

## ANALISI DELL'INCERTEZZA DEL METODO DELLA ROSETTA FORATA IN PRESENZA DI TENSIONI UNIFORMI

M. Scafidi<sup>a</sup>, E. Valentini<sup>b</sup>, B. Zuccarello<sup>c</sup>

<sup>a,c</sup> *Università di Palermo, Dipartimento di Meccanica, Viale delle Scienze – 90128 Palermo, e-mail: <sup>a</sup>scafidi@dima.unipa.it, <sup>c</sup>zuccarello@dima.unipa.it*

<sup>b</sup> *SINT Technology S.r.l. – Via Giusti, 229 – 50041 Calenzano (Fi) e-mail: emilio.valentini@sintechnology.com*

### Sommario

Il metodo della rosetta forata è una delle tecniche più utilizzate per l'analisi delle tensioni residue in componenti meccanici. Per tensioni uniformi nello spessore del componente la procedura di pratica applicazione del metodo è standardizzata dalla norma ASTM E837-08. L'applicazione del metodo nel rispetto dei limiti fissati dalla norma consente in genere una valutazione delle tensioni residue con una accuratezza del 10% circa. Si tratta purtroppo di limiti piuttosto restrittivi, specie rispetto al livello massimo delle tensioni, dell'eccentricità foro-rosetta ecc., cosicché sovente l'applicazione del metodo consente solo valutazioni qualitative dello stato tensionale residuo. Al fine di ampliare i limiti di applicazione del metodo nonché al fine di consentire allo sperimentatore una accurata stima della incertezza delle tensioni valutate nel presente lavoro si propone una procedura per la correzione degli effetti delle principali grandezze di influenza nonché per il calcolo dell'incertezza dei risultati.

### Abstract

The hole-drilling method is one of the most used technique for the analysis of the residual stresses in mechanical components. For uniform residual stresses its practical application is standardised by the ASTM E837-08. The use of the method in accordance with the ASTM limitations, leads to results with a bias of about 10%. Unfortunately such limitations are in general quite restrictive so that the practical application of the method provides often only qualitative results about the residual stresses level. In order to extend such limitations as well as to allow the user an accurate estimation of the stress uncertainty, in the present work a procedure for the correction of the effects of the main error sources and for the stress uncertainty estimation is proposed.

**Parole chiave:** tensioni residue, metodo della rosetta forata, analisi dell'incertezza.

### 1. INTRODUZIONE

Il metodo della rosetta forata è uno dei metodi di analisi delle tensioni residue (TR) più diffusi grazie alla sua relativa economicità ed alla sua semplicità. Per TR uniformi nello spessore del componente esso è standardizzato dalla norma ASTM E837-08 [1]. L'applicazione del metodo nel rispetto dei limiti fissati dalla norma consente in generale una stima delle TR con un errore (bias) non superiore al 10% circa. Se una o più delle grandezze di influenza superano i limiti fissati dalla norma, situazione che si può verificare facilmente specie con riferimento al livello massimo delle TR, all'eccentricità ecc., l'applicazione del metodo fornisce solo una stima qualitativa dello stato tensionale residuo. In

ogni caso nessuna indicazione è fornita dalla norma per la stima dell'incertezza dei risultati. Al fine di superare tali inconvenienti nel presente lavoro è proposto un metodo analitico per la correzione degli errori sulle TR calcolate dovuti alle principali grandezze di influenza. Considerando le grandezze di influenza tutte indipendenti è altresì proposto un metodo per la stima dell'incertezza delle TR, in accordo con la norma ISO/TAG 4 [2]. E' stata perciò eseguita una analisi sistematica della propagazione degli errori e dell'incertezza delle TR tenendo conto dei risultati disponibili in letteratura circa gli effetti sulle TR calcolate delle principali sorgenti di errore. In dettaglio si possono citare gli studi riportati in [3,4] circa gli effetti delle tensioni indotte dalla foratura, dell'eccentricità foro-rosetta [5,6], delle deformazioni plastiche per concentrazione delle tensioni al fondo foro [7], dell'inclinazione del foro rispetto alla normale alla superficie del pezzo nel punto di misura [8], dell'incremento della temperatura nella zona dell'estensimetro dovuta all'esecuzione del foro [9,10] e del raggio di raccordo al fondo foro [11,12].

E' stato altresì considerato lo studio riportato in [13], basato sulla legge di propagazione dell'incertezza, in cui le varie grandezze di influenza sono suddivise in distinte classi di importanza.

## 2. GRANDEZZE DI INFLUENZA

I principali fattori che influenzano l'analisi sperimentale delle TR con il metodo della rosetta forata sono:

1. le tensioni indotte dalla foratura;
2. l'eccentricità foro-rosetta;
3. le deformazioni plastiche, per concentrazione delle tensioni al fondo foro;
4. l'inclinazione del foro;
5. il riscaldamento della zona dell'estensimetro dovuta all'esecuzione del foro;
6. il raggio di raccordo al fondo foro;
7. l'errore di misura del diametro e della profondità del foro.

Per quanto riguarda le tensioni indotte dalla foratura, in letteratura sono presenti studi che considerano diversi metodi di foratura (tradizionale, EDM, con aria abrasiva ecc.) su materiali sottoposti preventivamente a trattamento termico di distensione [3,4]. Essi mostrano che le tensioni indotte sono in genere di compressione ed hanno valori dell'ordine di 1-2 MPa per gli acciai al carbonio, di circa 10 MPa per le leghe di alluminio; in entrambi i casi si ha una significativa dispersione pari a circa 10 MPa. Evidentemente tali risultati non sono di validità generale in quanto per fissato materiale le tensioni indotte variano con il diverso trattamento termico (tempra ecc.) che come è noto modifica la struttura cristallina del materiale e quindi la durezza e le specifiche condizioni di taglio.

Per quanto riguarda l'eccentricità foro-rosetta, nel riferimento [5] è descritto uno studio analitico completo con formule per la correzione delle deformazioni misurate, valide per il caso di foro passante. Nel caso di foro cieco le formule di correzione possono essere trovate nello studio presentato in [6].

La norma ASTM non prevede alcuna procedura di correzione e fissa per l'eccentricità un valore massimo tollerato pari a  $\pm 0.004 D$ , essendo  $D$  il diametro medio della rosetta estensimetrica usata.

Sebbene effetti di plasticità per concentrazione delle tensioni al fondo foro possono verificarsi per livelli di TR del 25-30% della tensione di snervamento del materiale, in accordo con la norma ASTM E837-08, questi possono essere trascurati per tensioni fino al 50% della tensione di snervamento. L'effetto delle deformazioni plastiche per livelli di TR più elevati è stato affrontato da diversi ricercatori; in particolare in [6] gli autori descrivono una procedura di correzione analitica relativamente semplice ed accurata per tensioni residue fino al 90% della tensione di snervamento.

L'effetto dell'inclinazione del foro rispetto alla normale alla superficie del componente nel punto di misura non è stato ancora studiato approfonditamente. In [8] gli autori descrivono gli effetti dell'inclinazione del foro nel caso particolare di componente di spessore sottile con foro passante. Dal punto di vista sperimentale si è osservato che, per superficie piana del componente da analizzare, l'errore di perpendicolarità tra foro e superficie non supera il grado sessagesimale. E' mostrato in

particolare che per i comuni errori di inclinazione che possono commettersi sperimentalmente (in genere sempre inferiori a 1° sessagesimale) l'errore relativo sulle TR calcolate non supera l'1%.

Per quanto concerne gli effetti termici della foratura (riscaldamento locale del materiale nella zona dell'estensimetro), alcuni studi sono riportati in [9,10]; in questi gli autori mostrano come lo stesso estensimetro limitando localmente lo scambio termico con l'aria da luogo ad un campo termico non uniforme con un riscaldamento locale residuo di circa 0.5 °C che permane anche dopo diversi minuti dall'esecuzione del passo di foratura. In queste condizioni gli effetti termici sulla misura estensimetrica risultano significativi anche usando rosette auto-compensate.

Con riferimento agli effetti del raggio di raccordo al fondo foro, recenti studi riportati in [11,12] mostrano che, indipendentemente dal sistema di foratura usato (trapanatura a bassa o alta velocità, aria abrasiva, EDM ecc.) nel caso di foro cieco il fondo foro non risulta mai perfettamente piano, come previsto nelle simulazioni numeriche eseguite per il calcolo accurato dei coefficienti di influenza, ma è presente sempre un raggio di raccordo non trascurabile. Ciò influenza le deformazioni rilasciate in superficie e quindi le TR calcolate. A titolo di esempio in fig.1 è mostrata la sezione di un foro eseguito con un fresa a cono rovesciato in carburo di tungsteno: si osserva tipicamente un raggio di raccordo adimensionale medio  $\rho=r/D_0=0.10$  ( $r$  raggio di raccordo al fondo foro,  $D_0$  diametro del foro) con una deviazione standard del 20 % circa. In [11,12] gli autori propongono formule correttive delle deformazioni misurate, ottenute attraverso sistematiche simulazioni numeriche con il metodo agli elementi di contorno (codice Beasy®).

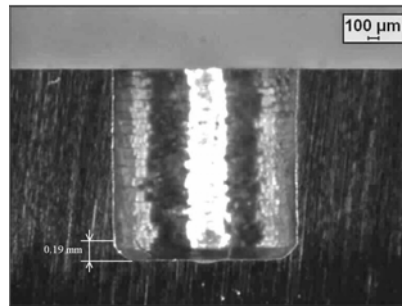


Figura 1 – Sezione diametrale di un foro eseguito con fresa a cono rovesciato in carburo di tungsteno.

Per quanto concerne l'errore di misura del diametro, l'effetto di tale sorgente di errore può essere trascurato con misure accurate, che in alcuni sistemi appositamente sviluppati per l'applicazione pratica del metodo [14,15] possono essere fatte mediante l'uso di comparatori centesimali o millesimali appositamente predisposti.

Gli errori sulla profondità del foro possono verificarsi a causa di un errato accostamento iniziale dell'utensile sulla superficie del componente da forare o per la forma dell'utensile stesso. Anche quando infatti l'accostamento non viene eseguito per osservazione diretta dell'operatore ma tramite il contatto elettrico tra superficie del pezzo (mat. conduttore) ed utensile, errori possono verificarsi a causa del fatto che il contatto iniziale si può avere su un'area molto limitata della superficie. In alcuni casi si può avere un errore di tipo sistematico di circa 0.05 mm- [16]. Ulteriori indagini sono comunque necessarie per conoscere meglio gli effetti di tale errore, fortemente legato alla geometria dell'utensile ed alla rugosità della superficie, sulle TR calcolate.

### 3. PROCEDURA DI CORREZIONE DELL'ERRORE SULLE TR

Per semplicità la procedura di correzione è esposta nel seguito con riferimento agli errori dovuti alle tensioni indotte dalla foratura, agli effetti termici, al raggio di raccordo al fondo foro ed agli errori di appostamento dell'utensile di foratura; la procedura può comunque essere applicata anche per la correzione dell'eccentricità foro-rosetta e per la correzione degli effetti della plasticità per concentrazione delle tensioni al fondo foro.

Nel caso più generale di componente di grosso spessore e foro cieco, il metodo di calcolo delle TR descritto nella norma ASTM consente la valutazione della componente idrostatica  $P$  e delle due componenti di taglio  $Q$  e  $T$  delle TR presenti, mediante le relazioni:

$$P = -\frac{E}{(1+\nu)} \frac{\sum_{i=1}^n a_i p_i}{\sum_{i=1}^n a_i^2}, \quad Q = -E \frac{\sum_{i=1}^n b_i q_i}{\sum_{i=1}^n b_i^2}, \quad T = -E \frac{\sum_{i=1}^n b_i t_i}{\sum_{i=1}^n b_i^2}, \quad (1-3)$$

essendo  $E$  e  $\nu$  rispettivamente il modulo di Young ed il coefficiente di Poisson del materiale,  $n$  il numero di passi della procedura di foratura,  $a_i$  e  $b_i$  i coefficienti d'influenza forniti dalla stessa norma;  $p_i$ ,  $q_i$  e  $t_i$  sono invece le tre componenti dello stato di deformazione rilassato all' $i$ -esimo passo di foratura, legate alle tre corrispondenti deformazioni  $\varepsilon_{j,i}$  ( $j=1-3$ ) misurate al passo  $i$ -esimo dalle relazioni:

$$p_i = \frac{\varepsilon_{3,i} + \varepsilon_{1,i}}{2}, \quad q_i = \frac{\varepsilon_{3,i} - \varepsilon_{1,i}}{2}, \quad t_i = \frac{\varepsilon_{3,i} + \varepsilon_{1,i} - 2\varepsilon_{2,i}}{2}. \quad (4-6)$$

Il calcolo dello stato tensionale residuo uniforme univocamente definito dalle tensioni principali e dall'angolo  $\beta$  che la griglia 1 della rosetta estensimetrica forma con la direzione della massima tensione  $\sigma'_{\max}$ , si effettua tramite le seguenti relazioni:

$$\sigma'_{\max, \min} = P \pm \sqrt{Q^2 + T^2}, \quad \beta = \frac{1}{2} \arctan \frac{-T}{-Q}. \quad (7, 8)$$

L'apice presente nella (7) indica che le tensioni così calcolate risentono in generale della presenza delle tensioni indotte dalla foratura  $\sigma_{ind}$ . Tenendo conto che lo stato tensionale indotto è biassiale [3,4] e rappresentato dall'unica tensione  $\sigma_{ind}$  ed ipotizzando che questa sia costante ai vari passi di foratura, la correzione dell'errore sulle tensioni principali dovuto alle tensioni indotte si esegue mediante la semplice formula:

$$\sigma_{\max, \min} = \sigma'_{\max, \min} - \sigma_{ind}. \quad (9)$$

Si osservi che la biassialità delle tensioni indotte fa sì che il valore di  $\beta$  non è influenzato dalla presenza delle  $\sigma_{ind}$ .

La correzione dovuta all'inclinazione del foro non può essere effettuata in quanto è noto soltanto il massimo errore che può essere commesso e non la relazione tra errore di inclinazione e corrispondente errore effettivo sulle TR calcolate. Tenuto conto che tale errore è relativamente piccolo di esso si terrà conto nel seguito, nella valutazione della incertezza totale delle TR compute con il metodo del foro. Per quanto concerne la correzione da apportare per tener conto dell'effetto del riscaldamento locale dovuto alla foratura, occorre anzitutto tenere presente che le deformazioni termiche apparenti degli estensimetri della rosetta sono comprese tra 0 (compensazione completa) ed il valore  $\alpha_s \Delta T$  (deformazione termica completamente impedita), indicando con  $\alpha_s$  il coefficiente di dilatazione termica del materiale costituente il componente da analizzare. Pertanto, ipotizzando una ragionevole distribuzione statistica rettangolare si può procedere alla correzione di ciascuna deformazione misurata  $\varepsilon_{r,T,i,j}$  influenzata dal riscaldamento locale ( $T$ ) ma anche dal raggio di raccordo al fondo foro ( $r$ ), considerando l'errore medio pari a  $\frac{1}{2} \alpha_s \Delta T$ . Si ha cioè:

$$\varepsilon_{r,j,i} = \varepsilon_{rT,j,i} - \varepsilon_T = \varepsilon_{rT,j,i} - \frac{1}{2} \alpha_s \Delta T. \quad (10)$$

In accordo con i risultati degli studi riportati in [11,12], le deformazioni  $\varepsilon_{r,j,i}$  influenzate dal raggio di raccordo al fondo foro possono essere corrette mediante la relazione:

$$\varepsilon_{j,i} = \frac{\varepsilon_{r,j,i}}{\left(1 + \frac{sd_{\%o,i}}{100}\right)}, \quad (11)$$

$$\text{dove: } sd_{\%o,i} = \sum_{l=1}^3 \sum_{m=0}^5 \left[ \left( c_{0lm} + c_{1lm} \frac{D_0}{D} + c_{2lm} \frac{D_0^2}{D^2} \right) \left( \frac{r}{D_0} \right)^l (2h_i)^m \log(2h_i) \right], \quad (12)$$

essendo  $sd_{\%o,i}$  lo scostamento percentuale delle deformazioni misurate, dovuto alla presenza del raggio di raccordo al fondo foro,  $D$  il diametro medio della rosetta,  $\rho=r/D_0$  il raggio adimensionale di raccordo al fondo foro,  $h_i$  la profondità adimensionale del foro definita come  $h_i=z_i/D$ , con  $z_i$  profondità corrente del foro. I coefficienti  $c_{klm}$  ( $k=0-2$ ) sono dei parametri che dipendono dal tipo di rosetta estensimetrica utilizzata.

L'ultima correzione da apportare riguarda l'errore di misura della profondità del foro dovuta essenzialmente all'errore di appostamento dell'utensile. Per quanto detto al capitolo precedente, chiamando  $z_0$  la distanza stimata tra l'utensile e la superficie del componente al momento dell'inizio della foratura, la profondità corretta è data dalla semplice relazione:

$$z_i = z'_i - z_0, \quad (13)$$

dove con  $z'_i$  si sono indicate le profondità misurate. La correzione delle profondità di foratura si ripercuote direttamente sulla determinazione dei coefficienti d'influenza. In questo lavoro, per determinare il valore dei coefficienti d'influenza, si è utilizzata una semplice relazione polinomiale del tipo:

$$a_i = \sum_{r=0}^3 \sum_{s=1}^6 \alpha_{r,s} \left( \frac{D_0}{D} \right)^r h_i^s \quad (14)$$

$$b_i = \sum_{r=0}^3 \sum_{s=1}^6 \beta_{r,s} \left( \frac{D_0}{D} \right)^r h_i^s \quad (15)$$

dove  $\alpha_{r,s}$  e  $\beta_{r,s}$  sono i coefficienti dei polinomi interpolanti, individuati con il metodo dei minimi quadrati.

#### 4. VALUTAZIONE DELL'INCERTEZZA DELLE TR

Per la determinazione dell'incertezza delle TR calcolate è necessario conoscere l'incertezza con cui sono noti i principali parametri e grandezze di influenza. Trascurando come prima per semplicità l'eccentricità foro-rosetta e i fenomeni di plasticità per concentrazione delle tensioni al fondo foro, occorre in pratica conoscere l'incertezza dei seguenti parametri e grandezze:

1. fattore di taratura  $K$  delle griglie estensimetriche;
2. resistenza  $R_0$  delle griglie estensimetriche;
3. precisione dello strumento di misura delle deformazioni;
4. deformazione apparente dovuta all'incremento di temperatura a seguito della foratura;
5. raggio di raccordo al fondo foro;
6. diametro del foro;
7. profondità dei passi di foratura e della quota iniziale di foratura;
8. modulo di Young del materiale;
9. coefficiente di Poisson del materiale;
10. tensioni indotte dalla foratura;

In accordo con la norma ISO/TAG-4 la legge di propagazione dell'incertezza per grandezze di influenza indipendenti è data dalla semplice relazione quadratica [2]:

$$u_c^2(y) = \sum_{s=1}^N c_s^2 u^2(x_s), \quad (18)$$

indicando con  $y$  ed  $x_s$  rispettivamente la grandezza di interesse ed i relativi parametri di influenza, con  $u_c(y)$  e con  $u(x_s)$  le relative incertezze. Le costanti  $c_s$  sono i cosiddetti *coefficienti di sensibilità*. Nel caso sia nota la relazione analitica tra  $y$  e  $x_s$  il generico coefficiente di sensibilità è dato dalla ovvia relazione:

$$c_s = \frac{\partial y}{\partial x_s}. \quad (19)$$

In assenza di una relazione analitica tra il misurando ( $y$ ) ed i parametri di influenza ( $x_s$ ) i coefficienti di sensibilità  $c_s$  possono essere determinati attraverso una analisi statistica basata su dati sperimentali o numerici.

Applicando la (18) alla (1) si ottiene la formula che fornisce l'incertezza di  $P$  in funzione dei 4 parametri di influenza:

$$u_c^2(P) = \left[ \frac{1}{(1+\nu)} \frac{\sum_{i=1}^n a_i p_i}{\sum_{i=1}^n a_i^2} \right]^2 u^2(E) + \left[ \frac{E}{(1+\nu)^2} \frac{\sum_{i=1}^n a_i p_i}{\sum_{i=1}^n a_i^2} \right]^2 u^2(\nu) + \sum_{i=1}^n \left[ \frac{E}{(1+\nu)} \frac{a_i}{\sum_{j=1}^n a_j^2} \right]^2 u_c^2(p_i) + \sum_{i=1}^n \left[ \frac{E}{(1+\nu)} \frac{p_i \sum_{j=1}^n a_j^2 - 2a_i \sum_{j=1}^n a_j p_j}{\left( \sum_{j=1}^n a_j^2 \right)^2} \right]^2 u_c^2(a_i). \quad (20)$$

Relazioni analoghe alla (20) si ottengono per le componenti di taglio  $Q$  e  $T$  applicando la (18) alle (2) e (3). Le incertezze  $u_c(p_i)$ ,  $u_c(q_i)$  e  $u_c(t_i)$  presenti nella (20) possono essere calcolate applicando la (18) alle (4-6), note le incertezze delle deformazioni corrette  $\varepsilon_{j,i}$ , mentre le incertezze  $u_c(a_i)$  e  $u_c(b_i)$  possono essere dedotte applicando la (18) alle (14-15), note le incertezze dei passi di foratura  $z_i$ , del diametro del foro  $D_0$  e dei coefficienti ASTM a causa della precisione del calcolo numerico e della accuratezza dell'approssimazione polinomiale col metodo dei minimi quadrati.

Le incertezze  $u_c(\varepsilon_{rT,j,i})$  sono deducibili applicando la (18) alla nota relazione dell'estensimetria:

$$\varepsilon_{rT,j,i} = \frac{1}{K_j} \frac{\Delta R_{j,i}}{R_0}, \quad (21)$$

dove con  $K_j$  e  $R_0$  si sono indicati rispettivamente il fattore di taratura e la resistenza della griglia estensimetrica. Si otterrà quindi:

$$u_c^2(\varepsilon_{rT,j,i}) = \left( \frac{\varepsilon_{rT,j,i}}{K_j} \right)^2 u^2(K_j) + \left( \frac{\varepsilon_{rT,j,i}}{R_0} \right)^2 u^2(R_0) + u^2(W), \quad (22)$$

dove con  $u(W)$  si è indicata l'incertezza del ponte di Wheatstone. Quindi:

$$u_c^2(\varepsilon_{r,j,i}) = u_c^2(\varepsilon_{rT,j,i}) + u_c^2(\varepsilon_T), \quad (23)$$

$$u_c^2(\varepsilon_{j,i}) = \left[ \frac{100}{(100 + sd_{\%i})} \right]^2 u_c^2(\varepsilon_{r,j,i}) + \left[ \frac{100\varepsilon_{r,j,i}}{(100 + sd_{\%i})^2} \right]^2 u_c^2(sd_{\%i}). \quad (24)$$

Le incertezze  $u_c(sd_{\%i})$  si ottengono applicando la (18) alla (12). Applicando infine la (18) alla (7) si ha:

$$u_c^2(\sigma'_{\max,\min}) = u_c^2(\sigma') = u_c^2(P)^2 + \left( \frac{Q}{\sqrt{Q^2 + T^2}} \right)^2 u_c^2(Q) + \left( \frac{T}{\sqrt{Q^2 + T^2}} \right)^2 u_c^2(T), \quad (25)$$

quindi dalla (9) e dalla (8) si perviene alle relazioni:

$$u_c^2(\sigma_{\max,\min}) = u_c^2(\sigma) = u_c^2(\sigma') + u^2(\sigma_{ind}) + u^2(\sigma_{incl}), \quad (26)$$

$$u_c^2(\beta) = \left( \frac{\frac{1}{2}T}{Q^2 + T^2} \right)^2 u_c^2(Q) + \left( \frac{\frac{1}{2}Q}{Q^2 + T^2} \right)^2 u_c^2(T), \quad (27)$$

dove con  $u_c(\sigma_{ind})$  si è indicata l'incertezza con cui sono note le tensioni indotte dalla foratura e con  $u_c(\sigma_{incl})$  l'incertezza sulle TR calcolate dovuta all'inclinazione del foro [8].

## 5. SIMULAZIONI NUMERICHE

Al fine di applicare concretamente le procedura di correzione e di valutazione dell'incertezza delle TR principali e dell'angolo  $\gamma$  ( $\gamma = 90 - \beta$ ) calcolati, è stato implementato in ambiente Matlab<sup>®</sup> un codice che consente di simulare l'applicazione del metodo del foro ad un caso noto di TR, fissando i valori di tutti i parametri di influenza. In dettaglio, partendo dallo stato tensionale assegnato le componenti di deformazione teoriche sono calcolate utilizzando le (1-3) e le seguenti relazioni:

$$p_i = \frac{(1+\nu)P}{E} a_i = \phi a_i; \quad q_i = \frac{Q}{E} b_i = \theta b_i; \quad t_i = \frac{T}{E} b_i = \tau b_i. \quad (28-30)$$

È stato così simulata l'applicazione del metodo per l'analisi di uno stato di TR con  $\sigma_{\max} = 100$  MPa,  $\sigma_{\min} = -40$  MPa e  $\gamma = 20^\circ$ , applicando una rosetta ASTM tipo "A" con  $D = 5.13$  mm, resistenza delle griglie estensimetriche e fattori di taratura  $R_0 = 120 \Omega$   $K_j = 1.95$  ( $j = a, b, c$ ), ed eseguendo un foro centrato con diametro  $D_0 = 2.00$  mm, mediante  $n = 8$  passi di approfondimento successivi di ampiezza di 0.25 mm per una profondità nominale massima  $z_{\max} = 2.00$  mm. È stato considerato un componente in acciaio con  $E = 200$  GPa, di  $\nu = 0.3$  e coefficiente di dilatazione termica  $\alpha_s = 10 \cdot 10^{-6} 1/^\circ C$ .

Per le grandezze di influenza sono stati considerati i seguenti valori: tensioni indotte dalla foratura  $\sigma_{ind} = 1.5$  MPa, variazione di temperatura dopo la foratura  $\Delta T = 0.5^\circ$ , distanza iniziale tra utensile e superficie  $z_0 = 0.07$  mm, raggio adimensionale di raccordo al fondo foro  $\rho = r/D_0 = 0.10$ .

In tabella 1 sono riportati sinteticamente i risultati delle simulazioni ottenute con il codice Matlab:

Tabella 1 – Effetti delle varie grandezze di influenza sulle TR calcolate.

	$\sigma_{max}$ [MPa]	$\sigma_{min}$ [MPa]	$\gamma$ [°]
Valori teorici	100.0	-40.0	20.0
Influenza delle tensioni indotte	101.5	-38.5	20.0
Influenza della temperatura residua	97.8	-42.2	20.0
Influenza dell'errore di appostamento	97.2	-38.7	20.0
Influenza del raggio di raccordo fondo foro	97.6	-39.2	20.0
Effetti cumulati	93.8	-36.8	20.0

La tabella 1 mostra che nel caso studiato, ad eccezione delle tensioni indotte, le grandezze di influenza considerate danno luogo ad errori confrontabili sempre inferiori al 7-8 % circa. Se si trascurano gli effetti delle varie grandezze di influenza si commette un errore complessivo cumulato di 6.2 MPa per la  $\sigma_{max}$  e di 3.2 MPa per la  $\sigma_{min}$ . Per quanto riguarda l'angolo  $\gamma$ , si osserva che questo non risente di nessuna delle grandezze considerate; Infatti, l'effetto delle tensioni indotte è nullo per la biassialità, l'effetto del riscaldamento locale, dell'errore di appostamento e del raggio di raccordo al fondo foro sono nulli in quanto anche questi sono caratterizzati da simmetria rispetto al centro foro.

In dettaglio la distanza iniziale tra utensile e superficie modifica il valore dei coefficienti d'influenza  $b_i$  in  $b'_i$ , ma non il rapporto  $Q/T$  essendo:

$$\frac{Q}{T} = \frac{\sum_{i=1}^n t_i b'_i}{\sum_{i=1}^n q_i b'_i} = \frac{\sum_{i=1}^n \tau b_i b'_i}{\sum_{i=1}^n \theta b_i b'_i} = \frac{\tau}{\theta}, \quad (31)$$

L'effetto che concretamente influenza il calcolo del valore di  $\gamma$  è l'eccentricità foro-rosetta [5].

Una volta corretti tutti gli effetti considerati si è passati alla determinazione dell'incertezza delle TR calcolate utilizzando i seguenti valori ricorrenti dell'incertezza delle varie grandezze di influenza considerate:

1.  $u(K_j) = 1.5\% K_j = 0.029$  ;
2.  $u(R_0) = 0.35\% R_0 = 0.420\Omega$
3.  $u(W) = 1\mu\epsilon$  ;
4.  $u(\epsilon_T) = \frac{0.25\alpha_s}{\sqrt{3}} = 1.44\mu\epsilon$  ;
5.  $u(\rho) = 21.6\% \rho = 0.022$  ;
6.  $u(D_0) = \frac{0.01}{\sqrt{3}} = 0.006$  mm;
7.  $u(z) = \frac{0.01}{\sqrt{3}} = 0.006$  mm;
8.  $u(z_0) = 10.7\% z_0 = 0.0075$  mm;
9.  $u(E) = 3\% E = 6000$  MPa;
10.  $u(\nu) = 3\% \nu = 0.009$  ;
11.  $u(\sigma_{ind}) = 11$  MPa;



12.  $u(\sigma_{incl}) = 1\% \sigma_{\max, \min} = [1.0; 0.4] \text{ MPa}$ ;
13.  $u_0(a_i) = 1\% \max(a_i) = 0.003$  ;
14.  $u_0(b_i) = 1\% \max(b_i) = 0.007$  ;
15.  $u_0(sd_{\%}) = 1.0\%$  .

In tabella 2 sono sinteticamente riportate le incertezze calcolate considerando separatamente ciascuna grandezza di influenza, nonché l'incertezza totale cumulata sulle TR principali e sul relativo angolo  $\gamma$  di orientamento; sono altresì riportati i relativi coefficienti di sensibilità.

Tabella 2 – Incertezze standard calcolate e coefficienti di sensibilità per il caso studiato.

Inceteezze	$u_c(\sigma_{\max})$ [MPa]	$u_c(\sigma_{\min})$ [MPa]	$u_c(\gamma)$ [°]	$c_s(\sigma_{\max})$	$c_s(\sigma_{\min})$	$c_s(\gamma)$
$u(K_a)$	0.431	0.431	0.089	15.14	15.14	3.138
$u(K_b)$	0.246	0.246	0.120	8.621	8.621	4.207
$u(K_c)$	0.228	0.228	0.047	8.034	8.034	1.655
$u(R_0)$	0.127	0.127	0.037	0.309	0.309	0.088
$u(W)$	0.311	0.311	0.085	334000	334000	91000
$u(\varepsilon_T)$	0.449	0.449	0.123	335000	335000	90970
$u(\rho)$	8.879	8.879	2.409	410.0	410.0	111.5
$u(D_0)$	0.454	0.454	0.147	79.83	79.83	26.00
$u(z)$	0.229	0.229	0.077	40.17	40.17	13.67
$u(z_0)$	0.171	0.171	0.058	22.80	22.80	7.733
$u(E)$	1.779	1.779	0.598	$2.96 \cdot 10^{-4}$	$2.96 \cdot 10^{-4}$	$9.97 \cdot 10^{-5}$
$u(\nu)$	0.218	0.218	0	24.22	24.22	0
$u(\sigma_{ind})$	11.00	11.00	0	1	1	0
$u(\sigma_{incl})$	1.00	0.40	0	1	1	0
$u_0(a_i)$	0.464	0.464	0	166.0	166.0	0
$u_0(b_i)$	0.763	0.763	0.303	116.9	116.9	46.43
$u_0(sd_{\%})$	0.374	0.374	0.108	0.383	0.383	0.110
Composta	14.35	14.32	2.519			

Dalla tabella 2 si evince che i contributi più rilevanti sull'incertezza delle TR sono dovuti all'incertezza delle tensioni indotte dalla foratura (11 MPa) ed all'effetto del raggio di raccordo al fondo foro (8.9 MPa), mentre gli altri effetti non superano i 2 MPa. L'unico contributo significativo sull'incertezza dell'angolo  $\gamma$  è invece il raggio di raccordo al fondo foro con un valore di 2.4° a fronte di un'incertezza totale di 2.5°. Gli effetti illustrati con la presente simulazione dipendono dal particolare stato tensionale studiato, in quanto sia gli errori sia l'incertezza dipendono in generale dal valore delle TR e dal valore dell'angolo  $\gamma$ .

## 6. CONCLUSIONI

In questo lavoro è proposta una semplice procedura per la correzione degli effetti sulle TR valutate con il metodo del foro, delle principali grandezze di influenza. E' altresì proposta una procedura per la stima della incertezza delle TR calcolate, a partire dalla incertezza con cui sono note le varie

grandezze di influenza. Le procedure sono state esposte in dettaglio considerando gli effetti delle tensioni indotte dalla foratura, dell'incremento di temperatura nella zona dell'estensimetro dopo la foratura, della distanza iniziale tra l'utensile e la superficie del componente e del raggio di raccordo al fondo foro. Mediante successive simulazioni numeriche condotte con un codice appositamente sviluppato in ambiente Matlab®, si è mostrato che in presenza di eccentricità ed effetti di plasticità trascurabili, gli effetti di ordinari valori delle altre grandezze di influenza possono dar luogo ad errori del 8-9% circa sulle TR calcolate (errore massimo pari a circa 6 MPa). Nessun errore si ha invece sull'angolo di orientamento  $\gamma$ .

Per quanto concerne invece l'incertezza sulle TR principali e sull'angolo  $\gamma$ , il caso studiato mediante simulazione ha mostrato che gli effetti maggiori sono dovuti all'incertezza delle tensioni indotte dalla foratura ( $\pm 10$  MPa circa) ed all'incertezza del raggio di raccordo al fondo foro ( $\pm 9$  MPa circa), mentre le incertezze degli altri parametri comportano un effetto generalmente di un ordine di grandezza inferiore. L'incertezza dell'angolo  $\gamma$  è dovuta quasi esclusivamente all'incertezza del raggio di raccordo al fondo foro.

Gli errori dovuti alle varie grandezze di influenza e l'incertezza dipendono comunque dallo stato tensionale presente nel componente. Questo non permette di effettuare una valutazione generale di tali grandezze e comporta la necessità di disporre di uno strumento di una procedura di calcolo applicabile al singolo caso esaminato.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] “ASTM E837-08 Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method” *ASTM International*, 2008.
- [2] ISO/TAG 4 – Guide to the expression of the Uncertainty in Measurement (1993).
- [3] M. T. Flaman, J. A. Herring, “Comparison of four hole-producing techniques for the centre-hole residual-stress measurement method” *Experimental techniques*, 9 (8), 1985.
- [4] M. T. Flaman, J. A. Herring, “SEM/ASTM round-robin residual stress-measurement study-phase I” *Experimental Techniques*, 10 (5), 1986.
- [5] A. Ajovalasit, “Measurement of residual stresses by the hole-drilling method: influence of hole eccentricity” *Journal of Strain Analysis*, 14 (4), 1979.
- [6] P. Sandifer, G.E. Bowie “Residual Stress by Blind-hole Method with Off-center Hole” *Experimental Mechanics*, 18 (5), 1978.
- [7] M. Beghini, L. Bertini, P. Raffaelli, “Numerical analysis of plasticity effects in the hole-drilling residual stress measurement” *Journal of testing evaluation, jteva*, 22 (6), 1994.
- [8] C. Kim, W. H. Yang, S. P. Heo, “Influence of inclined holes in measurement of residual stress by the hole drilling method” *KSME International Journal*, 15 (12), 2001.
- [9] M. Honner, P. Litos, M. Svantner, “Thermography analyses of the hole-drilling residual stress measuring technique” *Infrared Physics and Technology*, 45 2004.
- [10] P. Litos, M. Svantner, M. Honner, “Simulation of strain gauge thermal effects during residual stress hole drilling measurements” *Journal of strain analysis*, 5 (7), 2005.
- [11] M. Scafidi, E. Valentini, B. Zuccarello, “Effetti del raggio di raccordo al fondo foro nella analisi delle tensioni residue con il metodo della rosetta forata” *XXXVI convegno nazionale AIAS*, 2007.
- [12] M. Scafidi, E. Valentini, B. Zuccarello, “Effect of the hole-bottom fillet radius on the residual stress analysis by the hole drilling method” *ICRS-8 The 8<sup>th</sup> International Conference on Residual Stress – Denver, CO (U.s.a.)*, 2008.
- [13] R. Oettel, “The determination of uncertainties in residual stress measurement” *SM&T-UNCERT COP 15 2000*.
- [14] Valentini E., “An automatic system for measuring non-uniform residual stress by the hole drilling Method”, *XIII IMEKO World Congress*, Torino Settembre 1994, pp. 1904-1909.
- [15] SINT Technology – Sistema automatico per la misura delle tensioni residue – Manuale di uso e manutenzione. – Versione 10 - 2008
- [16] E. Valentini, A. Benincasa, L. Bertini, M. Beghini, C. Santus-“Problematiche di misura delle tensioni residue con il metodo del foro nei pressi della superficie” - *XXXVII convegno nazionale AIAS*, 2008.