



Progetto a fatica di ruote dentate ad elevate prestazioni

G. Olmi, M. Comandini, A. Freddi

Dipartimento DIEM, Facoltà di Ingegneria, Università degli Studi di Bologna, Viale del Risorgimento, 2 – 40136 Bologna, e-mail: giorgio.olmi@mail.ing.unibo.it

RIASSUNTO. Il presente lavoro riguarda la valutazione e la modellazione delle prestazioni a fatica di ruote dentate per la trasmissione meccanica di auto da competizione, realizzate in acciaio ad elevata resistenza e sottoposte a cementazione, tempra, pallinatura e tribofinitura. Dopo una breve introduzione sull'attuale stato dell'arte sono passati in rassegna i principali risultati della ricerca fino ad ora condotta. Si è quantizzato l'influsso della pallinatura nell'incremento del limite dinamico, si è vagliato l'influsso della tribofinitura e si è quindi determinata la curva S-N per il componente in studio. Successivamente si è valutata l'ottimizzazione del trattamento di pallinatura, mediante scelta opportuna dei parametri operativi. L'intera ricerca è stata condotta su più livelli: attraverso il rilievo sperimentale delle tensioni residue, mediante l'esecuzione di prove di fatica e con ampio uso di strumenti statistici DOE e di previsione simulativa, evidenziando un buon accordo fra i risultati sperimentali e quelli numerici.

ABSTRACT. The present paper deals with the study and the numerical modelling of the fatigue performance of gears. Such components, used for the mechanical transmission of a racing car, are made in high strength steel and carburized, quenched, shot-peened and superfinished before exercise. After a brief introduction on the state of the art, up to present main results are presented. First investigations regarded the influence of shot-peening and of superfinishing on the fatigue limit, moreover the S-N curve was determined for the gear component, treated as described above. The further step consisted in the optimization of the peening treatment, by a suitable choice of the operative parameters. The whole research required different tasks to be performed: residual stress measurement by the XRD technique, experimental fatigue tests, DOE assisted statistical analyses and numerical modelling of fatigue performance. A good agreement between experimental and numerical results was observed.

PAROLE CHIAVE: ruote dentate, fatica flessionale, pallinatura, DOE, gradiente relativo di tensione.

1 INTRODUZIONE

La rottura delle ruote dentate si verifica spesso per effetto di fenomeni di fatica, che possono essere ascrivibili al progetto della ruota, alle condizioni di lavoro ed ad eventuali disallineamenti, alle caratteristiche del materiale, spesso un acciaio cementato. Il miglioramento della resistenza a fatica è un tema sempre di grande attualità, per incrementare le capacità di carico del componente in questione e l'affidabilità generale del gruppo in cui è inserito. In [1-2] si osserva che la maggior parte dei fenomeni di fatica di flessione e di contatto, si innescano in superficie o in prossimità di essa. Per questa ragione si è soliti adottare trattamenti superficiali, che, modificando le caratteristiche del materiale sulla strato più esterno, rappresentano la tecnica ideale per migliorare le prestazioni di fatica. Fra questi, si possono citare la rettifica o trattamenti di tipo termo-chimico, i quali hanno in comune la tendenza a rimuovere lo strato più esterno, che potrebbe essere sede di innesco. In [3] si è valutato anche

l'influsso della nitrurazione gassosa, un trattamento che conferisce un'elevata durezza superficiale.

E' inoltre noto da tempo [4] che anche il livello delle tensioni residue ha indubbiamente un ruolo sulla resistenza a fatica dei componenti: è in quest'ottica che si inquadrano trattamenti come la pallinatura controllata o la sabbiatura, che conferiscono elevati valori di tensioni residue di compressione sia in superficie, che immediatamente sotto di essa. In [1] si osserva come tali trattamenti siano nati inizialmente come tecniche di pulizia e di riduzione ed omogeneizzazione della rugosità superficiale, Guagliano [5] aggiunge come la pallinatura sia ancora oggi considerata più un'arte che una scienza. In altre parole, se è ormai riconosciuto il suo ruolo nel migliorare la resistenza a fatica, il risultato non è ancora facilmente correlabile ai parametri operativi effettivamente utilizzati. Diversi sono i fattori in gioco, fra cui il diametro dell'ugello di lancio dei pallini, la pressione, la portata, l'angolo di impatto, variabili che spesso vengono inglobate nel parametro dell'intensità

Almen. Tuttavia in [6] viene osservato che tale parametro non è di per sé sufficiente a spiegare il profilo di tensioni residue generate nel trattamento: per questa ragione è stato più volte indicato [2-3,5] nel diametro del pallino un ulteriore parametro da considerare per definire il processo. In [2] viene indagato il meccanismo di generazione delle tensioni residue, attribuibile a tre fenomeni. Di questi, i primi due [7] sono imputabili allo scorrimento plastico delle fibre superficiali e alle deformazioni plastiche al di sotto della superficie dovute alla pressione Hertziana. Il terzo fenomeno si manifesta sui componenti cementati e temprati e consiste nella trasformazione dell'austenite residua in martensite, con conseguente dilatazione volumica localizzata ed ulteriore incremento delle tensioni di compressione sottopelle. Per quanto riguarda l'influenza dei parametri sul profilo tensionale residuo generato, in [2,5] si osserva che l'intensità Almen ha influenza essenzialmente sull'intensità del picco, mentre il diametro del pallino incide sulla sua collocazione in profondità, mostrando come pallini più grandi facciano sentire la propria azione più a fondo. Tali legami sono osservati empiricamente e non è tuttavia chiarito se vi siano relazioni lineari o non lineari fra i parametri operativi e le caratteristiche del profilo. Per quanto riguarda l'effetto sulla fatica flessionale, un aspetto spesso osservato è che la presenza della pallinatura porta l'innesco della cricca sottopelle. Tale aspetto, citato inizialmente da Wang [8] e poi confermato anche in [3,9-12] è da attribuirsi all'effetto delle tensioni residue. Mentre la compressione blinda la superficie, le tensioni residue di trazione sottopelle, rendono tali strati più vulnerabili, anche se meno sollecitati dai carichi esterni. E' inoltre spesso osservato che il ruolo della pallinatura e della distribuzione tensionale da essa generata sta essenzialmente nel ritardare la propagazione, piuttosto che nel prevenire l'innesco [5,10-13]. L'incremento sul limite di fatica che si può conseguire dipende dai parametri operativi, ma il suo valore massimo è legato al tipo di materiale trattato, ad esempio in [9] la sperimentazione riguarda una lega di Titanio e l'incremento non è molto considerevole, intorno al 6%, in [3,14] sono stati conseguiti incrementi fino circa al 20%, che rappresenta il valore più frequente. Nel caso di materiali con caratteristiche meccaniche inferiori, si possono conseguire incrementi maggiori, come in [1]: l'aumento massimo, intorno a 76% viene ottenuto, ottimizzando i parametri operativi. Le modalità secondo le quali viene condotta tale ottimizzazione, tuttavia, non sono in genere specificate, solo in [3] viene diffusamente utilizzato il metodo DOE (Design of Experiment), per pianificare le prove sperimentali, elaborare statisticamente i dati e ricercare l'optimum in maniera rigorosa. Un'ulteriore opzione del descritto trattamento consiste

nell'operare una "ri-pallinatura" o una pallinatura aggiuntiva. Mentre la prima è di solito operata nel settore dell'aeronautica, per porre rimedio alla redistribuzione degli sforzi residui nei componenti, a seguito dell'esercizio e delle forti sollecitazioni termiche, oltre che meccaniche [9], la seconda è solitamente praticata [1,15] per aumentare l'intensità delle tensioni residue, soprattutto sullo strato superficiale. L'effetto della doppia pallinatura sul limite di fatica risulta controverso e non molto indagato, alcune prove riportate in [1] mostrano un effetto poco apprezzabile.

Un ulteriore trattamento superficiale, il cui effetto non è ancora stato ampiamente studiato è quello della tribofinitura (Isotropic Superfinishing, ISF). Tale trattamento è basato sull'azione congiunta di un reagente chimico e del moto vibratorio di sfregamento di un mezzo non abrasivo, solitamente ceramico. A seguito delle operazioni, è possibile ottenere una superficie molto liscia, con ridottissima rugosità ($0,025 \div 0,050 \mu\text{m}$) e risvolti positivi nella riduzione di attrito ed usura. Risultati molto positivi nell'abbattimento od addirittura nell'eliminazione dei problemi di fatica per contatto e di pitting sono indicati in [16-18]. In [16] viene osservato che il trattamento ISF è particolarmente indicato, se praticato dopo quello di pallinatura: se da un lato è provato che la distribuzione di tensioni residue non è alterata dalla tribofinitura, dall'altro a seguito della pallinatura si generano delle microindentazioni superficiali, che, migliorando la lubrificazione, esaltano le proprietà di riduzione degli attriti prima enunciate. Esperienze condotte in [19] hanno inoltre sancito che tale riduzione di attrito ha un effetto benefico anche sulla fatica flessionale, limitatamente ad acciai a resistenza e durezza medio-basse. Nel caso degli acciai ad elevata resistenza, si segnalano solo pochi risultati riportati in [16], successivamente richiamati.

Alcuni modelli simulativi sono stati proposti per spiegare i risultati sperimentali o per prevedere le prestazioni a fatica di organi pallinati [2,5,10]. In [2] si è inoltre ipotizzato un legame lineare fra il picco di tensione residua ed il valore della resistenza a fatica. Secondo la teoria di Wang [8] le maggiori criticità sarebbero da ricercarsi in corrispondenza degli strati sub-superficiali, dove si hanno, nella distribuzione tensionale complessiva, le maggiori tensioni di trazione. Altri modelli specifici per i componenti pallinati sono stati proposti da Fuchs [20] e da Fatallah [11]. Se però il primo si presenta troppo rudimentale, essendo basato sull'uso del diagramma di Haigh e presupponendo la monoassialità degli sforzi, il secondo è analiticamente troppo pesante e di ardua applicazione anche per la difficile reperibilità dei dati sui materiali e soprattutto sulla difettosità dei componenti. Fra i modelli classici della fatica, si possono citare quelli che fanno uso delle curve S-N locali,

differenziate per diverse gamme di coefficienti di concentrazione delle tensioni e di indici di effetto intaglio. Tuttavia tali modelli perdono di rigore, se applicati a componenti di forma non De Sanvenantiana, per i quali non sono correttamente definibili i coefficienti prima citati. Alcuni modelli sono stati proposti [21], per relazionare la resistenza a fatica al gradiente di tensione. Uno dei più recenti, sviluppato da Eichlseder [22], è basato sull'applicazione combinata di studi agli elementi finiti per la stima del gradiente e di equazioni di tipo empirico. Un altro approccio sulla fatica è quello proposto da Taylor nella sua recentissima teoria delle distanze critiche [23].

Il presente lavoro riguarda una ricerca sulla progettazione a fatica flessionale di ruote dentate. Queste ultime sono impiegate nella trasmissione meccanica di auto da competizione e sono realizzate in acciaio ad elevata resistenza con caratteristiche prestazionali molto spinte. Tale lavoro affronta, anche con metodi statistici, diversi aspetti, fin ad ora non pienamente indagati, quali l'influsso dei parametri operativi sulla distribuzione di tensioni residue, l'influenza della doppia pallinatura e della tribofinitura sulla resistenza a fatica, un'indagine ad ampio spettro per l'ottimizzazione dei trattamenti di pallinatura, individuando il parametro operativo più significativo. Il presente lavoro si propone inoltre di discutere i risultati in chiave simulativa, anche con l'uso di modelli fino ad ora non comunemente applicati al caso di corpi pre-pallinati.

2 MATERIALI E METODI

Il componente studiato, Fig. 1, è una ruota dentata a denti dritti: questa è realizzata in modo standard, conformemente con le specifiche industriali dell'azienda coinvolta nella presente ricerca, ma è leggermente rimpicciolita rispetto al componente tradizionale. Il materiale è un acciaio al Ni-Cr ad elevata resistenza, gli orga-

ni in questione sono inoltre sottoposti ad alcuni trattamenti termici e superficiali, per incrementarne ulteriormente la resistenza a fatica. Si attuano nell'ordine la cementazione, la tempra, quindi la pallinatura e la tribofinitura. In [24] viene rimarcato il fatto che la pallinatura dà buoni risultati sugli acciai ad elevata resistenza, dal momento che la distribuzione di tensione residua si mantiene solitamente stabile in esercizio. Inoltre sono molteplici le applicazioni su acciai cementati [1,25-26]: in tal caso la pallinatura dopo tempra ha un effetto amplificato dalla conversione dell'austenite residua.

Per le prove di fatica sotto descritte, oltre che per i rilievi diffrattometrici delle tensioni residue, si sono utilizzate in totale 30 ruote con le seguenti caratteristiche: 22 denti, modulo pari a 4 mm, larghezza di fascia di 5,5mm, fattore di correzione, 0,96, addendum pari a 3,73 mm e dedendum uguale a 5,29 mm.

Le prove sperimentali sono state realizzate su un vibroforo risonante Rumul con l'impiego di un'ideale attrezzatura [27-28], di cui si riporta un'immagine in Fig. 1. Tale attrezzatura permette l'esecuzione di prove di "tooth bending fatigue", ponendo sotto carico una coppia di denti sollecitati da due punzoni gemelli, posti l'uno superiormente e l'altro inferiormente. Cinque coppie utili per ciascuna ruota sono state individuate, coerentemente con i requisiti di montaggio sull'attrezzatura e avendo cura di non sollecitare i denti adiacenti. I punzoni sono realizzati in acciaio per utensili con elevata durezza e resistenza all'usura, rispettando tolleranze geometriche e dimensionali piuttosto strette. Queste consentono ad esempio di garantire il parallelismo fra le facce che trasmettono il carico flessionale ai denti e quelle accoppiate al bancale e alla traversa della macchina, assicurando così il corretto allineamento. L'attrezzatura ed il relativo ciclo di montaggio sono progettati in modo tale da sottoporre a carico solo i due denti interessati dalla prova, lasciando scarichi tutti gli altri ed in particolare quelli adiacenti. I risultati delle prove di fatica sono stati elaborati con il metodo Dixon



Figura 1: Componente sottoposto alle prove di fatica e riferimento ai punzoni.

Staircase abbreviato [29], già applicato anche in [3,5,10].

Le tensioni residue dovute alla pallinatura sono state misurate con la tecnica della diffrazione a raggi X [2-3,5,24,30] ed i loro valori sono stati stimati sulla base del metodo “ $\sin^2\Psi$ ” con radiazione CrK α sul piano {211} della fase bcc (XStress3000, Stresstech, Finland). La valutazione delle tensioni residue è stata eseguita al piede del dente, rimuovendo per dissoluzione elettrolitica gli strati più superficiali del materiale. I valori così determinati sono stati corretti tramite apposito algoritmo [31], per tenere conto dell'avvenuta rimozione di materiale. In corrispondenza della radice del dente le tensioni residue sono state determinate lungo due direzioni, 0° e 90°, rispettivamente perpendicolare e parallela all'asse dell'ingranaggio (Fig. 2). I risultati hanno mostrato come i valori lungo tali direzioni sono molto prossimi fra loro, il che ha autorizzato a considerare una distribuzione media nel prosieguo del lavoro. Si è cioè considerata una distribuzione residua equibiassiale, anche in accordo con [32]. L'analisi di tensioni residue è stata effettuata in alcuni casi prima dell'esecuzione delle prove di fatica (alcune ruote sono state sacrificate solo ai fini della presente valutazione), in altri su ruote già sottoposte a prova, avendo cura di effettuare i rilievi su denti non sollecitati. Tale protocollo è stato seguito, per tutelarsi dai fenomeni di rilassamento delle tensioni residue a seguito dell'esercizio descritti in [11,24,33-35].

3 RISULTATI SPERIMENTALI E DISCUSSIONE

Le campagne sperimentale è stata articolata in diverse fasi, ognuna delle quali è stata supportata da analisi di tensioni residue, da valutazioni statistiche con strumenti DOE e da indagini a carattere numerico-simulativo. Le fasi in discorso possono essere così riassunte:

- Valutazione dell'influsso dei trattamenti di pallinatura

e tribofinitura sul comportamento a fatica del componente in esame.

- Determinazione della curva S-N locale (tratto ripido e tratto orizzontale) in relazione al componente pallinato e tribofinito.

- Analisi comparata delle prestazioni a fatica a seguito di diversi trattamenti di pallinatura, organizzati secondo un piano a due fattori (intensità Almen e diametro del pallino).

Influsso dei trattamenti di pallinatura e di tribofinitura

Il primo problema che è stato posto ha riguardato la valutazione in termini quantitativi dell'influsso del trattamento di pallinatura sulla vita a fatica del componente in esame. Si sono predisposte due ruote dentate cementate, temprate e tribofinite e altre due che avessero subito il trattamento di pallinatura prima della tribofinitura. Tale trattamento è stato operato con pallini S110 (del diametro di circa 0,3 mm) lanciati alla pressione di 4 bar.

In Fig. 3 si mostrano i risultati dei rilievi delle tensioni residue: si nota l'influsso della pallinatura nella generazione di un picco di tensione, che si va a sovrapporre alla distribuzione residua dovuta essenzialmente ai pregressi trattamenti termici.

Le prove di fatica sono state effettuate secondo la procedura Staircase e con l'impiego dell'interfaccia di carico descritta in Fig. 1. I risultati sono riassunti nelle Tab. 1 e 2 [27-28,36]: ogni sessione di prova è stata condotta fino a rottura (segno X in tabella) o fino al raggiungimento di 10^7 cicli (evento di non rottura, segno O). I valori di carico nella prima colonna si riferiscono alla massima forza F_{max} esplicita dalla coppia di punzoni sui denti coinvolti nella prova. Per il carico si è considerata una legge pulsante, con l'aggiunta di un leggero pre-carico (fissato a 1,25 kN), rivelatosi necessario, per garantire il mantenimento del corretto riferimento della

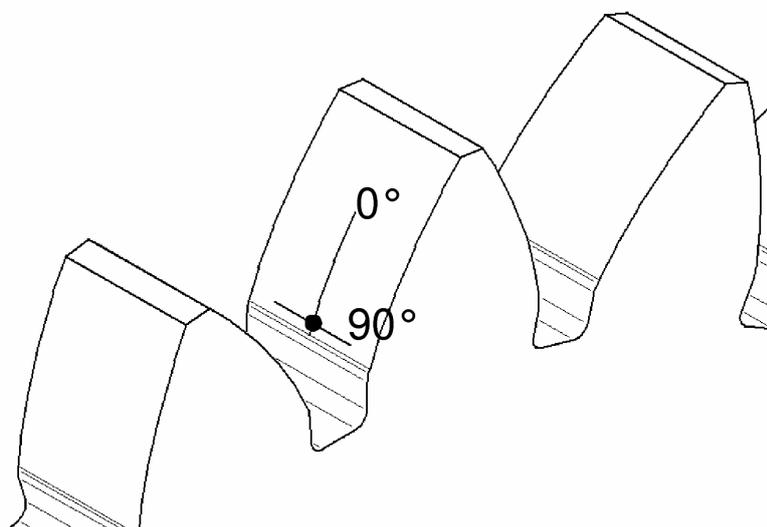


Figura 2: Misura delle tensioni residue.

ruota all'attrezzatura.

I carichi limite a fatica sono stati calcolati in accordo con le formulazioni del metodo Dixon [29] per un numero di prove nominali pari a sei. Per conferire generalità ai risultati ottenuti, essi sono stati convertiti in limiti a fatica locali in termini di tensione al piede del dente. Per effettuare tale conversione, ci si è avvalsi di un modello statico agli elementi finiti [28], opportunamente realizzato per stimare il picco di tensione flessionale in funzione del carico trasmesso dai punzoni. Ai fini della simulazione si è considerato un modello formato da un

quarto della ruota, discretizzato con l'uso di elementi solidi ad otto nodi ad integrazione ridotta, attivando il controllo sui modi deformativi a clessidra. La trasmissione del carico è stata impostata in corrispondenza del contatto fra il quarto di ruota ed un punzone rigido, anch'esso opportunamente modellato (Fig. 4).

Il modello è completato da un sistema di vincolamento che lascia libere solo le rotazioni attorno all'asse del quarto di ruota. Si è così ricavato che a un carico di 10 kN corrisponde una tensione di picco di 1115 MPa: interpolando sulla base di questo valore si sono ricavati

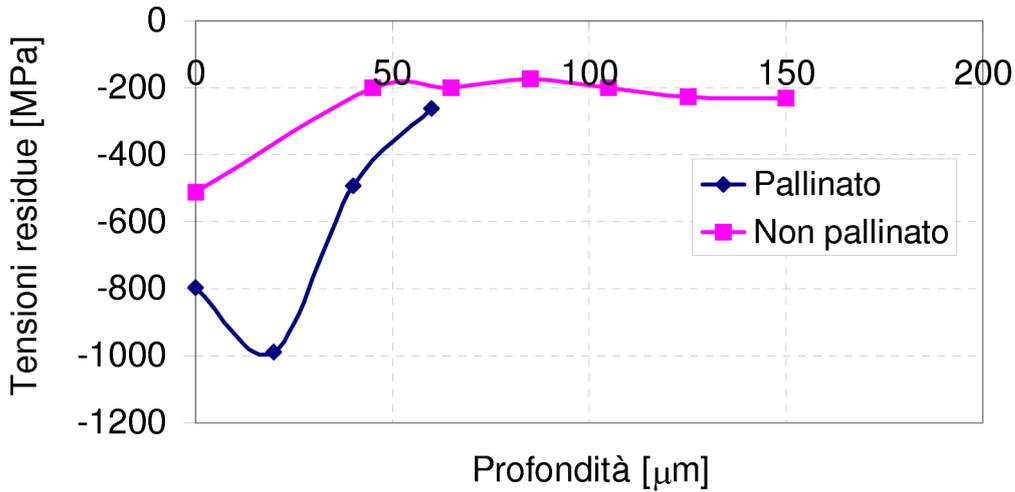


Figura 3: Analisi di tensioni residue: pallinato vs. non pallinato.

F_{max} [kN]	1	2	3	4	5	6
9.50	X		X			
9.25		O		X		
9.00					X	
8.75						O

Tabella 1: Risultati delle prove sulla ruota non pallinata.

F_{max} [kN]	1	2	3	4	5	6
11.00	X		X			
10.75		O		X		O
10.50					O	

Tabella 2: Risultati delle prove sulla ruota pallinata.

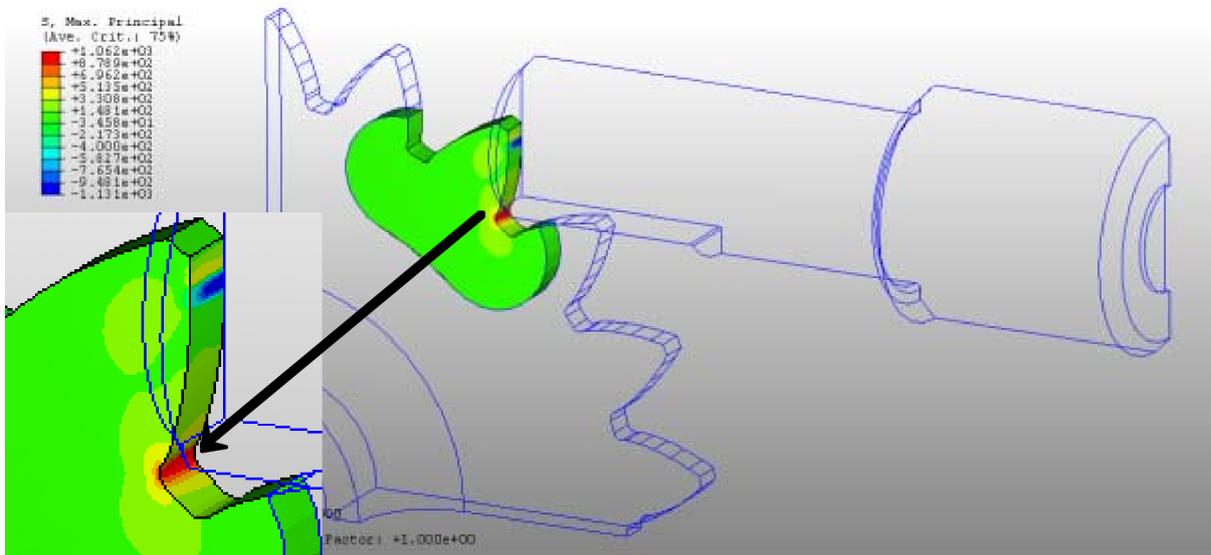


Figura 4: Modello FEM per relazionare il carico applicato dai punzoni al picco di tensione al piede.

i limiti di fatica locali per ogni casistica affrontata nel presente lavoro.

Per il componente non pallinato si è ottenuto un limite di 1010 MPa, mentre nel caso della pallinatura la resistenza è risultata incrementata del 19%, arrivando a 1203 MPa. Questo risultato, oltre che confermare l'effetto benefico della pallinatura sulla resistenza a fatica, come ben noto da letteratura, ha rappresentato un dato di partenza per le sperimentazioni successive. L'incremento prestazionale è inoltre perfettamente in linea con altri risultati ottenuti in precedenti ricerche [3,14].

Seguendo la medesima impostazione del punto precedente, si è valutato l'influsso della tribofinitura praticata dopo la pallinatura. Si è quindi considerata un'ulteriore coppia di ruote dentate, sottoposte ai trattamenti di cementazione, tempra e pallinatura (secondo i parametri operativi indicati al punto precedente), ma non tribofinita. Queste ruote sono state provate a fatica secondo la medesima procedura ed i risultati sono stati posti a confronto con quelli già ottenuti per le ruote pallinate e tribofinite. Anche nel presente caso si sono effettuati rilievi di tensioni residue, per valutare se l'esecuzione della tribofinitura potesse intaccare il profilo tensionale dovuto alla pallinatura. Si riportano in Tab. 3 i risultati delle prove di fatica.

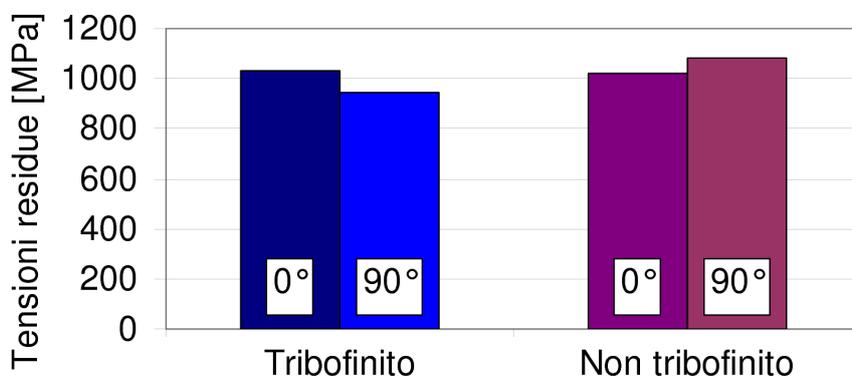
Per quanto riguarda l'eventualità che la tribofinitura possa avere un effetto sull'alterazione del profilo di tensioni residue dovuto alla pallinatura, si può citare il lavoro di

Winkelmann [16], che conclude escludendo questa possibilità e di conseguenza anche quella di un influsso sfavorevole sulla resistenza a fatica. Nel presente caso si osserva (Tab. 4) come il livello di tensioni residue sulla ruota pallinata e tribofinita sia leggermente inferiore rispetto a quanto rilevato sulla ruota non tribofinita. Tuttavia le differenze sono molto limitate: i valori di picco (che secondo il modello in [2] sono proporzionalmente legati alla resistenza a fatica) sono molto vicini: 1050 e 990 MPa (valori medi lungo le due direzioni) con un calo del 6%. Oltre a questo va anche rilevato il fatto che i dati provengono da due ruote diverse, sottoposte ai medesimi trattamenti termici e di pallinatura, ma in momenti diversi. Quindi all'incertezza insita nel procedimento di misura si aggiungono quelle dovute alla varianza dei trattamenti. Tali considerazioni sono state confermate da un'analisi ANOVA (ANalysis Of VAriance) [37], che confronta i valori di picco e considera come due repliche i valori rilevati lungo le direzioni 0° e 90° illustrate in Fig. 2. I risultati sono riassunti nella Tab. 4.

Venendo al limite di fatica locale, quello della ruota non tribofinita ammonta a 1280 MPa, da porre a confronto con quello di 1203 MPa per la ruota tribofinita precedentemente calcolato. Si può osservare che, a seguito della tribofinitura il limite di fatica è leggermente diminuito (di circa il 6%). In accordo con [29] sono stati calcolati errori e deviazioni standard: queste ultime sono risultate pari a $s_1=21,0$ MPa nel caso del componente tri-

F_{max} [kN]	1	2	3	4	5	6	7	8
12.00							X	
11.75						O		X
11.50					O			
11.25				O				
11.00	X		O					
10.75		O						

Tabella 3: Risultati delle prove sulla ruota pallinata e non tribofinita.



	SSQ	G. di L.	MSQ	$F_{calc.}$	p- value
SSBC	3906.25	1	3906.25	1.39	36 %
SSW	5612.5	2	2806.25		
Totale	9518.75	3			

Tabella 4: Analisi ANOVA sui valori di picco delle tensioni residue: tribofinito vs. non tribofinito.

bofinito ed a $s_2=49,4$ MPa in quello del componente solo pallinato. Come suggeriscono anche le successioni degli eventi di rottura e non rottura riportate nelle Tab. 2-3, l'aggiunta della tribofinitura riduce fortemente la dispersione dei risultati, diminuzione che si traduce in un sensibile abbattimento della deviazione standard (-57%). In aggiunta, per discutere sulla significatività del peggioramento nel comportamento a fatica, tenendo conto dell'incertezza sperimentale, si è operato un test dell'ANOVA. L'analisi è stata condotta secondo [37], stimando l'errore come suggerito in [3]. Dal momento che le prove effettuate sono in totale 14 (6 per la stima del limite del componente pallinato e tribofinito e 8 per la determinazione della resistenza nell'altro caso), un totale di 13 (14-1) gradi di libertà è disponibile per l'analisi. Di questi $v_1 + v_2 = (6 - 1) + (8 - 1) = 12$ sono assegnati all'incertezza, mentre 1 è attribuito all'effetto del "fattore tribofinitura". Sulla base di questo, l'errore può essere stimato come media pesata delle varianze sulla base dei gradi di libertà (Eq. (1)).

Il test statistico (Tab. 5) ha confermato che non si os-

servano differenze significative alla soglia del 5%, cioè che i due limiti trovati sono statisticamente gli stessi. E' quindi da escludere un influsso della tribofinitura sul limite di fatica, fermo restando il ruolo benefico nel migliorare la ripetibilità dei risultati. Tali osservazioni trovano piena conferma da ricerche simili descritte in [16], sia per quanto concerne la trascurabile influenza sul limite di fatica, sia per quanto riguarda la drastica riduzione (diminuita fino ad 1/3) della deviazione standard.

Determinazione della curva S-N locale per il componente pallinato e tribofinito:

Attività sperimentale

In accordo con ISO 12107 [38] si è determinata la curva locale P-N (carico-numero di cicli) in un intervallo per cicli da 10^5 a 10^6 , una tipica durata per le trasmissioni delle auto da competizione. In base a prove preliminari si era riscontrato che un tale intervallo di vita finita corrispondeva ad un carico massimo tra 13,50 e 14,50 kN. Secondo [38] tale range è stato suddiviso in cinque

$$s_p^2 = \frac{s_1^2 \cdot v_1 + s_2^2 \cdot v_2}{v_1 + v_2} = \frac{21.0^2 \cdot 5 + 49.4^2 \cdot 7}{5 + 7} = 1608 MPa^2 \quad (1)$$

Fattore	SSQ	v_i	MSQ	$F_{calc.}$	p-value
tribofinitura	2924	1	2924	1.82	20%
Errore	---	12	Stimato: $s_p^2 = 1608$		
Totale	2924	13			

Tabella 5: Analisi ANOVA sui valori delle resistenze a fatica: tribofinito vs. non tribofinito.

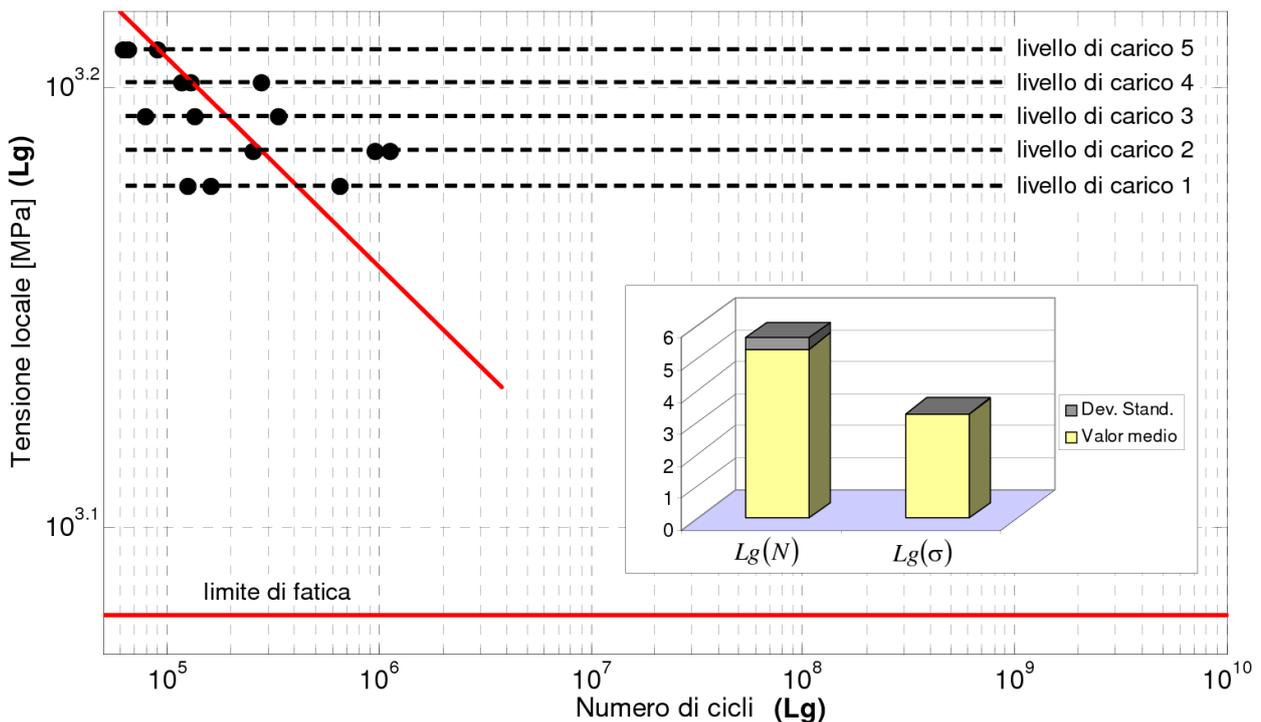


Figura 5: Curva S-N ricavata sperimentalmente ed analisi sulla dispersione dei risultati.

livelli equispaziati: 13,50 kN; 13,75 kN; 14,00 kN; 14,25 kN; 14,50 kN. Le prove sono state condotte con tre ripetizioni ad ogni livello di carico per un totale di 15 prove. In tutte queste prove si sono riscontrati solo eventi di rottura, determinando la pendenza della curva in accordo con [38]. I risultati sperimentali, relativi agli eventi di rottura in funzione del carico applicato rispetto al numero di cicli, sono stati poi rielaborati, pervenendo alla curva S-N locale mostrata in Fig. 5. Il modello agli elementi finiti descritto al paragrafo precedente è stato a tal fine utilizzato, per operare la conversione fra carico applicato e tensione di picco. Il digramma determinato considera la tensione principale massima (le tensioni principali sono molto vicine l'una all'altra, per cui, in stato piano di tensione, quasi coincidono con la tensione ideale di Von Mises). L'equazione della retta interpolante è stata determinata, verificando preventivamente l'adeguatezza del modello lineare. La dispersione dei risultati è stata infine discussa, calcolando le deviazioni standard delle distribuzioni logaritmiche di tensione ($\text{Log } \sigma$) e di cicli ($\text{Log } N$). Nella Fig. 5 l'istogramma mostra la proporzione fra le deviazioni standard ed i valori medi: i rapporti fra le due grandezze sono molto bassi (circa il 6% per $\text{Log } N$, meno dell'1% per $\text{Log } \sigma$). La curva determinata si riferisce ad una probabilità di rottura del 50%, ed il numero delle prove e delle ripetizioni è stato scelto sulla base di [38], per avere una confidenza prossima al 90%.

Determinazione della curva S-N locale per il componente pallinato e tribofinito:

Attività di simulazione

Lo stesso problema è stato poi approcciato dal punto di vista numerico-simulativo. Sono state messe a punto delle tecniche che permettessero di simulare il trattamento di pallinatura, con particolare riferimento al fenomeno di impatto ed alle tensioni residue di compressione generate. In [7] si è del resto messo in evidenza come il fenomeno di urto dinamico influenzi in maniera significativa la distribuzione tensionale indotta.

Nella simulazione degli impatti, risultati apprezzabili si possono avere con l'applicazione dell'algoritmo di integrazione esplicita. Si è infatti osservato [39] che tale tecnica non richiede il calcolo della matrice di rigidità tangente, così che ogni passo di calcolo è reso decisamente più rapido rispetto al caso di integrazione implicita. Un'analisi di sensitività è stata orientata a valutare quanto il risultato finale sia influenzato della rigidità del pallino. È emerso come risultati accettabili si possano avere, supponendo il pallino infinitamente rigido, il che è motivato dalla grande differenza fra la rigidità di questo e quella dell'organo bersaglio. La simulazione del contatto è stata realizzata con un algoritmo "weighted master-slave", imponendo come condizione iniziale la velocità dei pallini in fase di lancio verso la superficie. A questo scopo si è fatto riferimento ai dati di processo forniti durante la fase di pallinatura delle ruote dentate. I risultati ottenuti sono mostrati in Fig. 6 con riferimento ai due modelli realizzati in due e tre dimensioni: il profilo di tensione residua viene riprodotto in maniera attendibile. Le differenze esistenti fra la curva sperimentale e quelle simulate possono essere imputate alle tensioni residue generate durante la tempra, che non possono essere considerate dal modello di simulazione [40-41].

Come anticipato, il modello di Eichlseder [22] lega il limite di fatica al gradiente di tensione relativo (relative stress gradient), così definito:

$$\chi' = \left(\frac{1}{\sigma_{\max}} \right) \left(\frac{d\sigma}{dx} \right) \quad (2)$$

Il limite a fatica locale σ_f in corrispondenza di un generico punto nel volume di un componente, caratterizzato da un valore di tensione σ_{\max} , può essere predetto con la stima del gradiente di tensione relativo nella medesima localizzazione. Per l'applicazione in studio si è utilizzata l'equazione (3), che permette di ricavare il limite locale, interpolando rispetto a dati sui limiti a fatica di provini lisci del medesimo materiale, soggetti a trazione - compressione (σ_{tf}) e a flessione (σ_{bf}).

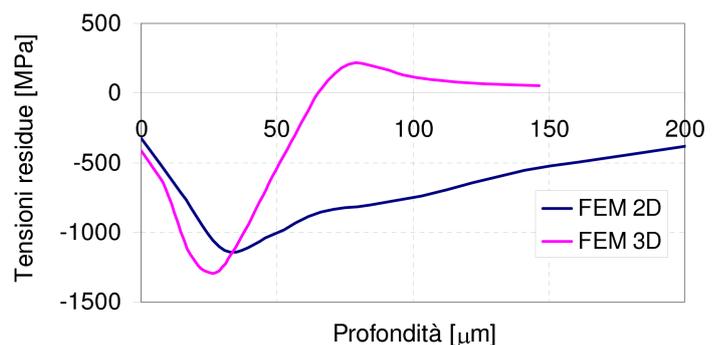
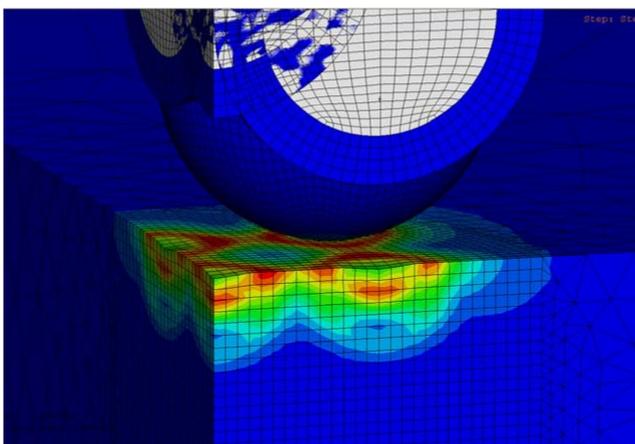


Figura 6: Simulazione degli impatti dei pallini e della distribuzione residua indotta.

$$\sigma_f = \sigma_{tf} \cdot \left(1 + \left(\frac{\sigma_{bf}}{\sigma_{tf}} - 1 \right) \left(\frac{\chi'}{(2/b)} \right)^{K_D} \right) = \sigma_{tf} \cdot n_x \quad (3)$$

La classica equazione che descrive la curva S-N locale è la seguente:

$$N = N_D \left(\frac{\sigma_f}{\sigma} \right)^k \quad (4)$$

La pendenza k e il numero di cicli al ginocchio N_D sono stati calcolati secondo le seguenti formule, che completano il modello di Eichlseder: si osserva che anche tali grandezze dipendono dal gradiente relativo, (attraverso il coefficiente n_x) a confermare il ruolo determinante di quest'ultimo nel caratterizzare il comportamento a fatica del componente.

$$k = k_{min} + \frac{k_{max} - k_{min}}{n_x^{k_k}} \quad (6)$$

K_D , k_n , and k_k sono coefficienti caratteristici per il materiale del componente riportati in [22]. Sulla base delle equazioni (4), (5) e (6), per definire σ_f , k ed N_D , è richiesta la conoscenza di due set di dati sperimentali, sostanzialmente due curve S-N per provini privi di intaglio in due distinte condizioni di carico. Generalmente si richiedono una curva S-N per prove condotte con gradiente relativo nullo (da cui si determinano i parametri N_{Dmax} , numero di cicli al ginocchio e k_{max} , pendenza del tratto inclinato) ed una per prove con gradiente χ' elevato (si ricavano N_{Dmin} e k_{min}). Solitamente si fa riferimento, come anticipato nell'equazione (3) a dati a trazione-compressione ed a flessione, per i quali si ha $\chi' = 2/b$, essendo b lo spessore o il diametro del provino.

La distribuzione tensionale totale (al carico massimo) è stata ricavata, sommando il contributo delle tensioni residue, ricavato per via simulativa, a quello degli sforzi da carichi esterni, seguendo l'impostazione riportata in [8]. Si è parallelamente tenuto conto del fatto che la distribuzione tensionale da carico esterno varia ciclicamente, mentre quella dovuta alla pallinatura rappresenta un termine medio che si può supporre costante, a meno di fenomeni di redistribuzione. Nel presente caso il contributo da carico esterno è stato valutato mediante la già citata analisi agli elementi finiti (assumendo per il carico trasmesso dai punzoni quello al limite di fatica), quello della pallinatura attraverso la simulazione dell'impatto ed i risultati mostrati in Fig. 6. La Fig. 7 mostra inoltre il valore di χ' alla radice del dente, operando un raffronto in presenza ed in assenza di pallinatura: si può osservare come il gradiente di tensione relativo (38 mm^{-1}) sia fortemente incrementato (di un fattore intorno a 5) grazie al trattamento di pallinatura. Il metodo di Eichlseder fornisce quindi un'ulteriore interpretazione dell'effetto benefico della pallinatura: tale trattamento, oltre a generare tensioni residue di compressione, che abbassano lo stato tensionale totale, comporta un forte incremento del gradiente relativo di tensione nello strato superficiale, che permette di prevenire in parte anche l'innesco. Il limite a fatica locale (all'inversione) è stato quindi valutato sulla base di (3). Si è tenuto conto delle tensioni residue come tensioni medie, come suggerito in [42], supponendole invariate nel corso della vita del componente [32]. La resistenza all'escursione ed il limite locale sono stati successivamente determinati in base alla tensione media, tramite costruzione del diagramma di Haigh [43-44]. Si è quindi tenuto conto delle tensioni residue da pallinatura in due sedi: per calcolare la distribuzione di tensione effettiva, sulla base della quale stimare il gradiente relativo, e per

$$\text{Log}(N_D) = \text{Log}(N_{Dmin}) + \frac{\text{Log}(N_{Dmax}) - \text{Log}(N_{Dmin})}{n_x^{k_n}} \quad (5)$$

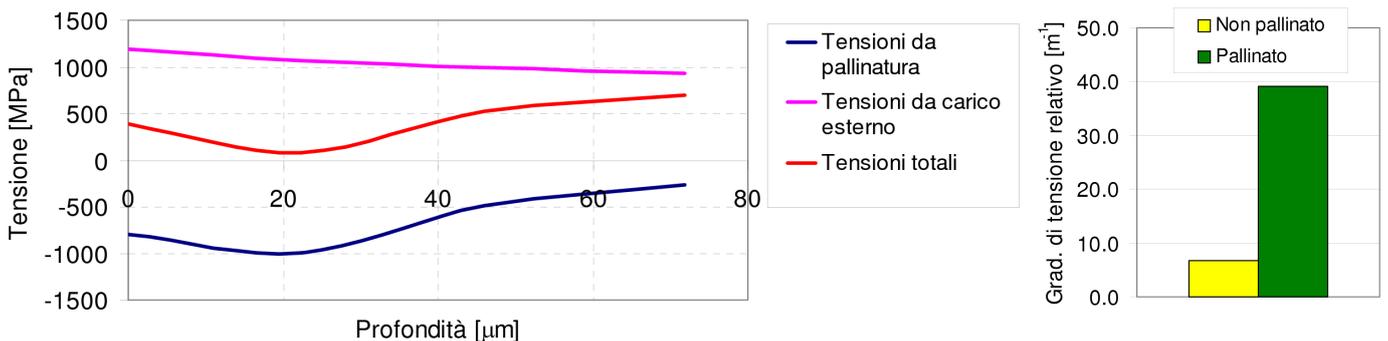


Figura 7: Determinazione della distribuzione tensionale totale ed influsso della pallinatura sull'incremento del gradiente di tensione relativo.

operare l'aggiustamento del limite anzidetto. Attraverso le (5-6) si è infine pervenuto alla totale simulazione della curva S-N locale. Nella Fig. 8 la curva è rappresentata unitamente a quella sperimentale, evidenziando un buon accordo. L'istogramma mette a confronto il limite di fatica e la pendenza: gli errori riscontrati ammontano al 4% (sulla pendenza) ed al 9% (sul limite di fatica).

Analisi comparata delle distribuzioni di tensione residua e dei limiti a fatica per diversi trattamenti di pallinatura

Una volta apprezzati gli effetti di pallinatura e tribofinitura e ampiamente studiato il comportamento a fatica a seguito del trattamento comunemente praticato, si è voluto valutare come tale trattamento potesse essere ottimizzato. Si è cioè voluto indagare come l'adozione di diversi parametri operativi nella pallinatura del componente in esame potesse influenzare la distribuzione tensionale residua indotta ed il limite di fatica. Il problema è stato anche in questo caso approcciato, partendo dall'analisi diffrattometrica, proseguendo con le prove sperimentali ed infine con le indagini numeriche.

Ai fini della presente analisi ulteriori 10 trattamenti (oltre al già considerato S110 Basso A con pressione di lancio di 4 bar) sono stati considerati: essi sono stati organizzati in un piano a due fattori (diametro del pallino e intensità Almen), prevedendo anche trattamenti di doppia pallinatura. I parametri operativi sono riassunti nella Tab. 6, in cui i livelli dell'intensità Almen sono equispaziati, con pressione variante da 4 a 5 bar circa, mentre il diametro del pallino è indicato secondo la notazione convenzionale in decimi di pollice ed in mm. I trattamenti indicati con il simbolo (●) sono stati prati-

cati, incrociando i parametri presenti nella matrice, quelli individuati dal segno (◆), oltre che essere eseguiti come indicato, hanno previsto anche un trattamento aggiuntivo con pallini ceramici, con un diametro di 0,15 mm, sparati ad una pressione di 2 bar. Tale trattamento aggiuntivo (Z150, 2 bar) completa la doppia pallinatura. Le combinazioni S110 ed S170 con alta intensità Almen non sono state considerate, vista la loro scarsa diffusione ed effettiva realizzabilità, coniugando esse un'elevata intensità con piccoli calibri dei pallini. Tutte le ruote dentate sono state tribofinite dopo i trattamenti di pallinatura singola o doppia.

Analisi comparata delle distribuzioni di tensione residua e dei limiti a fatica per diversi trattamenti di pallinatura: analisi diffrattometriche ed elaborazioni statistiche dei dati

La prima analisi effettuata ha riguardato le tensioni residue: le rispettive distribuzioni sono confrontate in Fig. 9. Tale analisi ha avuto la duplice funzione di vagliare l'influenza dei parametri operativi sulle distribuzioni residue, con particolare riferimento all'intensità del picco ed alla sua posizione in profondità, e di selezionare i trattamenti più promettenti per le successive prove sperimentali di fatica.

Si può osservare come i profili di tensione residua abbiano, nel caso di pallinatura singola, il tipico andamento già osservato in molteplici occasioni, ad esempio in [1-2,10], con il valore di picco collocato sottopelle, ad una distanza dalla superficie abitualmente collocata fra 20 e 30 μm . La doppia pallinatura viene spesso attuata nel settore delle ruote dentate ad elevate prestazioni, es-

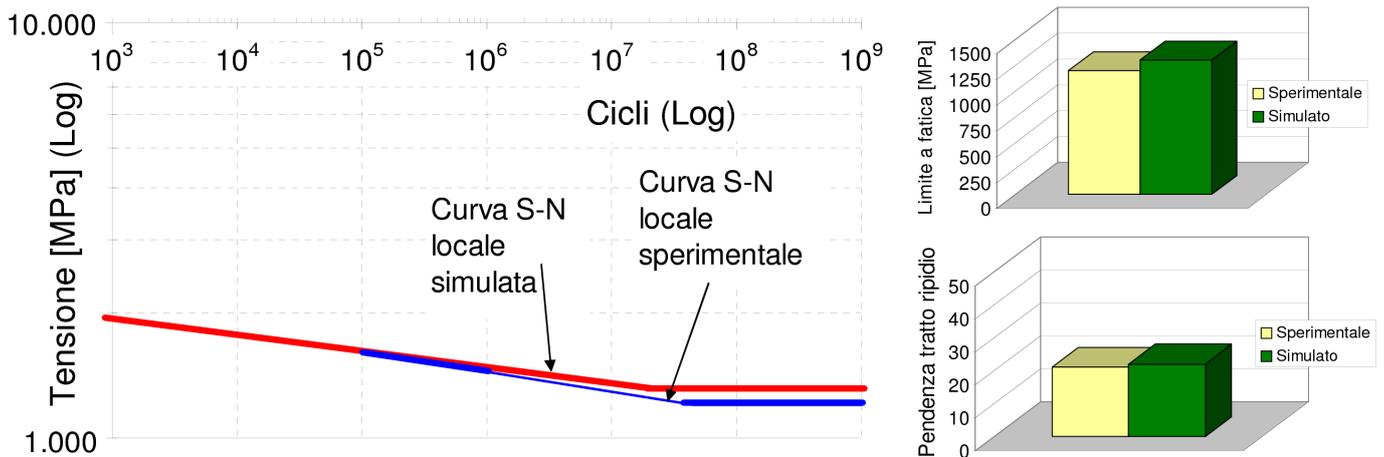


Figura 8: Determinazione della curva S-N e confronto fra risultati numerici e sperimentali.

Diametro pallino		Intensità Almen			
		S110 (0,28 mm)	S170 (0,43 mm)	S230 (0,58 mm)	S330 (0,84 mm)
Bassa (press. \approx 4 bar)	●	●	●	●	
Media (press. \approx 4,5 bar)	●	●	● ◆	◆	
Alta (press. \approx 5 bar)	-	-	◆	◆	

Tabella 6: Piano a due fattori dei trattamenti indagati.

partizione fra la componente lineare e quella del secondo ordine: ambedue risultano significative, ma è proprio la componente non lineare a prevalere. Tale dato è confermato dall'andamento del valore di picco rispetto all'intensità Almen (mediato sui due valori di diametro dei pallini), mostrato sulla destra. Il diagramma mostra come, all'aumentare dell'intensità Almen, il picco aumenti, con tendenza ad una saturazione.

Con la medesima impostazione è stata effettuata l'analisi della varianza in relazione alla profondità del picco. L'indagine statistica ha portato a concludere (Tab. 8) che entrambi i fattori hanno influenza sulla profondità del picco, e pure l'interazione è significativa alla soglia dell'1%. Il fattore più significativo è il diametro del pallino, coerentemente con quanto osservato in [2].

Anche in questo caso l'analisi è stata affinata: considerando le prime due righe del piano fattoriale, ed applicando la medesima tecnica prima citata, si sono separate le componenti del primo, secondo e terzo ordine nel legame fra profondità di picco e diametro del pallino. I risultati sono visibili in Fig. 11: la componente prevalente e l'unica che risulta significativa è quella del secondo ordine. Il grafico (mediato sui valori dell'intensità Almen) mostra la forte non linearità con tendenza alla saturazione per valori elevati del diametro del pallino,

anche la componente del terzo ordine, pur non significativa, ha comunque un certo effetto. Tali risultati dimostrano i limiti strutturali del trattamento di pallinatura: quanto più esso è reso spinto, tanto più comporta costi maggiori e una rugosità più elevata, senza che tali svantaggi siano compensati da un maggiore tensione residua o da una maggiore profondità di azione.

Analisi comparata delle distribuzioni di tensione residua e dei limiti a fatica per diversi trattamenti di pallinatura: risultati sperimentali delle prove di fatica ed elaborazioni statistiche

Per l'effettuazione delle prove di fatica sono state scartate alcune combinazioni di pallinature. Il riferimento è ai trattamenti S230 Basso A ed a tutti quelli con il pallino di dimensione maggiore (S330). Oltre che sulla base del profilo di tensione residua, il primo trattamento è stato scartato per via della scarsa diffusione, coniugando esso un pallino abbastanza grande con una bassa intensità Almen, tutti gli altri sono stati scartati perché la rugosità che conferivano alla superficie era inaccettabile, anche a seguito del trattamento aggiuntivo. Le prove, eseguite secondo il metodo Dixon, hanno fornito i seguenti risultati in termini di limite locale al piede del dente (Fig. 12) [27]. Nell'istogramma sono

Profondità di picco [μm]		Diametro pallino			
		S 110	S 170	S 230	S 330
Int. Almen	Basso	20	30	26	30
		20	30	28	25
	Medio	22	35	20	20
		20	23	20	20
Alto			20	40	
			25	40	

	SSQ	G. di L.	MSQ	F _{calc.}	p-v. [%]
Int. Almen	207	2	103	10.23	0.38
Diam. pallino	277	3	92	9.13	0.33
Interazione	254	4	64	6.29	0.85
Errore	101	10	10		
Totale	838	19			

Tabella 8: Analisi della varianza sulla profondità di picco.

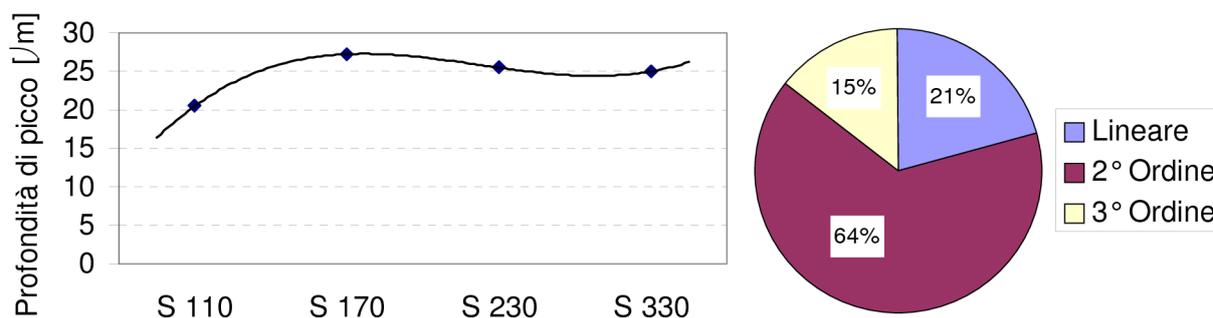
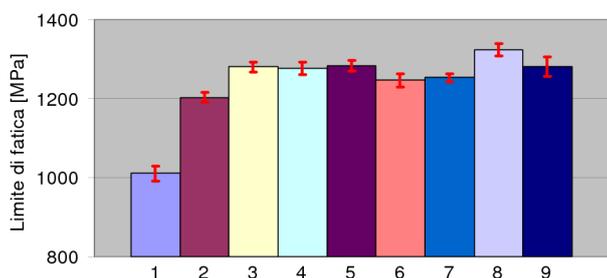


Figura 11: Analisi di linearità sulla dipendenza profondità di picco – diametro del pallino.



1. Non pallinato
2. S110 Basso A
3. S170 Basso A
4. S110 Medio A
5. S170 Medio A
6. S230 Medio A
7. S230 Medio A + Z150 2 bar
8. S230 Alto A + Z150 2 bar
9. S110 Basso A senza tribofinitura

Figura 12: Limiti a fatica locali per i trattamenti studiati e relativa legenda.

stati aggiunti anche il limite per la ruota non pallinata e quello per la ruota con pallinatura S110 Basso A non tribofinita, limiti determinati nelle sezioni precedenti.

Come illustrato precedentemente, uno degli obiettivi di questa parte della campagna sperimentale era quello di valutare l'effetto della doppia pallinatura sulle prestazioni a fatica. Come risulta dall'istogramma, i limiti determinati sono tra loro quasi uguali (1247 MPa per S230 Medio A, 1253 MPa per il componente sottoposto al trattamento aggiuntivo), con un aumento di appena 6 MPa (0,5%). In tal caso è immediato concludere che la doppia pallinatura ha un impatto trascurabile sul limite dinamico. Tale dato è in parziale accordo con [1], che aveva osservato come una doppia pallinatura comportasse un debole aumento della resistenza a fatica. Osservando le bande di errore, si nota tuttavia che l'incertezza sul risultato è molto minore nel caso della ruota con doppia pallinatura. Questo dato risulta evidente se si considerano i risultati delle prove di fatica: nelle Tab. 9-10 sono riportate le successioni delle rotture e non rotture [27].

Confrontando la deviazione standard, si osserva che nel primo caso essa ammonta a 35 MPa diminuiti a 21 MPa nel caso del trattamento aggiuntivo, con un decremento pari al 40%. In questo senso la doppia pallinatura risulta avere un effetto simile a quello già osservato per la tribofinitura: ha un influsso trascurabile sul limite di fatica, ma riduce sensibilmente la dispersione dei risultati e la deviazione standard. E' bene precisare che tali responsi sono stati ottenuti su ruote dentate in acciaio ad elevata resistenza: non si può escludere che miglioramenti più sensibili si possano ottenere su componenti in un acciaio con caratteristiche meno spinte.

Dall'analisi quantitativa dei risultati di Fig. 12, si evince che, grazie al trattamento di pallinatura, si possono ottenere miglioramenti sul limite di fatica fra il 19 ed il 31%, questo campo è compatibile con quanto rilevato anche da alti autori, come [2-3,14]. I dati raccolti sono stati processati in un'analisi ANOVA a due fattori, con calcolo dell'errore sulla base della media pesata delle varianze in accordo con [3,29,37]. L'analisi ha mostrato co-

me l'intensità Almen sia significativa alla soglia del 7% e il diametro del pallino a quella del 18%. Il parametro più significativo risulta quindi quello dell'intensità Almen: questo rende ragione dell'approccio classico per definire l'intensità della pallinatura: quest'ultima ed il conseguente beneficio sulla resistenza a fatica vengono correlate al parametro dell'intensità Almen, che a sua volta somma tanti fattori che intervengono nel processo [5,45]. Tale interpretazione rende ragione anche del modello proposto da Benedetti, che in [2] correla il limite di fatica al picco di tensione residua e quest'ultimo all'intensità Almen. Tuttavia il diagramma a torta di Tab. 11 mostra come anche il diametro del pallino intervenga per il 35% sul valore della varianza complessiva: come rilevato in [6] anche il diametro del pallino interviene a determinare il profilo di tensione residua e di riflesso ha un influsso sulla resistenza a fatica. Si ha inoltre un piccolo contributo non significativo dovuto all'interazione tra i due fattori. Il fatto che il p-value risulti maggiore del 5% indica che nessuno dei due fattori è altamente significativo sul limite di fatica. Questo a conferma del fatto che si è molto vicini al limite strutturale dei benefici conferiti dal trattamento, sia per le osservazioni prima riportate sia per l'impiego su un materiale ad elevate prestazioni, già incrementate anche dai trattamenti termici di cementazione e tempra, che, ancor prima della pallinatura, introducono delle tensioni residue nel pezzo.

Analisi comparata delle distribuzioni di tensione residua e dei limiti a fatica per diversi trattamenti di pallinatura: elaborazioni numeriche e simulate

I limiti di fatica determinati sono stati interpretati in chiave numerico-simulativa, sia per vagliare l'attendibilità dei modelli proposti, sia per mettere a punto uno strumento che permetta di prevedere le prestazioni a fatica di organi pallinati e risulti sufficientemente affidabile e robusto.

Il modello più semplice è quello di Benedetti che in [2] evidenzia un legame lineare fra limite di fatica e picco

F_{max} [kN]	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
11.75							X			
11.50						O		X		
11.25	X				O				X	
11.00		X		O						X
10.75			O							

Tabella 9: Risultati delle prove sulla ruota pallinata S230 Medio A.

F_{max} [kN]	1	2	3	4	5	6	7	8	9
11.50	X						X		X
11.25		X		X		O		O	
11.00			O		O				

Tabella 10: Risultati delle prove sulla ruota pallinata S230 Medio A + Z150 2 bar.

di tensione residua. Tale modello viene utilizzato sia per i componenti pallinati che per quelli non pallinati, la cui distribuzione residua è legata alla storia tecnologica. In tale lavoro è evidenziato tuttavia come i risultati per i componenti pallinati e per gli stessi non trattati si collocano su rette interpolanti ben distinte, inoltre in quest'ultimo caso non viene considerata la tensione residua massima, ma quella al di sotto dello strato ossidato superficiale, dove si ritiene più probabile che possa partire la frattura. Nel presente caso si è ricercato il legame fra i limiti trovati sperimentalmente e i massimi di tensione residua: nel caso dei componenti pallinati si sono considerati i valori di picco: nell'unico caso di componente non pallinato si è fatto riferimento al valore più elevato sulla superficie (Fig. 9). In accordo con [1,8] è infatti sullo strato più superficiale che in componenti non pallinati si innesca il fenomeno di rottura a fatica.

Il modello proposto, per quanto semplice, si presenta piuttosto realistico: tutti i risultati sperimentali (Fig. 13), anche quello per le ruote non pallinate, risultano ben interpolati da una linea retta di regressione, come testimoniato dall'alto valore di R^2 (coefficiente di correlazione lineare). I numeri si riferiscono alla legenda di Fig. 12.

Il successivo modello analizzato è stato quello suggerito da Wang in [8]. Questi osserva come le tensioni residue possano essere interpretate come un incremento od un decremento degli sforzi da carico esterno. Evidenzia

inoltre come le tensioni residue da pallinatura possano portare il punto di innesco dallo strato superficiale ad uno sub-superficiale. Quest'ultimo si può collocare nella zona immediatamente al di sotto della superficie, dove sono presenti le tensioni residue di compressione, o ancora più in profondità, dove le tensioni residue divengono di trazione. Sulla base dell'interpretazione di Wang, risulta ragionevole riferire il limite di fatica alla massima tensione positiva al di sotto della superficie. Come risulta dalla Fig. 14 (che riporta la distribuzione totale di tensione per la ruota pallinata 230 Medio A + Z150, 2 bar), questo massimo è situato in genere poco al di sotto della superficie, entro o comunque ai limiti della zona interessata dalla pallinatura. Ciò appare dovuto essenzialmente alla piccola dimensione della sezione trasversale dei denti (8 mm) ed all'elevata concentrazione di tensione al piede. La Fig. 14 riporta i limiti di fatica sperimentali rispetto alle massime tensioni positive all'interno. In questo caso non si è considerato il componente non pallinato, visto che, come già ravvisato, la rottura a fatica avviene per esso secondo un meccanismo diverso.

In tale caso l'interpolazione, pur sempre abbastanza buona, non è però ottimale, come indicato dal valore di 0,5 per il coefficiente R^2 . E' comunque significativo notare come i punti 4 e 9 (rispettivamente S110 Medio A e S110 Basso A senza tribofinitura, cfr. legenda di Fig.

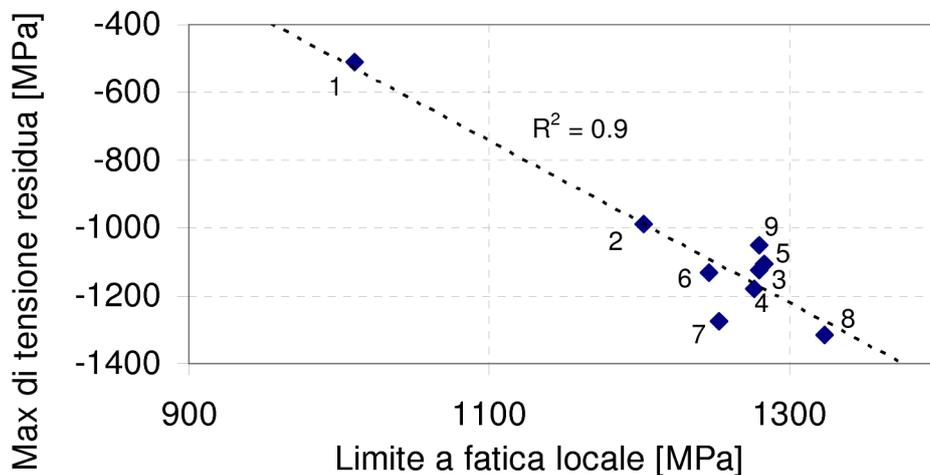


Figura 13: Interpretazione dei risultati, legando i limiti di fatica ai massimi di tensione residua.

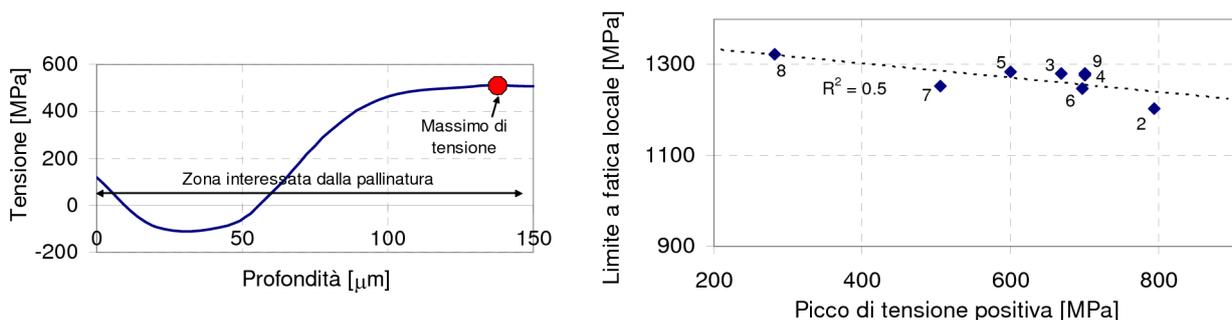


Figura 14: Tipica distribuzione di tensione al piede ed interpretazione dei risultati, legando i limiti di fatica ai massimi di tensione al di sotto della superficie.

12) siano fra loro quasi coincidenti: alla medesima tensione di trazione massima corrisponde il medesimo limite a fatica.

Secondo lo schema già seguito a proposito della simulazione dell'intera curva di Wöhler, il modello di Eichlseder [22] è stato utilizzato per effettuare previsioni numeriche dei limiti di fatica, da confrontare con i risultati sperimentali. La distribuzione di tensione dovuta al carico esterno è stata ricavata tramite il già citato modello agli elementi finiti, composto da un quarto di ruota e da un punzone rigido, che trasmette un carico pari a quello limite valutato sperimentalmente. La distribuzione totale è stata quindi ottenuta, sommando alle tensioni simulate quelle residue dovute alla pallinatura, ricavate per via diffrattometrica e mostrate in Fig. 9. Si prevede in una fase successiva di riuscire a simulare in maniera sistematica i profili di tensioni residue, discriminando fra i vari parametri operativi utilizzati nel trattamento. Il modello proposto prevede di considerare i punti di maggiore criticità sempre in superficie: è quindi sullo strato superficiale che si sono calcolati (con l'applicazione di (2)) i gradienti di tensione relativi per tutti i trattamenti considerati, apprezzando, come già ravvisato precedentemente, i forti aumenti dovuti al trattamento di pallinatura. Con l'impiego di (3), sulla base di dati di caratterizzazione a fatica (a trazione-compressione ed a flessione rotante) del materiale, si è valutato il limite a sollecitazione alternata. Si è quindi determinata la resistenza a fatica locale, attuando il metodo descritto al Par. 3.2.1, tenendo conto del profilo di tensioni residue sia per la stima della distribuzione di tensione totale, sia per aggiustare il limite trovato in funzione della tensione media [32,42-44].

I risultati sono mostrati nella Fig. 15, che confronta i rilievi sperimentali e le previsioni numeriche per i nove casi in studio, evidenziando anche gli errori. Il modello proposto è stato applicato anche al caso della ruota non pallinata, valutando le sole tensioni residue da trattamento termico.

Come si può notare dalla Fig. 15, gli errori, sia in eccesso che in difetto, sono abbastanza contenuti ed accettabili, l'errore medio è di circa il 4%, mentre il massimo ammonta a poco più dell'11% ed è stato rilevato nel caso del componente pallinato. Per tale casistica il limite ricavato sperimentalmente risulta inferiore alla stima: questo può essere dovuto alla presenza di difetti superficiali, quali inclusioni o irregolarità nella rugosità, dei quali non si può tenere conto nel modello simulativo proposto.

L'analisi effettuata può essere posta a confronto con quella operata da Benedetti in [2]: in tale lavoro vengono prima ricercati per via sperimentale i limiti a fatica locale di ruote dentate pallinate e non, successivamente vengono attuate previsioni numeriche per l'interpretazione dei risultati. Benedetti utilizza per le sue stime una formulazione derivante anch'essa dalla scuola tedesca, in particolare dalle esperienze di Lang [46]. Pure tale modello, antecedente a quello di Eichlseder [22], relaziona la resistenza a fatica (a sollecitazione alternata) al concetto di gradiente (legame di tipo lineare), ma fa riferimento al gradiente puro della distribuzione e non al suo valore normalizzato rispetto alla tensione puntuale. Tale modello inoltre effettua previsioni di fatica, a partire da dati statici, quali la rugosità superficiale e la durezza Vickers, non sempre adeguati per la valutazione del fenomeno della fatica. Inoltre esso non è applicabile a componenti contenenti tensioni residue. Analogamente al presente lavoro, l'analisi in [2] è impostata, stimando la distribuzione tensionale da carico esterno, con una simulazione agli elementi finiti sulla base di valori di forza in corrispondenza dei limiti di fatica e considerando come critici i punti sulla superficie alla base del dente. Le previsioni numeriche sono state attuate, considerando inizialmente solo il carico esterno (e non le tensioni residue), correggendo poi i limiti trovati sulla base della tensione media relazionata al solo valore di picco delle tensioni residue. La semplificazione del modello ha comportato errori di sottostima di circa il 15%.

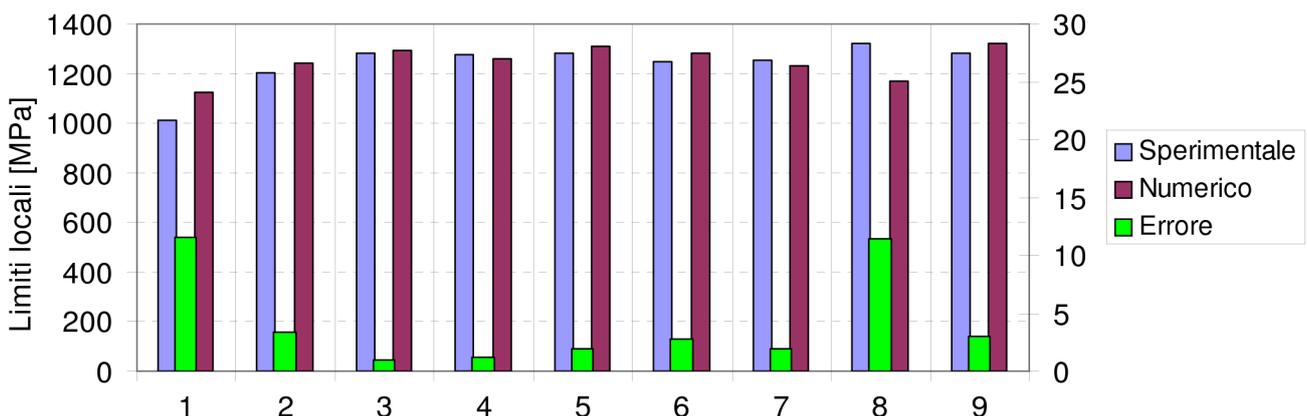


Figura 15: Confronto fra risultati sperimentali e numerici e calcolo degli errori percentuali.

In [2] sono riportate numerose ragioni, che spiegano in dettaglio gli scostamenti trovati: si può al proposito aggiungere che un'ulteriore causa potrebbe essere legata alla scarsa robustezza del modello previsionale di Lang. Con riferimento ai metodi basati sul gradiente, va rilevato che in presenza di valori elevati di questo (distribuzioni tensionali molto ripide) è spesso difficile determinare il gradiente massimo per via simulativa. Questo richiederebbe un affinamento eccessivo e non praticabile del modello agli elementi finiti: è quindi essenziale che gli eventuali errori a monte si ripercuotano il meno possibile sul calcolo del limite di fatica. Il modello lineare di Lang comporta che un eventuale errore sulla stima del gradiente è trasmesso inalterato sulla valutazione della resistenza a fatica; il modello di Eichlseder invece è non lineare (il termine KD vale 0,3) ed ha un andamento simile a quello di una curva logaritmica, per cui risulta molto stabile per gradienti sufficientemente elevati: nel caso della presente ricerca un errore in difetto del 30% sulla valutazione del gradiente di tensione relativo avrebbe comportato scostamenti fra l'1 ed il 3% rispetto alle previsioni del limite di fatica sopra mostrate.

4 CONCLUSIONI

Il presente lavoro ha riguardato lo studio del comportamento a fatica di ruote dentate ad elevate prestazioni per uso nel settore della competizione automobilistica. Tale tematica è stata affrontata su più livelli: tramite rilievo sperimentale delle tensioni residue e della resistenza a fatica, tramite l'effettuazione di elaborazioni DOE e attraverso l'impiego di modelli simulativi. I principali risultati possono essere riassunti come segue.

- La pallinatura ha indubbiamente un impatto sul miglioramento della resistenza a fatica sul componente in esame, in acciaio ad alta resistenza, cementato e temprato. Un trattamento di pallinatura abbastanza comune, non eccessivamente spinto, comporta un aumento del 19% della resistenza.

- La tribofinitura ha un effetto trascurabile sulla resistenza a fatica di componenti ad elevate prestazioni come quelli considerati. Ha invece un ruolo importante nella riduzione della dispersione sperimentale e della deviazione standard (-57%). La tribofinitura non va inoltre ad intaccare la distribuzione residua dovuta alla pallinatura.

- In riferimento ad uno specifico e diffuso trattamento di pallinatura si è prima determinata sperimentalmente la curva S-N, successivamente lo stesso problema è stato approcciato per via numerico-simulativa. Sulla base del modello del gradiente relativo di Eichlseder e combi-

nando i risultati di analisi strutturali e di impatto FEM, si è ricavata una curva simulata, riscontrando un buon accordo (scostamenti minori del 10%) per quanto riguarda il valore del limite e quello della pendenza del tratto inclinato.

- Si è ricercata un'ottimizzazione del trattamento di pallinatura, organizzando in un piano fattoriale diverse combinazioni del diametro del pallino e dell'intensità Almen.

- Lo studio diffrattometrico delle tensioni residue è stato accompagnato da un'analisi statistica, che ha confermato come la profondità del picco sia legata principalmente al diametro del pallino e il valore del picco all'intensità Almen, tale legame è però fortemente non lineare. La tendenza alla saturazione dimostra il limite strutturale della pallinatura: non si hanno apprezzabili vantaggi ad incrementare fortemente i parametri in gioco.

- Si è mostrato come si possa raggiungere un incremento del limite di fatica fino al 31% rispetto all'organo non pallinato: un'analisi DOE mostra come sia l'intensità Almen il parametro più influente.

- Si è valutato anche l'influsso della doppia pallinatura: un trattamento aggiuntivo con pallini ceramici comporta un forte incremento sulla tensione di superficie, e rende l'andamento delle tensioni residue sostanzialmente costante alle deboli profondità. Non si hanno forti variazioni sul valore di picco: coerentemente con questo l'influenza sul limite di fatica è poco significativa. La doppia pallinatura ha un ruolo molto simile a quello della tribofinitura nell'aumentare sensibilmente la ripetibilità dei risultati, riducendo la deviazione standard (-40%).

- I risultati ottenuti sono stati interpretati con l'uso di modelli simulativi: essi risultano in buon accordo con la formulazione di Benedetti: le resistenze a fatica sono legate linearmente rispetto ai valori massimi le tensioni residue. Rispetto al succitato modello si è osservato come tale legame valga anche per il componente non pallinato, per il quale le tensioni residue derivano dai trattamenti termici da esso subiti.

- E' stato inoltre sviluppato un modello previsionale, basato sulla distribuzione tensionale complessiva (dovuta al carico esterno ed alle tensioni residue) e sul metodo del gradiente relativo di Eichlseder: il confronto fra i risultati numerici e sperimentali ha evidenziato un buon accordo con uno scostamento massimo dell'11% ed uno medio del 4%.

- Analisi di sensitività sono state effettuate sul succitato modello: esso si è dimostrato apprezzabilmente robusto: sottostime del valore del gradiente, in cui si può facilmente incorrere nelle simulazioni numeriche della distribuzione di tensione, non si ripercuotono grave-

mente sui risultati finali.

5 BIBLIOGRAFIA

- [1] B.A. Shaw, C. Aylott, P. O'Hara, K. Brimble, *International Journal of Fatigue*, 25 (2003) 1279-1283.
- [2] M. Benedetti, V. Fontanari, B.-R. Höhn, P. Oster, T. Tobie, *International Journal of Fatigue*, 24 (2002) 1127-1136.
- [3] D. Croccolo, L. Cristofolini, M. Bandini, A. Freddi, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 25 (2002) 695-707.
- [4] J.Y. Mann, *Fatigue of materials—an introductory text*, Melbourne University Press (1967).
- [5] M. Guagliano, L. Vergani, *Engineering Fracture Mechanics*, 71 (2004) 501-512.
- [6] R. Herzog, W. Zinn, B. Sholtes, H. Wohlfahrt, *Proc. VI International Conference on Shot-Peening*, (1996) 270-281.
- [7] M. Kobayashi, T. Matsui, Y. Murakami, *International Journal of Fatigue*, 20 (1998) 351-357.
- [8] S. Wang, Y. Li, M. Yao, R. Wang, *Journal of Materials Processing Technology*, 73 (1998) 57-63.
- [9] X.P. Jiang, C.S. Man, M.J. Shepard, T. Zhai, *Materials Science and Engineering A*, 468-470 (2007) 137-143.
- [10] C. Colombo, M. Guagliano, L. Vergani, *Proc. XXIV Convegno Nazionale AIAS*, Milano (2005).
- [11] R. Fathallah, A. Laamouri, H. Sidhom, C. Braham, *International Journal of Fatigue*, 26 (2004) 1053-1067.
- [12] L. Wagner, *Materials Science and Engineering A*, 263 (1999) 210-216.
- [13] P.S. Song, C.C. Wen, *Engineering Fracture Mechanics*, 63 (1999) 295-304.
- [14] M. Ohsawa, T. Yonemura, *Proc. II International Conference on Shot Peening (ICSP2)*, Chicago (USA), (1984) 147-158.
- [15] M. Benedetti, C.L. Azanza Ricardo, C. Santus, V. Fontanari, *Proc. XXXVI Convegno Nazionale AIAS*, Napoli (2007).
- [16] L. Winkelmann, M. Michaud, G. Sroka, A.A. Swiglo, *Proc. SAE International Off-Highway Congress*, Las Vegas (2002).
- [17] A. Ishibashi, S. Ezoe, S. Tanaka, *Mirror Finishing of Tooth Surfaces Using a Trial Gear Grinder With Cubic-Born-Nitride Wheel*, ASME Publication 84-DET-153, ASME, New York, NY (1984).
- [18] T.L. Krantz, M.P. Alanou, H.P. Evans, R.W. Snidle., *Journal of Tribology*, 123 (2001) 709-716.
- [19] D.H. Breen, E.M. Wene, *Proc. American Society for Metals*, Metals Park, Ohio, (1979) 72.
- [20] H.O. Fuchs, *Mechanical engineer's handbook*, Wiley, New York (1986).
- [21] E. Siebel, M. Pfender, *Stahl und Eisen*, 66/67 (1947) 318-321.
- [22] W. Eichlseder, *Computers and Structures*, 80 (2002) 2109-2113.
- [23] D. Taylor, *The Theory of Critical Distances - A new perspective in fracture mechanics*, Elsevier Science B.V. (2007).
- [24] I.F. Pariente, M. Guagliano, *Surface & Coatings Technology*, in press, doi: 10.1016/j.surfcoat.2007.11.015, (2007).
- [25] M. Guagliano, E. Riva, M. Guidetti, *Engineering Failure Analysis*, 9 (2002) 147-158.
- [26] C. Peyrac, J.F. Flavenot, F. Convert, *Materials Science Forum*, 347 (2000) 435-440.
- [27] G. Olmi, A. Freddi, *Proc. 5th ICCSM, Trgir/Split (Croazia)*, (2006).
- [28] M. Comandini, G. Olmi, A. Freddi, *Transactions of Famena*, 31-2 (2007) 1-10.
- [29] W.J. Dixon, F.J.Jr. Massey, *Introduction to Statistical Analysis*, McGraw-Hill U.S. (1983).
- [30] M. Benedetti, T. Bortolamedi, V. Fontanari, F. Frendo, *International Journal of Fatigue*, 26 (2004) 889-897.
- [31] M.G. Moore, *SAE Trans*, 66, 340 (1958).
- [32] L. Bertini, V. Fontanari, *International Journal of Fatigue*, 21 (6) (1999) 611-617.
- [33] S.A. Meguid, D.W. Hammond, *Proc. Second International Conference on Residual Stresses*, Nancy, (1988) 797-802.
- [34] W. Cao, *Cyclic softening of steels and residual stress relaxation of shot-blasting in fatigue*, Ph.D. thesis, ENSAM Paris, France (1989).
- [35] W.Z. Zhuang, G.R. Halford, *International Journal of Fatigue*, 23 (2001) 31-37.
- [36] M. Comandini, G. Olmi, A. Freddi, *Proc. 23rd DAS Symposium, Podbanské (Slovak Rep.)*, 163-164 (2006).
- [37] P.D. Berger, R.E. Maurer, *Experimental Design*, Boston, USA (2002).
- [38] ISO 12107, *Metallic materials - Fatigue testing - Statistical planning and analysis of data* (2003).
- [39] M. Guagliano, *Journal of Materials Processing Technology*, 110 (2001) 277-286.
- [40] M. Benedetti, V. Fontanari, P. Oster, T. Tobie, *Proc. XXX AIAS National Conference*, Alghero, (2001) 263-272.
- [41] R.E. Reed-Hill, R. Abbaschian, *Physical Metallurgy Principles*, Publishing Company, Boston (1992).
- [42] P. Starker, E. Macherauch, *Z. Werkstofftechnik*, 14 (1983) 109-115.
- [43] H. Leitner, W. Eichlseder, I. Godor, M. Waggenermayer, C. Hinteregger, *Increased Fatigue Limit*

- of Gear Wheels by a Combination of Case Hardening and Shot Peening, Internal Report.
- [44] W. Eichlseder, H. Leitner, Fatigue life prediction based on gradient S-N curves, Internal Report.
- [45] M. Guagliano, L. Vergani, M. Bandini, F Gili, Proc. ICSP7, Warsaw, (1999) 274-282.
- [46] O.R. Lang, Z. Werkstofftechnik, 10 (1979) 24-29.