

IDENTIFICAZIONE DEI PARAMETRI DI DANNEGGIAMENTO ATTRAVERSO MISURE GLOBALI ED ANALISI AGLI ELEMENTI FINITI

A. Baldi, A. Medda, F. Bertolino, F. Ginesu

*Università degli Studi di Cagliari - Dipartimento di Ingegneria Meccanica,
Piazza d'Armi, 09123 Cagliari, e-mail: a.medda@unica.it*

Sommario

Il metodo di identificazione dei parametri per i modelli di danneggiamento CDM è lungo e oneroso sia dal punto di vista sperimentale che da quello del post-processing dei dati. In fase sperimentale in particolare si devono effettuare delle prove con numerose rampe di carico. In questo lavoro viene proposto un metodo di identificazione a partire da un semplice test monotono. Infatti la maggior parte dei modelli CDM prevede che il danneggiamento e l'incrudimento siano accoppiati. Di conseguenza attraverso la minimizzazione di un funzionale è possibile risolvere il problema inverso.

Abstract

The standard methodology for the identification of the parameters of CDM models is long and difficult both from the numerical and experimental viewpoints. Indeed, even the simpler models require specific tests (a series of ramps) and significant post-processing. In this work we propose an inverse calibration approach based on a simple tensile test. In fact, most CDM models imply a coupling between the damage and the true-stress true-strain curve. Thus by minimizing an error functional it is possible to solve the inverse problem.

Parole chiave: continuous damage mechanics, metodo agli elementi finiti, problema inverso, danneggiamento plastico duttile.

1. INTRODUZIONE

In modo più o meno complesso ogni modello descrittivo necessita di parametri sufficientemente accurati per poter funzionare in modo affidabile. Spesso i metodi di identificazione proposti sono stati superati da approcci decisamente più vantaggiosi in termini di tempo e complessità della metodologia sperimentale e di analisi dei risultati.

Nel caso del modello di danneggiamento plastico duttile proposto da L emaitre [1], le metodologie di identificazione dei parametri proposte in letteratura [2, 3] sono lunghe, costose e presentano il rischio di fallimento in ogni fase della prova. Infatti debbono essere condotti dei test dalla complessa storia di carico (con rampe di carico-scarico), strumentate in modo non convenzionale. Inoltre alcuni parametri sono particolarmente difficili da identificare.

In questo lavoro viene proposto un approccio di identificazione basato sui risultati di una prova di trazione semplice, monotona, strumentata con un semplice estensometro. Per ogni passo dell'algoritmo di minimizzazione viene condotta una simulazione della prova sperimentale attraverso il codice commerciale agli elementi finiti MSC Marc, in cui   stato implementato il modello di danneggiamento di L emaitre. Le grandezze confrontabili tra i due ambiti, ovvero il carico globale agente sul provino e lo spostamento dei punti coincidenti con quelli di appoggio dei coltelli dell'estensometro, vengono usati per calcolare la funzione obiettivo da minimizzare. Si procede iterativamente, in modo automatico, alla ricerca dei parametri cercati, variando questi ultimi attraverso un algoritmo di ricerca che non fa uso delle derivate (algoritmo dell'am eba [4]).

Tuttavia un approccio di questo genere con un numero consistente di parametri porta inevitabilmente a incorrere in errori, ovvero si rischia di ottenere dei minimi locali della funzione obiettivo. Per ridurre al minimo tale possibilità, in un primo momento vengono calcolati in forma chiusa dei parametri di start-up, secondo quanto riportato in letteratura [5]; successivamente nella prima fase del procedimento di identificazione, viene condotta, attraverso il metodo FEM iterativo, una ricerca dei migliori parametri plastici, non facendo agire nell'analisi agli elementi finiti il comportamento relativo al danneggiamento. In questo modo il numero dei parametri che entrano in gioco è di soli tre. Nella fase 2 il metodo iterativo identifica un set di parametri di danneggiamento, considerando invariabili quelli di plasticità identificati al passo precedente. Infine nella fase 3 tutti i parametri tornano ad essere liberi di variare ma in questo momento dovrebbero essere abbastanza prossimi alla zona dell'iper-spazio in cui si trovano i valori ricercati.

Per validare e confrontare i dati ottenuti in questo modo, abbiamo condotto parallelamente l'identificazione, usando i metodi classici proposti in letteratura [2, 3, 5], conducendo sullo stesso materiale preso in esame delle prove con rampe di carico e scarico.

2. IDENTIFICAZIONE DEI PARAMETRI IN QUATTRO FASI

In questo lavoro viene presa in considerazione la Continuous Damage Mechanics, proposta nel 1977 da Jean L emaitre [1]. Secondo tale modello l'incrudimento ed il danneggiamento sono modellati in modo accoppiato. Questo aspetto permette di condurre il tipo di analisi proposta, confidando sul fatto che i parametri dei modelli sono tra di loro dipendenti, quindi un miglioramento della funzione obiettivo, descritta di seguito, indotto da uno dei parametri, influenza anche gli altri, portando la soluzione pi u prossima a quella ottimale.

Secondo la formulazione di L emaitre, ipotizzando che il danneggiamento sia isotropo, la grandezza scalare D rappresenta l'area dei micro-vuoti δS_D sull'area totale δS , ovvero

$$D = \frac{\delta S_D}{\delta S}$$

indipendente dalla normale alla direzione considerata. Nel caso uniassiale di danneggiamento isotropo senza richiusura dei microvuoti, la tensione effettiva $\tilde{\sigma}$ agente su un'area resistente $\delta \tilde{S} = \delta S - \delta S_D$,   data all'equilibrio da

$$\tilde{\sigma} \delta \tilde{S} = \sigma \delta S$$

con

$$D = \frac{\delta S_D}{\delta S} = \frac{\delta S - \delta \tilde{S}}{\delta S}$$

$D=0$ corrisponde allo stato di materiale vergine mentre $D=1$ a quello dell'apertura della cricca.

Si ipotizza che la deformazione totale sia data dalla somma di un termine termo-elastico ϵ^e e uno plastico ϵ^p :

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p$$

La legge di evoluzione del danneggiamento quindi  :

$$\dot{D} = \left(\frac{Y}{S} \right)^s \dot{p}$$

dove $\dot{D} = 0$ se $\epsilon_p \leq \epsilon_{pD}$ e Y   il tasso di rilascio della densit  di energia associata al danneggiamento, derivata dal potenziale di stato [5]

$$Y = \rho \frac{\partial \psi^*}{\partial D} = \frac{\tilde{\sigma}_{eq}^2 R_v}{2E}$$

in cui ψ^* è l'energia libera di Helmholtz specifica, ρ è la densità di massa, R_v è la funzione di triassialità

$$R_v = \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2$$

e σ_H e σ_{eq} sono rispettivamente la tensione idrostatica ($\sigma_H = \sigma_{kk} / 3$) e la tensione equivalente di

Von Mises, $\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}^D \sigma_{ij}^D}$, con $\sigma_{ij}^D = \sigma_{ij} - \sigma_H \delta_{ij}$ la tensione deviatorica; infine \dot{p} è la velocità di deformazione plastica, definita in modo coerente al criterio di snervamento considerato:

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p}$$

che si riduce al rateo della deformazione plastica nel caso monodimensionale ($\dot{p} = |\dot{\varepsilon}_p|$).

La tensione effettiva vale

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma_{ij}}{1 - D}$$

e la deformazione elastica:

$$\varepsilon_{ij}^e = \frac{1 + \nu}{E} \tilde{\sigma}_{ij} - \frac{\nu}{E} \tilde{\sigma}_{kk} \delta_{ij}$$

Per quel che riguarda la legge di incrudimento, si è fatto riferimento al modello di Ramberg-Osgood. A causa della complessa interazione dei parametri del modello di incrudimento e di quello di danneggiamento per identificare i parametri, è stato implementato un approccio multi-passo. L'idea è identificare un set di parametri iniziale attraverso il metodo teorico [5], e di migliorare la qualità dell'identificazione attraverso passi successivi in cui i parametri considerati (ovvero non vincolati) vengono cambiati a ogni passo.

Nella fase iniziale, che chiamiamo fase 0, viene calcolata in forma chiusa la serie di parametri

$$\alpha_0 = \alpha_0 \left\{ E, \nu, \sigma_{y_0}, H, n, \sigma_u, \varepsilon_p \Big|_{\sigma_u}, \sigma_R, Z, \varepsilon_{pR}, D_0, D_c, S, s, m \right\}$$

secondo il procedimento proposto da L emaitre e Desmorat [5].

Quindi il fit alla fase 1 riguarda solo i parametri di incrudimento, ovvero

$$\alpha_1 = \alpha_1 \left\{ \sigma_{y_0}, H, n; E, \nu \right\}$$

Nella fase 2 invece i parametri liberi di variare diventano quelli relativi al modello di danneggiamento con la serie di parametri di incrudimento, calcolati nella fase precedente.

$$\alpha_2 = \alpha_2 \{ \varepsilon_{pD}, D_c, S, s; E, \nu, \sigma_{y0}, H, n \}$$

Infine nella fase 3 tutti i parametri vengono resi liberi di variare ma a partire dai valori identificati nelle precedenti fasi.

$$\alpha_3 = \alpha_3 \{ \sigma_{y0}, H, n, \varepsilon_{pD}, D_0, D_c, S, s; E, \nu, \sigma_u \}$$

3. PROVE SPERIMENTALI

La procedura proposta è stata usata per identificare i parametri di incrudimento e di danneggiamento di una lega di alluminio (AA 6061-T6), comunemente usata in strutture leggere.

Si è usata una geometria a osso di cane come in Fig. 1, eseguendo il test su una macchina servo-idraulica MTS 370 da 100 kN di carico massimo, strumentando la prova con un estensimetro MTS 632.13F (avente base di misura da 10 mm).

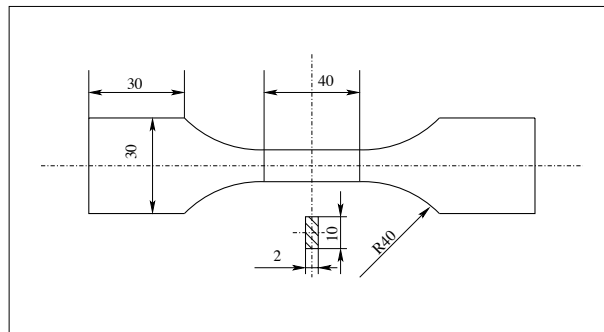


Figura 1: Geometria del provino a osso di cane.

Usando i dati sperimentali, si è calcolato un set iniziale di parametri per via analitica. Successivamente il primo step ha permesso di calcolare i parametri di incrudimento con i quali, nella fase 2 si sono identificati i parametri di danneggiamento. Infine nella terza fase tutti i parametri sono stati svincolati e identificati in modo ulteriormente accurato.

In Tab. 1 sono riassunti i valori dei parametri identificati relativi al caso in esame. Si può notare come la variabilità dei parametri di incrudimento e di danneggiamento nella fase finale (quando sono liberi di variare) è abbastanza limitata. Ciò significa che i valori definiti al relativo passo precedente, rimangono abbastanza validi anche al successivo (fasi 2 e 3).

Tabella 1: Parametri identificati

Fase	σ_{y0} [MPa]	H [MPa]	n [.]	D_c [.]	s [.]	S [.]	ε_{pD} [.]
0	240	300	0.8	1	2.37	0.727	0.06
1	244.02	188.47	0.528	-	-	-	-
2	“	“	“	1	0.1727	1.7722	0.07455
3	244.34	188.78	0.528	0.636	0.1671	1.8113	0.07423

3.1 Validazione sperimentale

Per validare i risultati ottenuti con il metodo proposto, si è proceduto a confrontare i valori del danneggiamento ottenuti considerando il true-stress (a partire dai dati sperimentali) e la deformazione misurata direttamente dalla clip-gauge, con i valori del danneggiamento ottenuto applicando la stessa procedura ma a partire dalle omologhe grandezze ricavate attraverso la simulazione FEM, condotta con i parametri identificati nell'ultima delle fasi. I risultati sono mostrati in Fig. 2.

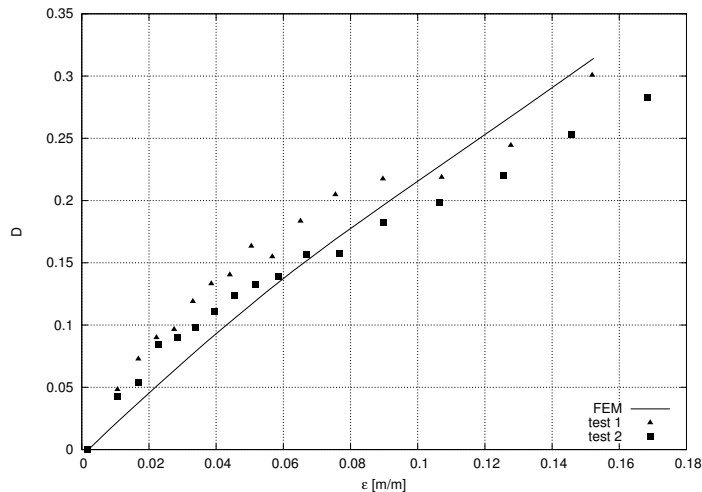


Figura 2: Confronto dell'andamento del danneggiamento in funzione della deformazione per il caso del metodo proposto (FEM) e quello classico (test 1 e 2).

4. DISCUSSIONI E CONCLUSIONI

Nel presente lavoro viene proposto un metodo innovativo di identificazione dei parametri di incrudimento e di danneggiamento di un materiale duttile a partire dai dati sperimentali ottenuti da una prova di trazione semplice. La metodica proposta nel presente lavoro è di facile applicabilità, sia dal punto di vista sperimentale che da quello della elaborazione numerica dei dati. Si sono illustrati i passi necessari a ottenere i risultati in ognuna delle fasi di cui esso è composto. Inoltre la validazione mostra come i risultati ottenuti possano essere considerati tanto affidabili quanto quelli ottenuti con la metodica tradizionale, con le ipotesi fatte di isotropia del materiale, di carico proporzionale e monoassiale.

I vantaggi sono la possibilità di effettuare l'identificazione a partire anche da dati *storici*, la ripetizione dei quali test con metodiche a campo intero [10] sarebbe onerosa o economicamente non giustificata. Inoltre essa offre una buona affidabilità, sotto le ipotesi esposte sulla storia di carico e la natura isotropa del materiale.

BIBLIOGRAFIA

- [1] J. L emaitre, J. Dufailly, Mod elisation et identification de l'endommagement plastique des metaux, in 3-eme Congres Française de Mecanique, Grenoble, France, 1977.
- [2] J. L emaitre, A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture, Journal of Engineering materials and technology, Vol. 107 (2), 83-89 (1985).
- [3] M. Rossi, G. B. Broggiato, S. Papalini, *Identification of Ductile Damage Parameters Using Digital Image Processing*, in 2006 SEM Annual Conference & Exposition on Experimental and Applied Mechanics.
- [4] J. A. Nelder, R. Mead, *A Simplex Method for Function Minimization*, Computer Journal 7 (4), 308-313 (1965).
- [5] J. L emaitre, R. Desmorat, *Engineering Damage Mechanics - Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures*, ed. Springer-Verlag, Berlin (2005).
- [6] J. H. Hollomon, *Tensile Deformation*, Transation of AIME, 162, 268-290 (1945).
- [7] W. Ramberg, W. R. Osgood, *Description of stress-strain curves by three parameters*. Technical Report 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington DC, (1943).

- [8] Y Ling, *Uniaxial true stress-strain after necking*, AMP Journal of Technology, 5, 37–48, (1996).
- [9] A. Baldi, A. Medda, F. Ginesu, *Kali: una algoritmo di calibrazione inversa della curva true – true strain*, in XXXVIII Convegno AIAS (Associazione Italiana Analisi delle Sollecitazioni). 9 - 11 settembre 2009. Torino (2009).
- [10] A. Medda, A. Baldi, F. Bertolino, F. Ginesu, *Misura del Danneggiamento attraverso un Metodo Avanzato di Elaborazione dei Dati Ottenuti attraverso la Correlazione Digitale di Immagini*, in XL Convegno AIAS (Associazione Italiana Analisi delle Sollecitazioni). 7 - 10 settembre 2011. Palermo (2011).