

L'INFLUENZA DELLA PALLINATURA SULLA SOGLIA DI PROPAGAZIONE DI UN ACCIAIO NITRURATO

C. Colombo^a, M. Guagliano^{a*}, L. Vergani^a

^a *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano, Via La Masa 34, 20156 Milano*

^{*} *E-mail: mario.guagliano@polimi.it; Tel.: 02.2399.8206; Fax.: 02.2399.8202*

SOMMARIO

In questo lavoro sono stati considerati dei provini in acciaio per analizzare gli effetti dei trattamenti superficiali di nitrurazione e pallinatura sul comportamento a fatica. E' stata variata l'intensità di pallinatura, e per ognuna di esse si sono ottenuti gli andamenti degli sforzi residui misurati attraverso diffrattometria a raggi X. Dalle prove sperimentali di fatica flessionale, con provini sui quali è stato praticato un microforo elettroeroso o fresato per introdurre la presenza di una cricca, si sono osservati dei casi di propagazione. La superficie di frattura dei provini rotti è stata osservata al SEM per determinare l'eventuale punto d'innescio, mentre i provini non rotti sono stati sezionati per verificare la presenza di cricche non propagate. I risultati hanno permesso di determinare un valore di soglia di propagazione del materiale nitrurato e nitrurato-pallinato.

ABSTRACT

In this paper steel specimens have been detected to analyze the effects of surface treatments of nitriding and shot peening on fatigue behaviour. Varying the different peening intensities, the resulting residual stresses were measured by means of an X-ray diffractometer. From rotating bending fatigue tests on specimens including a micro blind hole made by electro-erosion or milled, acting as a pre-existent crack, different propagations have been observed. The fracture surface of broken specimens was observed with a SEM to detect the crack growth initiation point. The run-out specimens were broken to detect the presence of non-propagating cracks. The results allowed to determine the propagation threshold of nitrided and nitrided-peened material.

1. INTRODUZIONE

Per migliorare le prestazioni di componenti e strutture sollecitati a fatica è da tempo utilizzato, in ambito industriale, il trattamento superficiale della pallinatura [1]. Alla base di questo trattamento c'è la deformazione a freddo degli strati superficiali attraverso l'impatto di sfere accelerate e indirizzate opportunamente i cui effetti sono principalmente l'introduzione di un campo di sforzi residui di compressione e l'incrudimento degli strati superficiali di materiale. Le tensioni residue di compressione in superficie nascono a causa dell'espansione degli strati superficiali di materiale che, una volta colpiti dall'impatto, tendono ad espandersi mentre la regione adiacente ad essi reagisce elasticamente.

La pallinatura è in genere applicata come ultimo trattamento dopo quelli termo-chimici di indurimento, per evitare di modificare il profilo di sforzi indotti. Ampiamente trattata in precedenti lavori è la sinergia tra cementazione e pallinatura, in termini di influenza sulla vita a fatica, in particolare nel caso degli ingranaggi. Le ruote dentate, infatti, sono generalmente sottoposte al trattamento di cementazione per incrementarne la durezza superficiale e migliorarne l'usura e la resistenza a fatica flessionale da contatto, facendo particolare attenzione alla fatica alternata alla base dei denti [2, 3]. La cementazione, tuttavia, viste le elevate temperature richieste nel processo (~800°C), induce facilmente distorsioni geometriche, rendendo necessarie successive lavorazioni: per prevenire

ulteriori passaggi, i produttori di ingranaggi stanno sempre più considerando la nitrurazione come trattamento possibile in sostituzione alla cementazione. Infatti, la nitrurazione non induce distorsione dei denti, viste le temperature richieste (~530°C), incrementa la durezza superficiale ed ha una profondità di transizione prossima a quella del massimo sforzo tangenziale, secondo la teoria Hertziana. Il trattamento raggiunge comunque profondità inferiori a quelle indotte dalla cementazione. Queste considerazioni hanno a lungo frenato l'applicazione della nitrurazione alle ruote dentate, e solo recentemente questo trattamento termo-chimico sta divenendo sempre più utilizzato nelle trasmissioni di potenza ad ingranaggi. Sotto questa luce l'applicazione della pallinatura si dovrebbe rivelare utile per migliorare la resistenza delle ruote dentate, sia nella fatica da contatto rotante che nella fatica flessionale alla radice del dente. L'effetto sinergico tra pallinatura e nitrurazione è stato analizzato e confermato in altri articoli, come [4, 5, 6, 7]. L'influenza della pallinatura sulla vita a fatica è legata non tanto alla prevenzione della nucleazione di cricche, quanto all'arresto della loro propagazione [8, 9].

Partendo da tale considerazione, sono state sviluppate delle prove sperimentali sollecitando dei provini a fatica flessionale. Particolarità di questi è la presenza di un microforo superficiale di profondità variabile, tra 0.080 e 0.250 mm, che introduce una pre-criccata e svolge da epicentro per una sua propagazione: a causa della finitura superficiale, non è infatti univoca la determinazione del primo sito di nucleazione. Ottenuto per elettroerosione o per fresatura, il microforo è completamente immerso nel campo di tensioni residue.

Per meglio osservare l'influenza della pallinatura, i provini sono stati trattati variando l'intensità secondo la scala di misura Almen. Dalle prove sperimentali si è potuto analizzare il comportamento degli strati nitrurati rispetto alla propagazione della cricca, e determinare il valore di soglia di ΔK dello strato nitrurato e le sue variazioni rispetto alla distribuzione di sforzi residui. E' stato inoltre possibile osservare l'innescò della cricca da inclusioni interne e legare questo fenomeno al campo di sforzi residui.

2. PROVE SPERIMENTALI

I provini a clessidra, utilizzati nelle analisi sperimentali per determinare la resistenza a fatica flessionale del materiale trattato, sono stati realizzati per tornitura a partire da barre di 39NiCrMo3 ($R_m=1053$ MPa, $R_s=940$ MPa, modulo elastico=206'000 MPa, allungamento=20%).

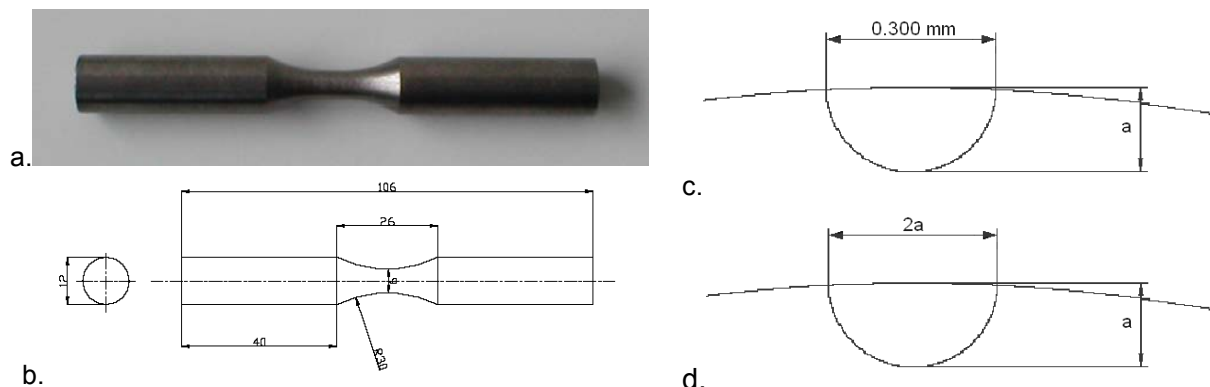


Fig. 1. a, b - Geometria dei provini; c, d - Particolare del microforo (E e F).

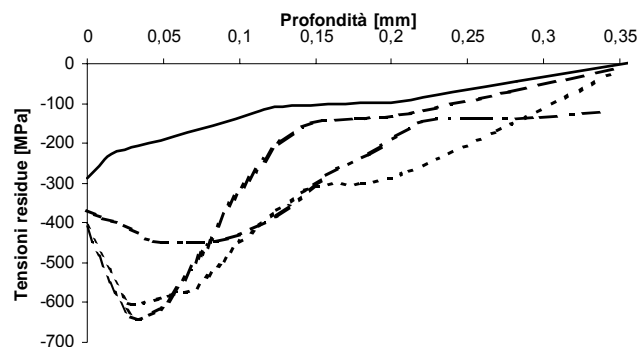


Fig. 2 - Sforzi residui misurati con il diffrattometro: — nitrurati NE; - - pallinati 12AE; - - - pallinati 18AE; - - - pallinati 18AF.

Tutti i provini hanno subito un trattamento di nitrurazione gassosa ($T = 520^{\circ}\text{C}$, durata = 50 h); alcuni dei provini sono poi stati pallinati con intensità 12 e 18 Almen. Nella zona centrale dei provini, in corrispondenza della sezione minore, è stato praticato un foro che funge da innesco per la propagazione della cricca e permetta di valutare se e quanto la pallinatura influenzi la soglia di propagazione per fatica di acciai nitrurati. In una prima serie di provini (indicata con E), il microforo è stato elettroeroso: in questo modo si è evitato di alterare il campo di tensioni residue già presenti. Questa tecnica ha tuttavia portato ad una scarsa tolleranza dimensionale, in particolare la profondità del microforo è abbastanza variabile. La geometria del foro di questa prima serie è mostrata in Fig.1.c. Nella seconda serie (indicata con F), il microforo è stato invece praticato con una microfresa, per avere un migliore controllo di forma, ma introducendo una modifica alle tensioni residue iniziali; la geometria è visibile in Fig.1.d.

I provini sono quindi stati suddivisi nei tre seguenti lotti:

- Nitrurati, NE: profondità del foro elettroeroso $a \approx 0.150$ mm ;
- Nitrurati e pallinati, 12AE100–12AE150 : intensità di pallinatura 12 Almen, profondità del foro elettroeroso $a \approx 0.080$ – 0.100 mm e $a \approx 0.150$ mm;
- Nitrurati e pallinati, 18AE100–18AE150 : intensità di pallinatura 18 Almen, profondità del foro elettroeroso $a \approx 0.080$ – 0.100 mm e $a \approx 0.150$ mm;
- Nitrurati e pallinati, 18AF200–18AF250 : intensità di pallinatura 18 Almen, profondità del foro fresato $a \approx 0.200$ mm e $a \approx 0.250$ mm;

La rilevazione delle tensioni residue è stata eseguita attraverso il diffrattometro a raggi X AST X3000 (radiazione al Cr, filtro in Vn, metodo del $\sin^2\psi$, 11 angoli di osservazioni); l'area irradiata nella misura è approssimativamente 1 mm^2 .

Le tensioni residue sono state misurate in zone lantane dai microfori, supponendo che l'elettroerosione non modifichi il loro andamento. I valori ottenuti sono riportati in Fig.2. Il lotto con foro fresato, pur essendo costituito di materiale nominalmente analogo e con stesso tipo di trattamento termico e meccanico rispetto quello con foro elettroeroso, ha presentato un andamento di tensioni residue molto differente. Gli sforzi misurati, tuttavia, sono solo indicativi: la misura delle tensioni residue locali sulla superficie del foro fresato è impossibile da effettuare con la tecnica della diffrattometria, in quanto l'area irraggiata non è sufficientemente ampia. Si è quindi ipotizzato un loro rilassamento a causa della fresatura, riducendone il valore del 50% ed ottenendo i valori mostrati in Fig.2 per il lotto 18AF.

I test di fatica flessionale, hanno portato ai risultati riportati in Tab.1 in termini di carico applicato, cicli, inclusioni e geometria del foro. La sua profondità, in particolare, è stata misurata sulla sezione, quando la rottura del provino è avvenuta in corrispondenza di essa; nel caso in cui la frattura si sia propagata su altre sezioni, non è stato possibile misurare la profondità effettiva del microforo. I risultati del limite di fatica, determinati col metodo proposto da Dixon [10], sono riportati nella seguente Tab.2: è evidente il miglioramento indotto attraverso la pallinatura rispetto al caso semplicemente nitrurato.

Tab.1 - Analisi sperimentali (per i provini pallinati, la cricca propaga da: I = inclusione, M = microforo).

a.

Provini nitrurati (NE) $a = 0.150\text{mm}$			
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli
1	360	non rotto	> 2'000'000
2	380	non rotto	> 2'000'000
3	400	rotto(M)	300'984
4	380	rotto(M)	184'272
5	360	non rotto	> 2'000'000
6	380	rotto(M)	299'693
7	360	non rotto	> 2'000'000
8	380	rotto(M)	233'327
9	360	non rotto	> 2'000'000

b.

Provini nitrurati e pallinati 12 Almen (12AE100)						
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli	a [mm]	profondità inclusione [mm]	composizione e inclusione
1	740	non rotto	> 2'000'000	0.080	/	
2	760	rotto (I)	1'012'280	/	0.415	Al, Pb
3	740	rotto (I)	1'800'116	/	0.376	Ca, Pb

4	720	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	
5	740	non rotto	> 2'000'000	0.080	/	
6	760	rotto (I)	1'992'351	/	0.675	Al
7	740	rotto (I)	807'645	/	0.344	Al, Pb
8	720	non rotto	> 2'000'000	/	0.460	/
9	740	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	
10	760	non rotto	> 2'000'000	0.085	/	
11	780	rotto (M)	129'153	0.100	/	
Provini nitrurati e pallinati 12 Almen (12AE150)						
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli	a[mm]	profondità inclusione [mm]	composizion e inclusione
12	660	non rotto	> 2'000'000	0.150	/	
13	680	rotto (M)	255'657	0.150	/	
14	660	non rotto	> 2'000'000	0.150	/	
15	680	rotto (M)	111'001	0.150	/	
16	660	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	

c.

Provini nitrurati e pallinati 18 Almen (18AE100)						
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli	a[mm]	profondità inclusione [mm]	composizion e inclusione
1	780	rotto (I)	545'000	/	0.570	Pb
2	760	rotto (I)	1'230'000	/	0.559	Pb
3	740	rotto (I)	1'204'000	/	0.454	Al
4	720	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	
5	740	rotto (I)	933'000	/	0.661	Pb
6	720	rotto (I)	977'000	/	0.347	Pb
7	700	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	
8	720	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	
9	740	rotto (I)	1'729'000		0.534	Al, Mn, Pb
10	720	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	

Provini nitrurati e pallinati 18 Almen (18AE150)						
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli	a[mm]	profondità inclusione [mm]	composizion e inclusione
11	760	non rotto	> 2'000'000	n.d.	/	
12	780	rotto (I)	1'222'836	/	0.433	S, Mn
13	760	non rotto	> 2'000'000	0.150	/	
14	780	rotto (I)	375'401	n.d.	/	
15	760	rotto (M)	191'353	0.150	/	

Provini nitrurati e pallinati 18 Almen (18AF200)				
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli	a[mm]
17	680	rotto (M)	131'000	0.209
18	660	rotto (M)	103'000	0.230
19	640	non rotto	> 3'000'000	0.175
20	660	rotto (M)	172'000	0.200
21	640	rotto (M)	142'000	0.194

Provini nitrurati e pallinati 18 Almen (18AF250)				
prova	σ_a [MPa]	esito	n° cicli	a[mm]
22	560	non rotto	> 3'000'000	0.243
23	580	rotto (M)	449'000	0.251
24	560	non rotto	> 3'000'000	0.244
25	580	rotto (M)	1'831'000	0.244
26	560	non rotto	> 3'000'000	0.248

Tab.2: Valori sperimentali del limite di fatica.

Lotto	Profondità microforo [mm]	Sito di nucleazione e propagazione	Limite di fatica [MPa]
NE	0.150	Da foro	379
12AE	0.100	Da foro e inclusioni	748
	0.150	Da foro	674
18AE	0.100	Da inclusioni	762
	0.150	Da foro e inclusioni	724
18AF	0.200	Da foro	646
	0.250	Da foro	574

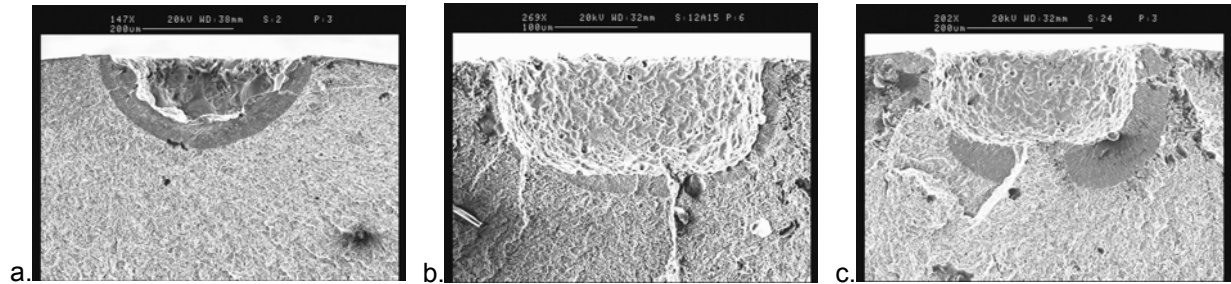


Fig.3 - Cricche non propagate osservate sezionando i provini non rotti:
a. - NE, $\sigma_a = 360$ MPa; b. - 12AE150, $\sigma_a = 660$ MPa; c. - 18AE150, $\sigma_a = 760$ MPa.

Osservando i risultati delle prove di fatica, è interessante notare il differente comportamento dei singoli gruppi di provini. Nel caso di tutti i provini NE e parte dei 12AE, la cricca di fatica si innesca dal foro; si sono inoltre evidenziate delle cricche interrotte nei provini non rotti, ma sezionati al termine delle prove per essere osservate al SEM. Estensione e forma di cricche non propagate, trovate in campioni nitrurati e pallinati, sono osservabili in Fig.3.

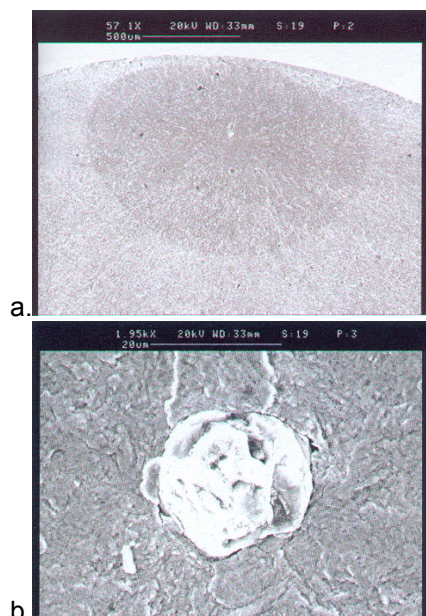


Fig.4 - Cricche e inclusioni interne nel lotto 18AE150.

I lotti 12AE100 e 18AE150, invece, hanno visto la propagazione della cricca sia dal microforo, che da inclusioni interne del materiale divenute anch'esse zone di concentrazione degli sforzi; il lotto 18AE100, infine, ha subito rottura solo per propagazione di cricche interne. Il differente comportamento a fatica è correlabile agli sforzi residui di compressione indotti con la pallinatura. In particolare, dalla Fig.2 si può osservare come, sul fondo del foro, gli sforzi residui siano inferiori nel caso del lotto NE e 12AE150, mentre sono nettamente superiori per il 12AE100 e 18AE150; il caso dei 18AE100 è invece quello con tensioni maggiori sul fondo del foro.

I provini 18AE e 12AE100 mostrano un comportamento simile, perché il profilo di tensioni residue dei pallinati 18AE è più profondo rispetto a quello dei pallinati 12AE. Per questi campioni, l'inclusione dalla quale propaga la cricca è approssimativamente di forma sferica, con diametro ≈ 0.020 mm, e situata ad una profondità media di 0.520 mm, cioè in corrispondenza della zona di inversione di segno delle tensioni residue. Propagazione e forma di una cricca di questo tipo sono visibili in Fig.4.

I provini con foro fresato, invece, non hanno presentato rotture da inclusioni interne, anche perché ottenuti da un diverso lotto di materiale. Analizzati in sezioni perpendicolari all'asse, i provini hanno inoltre evidenziato molte meno inclusioni e con diametro inferiore rispetto al lotto precedente.

In base alle prove sperimentali condotte, è dunque possibile affermare che i diversi modi di frattura dei provini analizzati sono ampiamente influenzati dalle tensioni residue e dalla presenza di difetti interni. Le tensioni residue indotte con la pallinatura hanno quindi la capacità di prevenire la propagazione di cricche nel materiale nitrurato.

3. VALUTAZIONE DEL FATTORE DI INTENSIFICAZIONE DEGLI SFORZI

Alla luce delle prove sperimentali, per definire un approccio che permetta di comprendere meglio il fenomeno, si è sviluppato un modello tridimensionale agli elementi finiti dei provini criccati per schematizzare ed analizzare la propagazione delle diverse cricche a fatica. Sfruttando la tecnica del sub-modelling e includendo la presenza del campo di sforzi residui, si è costruito inizialmente il modello globale [11] di Fig.5.a: sfruttando la simmetria dei carichi di flessione e della geometria, si è potuto schematizzarne solo metà. Dal modello globale sono poi stati estratti i due sottomodelli, infittendo la mesh per riprodurre accuratamente l'andamento di sforzi e deformazioni in prossimità del difetto: uno per la cricca superficiale e l'altro per quella propagata dall'inclusione interna. Il campo di spostamenti del modello globale è stato utilizzato come condizione al contorno dei sottomodelli. I sottomodelli analizzati sono rappresentati nelle Fig.5.b,c.

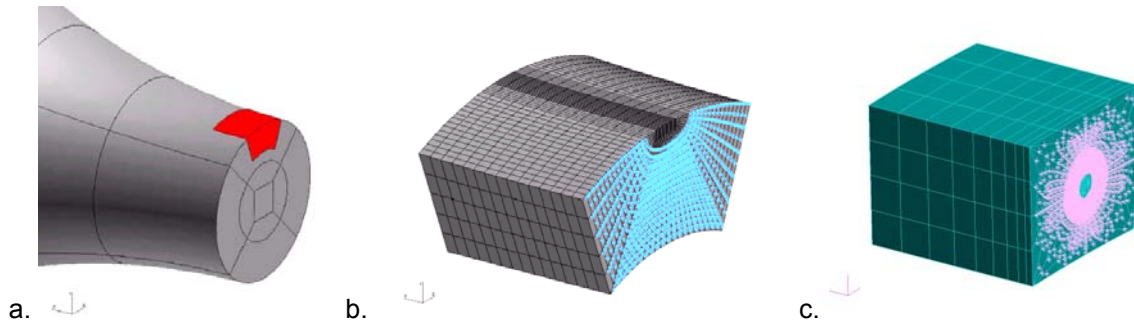


Fig.5.a - Modello globale e zona di estrazione del primo sottomodello;
b - Primo sottomodello con cricca semiellittica; c - Secondo sottomodello con cricca circolare.

In entrambi i casi, le dimensioni delle cricche sono confrontabili con quelle dei grani cristallini: la definizione di un corretto approccio di calcolo deve dunque considerare aspetti propri della meccanica e micromeccanica della frattura, considerando sia i carichi applicati che il campo di tensioni residue presenti. Il K_I è stato calcolato come indicato in [12, 13] attraverso il metodo degli spostamenti, a partire dai valori di apertura della cricca ottenuti dalle analisi agli elementi finiti. In Fig.6 sono riportati alcuni dei valori di K_I effettivo (che comprende, quindi, l'effetto dei carichi applicati) ottenuti per alcuni casi di cricca semiellittica, in funzione dell'angolo α che percorre il fronte.

Nel caso del primo sottomodello con cricca semiellittica, si è analizzata la profondità di 0.150 mm e sono state applicate le tensioni residue mostrate in Fig.2. I valori di K_I ottenuti sono simmetrici rispetto l'asse della cricca, in conformità con la simmetria del carico. Dai grafici, si può notare come il massimo valore di K_I si presenti nel punto di massima profondità del foro, come osservabile dalle immagini dei risultati sperimentali, evidenziando cioè una direzione preferenziale di propagazione.

La notevole richiesta di tempo per la modellazione e i calcoli delle analisi agli elementi finiti per differenti profondità di cricca, ha tuttavia indotto ad adottare le equazioni in [14] nella valutazione del K_I .

Anche con questo modello di calcolo del fattore di intensificazione degli sforzi, sono state considerate le tensioni residue di Fig.2. Si è interpolato il profilo totale di sforzi, somma del carico applicato e delle tensioni residue, in funzione della profondità della cricca: i valori di K_I così determinati sono stati confrontati con quelli ottenuti agli elementi finiti, trovando un errore inferiore al 7%. Utilizzando quindi tale modello, sono stati calcolati altri valori di K_I variando la profondità della cricca: i risultati ottenuti sono visibili in Fig.7. Dal diagramma è evidente l'influenza sul K_I della posizione relativa dell'apice rispetto al campo di tensioni residue.

Per il secondo sottomodello, con cricca circolare interna ed inclusione situata fuori dalla zona di compressione delle tensioni residue, sono state condotte analisi focalizzando l'attenzione sul provini pallinati a 18 Almen.

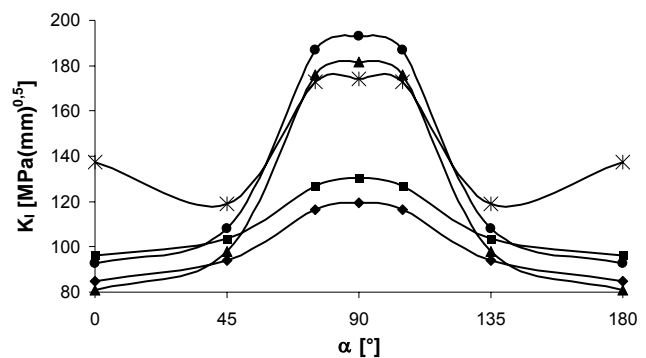


Fig.6 – Valori di K_I lungo il fronte: —■— NE, rotti, $\sigma_a=380$ MPa; —◆— NE, non rotti, $\sigma_a=360$ MPa; —●— 12AE150, rotti, $\sigma_a=680$ MPa; —▲— 12AE150 non rotti, $\sigma_a=660$ MPa; —*— 18AE150, rotti, $\sigma_a=760$ MPa.

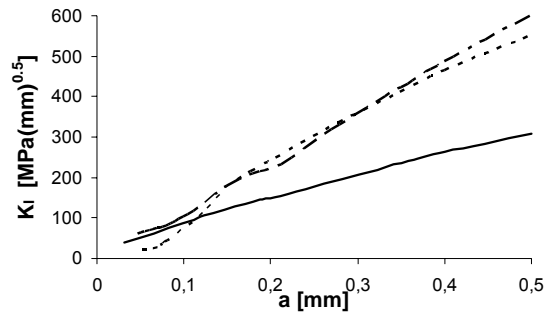


Fig.7 – Andamento del K_I per differenti profondità di cricca semiellittica:
 — N, $\sigma_a=360\text{MPa}$; - - - 12A150, $\sigma_a=660\text{MPa}$;
 - · - 18A150, $\sigma_a=760\text{MPa}$.

Tab.3 – Valori di K_I ($\sigma_a = 760 \text{ MPa}$, 18A).
 a. cricca circolare interna

Diametro inclusione [mm]	Distanza superficiale [mm]	K_I [$\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$]
0.020	0.520	71
0.030	0.520	87
0.040	0.520	101
0.030	0.400	91

b. cricca semiellittica

Profondità cricca semiellittica [mm]	K_I [$\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$]
0.080	83
0.085	87
0.100	103
0.150	179

Le simulazioni agli elementi finiti hanno portato a valori molto simili in ogni direzione del fronte: in accordo con le osservazioni sperimentali di Fig.4, la propagazione risulta costante lungo l'apice. I risultati sono riportati in Tab.3.a, ottenuti variando il diametro della cricca, cioè simulando una propagazione, e considerando la profondità media e massima osservate nelle prove sperimentali. In Tab.3.b si propone inoltre un confronto dei valori di K_I ottenuti per le due cricche schematizzate: i valori sono simili e giustificano le prove sperimentali.

4. DETERMINAZIONE DELLA SOGLIA DI PROPAGAZIONE

La valutazione del valore di soglia del fattore di intensificazione degli sforzi, ΔK_{th} , è stata condotta utilizzando la formula [15]:

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{\text{area}})^{1/3} [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (1)$$

dove la $\sqrt{\text{area}}$ è in μm e HV è la microdurezza sull'apice del difetto espressa in unità Vickers, parametro rappresentativo delle caratteristiche microstrutturali del materiale. I valori di durezza sono stati determinati sperimentalmente e il loro andamento è riportato in Fig.8.

Il parametro $\sqrt{\text{area}}$ rappresenta l'influenza geometrica della forma e dimensione del difetto nella definizione del ΔK_{th} ; si ottiene proiettando il difetto o la cricca considerati in un piano perpendicolare alla direzione di massimo sforzo principale, ed è assimilabile alla profondità della cricca stessa. La $\sqrt{\text{area}}$ permette di uniformare il comportamento dei piccoli difetti, delle inclusioni e delle disomogeneità cristalline, assimilandone il comportamento a quello delle microcricche. La formula proposta da [15] è valida per un'ampia classe di materiali e difetti superficiali con il parametro $\sqrt{\text{area}}$ compreso tra 50 e 1000 μm : al di sopra di tale limite superiore le formule presentate non sono più applicabili perché il comportamento delle microcricche tende asintoticamente a quello delle cricche lunghe.

La formula non è stata tuttavia proposta per acciai induriti superficialmente; inoltre, per i provini in esame, occorre considerare la presenza delle tensioni residue di compressione negli strati superficiali di materiale. Per tener conto di tali considerazioni, si è proposta la relazione:

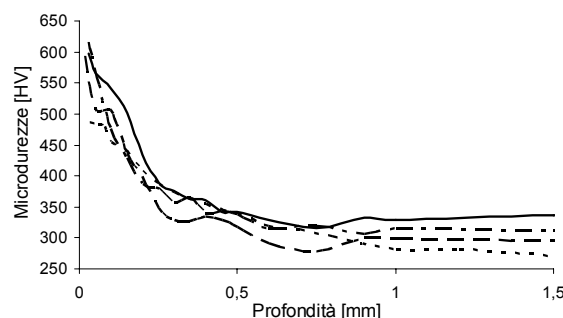


Fig.8 – Profili di microdurezza: - · - N, — 12A, - · · - 18AE, - - - 18AF (100 g, t=15 s).

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{\text{area}})^{1/3} \left(\frac{1-R}{2} \right)^{0.226 + HV \times 10^{-4}} \quad [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}] \quad (2)$$

Si sono utilizzati differenti rapporti di ciclo R in funzione delle profondità considerate, calcolato come:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{-\sigma_a + \sigma_{\text{res}}}{\sigma_a + \sigma_{\text{res}}} \quad (3)$$

dove σ_a è lo sforzo flessionale applicato sull'apice della cricca, mentre σ_{res} è lo sforzo di compressione indotto attraverso nitrurazione e pallinatura. In funzione della profondità di cricca considerata sono quindi state variate anche le microdurezze e la $\sqrt{\text{area}}$. I risultati così ottenuti nel caso dei provini con foro elettroeroso sono riproposti qualitativamente nei grafici di Fig.9. Gli stessi valori sono poi stati riproposti numericamente in Tab.4 in corrispondenza della profondità di cricca considerata, pari a 0.150 mm.

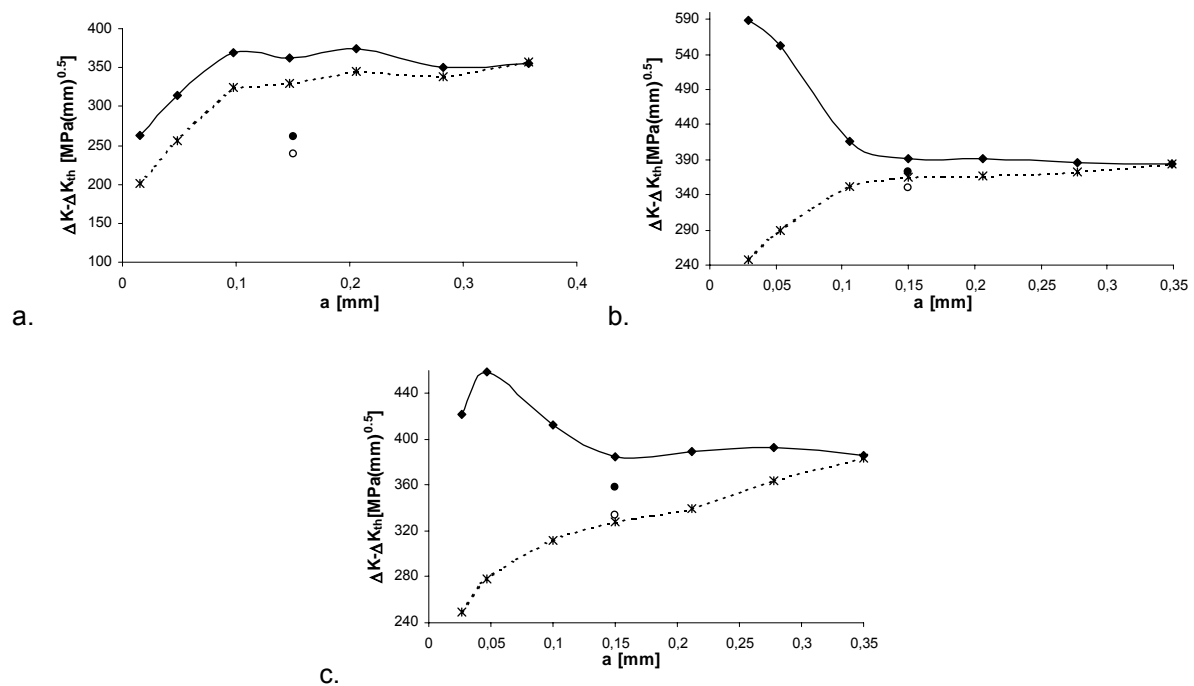


Fig.9 – Confronti tra i valori attesi del ΔK_{th} calcolati dall'eq.(1) ---- e dall'eq.(2) —◆— e i valori del ΔK ottenuti dalle analisi numeriche per provini rotti (●) e non rotti (○), per i lotti N (a.), 12A (b.) e 18AE (c.) (la profondità del microforo di confronto è 0.150 mm).

Lotto	Sforzo applicato σ_a [MPa]	ΔK [MPa $\sqrt{\text{mm}}$]	ΔK_{th} [MPa $\sqrt{\text{mm}}$]	
N	360 (non rotto)	239	330*	362**
	380 (rotto)	260		
12A	660 (non rotto)	349	346*	392**
	680 (rotto)	373		
18A	740 (non rotto)	358	328*	384**
	760 (rotto)	334		

Tab.4 – ΔK e ΔK_{th} ottenuti a profondità di 0.150 mm (ΔK_{th} calcolato * dall'eq.(1) e ** dall'eq.(2)).

In questi grafici, i profili del ΔK_{th} sono stati ottenuti sia dall'eq.(1) che dalla (2) per mostrare meglio come la presenza di tensioni residue di compressione possa influenzare tale valore, soprattutto nelle zone prossime alla superficie dove sono più rilevanti e dunque maggiormente modificano il rapporto R.

Il confronto sembra essere buono, soprattutto nel caso dei pallinati, benché sia riferito a un'unica profondità. Inoltre, i valori calcolati di ΔK sono prossimi al ΔK_{th} previsto, ma non permettono un'adeguata previsione delle condizioni di propagazione. A causa della rilevanza delle tensioni residue nella determinazione del ΔK_{th} , la definizione di R nell'eq.(2) è piuttosto critica e dovrebbe basarsi sull'intero andamento delle tensioni residue sulla superficie della cricca considerata, non solo sul valore puntuale in corrispondenza dell'apice.

Alla luce dei risultati di questo primo lotto di provini, sono stati considerati i provini pallinati ad intensità 18 Almen con microforo fresato. Come si è detto, le tensioni residue misurate in questo caso non sono quelle effettive locali, che invece sono state modificate nella lavorazione con la microfresa. I risultati in termini di ΔK sono quindi stati ottenuti ipotizzando una diminuzione del 50% del valore di sforzo misurato. I valori ottenuti sono mostrati in Tab.5 e Fig.10.

Per un'analisi più approfondita del problema e per ottenere migliori risultati nella previsione della propagazione di cricche, ulteriori analisi sono tuttavia necessarie e saranno eseguite.

a [mm]	σ_a [MPa]	ΔK [MPa \sqrt{mm}]
0.230	640	383
0.230	660	403
0.250	560	341
0.250	580	362

Tab.5 – Valori di ΔK ottenuti ipotizzando una diminuzione del 50% degli sforzi residui sul foro fresato.

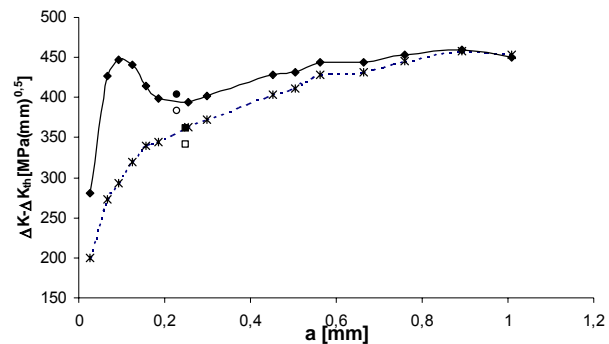


Fig.10 – Lotto 18AF: ΔK_{th} calcolati dall'eq.(1) e dall'eq.(2) e ΔK nel caso di provini rotti (● e ■) e non rotti (○ e □) (profondità di confronto: $a = 0.230$ e 0.250).

5. CONCLUSIONI

Si sono ottenuti i seguenti risultati dalle prove sperimentali e numeriche condotte su provini nitrurati e pallinati:

- il comportamento a fatica è strettamente correlato all'andamento delle tensioni residue;
- il punto d'innescio della cricca può giacere superficialmente o essere localizzato a partire da un'inclusione interna, a secondo dello sforzo applicato, del campo di tensioni residue e della posizione dell'inclusione;
- il valore del fattore di intensificazione degli sforzi ottenuto con analisi FEM e confrontato con i casi presenti in letteratura permette di interpretare i risultati sperimentali, indicando una direzione preferenziale di propagazione della cricca;
- il confronto fra i dati numerici e le prove sperimentali ha portato alla determinazione della soglia di propagazione, in termini del fattore di intensificazione degli sforzi, attraverso i parametri di microdurezza e $\sqrt{\text{area}}$;
- i risultati ottenuti su provini microforati per fresatura risultano in linea con quelli dei provini microforati per elettroerosione solo se si ipotizza che la fresatura comporti una riduzione del campo di sforzi residui di circa il 50%, valore qualitativamente corretto ma che rende necessario un approfondimento di questo aspetto dello studio.

BIBLIOGRAFIA

- [1] K.J. Marsh, Shot Peening: Techniques and Applications, EMAS, London, 1993
- [2] J. O. Almen, P.H. Black, Residual stresses and fatigue in metals, McGraw-Hill Book Company, 1963
- [3] M. Guagliano, M. Guidetti, E. Riva, "Contact fatigue failure analysis of shot peened gears", *Engineering Failure Analysis*, Vol. 9, 2002, pp.147-158
- [4] D. Guanhua, H. Jawen, H. Naisai, "The effect of shot peening on the residual stress and fatigue property of nitrured layer of 42CrMo steel", 5th Annual Conference of CMES HTI, Tianjin (China), 1991

- [5] Z. Jingpu, "Effect of shot peening on contact fatigue behaviour of 40Cr steel after compound heat treatment", Proceedings of the II International Conference on Shot Peening (ICSP2), Chicago (USA), pp. 215-224, 1984
- [6] M. Ohsawa, T. Yonemura, "Improvement of hardened surface by shot peening", Proceedings of the II International Conference on Shot Peening (ICSP2), Chicago (USA), pp. 147-158, 1984
- [7] D. Croccolo, L. Cristofolini, M. Bandini, A. Freddi, "Fatigue strength of shot peened nitrided steel: optimization of process parameters by means of design of experiment", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 25, 2002, pp. 695-707
- [8] P.S. Song, C.C. Wen, "Crack closure and crack growth behaviour in shot peened fatigued specimen", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 63, 1999, pp. 295-304
- [9] M. Guagliano, "Relating the Almen intensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach", *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 110, 2001, pp. 277-284
- [10] W.J. Dixon; F.J. Massey, Introduction to statistical analysis, McGraw-Hill, 1983
- [11] Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc, Abaqus/Standard User's Manual (version 6.2), Vol. I, II, III, 2001
- [12] X.K. Zhu, G.T. Liu, Y.J. Chao, "Three dimensional stress and displacement fields near an elliptical crack front", *International Journal of fracture*, Vol. 109, 2001, pp. 383-401
- [13] M.K. Kassir, Sih, G.C., "Three-dimensional stress distribution around an elliptical crack under arbitrary loadings", *Journal of Applied Mechanics*, 1966
- [14] Y. Murakami, Stress intensity factors handbook, Vol. II, Pergamon Press, 1987
- [15] Y. Murakami, M. Endo, Effects of hardness and crack geometries on ΔK_{th} of small cracks emanating from small defects. The behaviour of short fatigue cracks, Mechanical Engineering Publications, London, 1986