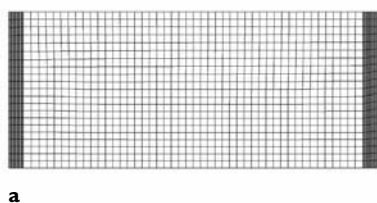
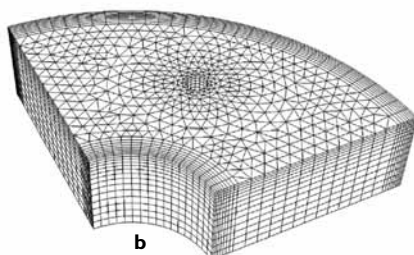


# Analisi della rottura di ingranaggi



a



b

**1. Modelli di mesh 2D (a) e (b) 3D della ruota.**

I forgiati di grossa dimensione, specie se destinati alla fabbricazione di rotor per generatori elettrici e turbine, sono componenti particolarmente vincolati dal punto di vista delle proprietà meccaniche minime garantite e delle soglie dei difetti che vengono accettati nel pezzo finito. I lingotti necessari per l'ottenimento del forgiato, sono sinonimo di elevata disomogeneità microstrutturale a causa dei fenomeni di segregazione che si manifestano durante la solidificazione dell'acciaio e sono inoltre contraddistinti da struttura frequentemente grossolana.

Sebbene i pezzi forgiati siano ottenuti con processi di deformazione plastica a caldo che comportano la ricristallizzazione del grano, sono caratterizzati da proprietà meccaniche che di-

pendono dalla direzione di prelievo dei saggi. L'anisotropia del materiale deve essere pertanto nota al progettista, che può sfruttarla imponendo la sequenza delle diverse fasi di lavorazione, in modo da garantire, nelle sezioni più sollecitate, un grado di fibratura e un'orientazione delle fibre favorevole all'incremento locale delle proprietà meccaniche.

Malgrado i vincoli sull'analisi chimica e le limitazioni sulle modalità di esecuzione dei trattamenti termici, i forgiati di grosse dimensioni presentano caratteristiche meccaniche non sempre ottimizzate o limitate da difetti non compatibili con l'impiego. Partendo da questi presupposti, nel presente lavoro si sono volute indagare le cause di rottura di un ingranaggio, in acciaio 18 NiCrMo 7-6, che hanno portato al-

Una approfondita indagine sul fenomeno della rottura di ingranaggi forgiati di grandi dimensioni che presentano caratteristiche meccaniche non sempre ottimizzate con l'impiego. Le analisi Fem condotte e i controlli microstrutturali hanno consentito una corretta interpretazione della causa di questo fenomeno

lo scarto prima del calettamento sull'albero. Le analisi sono state condotte a partire da una caratterizzazione di tipo tradizionale (metallografia e meccanica) supportata da un'analisi agli elementi finiti, mediante l'utilizzo del software Abaqus, finalizzata allo studio dello stato tensionale residuo indotto sia dai cicli di trattamento termico sia dalle trasformazioni di fase riconducibili alla tempra.

## Materiale e quadro delle prove

Il ciclo di produzione della ruota in oggetto è suddiviso in più fasi comprendenti sia lavorazione per deformazione plastica a caldo sia trattamenti termici e successive lavorazioni per asportazione di truciolo (blumatura, forgiatura, bonifica, tornitura diametri interno ed esterno, realizzazione dentatura, cementazione e rettifica). Il trattamento preliminare di bonifica viene compiuto sul pezzo grezzo mentre i trattamenti di cementazione e distensione sono condotti sul pezzo semi-finito. Le modifiche geometriche rendono difficile la definizione di un'unica simulazione dell'intera produzione; pertanto si è considerata, nella fase di studio del primo trattamento di bonifica, una geometria semplice costituita da un cilindro cavo (figura 1a, pezzo grezzo); data l'assialsimmetria del problema è stato sufficiente un modello bi-dimensionale corrispondente alla sezione generatrice del solido di rivoluzione, facilitando così la valutazione dell'affidabilità dei risultati acquisiti ed il confronto con quelli presenti in letteratura; è stato inoltre ipotizzato che ad essere cementata non sia la dentatura ma uno strato sottile, di spessore corrispondente, posto sulla superficie cilindrica esterna. Il modello tridimensionale è stato utilizzato solo per la simulazione della ruota con foro, non passante, per i golfari di sollevamento, sfruttando la simmetria lungo le tre direzioni principali (figura 1b). La densità delle mesh non è uniforme: nelle zone periferiche della sezione, dove si manifestano i maggiori gradienti termici, l'infittimento è maggiore, mentre nella zona centrale assume valori minori. Per l'impostazione della simulazione sono necessari dati in ingresso quali le proprietà dei materiali al variare della temperatura (esempio:  $E(T)$ ,  $\sigma_{sn}(T)$ ,  $\alpha(T)$ , ecc.) e le condizioni di carico. In aggiunta, vista la formazione di diverse strutture metallurgiche nelle varie zone della ruota in funzione delle ve-

locità di raffreddamento durante i trattamenti termici, è necessario conoscere anche i valori delle grandezze termo-meccaniche di ciascuna fase, difficilmente reperibili in letteratura. Inoltre, poiché la formazione di ciascuna fase non è un fenomeno istantaneo, deve essere determinato il valore delle variabili durante l'evoluzione della trasformazione. Il calcolo è stato eseguito interpolando linearmente (mediante MathCad) tra il valore riferito all'acciaio iniziale ed il valore finale della proprietà di interesse:

$$P(\xi, T) = P_{fase\ trasf}(T) \cdot \xi + P_{aust\ iniz}(T) \cdot (1 - \xi) \quad (1)$$

in cui:

$\xi$  percentuale di fase trasformata,

$P_{fase\ trasf}$  valore della proprietà della fase totalmente trasformata,

$P_{aust\ iniz}$  indica il valore della proprietà dell'austenite iniziale,

$T$  rappresenta la temperatura.

Si è quindi impostata una prima analisi termica del grezzo, da cui è stata estrapolata la distribuzione di temperatura nel tempo poi implementata in un programma di elaborazione dati (Phase Calculation) compilato in Visual Basic, che consente il calcolo delle percentuali di fase trasformata ( $\xi$ ) sulla base delle curve CCT dell'ac-

to finito e l'istante in cui essa si verifica, indipendentemente dalla storia pregressa. Di conseguenza, in un tempo sufficientemente lungo da portare tutti gli elementi alla temperatura ambiente, ogni elemento dovrebbe presentare una struttura martensitica. Questo problema è stato superato analizzando le curve CCT. Per la correttezza della simulazione è necessario imporre il valore delle proprietà del materiale in funzione della temperatura; poiché tali dati non sono disponibili in letteratura si è assunto, grazie all'uso del software MathCad, che l'andamento con la temperatura fosse simile a quello noto dell'acciaio iniziale:

$$P(T) = P_{aust\ iniz}(T) \cdot \left( \frac{P_{fase\ trasf}(T_0)}{P_{aust\ iniz}(T_0)} \right) \quad (2)$$

dove:

$P(T)$  proprietà da calcolare in funzione della temperatura  $T$ ,

$P_{aust\ iniz}(T)$  funzione nota della proprietà valida per l'acciaio iniziale,

$P_{fase\ trasf}(T_0)$  valore della proprietà della fase da calcolare valutata alla temperatura  $T_0$ ,

$P_{aust\ iniz}(T_0)$  valore della proprietà dell'acciaio iniziale valutata alla temperatura  $T_0$ .

Si sono infine valutate le condizioni al contorno (coefficienti di scambio termico che traducono le condizioni di trattamento- tabella 1).

	Temperatura	Tempo	Mezzo
<b>Raffreddamento dopo austenitizzazione</b>	880 °C	40 min	acqua
<b>Raffreddamento dopo tempra</b>	25 °C	1 ora	aria
<b>Riscaldamento e mantenimento (rinvenimento)</b>	650 °C	25 ore	aria forno
<b>Raffreddamento</b>	25 °C	10 ore	aria
<b>Riscaldamento e mantenimento (cementazione)</b>	aria forno		
<b>Raffreddamento (tempra)</b>	40 °C	1 ora e 40 min	olio
<b>Raffreddamento dopo tempra</b>	25 °C	6 ore	aria
<b>Riscaldamento e mantenimento (distensione)</b>	170°	15 ore	aria forno
<b>Raffreddamento finale</b>	25 °C	10 ore	aria

**Tabella 1.**  
Cicli termici simulati.

ciaio. Nel corso del raffreddamento, avendo luogo le variazioni di fase del materiale, si modificano le sue proprietà termiche, con conseguente variazione delle curve di raffreddamento. Per tale ragione si è suddiviso il periodo di raffreddamento in sotto-periodi, sulla base dei gradienti termici. Il limite del metodo utilizzato è dato dal programma che valuta il tipo di fase conoscendo solo la temperatura dell'elemen-

## Risultati

Dalle prime simulazioni si è potuta determinare la profondità di tempra e la distribuzione delle fasi nello spessore della ruota.

Poiché il componente analizzato è caratterizzato da una cricca radiale riconducibile al superamento di una sollecitazione critica in direzione



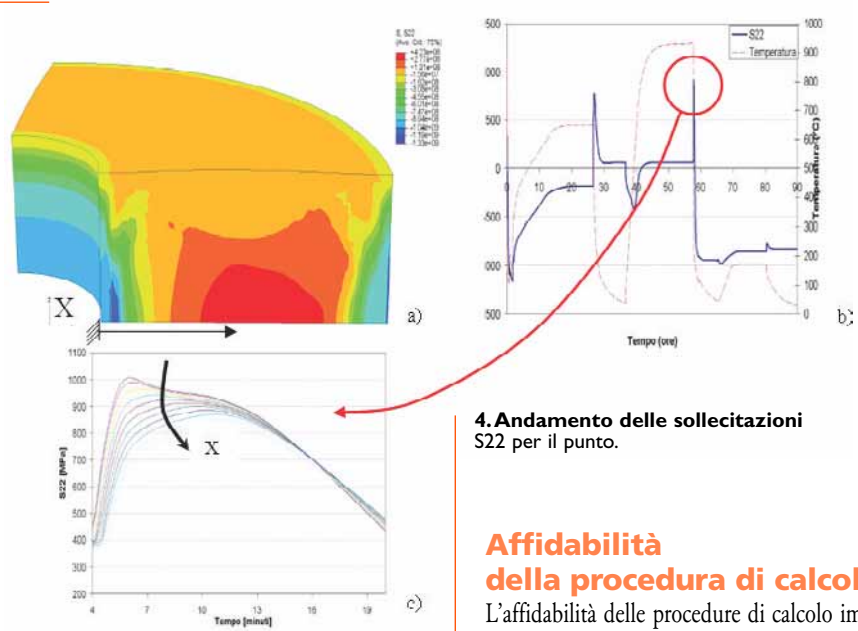
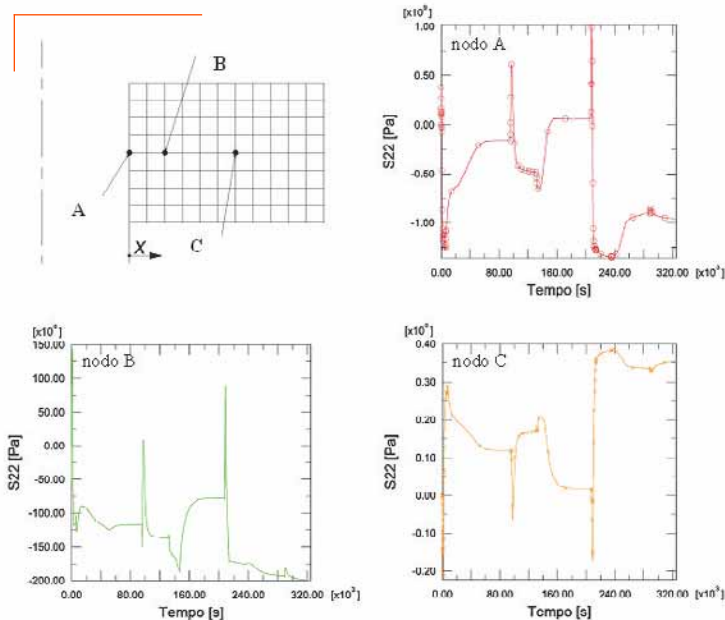
**2. Cricca radiale nel componente** evidenziata dalla linea bianca.

$\varnothing e=1390$  mm  
 $\varnothing i=390$  mm  
 $h=420$  mm

assiale (figura 2), ciò che maggiormente interessa è il campo di sollecitazione S22.

In figura 3 è riportato l'andamento di questa grandezza in funzione del tempo per tre nodi giacenti sulla linea di mezzeria della sezione (A sulla superficie interna del foro, B a distanza di 72.5 mm e C al centro della sezione); si nota come nella zona superficiale del foro si abbia, durante il ciclo termico, uno stato di sollecitazione prevalentemente di compressione, che diminuisce spostandosi verso il centro della sezione. Alla fine del trattamento termico, lo stato di sforzo nella zona interessata dalla cricca è di compressione (figura 4a), appare evidente come il suo innesco sia avvenuto prima che il pezzo raggiungesse la temperatura ambiente. La figura 4b riporta l'andamento delle sollecitazioni S22 per il punto.

**3. Andamento della sollecitazione S22 per diversi nodi.**



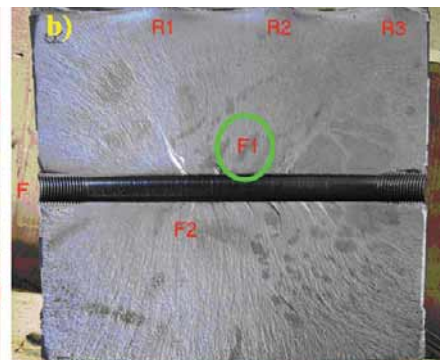
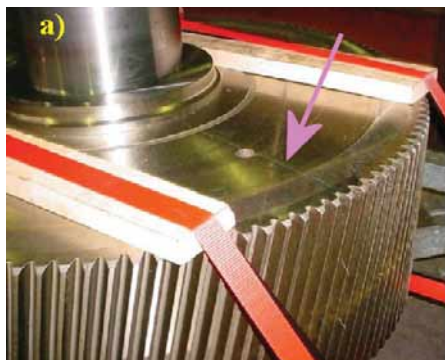
**4. Andamento delle sollecitazioni S22 per il punto.**

## Affidabilità della procedura di calcolo

L'affidabilità delle procedure di calcolo implementate sono state poi verificate su un componente di analoga composizione chimica e geometria del precedente, dal quale si differenzia per la presenza di un foro passante atto al posizionamento di un golfare. Il cedimento di questo secondo ingranaggio si è avuto per propagazione di una cricca originatasi in prossimità del foro, sul piano di simmetria assiale del foro (figura 5). La cricca è stata riscontrata dopo il calettamento sull'albero e l'iniziale fase di equilibratura.

L'osservazione della superficie di frattura ha consentito di verificare l'assenza di difetti macroscopici (es. porosità o cavità di dimensioni rilevanti).

L'analisi condotta mediante microscopio a scansione elettronica (Zeiss Leo Evo40, con sonda EDS) della porzione della superficie di frattura interessata dall'innesco del cedimento è riportata in figura 6. Si osserva come parte della superficie di frattura (B-figura 6a) è ribattuta

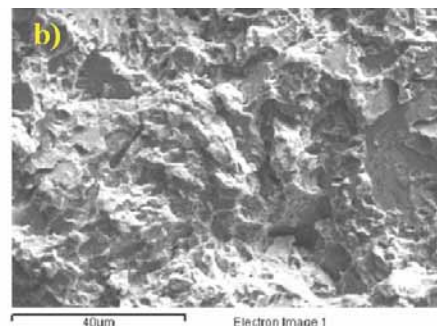
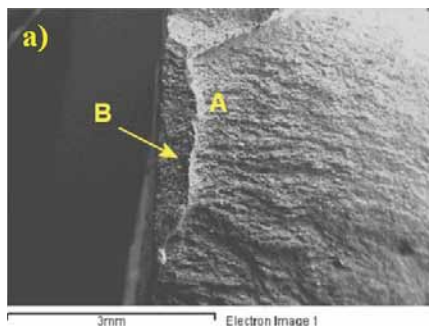


**5. Rottura ruota dentata e porzione della superficie di frattura a cavallo del foro di golfare.**

**6. Ingrandimento della zona F1 (figura 7) e morfologia della frattura in zona A.**

e pertanto le analisi frattografiche non hanno consentito di rilevare distintamente il meccanismo di frattura che la contraddistingue; la zona A presenta, invece, un meccanismo di frattura prevalentemente fragile (figura 6b), tipo clivaggio, che si manifesta per il superamento locale del carico di rottura sopportabile dal materiale. Nella zona prossima al foro del golfare si è rilevato un incremento della percentuale di carbonio, sintomo che, nonostante il foro fosse stato chiuso prima del trattamento termochimico, l'atmosfera cementante è comunque penetrata. Sono inoltre osservabili, in corrispondenza della zona di frattura, anche alcuni bordi grano (preesistente grano austenitico), condizione tipica di un cedimento per sovraccarico di una porzione di acciaio arricchita in carbonio contraddistinta da frattura fragile per decoesione. L'indagine metallografica non ha comunque evidenziato difetti di entità tale da causare sovraccarichi locali.

L'entità delle sollecitazioni indotte, sia nella fase di calettamento che di equilibratura, raggiunge un valore massimo intorno ai 180 MPa e, quindi, non giustifica il cedimento del manu-



fatto.

La rottura è quindi causata da un elevato stato tensionale di trazione nella zona del golfare indotto dai gradienti termici nelle diverse fasi di produzione del pezzo che hanno portato al superamento delle condizioni critiche di resistenza del materiale, come dimostrato dai risultati delle simulazioni effettuate.

In figura 7 è riportata la distribuzione delle sollecitazioni, indotte dai trattamenti termici, che evidenzia come i valori massimi di trazione si riscontrano proprio nella zona interessata dall'innescò della cricca.

## Conclusioni

Nel presente lavoro sono state sviluppate analisi termo-tensionali con variazione di fase atte ad interpretare la rottura verificatasi in un ingranaggio forgiato di elevate dimensioni realizzato in acciaio da cementazione.

Le analisi numeriche hanno correttamente predetto le zone di innescò della cricca identificando anche la fase più critica del processo produttivo, che è concisa con la parte terminale del raffreddamento durante la tempra.

L'affidabilità delle procedure di calcolo implementata è stata ulteriormente verificata applicandola ad un manufatto di

geometria simile, contraddistinto invece dalla presenza di una cricca giacente nel piano circonferenziale in luogo del piano assiale. In quest'ultimo caso i risultati della modellazione consentono di evidenziare una perfetta concordanza fra la zona maggiormente tensionata e quella d'innescò della cricca.

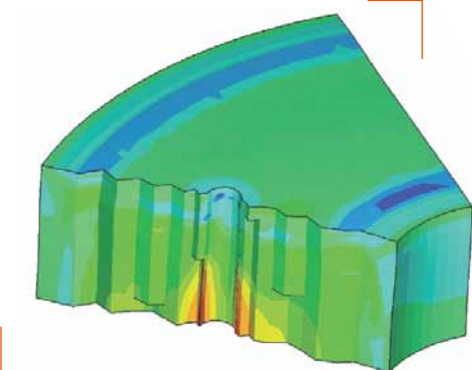
Sulla base dei risultati delle simulazioni, sono state proposte delle modifiche al ciclo produttivo in grado di evitare l'insorgere delle cricche nel componente.

Le informazioni acquisibili prima della produzione di ingranaggi cementati di grosse dimensioni mediante analisi Fem risultano pertanto un valido strumento per ottimizzare i cicli di produzione ed in particolare i parametri di trattamento termico al fine di evitare eccessivi pre-tensionamenti del pezzo con conseguenti possibili rotture che ne causano lo scarto.

## Ringraziamenti

Si ringrazia il sig. Fortunato Zola dalla ditta Ofar di Visano (BS) per la fornitura dei pezzi forgiati e dei cicli di deformazione plastica a caldo.

A. Pola, L. Solazzi, M.G. La Vecchia, Dipartimento di Ingegneria Meccanica, Università di Brescia.



**7. Distribuzione sollecitazioni ruota 3D.**