(t)}{dt^2} + K_{E,pl}(t) v_E(t) + (K_{E,el}(t) - K_{E,pl}(t)) (t) v_{Ey} = P_E(t) \text{ per } v_{Ey} < v_E \leq v_{Eu}. \quad (12)$$

Nelle precedenti Eq. (11)-(12) si sono introdotti i valori delle masse equivalenti: $M_{E,pl}=0.66$ per il campo plastico e $M_{E,el}=0.78$. Tali valori, desunti da [16], esprimono l'equivalenza energetica tra la trave reale e lo SDOF equivalente e l'uguaglianza tra il massimo spostamento di

una sezione caratteristica della trave (sezione di mezzeria) e il massimo spostamento dell'oscillatore elementare. Si rimarca come la presenza degli effetti di strain-rate (Eq. (10)) modifichi i coefficienti delle equazioni (11) e (12) istante per istante, per questo motivo la soluzione è stata determinata per via numerica con un'integrazione alle differenze finite di tipo esplicito.

3.2 Modello energetico

Il principio di conservazione dell'energia richiede che il lavoro dei carichi esterni agenti sulla trave W sia pari alla somma dell'energia cinetica K e dell'energia di deformazione U della trave in qualunque istante:

$$W(t) = K(t) + U(t). \quad (13)$$

In riferimento al caso di trave il cui modello sezionale sia espresso dalla Eq. (7), semplicemente appoggiata sottoposta ad un carico distribuito uniformemente q , l'Eq. (13) si specializza nella seguente:

$$\int_0^l \int_0^t q(t) \cdot \frac{\partial v(x,t)}{\partial t} dt dx = \int_0^l \frac{1}{2} \mu \cdot \left(\frac{\partial v(x,t)}{\partial t} \right)^2 dx + \int_0^l \int_0^{\theta(x,t)} \overline{M(t)} \tanh \left(\frac{\overline{K(t)}}{\overline{M(t)}} \theta(x,t) \right) d\theta dx, \quad (14)$$

in cui μ rappresenta la massa distribuita per l'unità di lunghezza della trave in questione.

Nel caso analizzato è possibile approssimare la deformata della trave con una semplice distribuzione sinusoidale:

$$v(x,t) = v_0(t) \cdot \sin \frac{\pi x}{l}, \quad (15)$$

in cui v_0 rappresenta lo spostamento in mezzeria. Introducendo l'Eq. (15) nella (14) si ottiene un'equazione integro-differenziale nell'unica incognita v_0 :

$$\int_0^l \int_0^t q(t) \frac{\partial v_0(t)}{\partial t} \sin \frac{\pi x}{l} dt dx = \int_0^l \frac{1}{2} \mu \left(\frac{\partial v_0(t)}{\partial t} \sin \frac{\pi x}{l} \right)^2 dx + \int_0^l \frac{\overline{M(t)}^2}{\overline{K(t)}} \ln \left(\cosh \left(\frac{\overline{K(t)}}{\overline{M(t)}} \left(\frac{\pi}{l} \right)^2 v_0(t) \sin \frac{\pi x}{l} \right) \right) dx. \quad (16)$$

Anche nella Eq. (16) si è tenuto conto di come la velocità di deformazione modifichi le caratteristiche meccaniche dell'acciaio. Per questo motivo i parametri sezionali \overline{K} e \overline{M} sono variabili nel tempo. La soluzione della Eq. (16) è stata trovata mediante una procedura iterativa basata sulla discretizzazione alle differenze finite descritta nel dettaglio in [4].

4 APPLICAZIONI

4.1 Test sperimentali

In questo articolo il lavoro sperimentale di Nassr et al. [7], [8] è stato considerato come termine di paragone per i modelli presentati nei precedenti paragrafi. Nei test sperimentali le travi in acciaio denominate W150x24 (le cui caratteristiche statiche e sezionali sono riportate in Tabella 1, con riferimento alla Fig. 2) sono state sottoposte al carico da esplosione provocato da diverse quantità di esplosivo posizionate a diverse distanze in ambiente aperto.

Purtroppo non è stato possibile ottenere le misurazioni sperimentali delle pressioni rilevate. Infatti nei già citati [7] e [8] non sono presenti le time-history delle pressioni, ma solo i picchi di carico, le durate della fase positiva e l'impulso. In prima approssimazione gli autori hanno assunto una distribuzione nel tempo triangolare del carico di tipo triangolare con i picchi e le

durate della fase positiva pari alla media delle rilevazioni sperimentali riportate nei già citati lavori di Nassr. I valori assunti sono stati esplicitati nella Tabella 2.

Tabella 1: Caratteristiche della trave W150x24

M_y	67 kNm	h	150 mm
M_u	72 kNm	b	102 mm
ε_{sy}	0.00201	a	7mm
Luce	2413 mm	e	10 mm
μ	24 kg/m	A_s	3060 mm ²

Tabella 2: Caratteristiche Carico

Shot 1	
P_{MAX}	307 kPa
t_d	7.2 ms
Shot 3	
P_{MAX}	1560 kPa
t_d	6.2 ms

4.2 Risultati

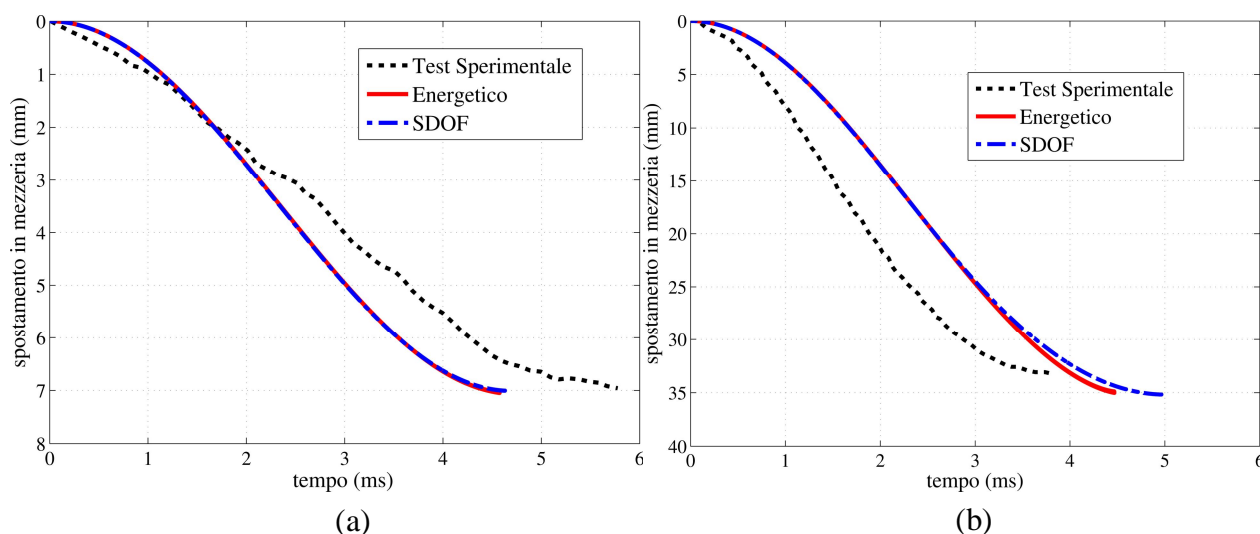


Fig. 5: Spostamenti in mezzeria della trave W150x24 nel test denominato SHOT1 (a) e SHOT 3 (b).

In Fig. 5a sono riportati i risultati delle simulazioni effettuate con i due modelli strutturali a confronto con le rilevazioni sperimentali per quanto riguarda la time-history dello spostamento in mezzeria nel test denominato SHOT 1. La linea punteggiata rappresenta la misura sperimentale, mentre quella tratteggiata il risultato del modello dinamico (SDOF) e in linea continua quello del modello energetico. Entrambi i modelli forniscono una misura molto precisa di quale sia il massimo spostamento della trave: 7.0 mm sperimentali, 7.0 mm SDOF ed energetico. Purtroppo l'andamento nel tempo dello spostamento è meno preciso, ma probabilmente le approssimazioni dovute alla rozza scelta del modello triangolare che descrive l'andamento del carico nel tempo sono molto influenti nel risultato finale. In Fig. 5b sono mostrati i risultati relativi al test denominato SHOT 3 in cui il carico agente sulla trave è decisamente più intenso. Lo spostamento massimo rilevato sperimentalmente è stato di 33.2 mm, mentre il modello SDOF fornisce 35.2 mm esattamente come il modello energetico. In questo caso si sono rilevate lievi differenze nelle time-history tra i due modelli e quella del modello energetico si avvicina maggiormente al risultato sperimentale.

5 CONCLUSIONI

In questo articolo si sono presentati due modelli non lineari ad un grado di libertà, in cui si è tenuto conto degli effetti di strain-rate, per la valutazione della risposta di travi in acciaio al carico da esplosione. La validazione dei modelli è avvenuta tramite il confronto con dati spe-

rimentali reperiti in letteratura. In entrambi i casi analizzati si è ottenuta un'ottima stima del valore del massimo spostamento, minore precisione si è riscontrata nel descrivere l'andamento nel tempo dello stesso, ma probabilmente questa è dovuta alla rozza approssimazione del modello triangolare del carico. Sviluppi futuri del lavoro sono attesi per quanto riguarda altre condizioni di vincolo e di carico.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Fischer K., Häring I., SDOF response model parameters from dynamic blast loading experiments, *Engineering Structures*. 31, 1677-1686, 2009
- [2] Yang G., Lok T.-S., Analysis of RC structures subjected to air-blast loading accounting for strain rate effect of steel reinforcement, *Int. J. Impact Eng.* 34, 1924-1935, 2007
- [3] Carta G., Stochino F., Theoretical models to predict the flexural failure of reinforced concrete beams under blast loads, *Engineering Structures*, 49, 306-315, 2013
- [4] Stochino F., Flexural Models of Reinforced Concrete Beams under Blast Load, *PhD Thesis*, University of Cagliari, 2013.
- [5] Foo C.C., Seah L.K., Chai G.B., A modified energy-balance model to predict low-velocity impact response for sandwich composites, *Comp. Struct.*, 93, 1385-1393, 2011
- [6] Crupi V., Epasto G., Guglielmino E., Collapse modes in aluminium honeycomb sandwich panels under bending and impact loading, *Int. J. Impact Eng.*, 43, 6-15, 2012
- [7] Nassr A.A., Razaqpur A. G., Tait M. J., Campidelli M., Foo S., Single and multi degree of freedom analysis of steel beams under blast loading, *Nuclear Engineering and Design*, 242, 63-77, 2012
- [8] Nassr A.A., Razaqpur A. G., Tait M. J., Campidelli M., Foo S., Experimental Performance of Steel Beams under Blast Loading, *Journal of Constructed Facilities*, 26 (5), 600-619, 2012
- [9] DM 14 gennaio 2008, Norme Tecniche per le Costruzioni, Gazzetta Ufficiale n. 29 del 4 febbraio 2008
- [10] Massonet CH., Save M., Calcolo plastico a rottura delle costruzioni, *Maggioli Editore*, Sant'arcangelo di Romagna (RN), Italia 2007
- [11] De matteis G., Cadoni E., Asprone D., Analysis of Behaviour of Construction Under Impact and Explosions: Approaches for structural Analysis, from Material Modeling to Structural Response, *Final Report of Urban Habitat Constructions under Catastrophic Events*, edited by Mazzolani, Taylor & Francis Group, London, 2010
- [12] Tattoni S, Stochino F., Azioni esplosive sulle strutture in c.a., *19° Congresso CTE, Bologna 11/8-10*, 407-417, 2012
- [13] Cowper, G.R., Symonds, P.S., Strain hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams, *Brown University Div. of App. Math. Report no. 28*, 1957
- [14] Stouffer D.C., Dame L.T., Inelastic Deformations of Metals, *John Wiley & Sons, inc*, New York, USA, 1996
- [15] Riedel W., Fischer K., Kranzer C., Erskine J., Cleave R., Hadden D., Romani M., Modeling and validation of wall-window retrofit system under blast loading, *Engineering Structures*, 37, 235-245, 2012
- [16] Biggs J.M., Introduction to structural dynamics, *McGraw-Hill*, N.Y, 1964

PAROLE CHIAVE

Esplosioni, Blast Load, Flexural Models, Travi in acciaio, SDOF, Energy Model, Strain rate.