

Università degli Studi di Padova

Dipartimento di Tecnica e Gestione dei Sistemi Industriali

Corso di Laurea Triennale in
Ingegneria Meccanica

INDAGINE SU INSERTI NASTRATI PRECOMPRESSI PER
APPLICAZIONI DI STAMPAGGIO E SINTERIZZAZIONE

RELATORE: CH. MO PROF. GUIDO BERTI

LAUREANDO: STEFANO MENEGHELLO

ANNO ACCADEMICO: 2012- 2013

INDICE

SOMMARIO	7
Obiettivo della tesi	7
Articolazione della tesi	7
CAPITOLO 1	
Il contenitore Strecon Stripwound	9
1.1 Introduzione	9
1.2 Il principio della nastratura	11
1.3 Contenitore base STRECON.....	12
1.4 Contenitore STRECON Lean.....	14
1.5 Contenitore STRECON E ⁺	15
1.6 Contenitore STRECON Axi-Fit.....	16
1.7 Contenitore STRECON Vari-Fit	17
1.8 Contenitore STRECON Dyna-Fit	18
CAPITOLO 2	
Contenitori stripwound per combinazione di precompressione radiale e assiale	19
2.1 Introduzione	19
2.2 Progettazione dello stampo per forgiatura diretta	20
2.3 .Il metodo OPTI-FIT per precompressione assiale	21
2.4 Applicazioni industriali.....	24
2.5 Conclusioni	26
CAPITOLO 3	
Studio di tensione e deformazione riguardante la parte nastrata di un contenitore composto in stato di alta pressione	27
3.1 Introduzione	27
3.2 Formulazione del problema.....	27
3.3 Verifiche sperimentali	40
3.4 Conclusioni	45

CAPITOLO 4

Progettazione di resistenza ottimale del contenitore nastrato considerando campo di temperatura non omogeneo	47
4.1 Introduzione	47
4.2 Formulazione del problema	48
4.2.1 Matrice	52
4.2.2 Anello di supporto in acciaio	53
4.2.3 Parte nastrata	54
4.3 Esempio pratico	56
4.4. conclusioni.....	58

CAPITOLO 5

Innovazioni nella progettazione della forgiatura a freddo	59
5.1 Introduzione.....	60
5.2 Requisiti di ottimizzazione della vita dello stampo.....	61
5.3 Alta rigidità dei contenitori nastrati.....	62
5.4 Nuovi progetti per ottimizzare la vita della matrice	62
5.4.1 Miglioramento della vita dello stampo per produrre alberi cavi.....	62
5.4.2 Miglioramento della vita dello stampo per produrre ingranaggi conici	64
5.5 Nuovi progetti per l'ottimizzazione della produzione in forma netta	69

CAPITOLO 6

Stampaggio a freddo di crociere e giunti trasversali	71
6.1 Analisi agli elementi finiti	72

CAPITOLO 7

Scelta della matrice per forgiatura di giunti omocinetici	75
7.1 Analisi agli elementi finiti	75

CAPITOLO 8

Forgiatura a freddo di profili scanalati in forma netta	81
8.1 Introduzione.....	81
8.2 Analisi agli elementi finiti	82

8.3 Confronto dell' espansione elastica durante il carico di processo	84
8.4 Risultati	85
CAPITOLO 9	
Stampaggio a freddo di pignoni avviamento per il settore automotive	87
9.1 Introduzione	87
9.2 Analisi agli elementi finiti.....	89
9.3 Risultati	93
CONCLUSIONI	95
BIBLIOGRAFIA	97

SOMMARIO

Obiettivo della tesi:

Capire il funzionamento di inserti per stampaggio precaricati in condizioni di interferenza e utilizzando le tecniche dei contenitori nastrati. Valutare vantaggi, configurazioni e soluzioni industriali.

Articolazione della tesi:

Nel capitolo 1 sono presentate le soluzioni industriali presenti nel mercato, indicando gli utilizzi specifici.

Nel capitolo 2 vengono trattate le problematiche degli inserti per forgiatura e i metodi per risolverli secondo Strecon.

Nel capitolo 3 viene data una formulazione matematica del comportamento dei contenitori castrati, confrontando con un caso reale.

Nel capitolo 4 viene svolta un'analisi matematica dell' iterazione della temperatura con le tensioni nel sistema, effettuando poi verifiche sperimentali.

Nel capitolo 5 si focalizza sulle innovazioni applicabili all' industria, con casi pratici come ingranaggi conici e alberi cavi.

Nel capitolo 6 si studia come migliorare la produzione di crociere e giunti.

Nel capitolo 7 si studia la forgiatura di giunti omocineticici considerando matrici di diversa durezza.

Nel capitolo 9 si considera la produzione di pignoni per avviamento con varie soluzioni per aumentare la durate degli utensili e migliorare il prodotto finale

CAPITOLO 1

Il contenitore Strecon Stripwound

1.1.Introduzione

Il contenitore STRECON Stripwound è uno strumento precompresso ad alta resistenza basato sul principio della nastratura, in gergo tecnico stripwinding. In breve, il contenitore stripwound consiste in migliaia di strati sovrapposti in seguito all' avvolgimento di laminato d' acciaio specificamente sviluppato di spessore 0.1 millimetri. Questo acciaio altoresistenziale è completamente elastico fino a 2000 MPa ed ha una durezza di 64 HRC.

La striscia di acciaio è avvolta attorno ad un manicotto di acciaio alto legato da utensili (Ad esempio, 56 HRC) o carburo di tungsteno con un contenuto del 15% in Cobalto. Questo manicotto è detto avvolgimento base e le sue dimensioni, materiale, livello di durezza, ecc. sono determinate con riguardo ai requisiti dell' applicazione, se possa essere utilizzato per forgiatura a freddo, a tiepido e/o a caldo. L' avvolgimento viene effettuato per mezzo di speciali macchine. Sulla parte esterna della parte nastrata precompressa è montato un involucro di acciaio. Nucleo di avvolgimento, parte nastrata e involucro esterno formano insieme un'unità utensile nella quale è montato l'inserto stampo con un livello prescritto di interferenza.

Il contenitore precompresso Stripwound STRECON può essere direttamente confrontato ai normali anelli compressi. Ha due caratteristiche fondamentali:

- offre una capacità di sopportare gli sforzi che è il 50-100% superiore a quella di un normale anello compresso. Questa caratteristica consente una maggiore precompressione dell'inserto stampo, l'uso di materiali per inserto stampo più induriti, un accoppiamento con interferenza maggiore e una durata molto lunga dell'utensile.
- avendo il nucleo di avvolgimento in carburo di tungsteno, la rigidità dell'utensile precompresso è circa il doppio di un normale sistema ad anello, ossia 400 GPa contro 200 GPa. Questa caratteristica consente la forgiatura di precisione di componenti con tolleranze ristrette e una significativa resistenza a fatica dell'inserto.

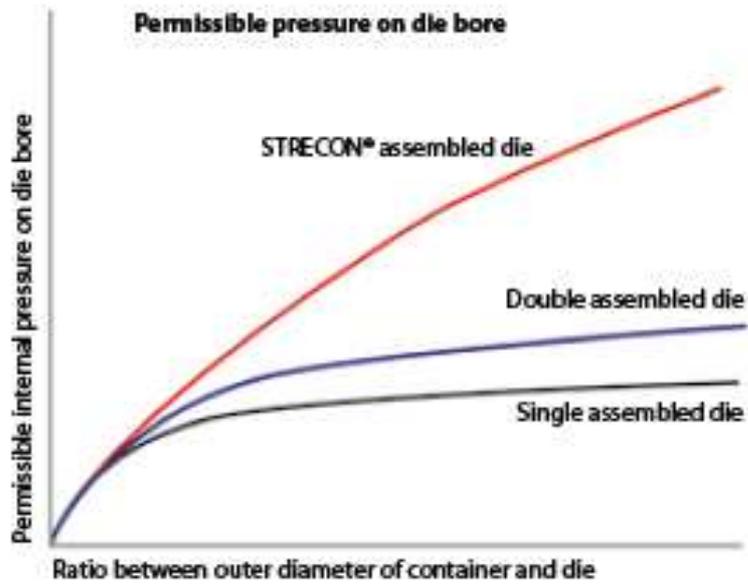


Fig.1.1 Confronto tra diversi tipi di contenitori considerando dimensioni e pressione

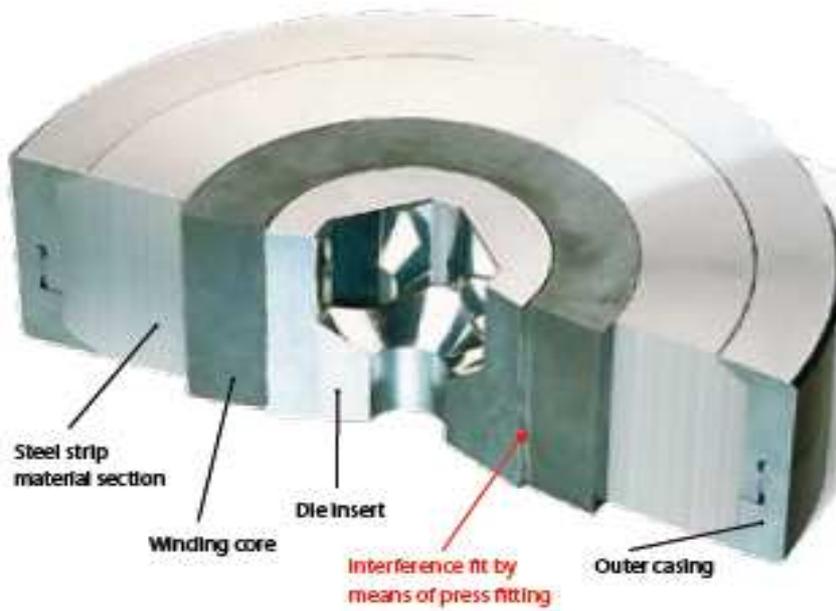


Fig 1.2 sezione di un contenitore nastrato Strecon

1.2. Il principio della nastratura

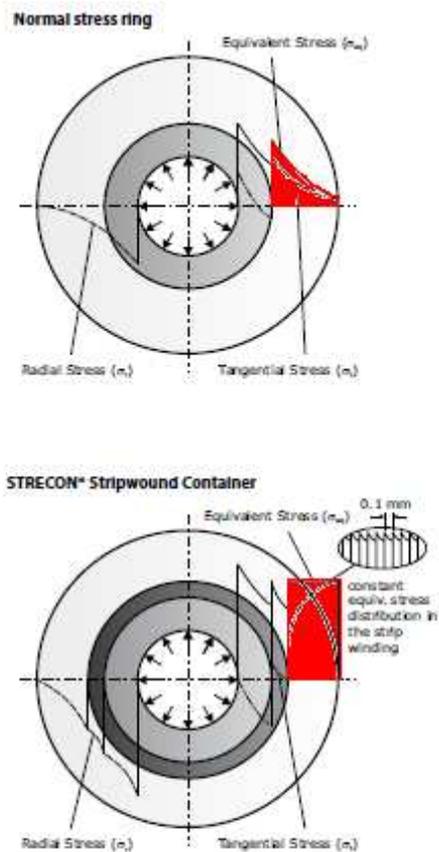


Fig.2 a) anello tradizionale: picco di tensione al raggio interno evidenziata in rosso
b) cilindro nastrato con distribuzione radiale costante della tensione interno evidenziata in rosso
c) macchina che esegue la nastratura

Il contenitore Stripwound STRECON è essenzialmente un anello compresso costituito da migliaia di strati di nastro di acciaio sovrapposti. Servono 10 strati a strisce per ogni singolo millimetro di spessore del contenitore. La distribuzione di tensione radiale è ottenuta variando la tensione di avvolgimento da un livello all'altro. Così, il nucleo di avvolgimento e gli strati a

strisce singole sono precompressi ad un livello ben definito e noto fornendo una capacità di carico molto elevata e sicurezza dell'utensile. In un normale sistema di precompressione (es. anello singolo o doppio), vi è un massimo di sollecitazione equivalente sulla superficie interna di ogni anello che porta a forti sollecitazioni e plastificazione locale. Durante l' utilizzo vi sarà un' espansione del diametro interno dell' anello e conseguente una precompressione ridotta dell'inserto stampo. Questo può avvenire fino al 50% del livello di interferenza prescritto. Nel contenitore Stripwound, la sollecitazione equivalente è equamente distribuita sulle migliaia di strati a strisce, evitando concentrazioni di sforzi locali. Oltre alla caricabilità strumento aumentata del 50% circa, il contenitore Stripwound rimane completamente elastico per tutta la sua durata. Durante l' utilizzo questo garantisce precompressione costante dell' inserto al livello prescritto di interferenza e in molti casi ad un livello più elevato di quanto sarebbe possibile con anelli sforzo normale.

1.3. Contenitore base STRECON

Supporto ottimale della matrice grazie a un'interferenza maggiore



Fig.3 Sezione del contenitore STRECON base

Il contenitore STRECON base è direttamente confrontabile con un sistema ad anello singolo o doppio. Le differenze fondamentali sono progettazione e materiali usati per il contenitore stripwound, e di conseguenza, il processo di produzione stesso. Grazie alle proprietà di resistenza del nastro di acciaio utilizzato, la capacità di carico del contenitore STRECON base è del 50-100% superiore ad un normale anello compresso. Il contenitore STRECON base è usato per l'ottimizzazione della precompressione radiale di inserti matrice includendo i casi di cricatura della matrice per un sovraccarico.

L'interferenza dell'inserto stampo può essere fino al 1,1% per precompressioni elevate.

1.4. Contenitore STRECON Lean (agile)

un contenitore precompresso a lunga durata e basso costo per forgiatura a freddo e a caldo.



Fig.4 Contenitore STRECON Lean

Il contenitore STRECON Lean è progettato per facilitare la forgiatura di pezzi di diverse precisioni. Questo obiettivo è stato raggiunto ottimizzando la progettazione e la fabbricazione dell'anello e attraverso un'attenta selezione dei materiali. Ha un prezzo inferiore del 30% rispetto il contenitore STRECON base ed è stato progettato come sostituto diretto di soluzioni a singolo e doppio anello.

Il contenitore Lean è come qualsiasi altro contenitore STRECON basato sulla tecnica stripwinding e offre le seguenti caratteristiche di prodotto rispetto a qualsiasi altro sistema di precompressione:

- capacità di carico strumento di almeno il 50% in più (ad esempio, 1900 MPa con contenitore Ø200x 70 mm)
- interferenza completamente controllata dell' inserto stampo fino a 8-9 %
- Nessuna espansione del diametro interno dell'anello di precompressione (cioè completamente elastico)
- Altissima riutilizzabilità dell'anello misurata come numero di scambi della matrice

L' utilizzo rispetto ai sistemi ad anello comporta un risparmio sui costi del 20-30% grazie alla durata maggiore dell'inserto matrice e della precompressione. Può essere utilizzato sia per la forgiatura a freddo, a caldo e a tiepido e applicazioni sopra i 200 ° C. Contro costi aggiuntivi, può essere progettato per usi a 400 ° C. La dimensione minima del contenitore fattibile è Ø80x Ø30/H35mm.

1.5. Contenitore STRECON E⁺

Strumento di maggiore rigidità per Tolleranze più strette e fatica oligociclica ridotta



Fig.5 Sezione del contenitore STRECON E⁺

Confrontato con un sistema a doppio anello, l'anello interno è stato sostituito da un manicotto di carburo di tungsteno. In normali sistemi di precompressione, tuttavia, una tale progettazione anello è veramente non possibile a causa della limitazione di tensione dell'anello esterno in acciaio. Questo problema viene risolto molto efficacemente dalla striscia di acciaio del contenitore nastrato. Il contenitore E⁺ è usato per ottimizzare l'interferenza della matrice oltre migliorare la vita a fatica dello stampo. Il miglioramento della vita è 50% al minimo, ma in molti casi molto più elevato. La deflessione della matrice può essere ridotta fino al 30% con questo sistema.

1.6. Contenitore STRECON Axi-Fit



Fig.6 Sezione del contenitore STRECON Axi-Fit

Il contenitore Axi-Fit STRECON garantisce contemporaneamente precompressione radiale e assiale. La precompressione assiale è garantita dal blocco del sistema durante il montaggio dell'utensile. Viene fornito con il nucleo di avvolgimento in carburo di tungsteno o di acciaio, garantendo una rigidità di circa 400 GPa.

Il contenitore Axi-Fit STRECON viene usato per matrici composte che soffrono di cricche orizzontali o trasversali.

La dimensione minima del contenitore fattibile è $\text{Ø}80 \times \text{Ø}30 / \text{H}70$ mm. Esempi di diversa precompressione assiale qui sono mostrati sotto.

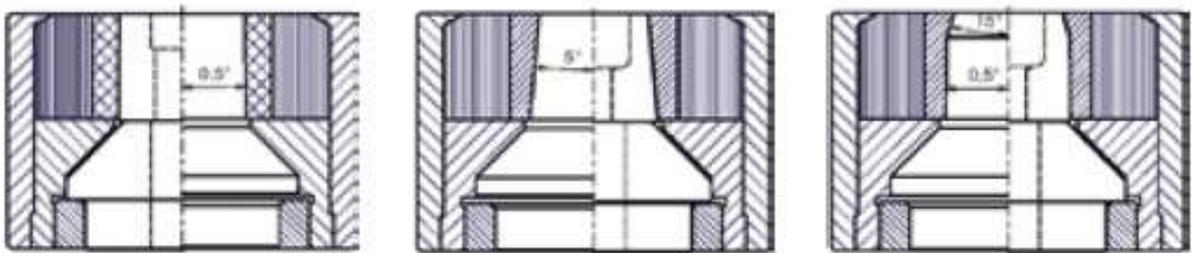


Fig.7 Esempi di configurazioni per diversi pezzi forgiabili.

1.7. Contenitore STRECON Vari-Fit

Regolazione del diametro della matrice variando l'interferenza

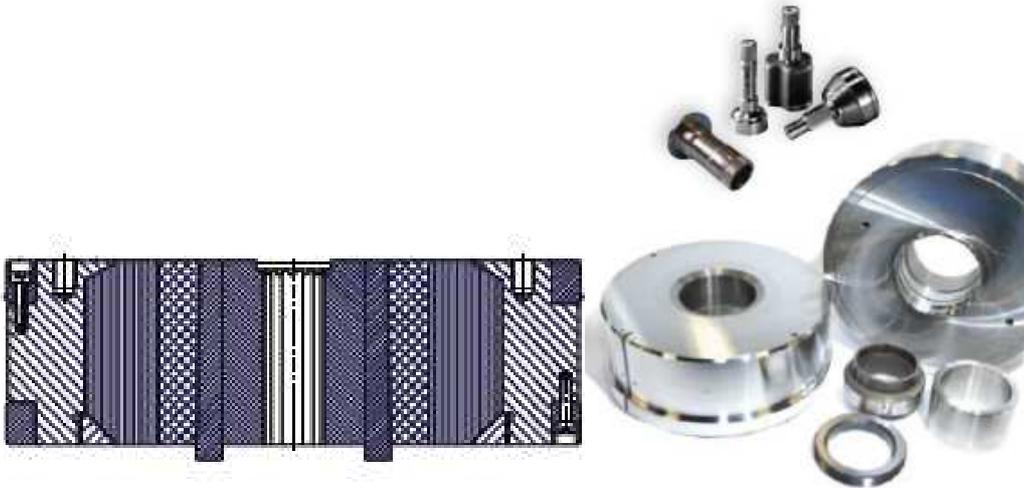


Fig. 8 configurazione e componenti del Vari-Fit

Il contenitore STRECON Vari-Fit è stato sviluppato per trovare una regolazione semplice, economica e completamente controllata del diametro interno dell'inserto. Attraverso un manicotto intermedio inserito tra matrice e contenitore stesso, il diametro interno dell'inserto può essere regolato in un range di 2-5 micron. Ciò è particolarmente importante in applicazioni come forgiatura di linguette e prodotti per applicazioni high-tech. Il sistema Vari-Fit offre i seguenti vantaggi:

- Compensazione per le tolleranze della fabbricazione della matrice
- Regolazione di precisione del diametro della matrice prima dell' avvio produzione
- Regolazione fine del diametro della matrice causata dalle variazioni del materiale della billetta tra un carico ed un altro
- Compensazione di usura e microdeformazioni plastiche della matrice

Si ha uno strumento efficiente, oggetti forgiati di alta qualità e inoltre costante, una durata maggiore degli inserti stampi costosi. STRECON Vari-Fit è sviluppato principalmente per forgiatura a freddo, ma è applicabile anche a caldo.

Le dimensioni possibili sono $\text{Ø}120 \times \text{Ø}40 / \text{H}50$

1.8. Contenitore STRECON Dyna-Fit

Sistema dinamico per assenza di attrito nella parte di emissione

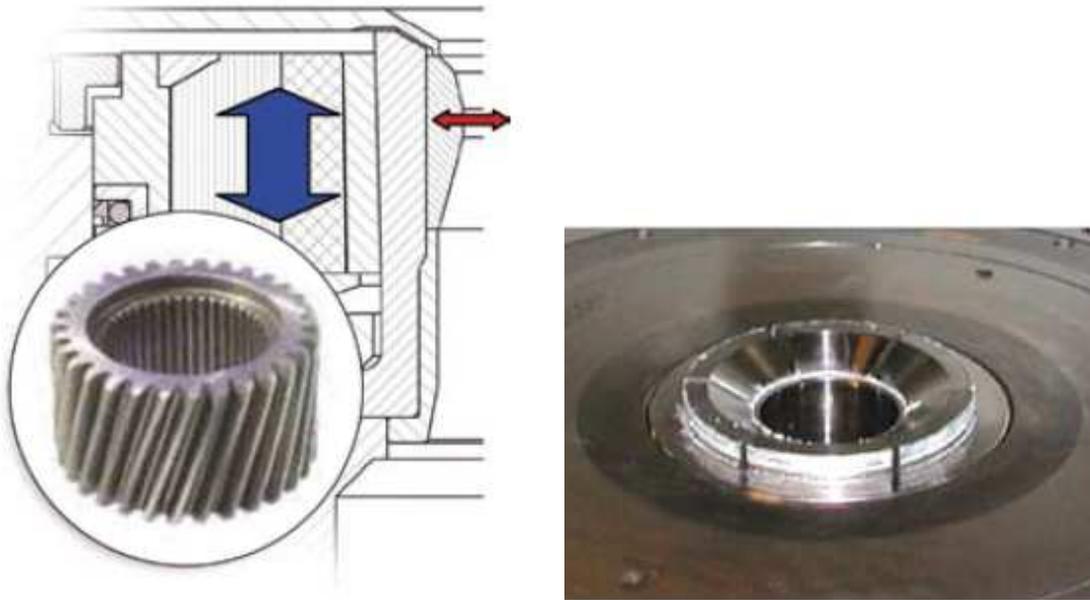


Fig.9 Sistema di regolazione

Il STRECON Dyna-Fit è un nuovo sistema basato sul contenitore stripwound. L'idea di base è garantire apertura e chiusura dell'inserto stampo completamente controllata con due vantaggi principali:

- iniezione senza attrito parte dopo il processo di formatura
- Formatura di oggetti con geometrie di solito non possibili con stampo tradizionale, per esempio parti con piccoli sottosquadri e forma curva.

Il Dyna-Fit è un ulteriore miglioramento del Vari-Fit, ci sono ulteriori benefici:

- Compensazione delle tolleranze di fabbricazione della matrice
- Regolazione fine dell'inserto prima dell' avvio produzione
- Compensazione delle variazioni di dimensioni dell'utensile a causa di attrito e cambiamenti di temperatura
- Compensazione delle variazioni della billetta di materiale tra una carica e la successiva
- Compensazione per usura e micro-deformazioni plastiche dell'inserto stampo

Questo sistema è applicabile per estrusioni a freddo e applicabile per presse idrauliche e meccaniche. L'apertura e la chiusura del sistema utensile è controllata nello 0,3-0,7% del diametro della matrice. La regolazione utensile e l'apertura può essere integrata nella scheda di controllo della pressa.

CAPITOLO 2

Contenitori stripwound per combinazione di precompressione radiale e assiale

2.1.Introduzione

Stampi per forgiatura solitamente presentano un raggio di transizione dove possono nascere cricche trasversali per concentrazioni di tensioni in direzione assiale. La precompressione radiale convenzionale, non influenza la concentrazione di sollecitazione assiale e quindi le durate delle matrici sono spesso insoddisfacenti. Con il sistema OPTI-FIT STRECON è possibile fornire una precompressione assiale in inserti per forgiatura a freddo per mezzo di una distribuzione non uniforme di interferenza radiale. In questo modo, la vita dello stampo nella produzione industriale può essere aumentata di 5- 8 volte.

Nella forgiatura a freddo, gli aspetti economici degli utensili giocano un ruolo significativo. Il costo di attrezzaggio è tra i principali dei costi variabili. In larga misura, il costo di produzione dipende dalla durata dell'utensile e spesso grandi sforzi sono fatti per ottimizzarne le prestazioni.

L'ottimizzazione coinvolge materiale, trattamenti termici e superficiali, progettazione e produzione. Assicurando l'alta qualità di ogni parametro, si riesce ottenere una durata soddisfacente della matrice senza incorrere in rotture anticipate. L'investimento in utensili ad alte prestazioni è collegato a costi che in un primo momento sembrano essere piuttosto elevati. Tuttavia, a causa della maggiore affidabilità di strumenti di alta qualità, i vantaggi tecnici ed economici sono evidenti durante la produzione. Un parametro importante per l'ottimizzazione della vita utensile è il precarico in compressione degli inserti per stampi. La qualità di precompressione dipende forza dell'utensile generalmente costituito da un inserto come matrice e un anello di rinforzo. Per quanto riguarda gli anelli di rinforzo, la progettazione convenzionale consiste di un singolo o doppio anello compresso con una tensione che è spesso troppo bassa per fornire un sufficiente precarico di compressione all' inserto stampo. Di conseguenza si può verificare una rottura a basso numero di cicli d'utilizzo dell'inserto a causa del danneggiamento a fatica. Inoltre, tale deformazione plastica nell'anello precompressso sollecitazioni rende difficile controllare il precarico di compressione e di risultato provoca un'elevata deviazione della vita dell' inserto. Alternativi agli anelli precompressi sono i contenitori stripwound, come mostrato in Fig. 1 per uno stampo da forgiatura diretta.



Fig. 1. Contenitore Stripwound base con inserto per forgiatura diretta

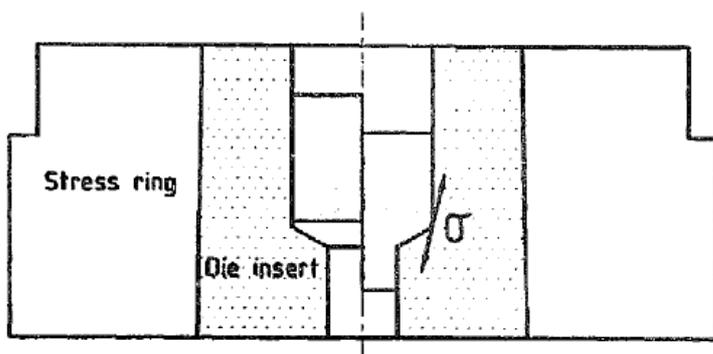


Fig. 2 Inserto per forgiatura diretta con concentrazione di tensione lungo il raggio di transizione

L'alta resistenza rende possibile fornire un precarico ottimale degli inserti stampo portando la vita della matrice a miglioramenti di 2-10 volte in base al tipo di forgiatura a freddo. È possibile fornire un precarico uniforme di compressione ad ogni cambio di matrice. Inoltre, il precarico migliorato e controllato porta ad una riduzione di deviazione della vita della matrice. Per utilizzare la forza elevata dei contenitori stripwound, sono stati sviluppati nuovi concetti per applicazioni di forgiatura a freddo dove cricche dovute alla fatica sono solitamente inevitabili.

2.2. Progettazione dello stampo per forgiatura diretta

Matrici per forgiatura a freddo sono spesso caratterizzate da zone con concentrazioni di tensioni dove nascono cricche portando danneggiamento a fatica. Un esempio ben noto è una forgiatura diretta con inserto matrice dove la concentrazione di tensione si trova assialmente nel raggio di

transizione, vedi fig. 2. La precompressione radiale convenzionale non ha alcun effetto apprezzabile sulla condizione di tensione nella direzione assiale. Di conseguenza, le cricche trasversali perpendicolari alla concentrazione di sollecitazione assiale, il più delle volte portano ad una durata insoddisfacente della matrice. Al fine di ridurre le sollecitazioni assiali critiche ed evitare cricche di fatica negli inserti stampo, sono possibili due diverse modifiche di progettazione dello stampo. Il primo e più comune metodo è la divisione dell'inserto stampo che viene spesso utilizzato per forgiatura diretta con inserti matrice.

La divisione è di solito realizzata in una sezione trasversale immediatamente sopra il raggio di transizione. Questa ha la stessa importanza di quando la concentrazione di sollecitazione diminuisce migliorando la sollecitazione assiale. Il precarico assiale non è interessato dalla divisione dell'inserto stampo. Tuttavia, è possibile ottenere un minore precarico assiale mediante modificazione dell'interfaccia tra gli inserti stampo con una divisione trasversale.

Un precarico assiale addizionale può essere ottenuto utilizzando un sistema di utensili ai quali viene applicata una forza attiva durante l'assemblaggio degli inserti di stampo, vedi esempio in Fig.3. Il sistema di precompressione assiale utilizzato assieme al contenitore STRECON precompresso si chiama STRECON AXI-FIT.

Tuttavia la divisione della matrice e il precarico assiale hanno alcuni svantaggi. In primo luogo è impossibile fornire un precarico assiale ottimale nel raggio di transizione. Secondo, il progetto dello stampo piuttosto complesso con deviazioni durante l'assemblaggio rende difficile controllare il precarico assiale. Inoltre durante il processo di forgiatura a freddo possono verificarsi problemi di penetrazione di materiale o lubrificante all'interfaccia con la matrice. Per evitare questo problema come alternativa si sfrutta l'elevata resistenza dei contenitori stripwound. Con STRECON AXI-FIT si riesce a stabilire un precarico ottimale e controllato in direzione assiale per inserti divisi ed è stato sviluppato per applicazioni dove cricche trasversali causano rotture a fatica, tipicamente in matrici per forgiatura diretta. Il metodo è chiamato OPTI-FIT.

2.3. Il metodo OPTI-FIT per precompressione assiale

Nel caso di precompressione radiale convenzionale, l'interferenza radiale è uniforme lungo l'altezza della matrice e non contribuisce al precarico assiale. Tuttavia, il precarico assiale può essere creato attraverso una modifica locale uniforme delle interferenze nominali di accoppiamento. Al variare della interferenza radiale in un modo appropriato, è possibile fornire una flessione longitudinale concava all'interfaccia interna della matrice; ottenendo un precarico assiale in compressione della sezione dove le sollecitazioni sono maggiori, vedi fig. 4.

Il sistema STRECON OPTI-FIT usato per precompressione assiale elimina danneggiamenti e tensioni di trazione in direzione assiale.

L'uso di un appropriato di un modello ad elementi finiti per ottimizzare la distribuzione della interferenza radiale è fondamentale quando si usa il metodo di precompressione assiale.

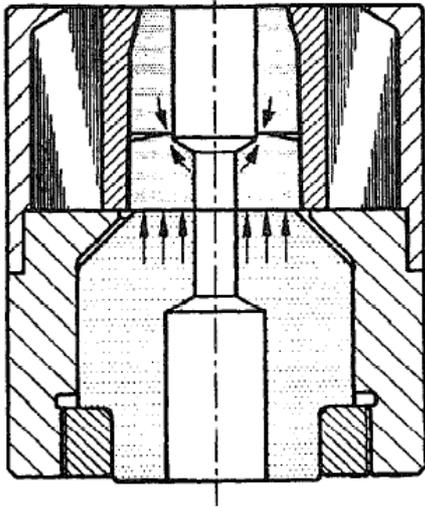


Fig. 3 Contenitore stripwound con precompressione assiale integrata

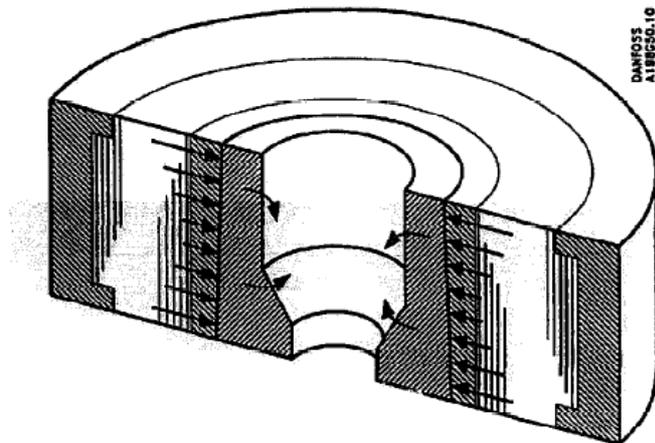


Fig.4 Schematizzazione del metodo STRECON OPTI-FIT

Sono stati sviluppati un modelli a elementi finiti con i quali effettuare dimensionamenti con il personal computer.

Sulla base del modello ad elementi finiti, è stato fatto uno studio parametrico per valutare la capacità di precompressione del metodo. L'analisi è stata effettuata per una forgiatura diretta con matrice avente raggio di transizione critico ($R = 1 \text{ mm}$). L'utensile per forgiatura a freddo è mostrato nella fig.5. Negli esperimenti, sono stati montati estensimetri in prossimità del raggio di transizione delle matrici di forgiatura. La precompressione locale è stata misurata in diversi punti e con distribuzioni di interferenze radiali con un'ottima correlazione tra dati calcolati e risultati sperimentali. Il risultato dello studio agli elementi finiti è che il metodo OPTI-FIT rende

possibile fornire un precarico assiale in compressione fino a circa 2500 MPa nel raggio di transizione ($R = 1\text{mm}$). Ciò significa che il precarico assiale può raggiungere valori prossimi al limite elastico.

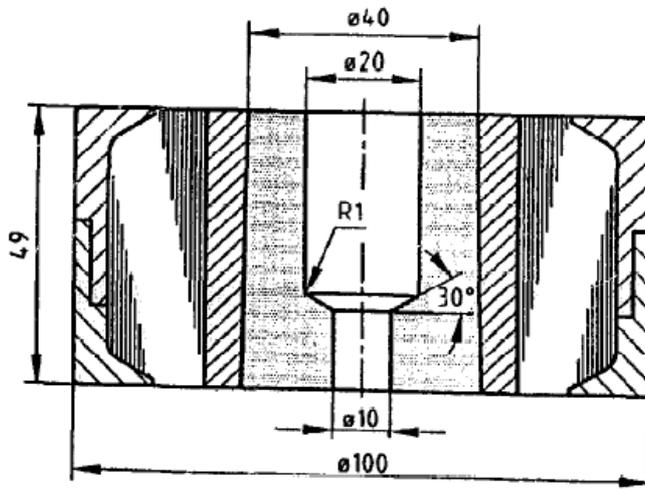


Fig. 5 Schematizzazione del sistema utilizzato per l'analisi

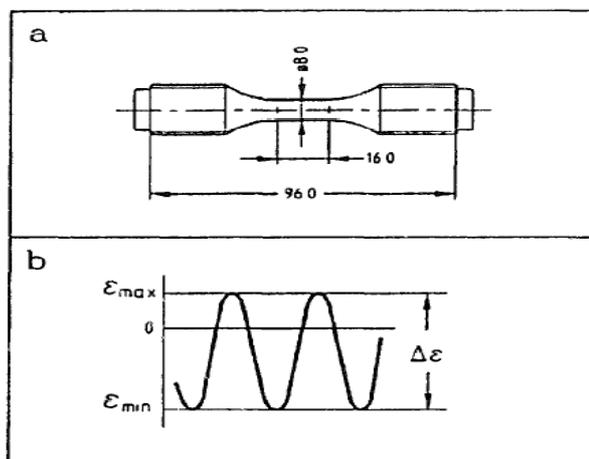


Fig. 6 prova monoassiale con carico ciclico: (a) progettazione del campione; (b) nomenclatura per i parametri di prova

La riduzione locale dell'interferenza nominale radiale è situata in una sezione prossima alla posizione di concentrazione della sollecitazione assiale sulla superficie interna della matrice. Per fornire un precarico assiale ottimale è richiesta un'interferenza radiale del 1.0- 1.2 %. Questo perché serve una differenza relativamente alta tra raggio nominale e locale per l'interferenza richiesta. Il layout è schematicamente illustrato nella fig. 4. Parametri di fatica ciclica di materiali per utensili possono essere utilizzati per prevedere la possibile influenza della precompressione assiale locale sulla vita a fatica di inserti per

forgiatura diretta. Le caratteristiche geometriche del provino sono mostrate in fig. 6. Il test è stato effettuato in deformazione controllata corrispondente al carico della forgiatura a freddo con il quale avvengono concentrazioni di tensione locale. Esempi di cicli di isteresi per due differenti condizioni di carico sono mostrate in Fig. 7. L'intervallo di deformazione $\Delta\varepsilon$ è pari al 1,43% che corrisponde a circa 2400 MPa nel campo di tensione. Il numero di cicli a innesco della cricca è circa 430 per il caso non precompresso e circa 3300 cicli per lo stato precompresso. Il miglioramento della vita della matrice è circa dieci volte, tipico per sistemi precompressi.

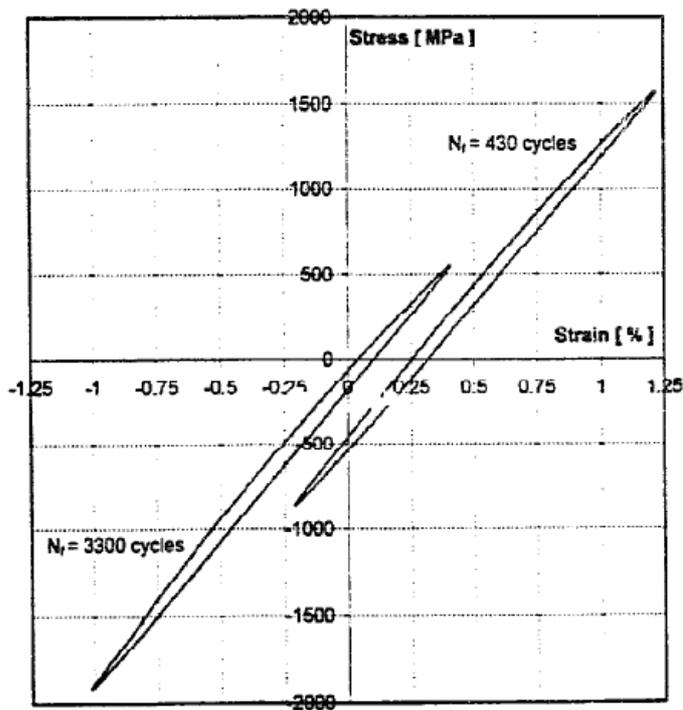


Fig. 7. Esempi di cicli di isteresi

2.4.Applicazioni industriali

Forgiatura di un giunto omocinetico.

Il modello FEM è stato utilizzato per un certo numero di programmi di ottimizzazione industriali dove i vantaggi del metodo precompressione assiale e dei contenitori stripwound potrebbero essere considerati. Un tipico uso del metodo STRECON OPTI-FIT è per la forgiatura a freddo giunto omocinetici mostrato in fig.8. A causa delle grandi dimensioni dell'utensile, gli inserti sono separati e posti in contenitori individuali. La separazione è leggermente sopra al raggio di transizione. Questo impedisce l'intrusione di resti di lubrificazione, materiale, ecc. A causa della lunghezza di scivolo nel processo di forgiatura a

freddo, la resistenza all'usura dell'inserto di stampo deve essere elevata. Così, viene utilizzato un inserto in carburo, molto resistente all'usura.

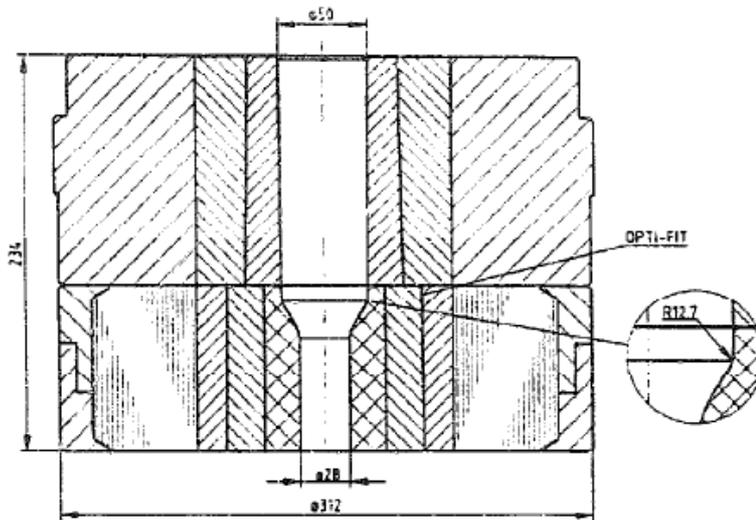


Fig. 8 Utensile per forgiatura a freddo di un giunto omocinetico

La concentrazione di tensione nel raggio di transizione ($R = 12,7 \text{ mm}$) assieme al carico elevato del processo causa danneggiamento per sforzo assiale. Dopo 20.000 - 30.000 pezzi, e spesso prima, l'inserto stampo cede a causa della cricatura trasversale nel raggio di ingresso. E' stata fatta un'analisi FEM delle condizioni di carico dell'utensile, dove ogni calcolo FEM comprende due fasi:

- * la condizione di precarico dopo l'inserimento della matrice
 - * la condizione operativa nella quale la matrice è esposta a un processo di carico interno.
- Due dei calcoli FEM sono descritti in seguito, uno per l'utensile convenzionale con interferenza radiale uniforme, l'altro per utensile ottimizzato con precarico radiale uniformemente distribuito risultante da un sistema combinato di pretensionamento radiale e assiale. Per l'utensile convenzionale, la precompressione radiale non comporta precarico assiale nel raggio di transizione. Con il carico di processo, la mancanza di precompressione porta ad una sollecitazione assiale operativa di 650 Mpa.

La tensione ciclica di trazione è molto dannosa per il carburo e ciò spiega la vita breve della matrice. Con il metodo STRECON OPTI-FIT, il montaggio ottimizzato a pressione radiale irregolare porta ad una compressione assiale locale di 1030 MPa. Questo significa che le tensioni di trazione assiale sono totalmente eliminate durante il processo di carico. Con una condizione di tensione ciclica esclusivamente in compressione, è possibile ottenere vite delle matrici molto lunghe prima della nascita di cricche. Con l'ottimizzazione FEM tuttavia è possibile mantenere queste sollecitazioni all'interno di limiti non critici.

2.5. Conclusioni

A seconda della geometria e del carico, gli stampi per forgiatura diretta hanno la tendenza a cricche premature di fatica per concentrazione delle sollecitazioni lungo il raggio di transizione. La precompressione radiale convenzionale non influisce sulla concentrazione di tensione ed è richiesta una precompressione assiale complementare. L'utilizzo del metodo di precompressione assiale STRECON OPTI-FIT, consente di fornire un ottimo precarico assiale di compressione della zona del raggio di transizione per eliminare la tensione di trazione dannosa. L'analisi del metodo di precompressione assiale dimostra che è possibile ottenere un precarico assiale ottimale di circa - 2500 MPa nella sezione dello stampo dove le sollecitazioni sono maggiori. Il metodo di precompressione assiale richiede dei contenitori stripwound con resistenza relativamente elevata a causa del requisito di un'interferenza nominale radiale del 1,0 - 1,2%. È stato sviluppato un modello ad elementi finiti per l'ottimizzazione della distribuzione dell'interferenza radiale. Il modello è verificato attraverso analisi sperimentali ed è applicabile quotidianamente per applicazioni industriali di forgiatura a freddo.

CAPITOLO 3

Studio di tensione e deformazione riguardante la parte nastrata di un contenitore composto in stato di alta pressione

3.1.Introduzione

E' stato proposto un modello analitico per descrivere il comportamento reale del contenitore cilindrico nastrato rispetto al sistema ad anello tradizionale. Le relazioni sono state ricavate per tensione e distribuzione dello spostamento radiale in forma analitica. E' stata analizzata su un esempio pratico l'influenza delle diverse rigidzze radiali e tangenziali sullo stato di compressione, lo spostamento radiale e la precompressione ad opera della striscia durante il processo di avvolgimento. A causa delle asperità del nastro, nonché le imperfezioni di montaggio, possono formarsi piccoli spazi con conseguente differenti distribuzioni di rigidità radiale e tangenziale. Lo scopo di questo articolo è sviluppare una formulazione matematica e una soluzione analitica della tensione nella parte nastrata del contenitore, tenendo conto le rigidzze diverse radiali e tangenziali.

3.2.Formulazione del problema

Per poter risolvere il problema analiticamente si assume un modello cilindrico, vedi fig. 1.



Fig 1 modello cilindrico del contenitore composto per alte pressioni con parte esterna nastrata

Il contenitore cilindrico composto illustrato è un modello semplificato del sistema usato per la sinterizzazione di materiali come diamante sintetico e nitrato boro cubico a pressioni di 5 ± 8 GPa e temperature elevate (circa 1600°C). La matrice interna, solitamente realizzata di carburo sinterizzato WC-Co, è precompressa con l'aiuto della sovrapposizione di superfici di contatto e striscia di precompressione durante il processo di avvolgimento.

Si inizia analizzando la parte nastrata in fig. 2.

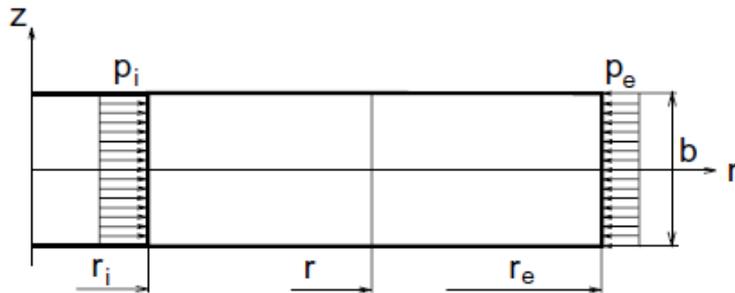


Fig 2. Cilindro nastrato

A causa della piccola larghezza del nastro b , rispetto allo spessore $t = r_e - r_i$ della parte nastrata, il problema risolto può essere considerando un cilindro in stato tensione piana ($\sigma_z = 0$). E' stato utilizzato un modello di materiale ortotropo per formulare le relazioni costitutive del cilindro nastrato con due assi principali ortotropi r e t . Le relazioni tra tensione e deformazione possono essere scritte nelle relazioni (1) e (2).

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r}{E_r} - \mu_{tr} \frac{\sigma_t}{E_t}, \quad (1)$$

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma_t}{E_t} - \mu_{rt} \frac{\sigma_r}{E_r}, \quad (2)$$

dove E_r e E_t sono i moduli di elasticità radiale e tangenziale, μ_{tr} e μ_{rt} coefficienti di Poissons.

La condizione di simmetria, essendo valida per la matrice di rigidità del materiale ortotropo, conduce alla semplice relazione tra le caratteristiche dei materiali

$$\frac{E_t}{E_r} = \frac{\mu_{tr}}{\mu_{rt}} \quad (3)$$

Ciò significa che tre dei quattro parametri dei materiali nelle relazioni (1) e (2) sono indipendenti.

Nel caso più generale assialsimmetrico vi è tensione assiale σ_z , sollecitazione di taglio τ_{rz} e per il materiale E_z e G_{rz} . Con riferimento alla struttura geometrica della parte nastrata alcune caratteristiche dei materiali ortotropi corrispondono direttamente alle caratteristiche del materiale nastrato indicato con il pedice w.

$$E_t = E_z = E_w \quad (4)$$

$$\mu_{tz} = \mu_{zt} = \mu_w \quad (5)$$

Gli altri due parametri E_r e μ_r devono essere determinati con l'aiuto di prove sperimentali.

Ritornando ai calcoli, l'equazione differenziale di equilibrio (6) può essere scritta per un elemento cilindrico.

$$\sigma_r - \sigma_t + r \frac{d\sigma_r}{dr} = 0 \quad (6)$$

Assumendo piccoli spostamenti, le relazioni geometriche possono essere applicate nella forma:

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr}, \quad (7)$$

$$\varepsilon_t = \frac{u}{r}, \quad (8)$$

dove u è lo spostamento radiale. Le relazioni costitutive ortotropiche in forma inversa sono le seguenti:

$$\sigma_r = \frac{E_r}{1 - \mu_{rt} \cdot \mu_{tr}} (\varepsilon_r + \mu_{tr} \varepsilon_t), \quad (9)$$

$$\sigma_t = \frac{E_t}{1 - \mu_{rt} \cdot \mu_{tr}} (\varepsilon_t + \mu_{rt} \varepsilon_r). \quad (10)$$

Sostituendo ε_r (7) e ε_t (8) nelle (9) e (10), successivamente inserendo le relazioni ottenute nella (6); si ottiene il seguente differenziale (11)

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{\mu_{tr}}{\mu_{rt}} \cdot \frac{u}{r^2} = 0 \quad (11)$$

La soluzione generale dell'equazione omogenea di Eulero con coefficienti variabili può essere espressa nella forma

$$u(r) = C_1 r^{\lambda_1} + C_2 r^{\lambda_2}, \quad (12)$$

dove C_1 e C_2 sono costanti di integrazione e gli esponenti λ_1 e λ_2 (Eq. (13)) sono le radici dell'equazione caratteristica.

$$\lambda_{1,2} = \pm \sqrt{\frac{E_t}{E_r}} = \pm \sqrt{\frac{\mu_{tr}}{\mu_{rt}}} = \pm o \quad (13)$$

Inserendo (13) nell' Eq. (12) per lo spostamento radiale u si ottiene la relazione (14).

$$u(r) = C_1 r^o + C_2 r^{-o} \quad (14)$$

Ora le deformazioni radiali ε_r e tangenziali ε_t possono essere determinate con l'ausilio di relazioni geometriche (7) e (8)

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} = C_1 o r^{o-1} - C_2 o r^{-o-1}, \quad (15)$$

$$\varepsilon_t = \frac{u}{r} = C_1 r^{o-1} + C_2 r^{-o-1}. \quad (16)$$

Inoltre, le sollecitazioni radiali e tangenziali σ_r e σ_t sono derivate sostituendo le relazioni (15) e (16) nelle eq. (9) e (10)

$$\sigma_r(r) = Ar^{o-1} + Br^{-o-1}, \quad (17)$$

$$\sigma_t(r) = Aor^{o-1} - Bor^{-o-1}, \quad (18)$$

dove le nuove costanti di integrazione A e B sono implementate

$$A = \frac{E_r}{1 - \mu_{rt} \cdot \mu_{tr}} \cdot C_1(\mu_{tr} + o), \quad (19)$$

$$B = \frac{E_r}{1 - \mu_{rt} \cdot \mu_{tr}} \cdot C_2(\mu_{tr} - o). \quad (20)$$

A e B possono essere trovate con l'ausilio dell'eq. (17) dalle condizioni al contorno ai raggi r_i e r_e :

$$A = \frac{-p_i(r_i/r_e)^o + p_e(r_e/r_i)^o}{(r_i/r_e)^o - (r_e/r_i)^o} \quad (21)$$

$$B = \frac{p_i r_i r_e^o - p_e r_e r_i^o}{(r_i/r_e)^o - (r_e/r_i)^o} \quad (22)$$

Le costanti incognite C_1 e C_2 possono essere calcolate dalle Eq. (19) e (20).

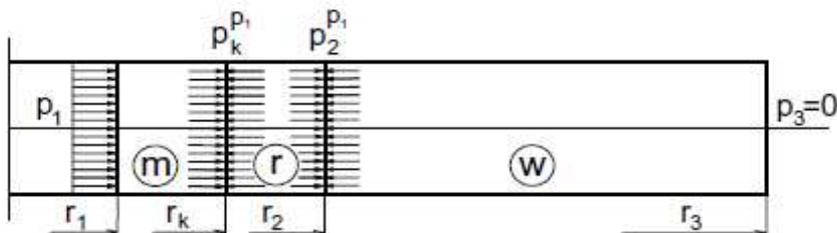


Fig 3 Pressioni di contatto $p_k^{p_1}$ $p_2^{p_1}$ tra le parti originate dalla pressione interna p_1

$$C_1 = \frac{1 - \mu_{tr} \cdot \mu_{tr}}{E_r(\mu_{tr} + o)} \cdot \frac{-p_i(r_i/r_e^o) + p_e(r_e/r_i^o)}{(r_i/r_e)^o - (r_e/r_i)^o} \quad (23)$$

$$C_2 = \frac{1 - \mu_{tr} \cdot \mu_{tr}}{E_r(\mu_{tr} - o)} \cdot \frac{p_i r_i r_e^o - p_e r_e r_i^o}{(r_i/r_e)^o - (r_e/r_i)^o} \quad (24)$$

Si sostituiscono le relazioni (21) e (22) nelle eq. (17) e (18), le relazioni (23) e (24) nell' eq. (14). Si ottengono come espressioni finali (25) \pm (27) per le tensioni radiali σ_r e tangenziali σ_t e spostamento radiale u .

$$\sigma_r(r) = \frac{p_i(r_i/r_e^o) - p_e(r_e/r_i^o)}{(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o} \cdot r^{o-1} - \frac{p_i r_i r_e^o - p_e r_e r_i^o}{(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o} \cdot \frac{1}{r^{o+1}} \quad (25)$$

$$\begin{aligned} \sigma_t(r) &= \frac{p_i(r_i/r_e^o) - p_e(r_e/r_i^o)}{(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o} \cdot o \cdot r^{o-1} \\ &+ \frac{p_i r_i r_e^o - p_e r_e r_i^o}{(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o} \cdot \frac{o}{r^{o+1}} \end{aligned} \quad (26)$$

$$\begin{aligned} u(r) &= \frac{o - \mu_{tr}}{E_t} \cdot \frac{p_i(r_i/r_e^o) - p_e(r_e/r_i^o)}{(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o} \cdot r^o \\ &+ \frac{o + \mu_{tr}}{E_t} \cdot \frac{p_i r_i r_e^o - p_e r_e r_i^o}{(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o} \cdot \frac{1}{r^o} \end{aligned} \quad (27)$$

Per i passi successivi, l'espressione per lo spostamento radiale u_i al raggio interno dell' anello nastrato r_i sarà utile

$$\begin{aligned} u_i &= p_i \cdot \frac{(o - \mu_{tr})(r_i/r_e)^o + (o + \mu_{tr})(r_e/r_i)^o}{E_t[(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o]} \cdot r_i \\ &- p_e \cdot \frac{2o}{E_t[(r_e/r_i)^o - (r_i/r_e)^o]} \cdot r_e \end{aligned} \quad (28)$$

Le relazioni derivate sono valide nel caso in cui la striscia di avvolgimento viene avvolta senza tensionamento e poi il contenitore viene caricato con pressioni interna p_1 ed esterna p_e . La tensione massima efficace è al raggio interno r_1 e il materiale in altre zone è a tensioni minori. Il grande vantaggio della costruzione a nastratura è che la precompressione a opera della striscia può essere controllata durante il processo di avvolgimento in tal modo che la tensione efficace in tutti strati a strisce corrisponde alla tensione voluta in fase di progetto $\sigma_{D,w}$; con il contenitore caricato nella situazione più critica.

La pressione di contatto ottimale p_2 al raggio interno di avvolgimento r_2 (vedi fig. 1) può essere calcolata con l'aiuto della relazione (29) che è derivata per modello di materiale omogeneo isotropo della parte nastrata. Si può verificare che questa relazione è valida anche per la parte nastrata ortotropica. Solo la striscia durante il processo di avvolgimento viene interessata dal fenomeno ortotropo, come verrà dimostrato.

$$p_2 = \sigma_{D,w} \{ \ln(r_3/r_2) - s[1 - (r_2/r_3)] \} \quad (29)$$

Il parametro s tiene conto della sollecitazione a flessione causato dalla curvatura nastro durante il processo di avvolgimento

$$s = \frac{E_{w,t} \cdot h}{2r_2 \cdot \sigma_{D,w}}, \quad (30)$$

dove $\sigma_{D,w}$ e h sono tensione e spessore del nastro scelti in progettazione.

Per poter calcolare la precompressione a opera del nastro durante il processo di avvolgimento come pure le sollecitazioni deve essere considerata la storia di carico durante l' utilizzo e il contenitore nel suo complessivo. (Fig. 1). Poiché si presume un comportamento elastico lineare del materiale e di tutti i componenti del contenitore, possono esser applicati i principi di sovrapposizione per compressione, deformazione e spostamento. Le pressioni di contatto ottimali dopo il montaggio p_k^a e p_2^a agenti al contatto ai raggi r_k e r_2 (vedi fig. 1) possono essere espresse nel modo seguente

$$p_k^a = p_k - p_k^{p_1}, \quad (31)$$

$$p_2^a = p_2 - p_2^{p_1}, \quad (32)$$

dove $p_k^{p_1}$ e $p_2^{p_1}$ sono le pressioni di contatto derivate dalla pressione interna p_1 , vedi fig. 3. $p_k^{p_1}$ e $p_2^{p_1}$ saranno determinate con l'aiuto delle relazioni alle superfici di contatto ai raggi r_k e r_2 . Queste possono essere scritte in modo semplice le Eq. (33) e (34) non considerate sovrapposte.

$$u_m^{p_1}(r_k) - u_r^{p_1}(r_k) = 0 \quad (33)$$

$$u_r^{p_1}(r_2) - u_w^{p_1}(r_2) = 0 \quad (34)$$

Le equazioni di Lamè vengono applicate per ottenere gli spostamenti radiali nella parte isotropa omogenea del contenitore, nella matrice m e l'anello in acciaio r, causati dal caricamento interno a pressione p_1 .

$$u_m^{p_1}(r_k) = \frac{1 - \mu_m}{E_m} \cdot \frac{p_1 r_1^2 - p_k^{p_1} r_k^2}{r_k^2 - r_1^2} \cdot r_k + \frac{1 + \mu_m}{E_m} \cdot \frac{(p_1 - p_k^{p_1}) r_1^2}{r_k^2 - r_1^2} \cdot r_k \quad (35)$$

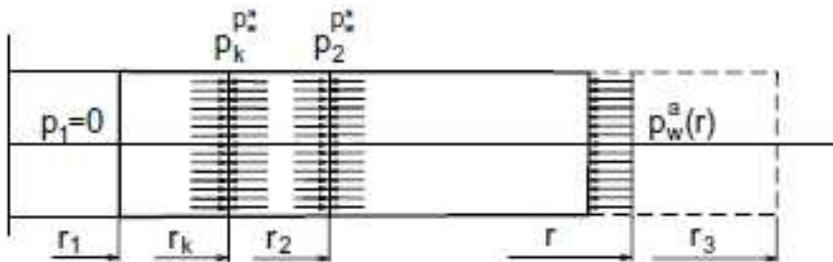


Fig. 4 la reazione allo stato di compressione durante il processo di avvolgimento w

$$u_r^{p_1}(r_k) = \frac{1 - \mu_r}{E_r} \cdot \frac{p_k^{p_1} r_k^2 - p_2^{p_1} r_2^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_k + \frac{1 + \mu_r}{E_r} \cdot \frac{(p_k^{p_1} - p_2^{p_1}) r_2^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_k \quad (36)$$

$$u_r^{p_1}(r_2) = \frac{1 - \mu_r}{E_r} \cdot \frac{p_k^{p_1} r_k^2 - p_2^{p_1} r_2^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_2 + \frac{1 + \mu_r}{E_r} \cdot \frac{(p_k^{p_1} - p_2^{p_1}) r_k^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_2 \quad (37)$$

L'equazione (28) viene applicata per esprimere lo spostamento radiale $u_w^{p_1}(r_2)$ della parte esterna del contenitore al raggio r_2 .

$$u_w^{p_1}(r_2) = p_2^{p_1} \frac{(0 - \mu_{w,ir})(r_2/r_3)^o + (0 + \mu_{w,ir})(r_3/r_2)^o}{E_{w,ir}[(r_3/r_2)^o - (r_2/r_3)^o]} \cdot r_2 \quad (38)$$

Inserendo le relazioni (35) \pm (38) nelle equazioni (33) e (34) si ottengono le pressioni di contatto richieste $p_k^{p_1}$ e $p_2^{p_1}$

$$p_k^{p_1} = p_1 \frac{2Dr_1^2}{D \cdot G - H}, \quad (39)$$

$$p_2^{p_1} = p_1 \frac{4r_1^2 r_k^2}{D \cdot G - H}, \quad (40)$$

dove

$$D = (1 - \mu_r)r_2^2 + (1 + \mu_r)r_k^2 + \frac{E_r}{E_{w,t}} \frac{r_2^2 - r_k^2}{r_3^{2o} - r_2^{2o}} [(o - \mu_{w,tr})r_2^{2o} + (o + \mu_{w,tr})r_3^{2o}], \quad (41)$$

$$G = (1 - \mu_m)r_k^2 + (1 + \mu_m)r_1^2 + \frac{E_m}{E_r} \frac{r_k^2 - r_1^2}{r_2^2 - r_k^2} [(1 - \mu_r)r_k^2 + (1 + \mu_r)r_2^2], \quad (42)$$

$$H = 4 \frac{E_m}{E_r} \frac{r_k^2 - r_1^2}{r_2^2 - r_k^2} r_k^2 r_2^2. \quad (43)$$

Una volta che la pressione di contatto p_2^{p1} è nota la corrispondente risposta pressoria alla striscia di avvolgimento $p_w^{p1}(r)$ e anche la risposta alla tensione tangenziale $\sigma_{w,t}^{p1}(r)$ può essere calcolata applicando le equazioni (25) e (26).

$$p_w^{p1}(r) = -\sigma_{w,r}^{p1}(r) = p_2^{p1} \frac{r_3^{2o} - r^{2o}}{r_3^{2o} - r_2^{2o}} \left(\frac{r_2}{r}\right)^{o+1} \quad (44)$$

$$\sigma_{w,t}^{p1}(r) = p_2^{p1} o \frac{r_3^{2o} + r^{2o}}{r_3^{2o} - r_2^{2o}} \left(\frac{r_2}{r}\right)^{o+1} \quad (45)$$

Pressioni di contatto e compressione in un contenitore nastrato variano durante il processo di avvolgimento. Il corrispondente precarico controllato del nastro è indicato con $\sigma^{p1}(r)$. Il processo di avvolgimento continua fino al raggio esterno r_3 (Fig. 4). Esso determina la pressione di contatto $p_w^a(r)$ al raggio generico r . Le relative pressioni di contatto sono indicate con p_k^{paw} e p_2^{paw} . Le relazioni riguardo le superfici di contatto r_k e r_2 possono essere utilizzate per il calcolo della risposta di pressione.

$$u_m^{paw}(r_k) - u_r^{paw}(r_k) = 0 \quad (46)$$

$$u_r^{paw}(r_2) - u_w^{paw}(r_2) = 0 \quad (47)$$

Le equazioni di Lamè sono utilizzate per determinare gli spostamenti radiali di matrice e anello di supporto.

$$u_m^{p_w^a}(r_k) = -\frac{1 - \mu_m}{E_m} \cdot \frac{p_k^{p_w^a} r_k^2}{r_k^2 - r_1^2} \cdot r_k - \frac{1 + \mu_m}{E_m} \cdot \frac{p_k^{p_w^a} r_1^2}{r_k^2 - r_1^2} \cdot r_k \quad (48)$$

$$u_r^{p_w^a}(r_k) = \frac{1 - \mu_r}{E_r} \cdot \frac{p_k^{p_w^a} r_k^2 - p_2^{p_w^a} r_2^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_k + \frac{1 + \mu_r}{E_r} \cdot \frac{(p_k^{p_w^a} - p_2^{p_w^a}) r_2^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_k \quad (49)$$

$$u_r^{p_w^a}(r_2) = \frac{1 - \mu_r}{E_r} \cdot \frac{p_k^{p_w^a} r_k^2 - p_2^{p_w^a} r_2^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_2 + \frac{1 + \mu_r}{E_r} \cdot \frac{(p_k^{p_w^a} - p_2^{p_w^a}) r_k^2}{r_2^2 - r_k^2} \cdot r_2 \quad (50)$$

L'equazione (28) viene applicata per esprimere lo spostamento radiale $u_w^{paw}(r_2)$ nella parte nastrata.

$$u_w^{p_w^a}(r_2) = p_2^{p_w^a} \frac{(o - \mu_{w,tr})(r_2/r)^o + (o + \mu_{w,tr})(r/r_2)^o}{E_{w,t}[(r/r_2)^o - (r_2/r)^o]} \cdot r_2 - p_w^a \frac{2o}{E_{w,t}[(r/r_2)^o - (r_2/r)^o]} \cdot r \quad (51)$$

Implementando le relazioni (48) \pm (51) per gli spostamenti radiali nelle relazioni (46) e (47) si ottengono le risposte di pressione p_k^{paw} e p_2^{paw}

$$p_k^{p_w^a} = p_w^a \frac{K}{J \cdot G - H}, \quad (52)$$

$$p_2^{p_w^a} = p_w^a \frac{G \cdot L}{J \cdot G - H}, \quad (53)$$

dove

$$J = (1 - \mu_r)r_2^2 + (1 + \mu_r)r_k^2 + \frac{E_r}{E_{w,t}} \frac{r_2^2 - r_k^2}{r^{2o} - r_2^{2o}} [(o - \mu_{w,tr})r_2^{2o} + (o + \mu_{w,tr})r^{2o}], \quad (54)$$

$$K = 4o \frac{E_m}{E_{w,t}} \frac{r_k^2 - r_1^2}{r^{2o} - r_2^{2o}} r_2^{o+1} r^{o+1}, \quad (55)$$

$$L = 2o \frac{E_r}{E_{w,t}} \frac{r_2^2 - r_k^2}{r^{2o} - r_2^{2o}} r_2^{o-1} r^{o+1}. \quad (56)$$

Nello stato più critico con carico interno a pressione p_1 la pressione di contatto ottimale $p_w(r)$ e la tensione tangenziale $\sigma_t(r)$ alla striscia di avvolgimento seguono le relazioni (57) e (58).

$$p_w(r) = \sigma_{D,w} \left[\ln \frac{r_3}{r} + s \frac{r_2}{r_3} \left(1 - \frac{r_3}{r} \right) \right] \quad (57)$$

$$\sigma_t(r) = \sigma_{D,w} \left[1 + \ln \frac{r}{r_3} - s \frac{r_2}{r_3} \right] \quad (58)$$

Ora la pressione di contatto p_w^a a fine nastratura può essere valutata utilizzando le equazioni (44) e (57)

$$\begin{aligned} p_w^a(r) &= p_w(r) - p_w^{p_1}(r) \\ &= \sigma_{D,w} \left[\ln \frac{r_3}{r} + s \frac{r_2}{r_3} \left(1 - \frac{r_3}{r} \right) \right] - p_2^{p_1} \frac{r_3^{2o} - r^{2o}}{r_3^{2o} - r_2^{2o}} \left(\frac{r_2}{r} \right)^{o+1} \end{aligned} \quad (59)$$

La risposta alla tensione tangenziale $\sigma_t^{paw}(r)$ al raggio r causata dal processo di avvolgimento continuo dal raggio r al raggio esterno r_3 è stata espressa con l'aiuto dell' equazione (26)

$$\begin{aligned}\sigma_t^{paw}(r) &= \frac{p_2^{paw}(r_2/r^o) - p_w^a(r/r_2^o)}{(r/r_2)^o - (r_2/r)^o} or^{o-1} + \frac{p_2^{paw} r_2 r^o - p_w^a r r_2^o}{(r/r_2)^o - (r_2/r)^o} \cdot \frac{o}{r^{o+1}} \\ &= \frac{o}{(r/r_2)^o - (r_2/r)^o} \left\{ 2p_2^{paw} \cdot (r_2/r) - p_w^a \cdot [(r/r_2)^o + (r_2/r)^o] \right\}.\end{aligned}\quad (60)$$

Infine, deve essere determinato il precarico controllato della striscia $\sigma_t^p(r)$ durante l' avvolgimento, il quale assicura la tensione effettiva ottimale nella parte nastrata (in questo nostro caso costante) con stato più critico a pressione interna p_1 . Lo sforzo tangenziale totale $\sigma_t(r)$ è la somma di sforzo tangenziale dopo il montaggio della striscia $\sigma_t^a(r)$ e l'incremento di sforzo $\sigma_t^{p1}(r)$ causato dal carico interno p_1 .

$$\sigma_t(r) = \sigma_t^a(r) + \sigma_t^{p1}(r) = \sigma_t^p(r) + \sigma_t^{paw}(r) + \sigma_t^{p1}(r) \quad (61)$$

Dalla ultima relazione (61) la precompressione necessaria per la striscia $\sigma_t^p(r)$ può essere calcolata applicando le relazioni (45), (58) e (60).

$$\begin{aligned}
\sigma_t^p(r) &= \sigma_t(r) - \sigma_t^{p_w^a}(r) - \sigma_t^{p_1}(r) \\
&= \sigma_{D,w} \left\{ 1 + \ln \frac{r}{r_3} - s \frac{r_2}{r_3} - o \frac{r_2^o \cdot r^o}{r^{2o} - r_2^{2o}} \right. \\
&\quad \times \left[\ln \frac{r_3}{r} + s \frac{r_2}{r_3} \left(1 - \frac{r_3}{r} \right) \right] \\
&\quad \times \left[2 \frac{G \cdot L}{J \cdot G - H} \cdot \frac{r_2}{r} - \left(\frac{r}{r_2} \right)^o - \left(\frac{r_2}{r} \right)^o \right] \Big\} \\
&\quad + p_1 \frac{4o}{D \cdot G - H} \cdot \frac{r_1^2 \cdot r_k^2 \cdot r_2^{o+1} \cdot r_3^o}{r_3^{2o} - r_2^{2o}} \\
&\quad \times \left\{ \frac{r_2^o \cdot r^o}{r^{2o} - r_2^{2o}} \cdot \left(\frac{r_3^o}{r^{o+1}} - \frac{r^{o-1}}{r_3^o} \right) \right. \\
&\quad \times \left[2 \frac{G \cdot L}{J \cdot G - H} \cdot \frac{r_2}{r} - \left(\frac{r}{r_2} \right)^o - \left(\frac{r_2}{r} \right)^o \right] \\
&\quad \left. - \frac{r_3^o}{r^{o+1}} - \frac{r^{o-1}}{r_3^o} \right\} \tag{62}
\end{aligned}$$

3.3. Verifiche sperimentali

Nel caso di un modello isotropo di materiale omogeneo, il valore del parametro $o = \sqrt{E_t / E_r} = 1$ e le relazioni citate sono equivalenti alle equazioni di Lamè. Per analizzare l'influenza delle diverse rigidità radiali e tangenziali sullo stato di compressione del cilindro nastrato è stato risolto un caso, descritto in Fig. 5. Le caratteristiche del materiale sono: $E_t = 2.1 \cdot 10^5$ MPa; $\mu_{tr} = 0.3$.

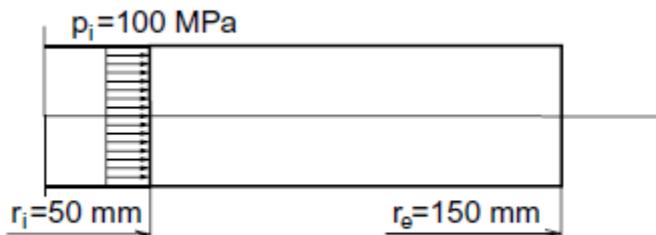


Fig. 5 Dimensioni e pressione del contenitore analizzato

Non è stato applicato precarico durante il processo di avvolgimento. Le distribuzioni radiali della σ_r sforzo radiale e stress tangenziale σ_t e spostamento radiale per diversi valori di E_r / E_t sono presentati nelle Figg. 6 \pm 8.

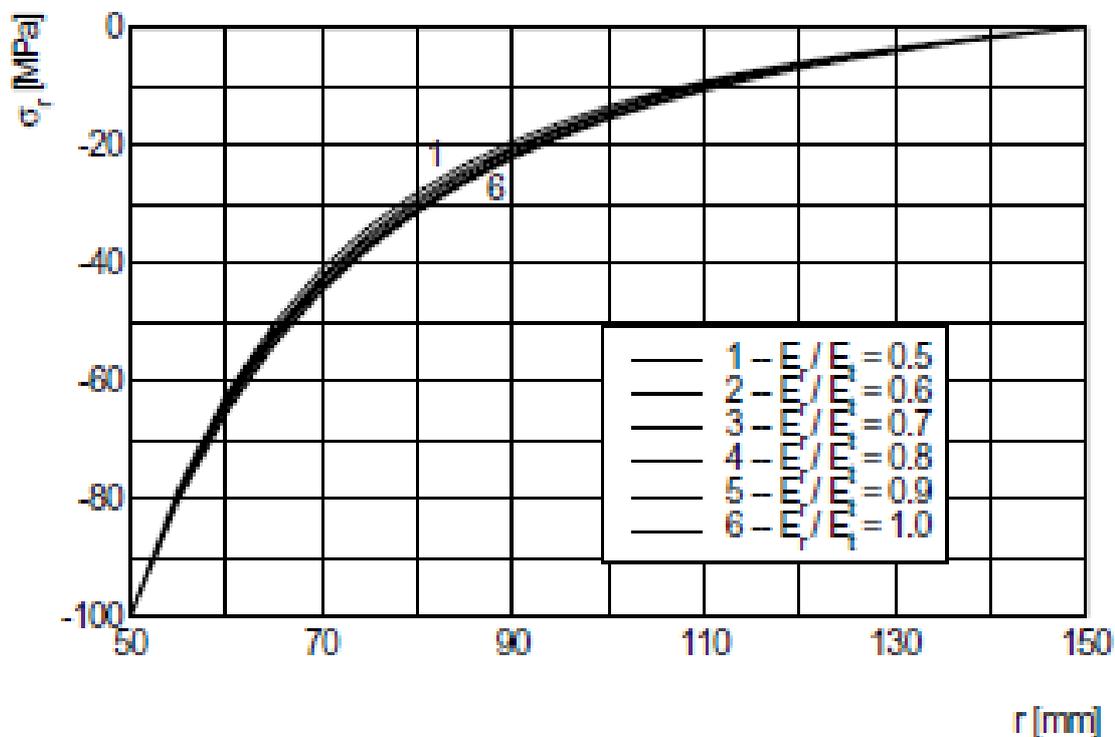


Fig. 6 Distribuzione radiale delle tensioni radiali σ_r

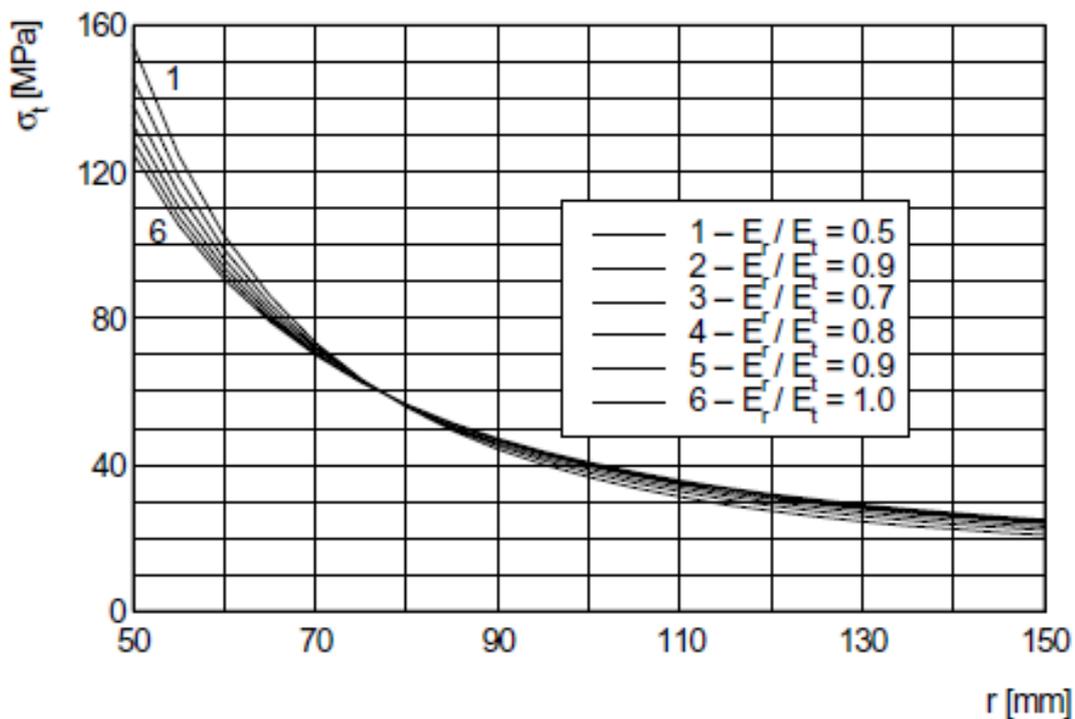


Fig. 7 . Distribuzione radiale delle tensioni tangenziali σ_t

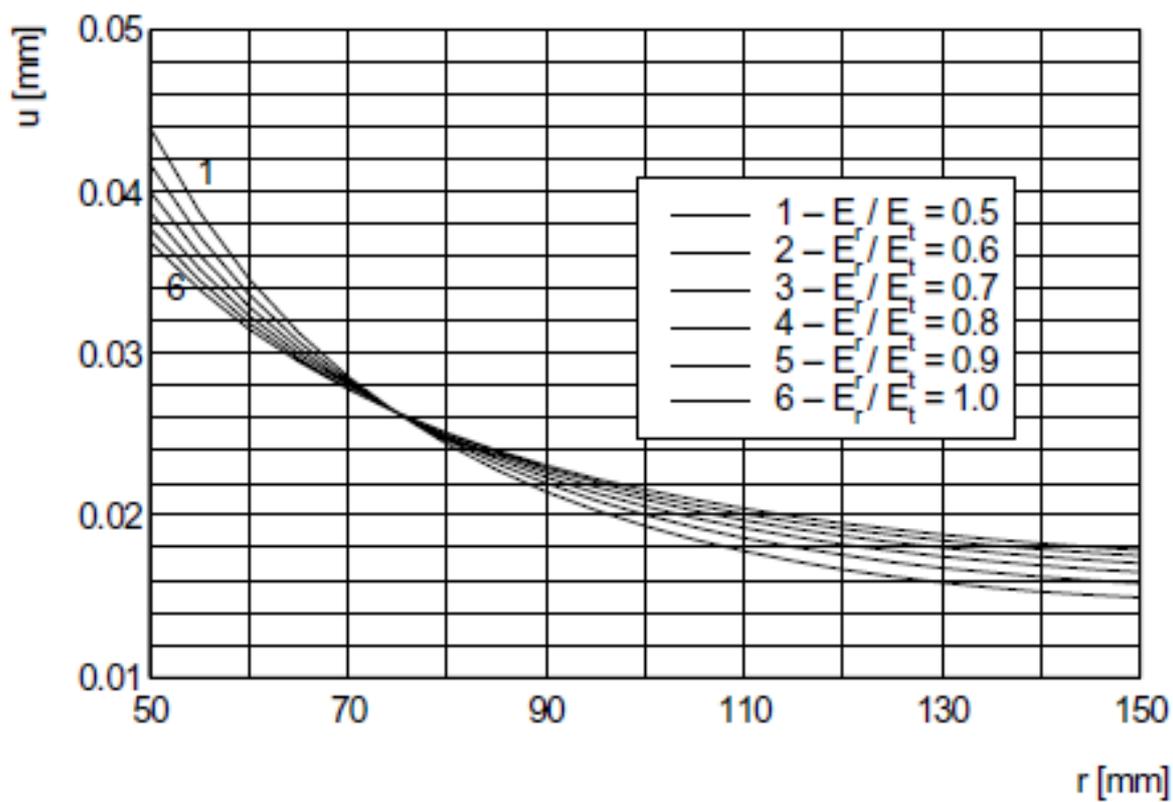


Fig. 8. Distribuzione dello spostamento radiale u

Le relazioni (25) (\pm 27) sono state utilizzate per i calcoli. Lo stesso esempio è stato risolto con l'aiuto del codice a elementi finiti (FEM) ANSYS versione 5.4. Le differenze nelle sollecitazioni e spostamenti calcolati erano meno dello 0,8% nel caso peggiore con anisotropia $E_r/E_t = 0.5$, il che è accettabile.

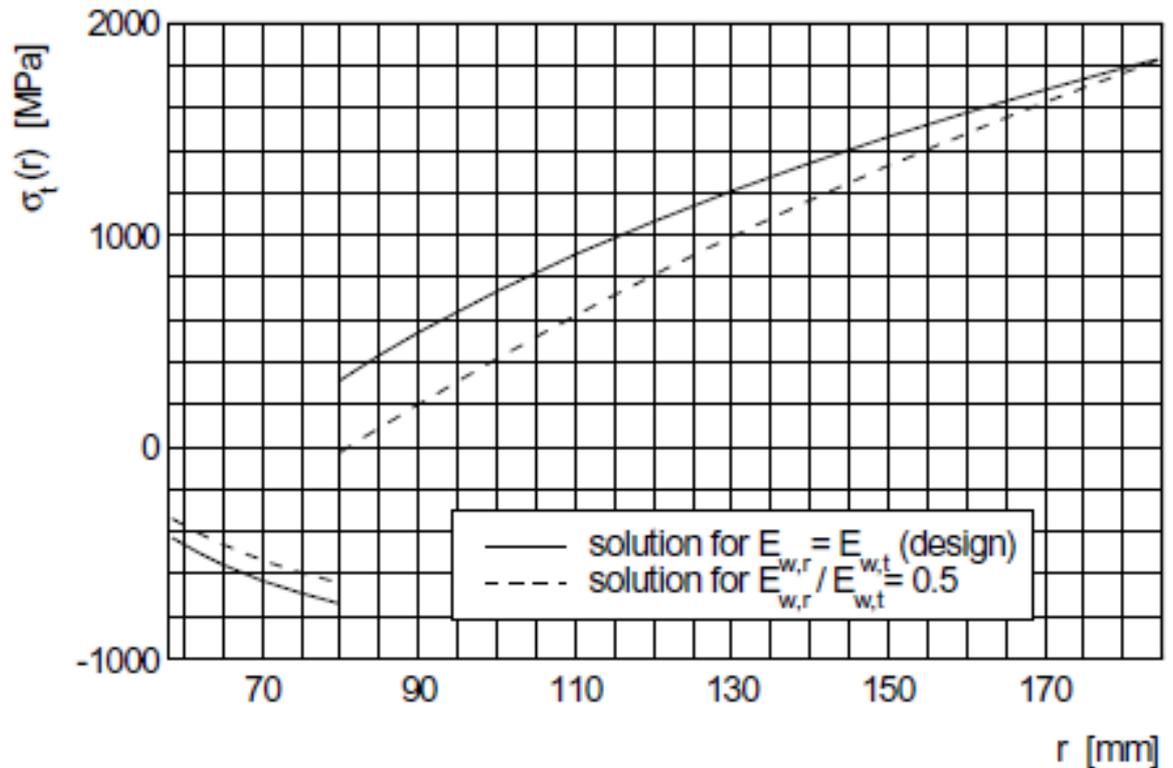


Fig. 9. Andamento della tensione tangenziale

L'influenza della parte nastrata sul precarico ottimale del nastro $\sigma^p_t(r)$ è illustrata in Fig.9. L'equazione (62) è stato utilizzata per il calcolo. Può essere considerevole l'influenza dei diversi moduli di elasticità radiale $E_{w,r}$ e tangenziale $E_{w,t}$ sullo sforzo tangenziale $\sigma_t(r)$, lo spostamento radiale $u(r)$ e sulla precompressione del nastro $\sigma^p_t(r)$. Come segue Fig. 9, per ottenere la stessa pressione di contatto p^a_2 sul raggio interno r_2 la più alta precompressione $\sigma^p_t(r)$ è necessaria quando la rigidezza radiale relativa $E_{w,r}/E_{w,t}$ diminuisce. Le maggiori differenze sono nella zona centrale della parte nastrata dove il precarico ottimale del nastro può essere addirittura superiore a quello di progetto. Per analizzare l'influenza del comportamento ortotropo dell'esterno del cilindro nastrato sulla distribuzione degli sforzi del contenitore complessivo (Fig. 1) la distribuzione radiale le tensioni tangenziali $\sigma_t(r)$ e tensioni efficaci $\sigma_{ef}(r)$ secondo le ipotesi di Tresca sono stati calcolati per il caso isotropo $E_{w,r} = E_{w,t}$ e ortotropo quello con $E_{w,r}/E_{w,t} = 0.5$. I risultati sono illustrati nelle figure 10 e 11 per l'anello di supporto d'acciaio e la parte nastrata. Le caratteristiche del materiale sono: matrice (carburo sinterizzato) $E_m = 5.5 \cdot 10^5$ MPa e $\mu_m = 0.22$; anello di supporto $E_r = 2.1 \cdot 10^5$ MPa e $\mu_m = 0.3$; striscia di avvolgimento $E_{w,t} = 2.1 \cdot 10^5$ MPa e $m_{w,t} = 0.3$. La pressione interna era $p_1 = 2.287$ MPa. In entrambi i casi studiati la precompressione del nastro durante l'avvolgimento era la stessa, corrispondente la precompressione ottimale per il modello di materiale isotropo con distribuzione uniforme della tensione efficace σ_{ef} nella parte nastrata.

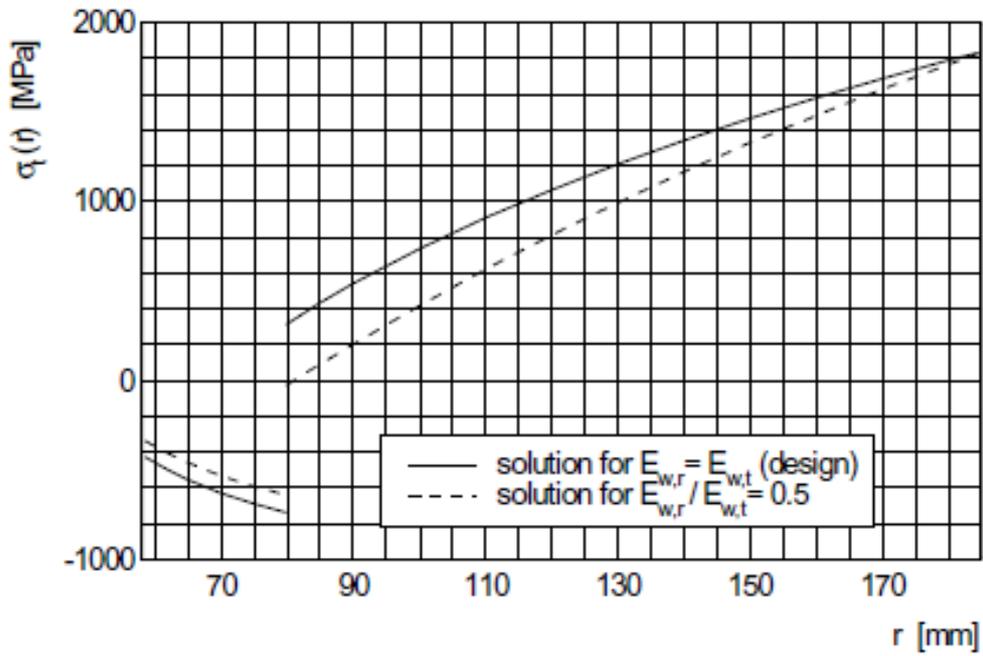


Fig. 10 Distribuzione radiale dello sforzo tangenziale $\sigma_t(r)$

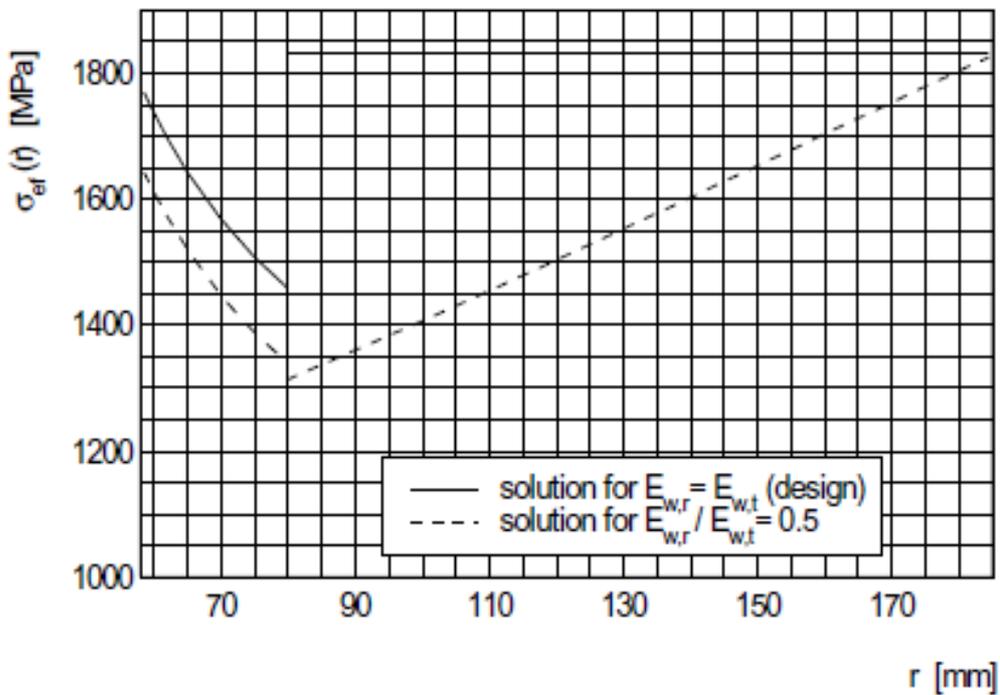


Fig. 11 Distribuzione radiale dello sforzo effettivo $\sigma_{eff}(r)$

La rigidità radiale inferiore nel caso ortotropo ha portato alla riduzione delle pressioni di contatto al raggio r_k da $p_k = 1770$ MPa a $p_k = 1643$ MPa da $p_2 = 1460$ MPa a $p_2 = 1341$ Mpa

al raggio r_2 rispetto al modello di materiale isotropo, che non può essere trascurato. Il carico dell'anello di sostegno esterno in acciaio è minore per la parte ortotropa nastrata a causa della differenza minore tra le pressioni di contatto $p_k - p_2$ rispetto al caso isotropo (Fig. 11).

3.4. Conclusioni

Le relazioni per i rapporti di tensione radiale $\sigma_r(r)$ e tangenziale $\sigma_t(r)$ e spostamento radiale $u(r)$ nel cilindro ortotropo nastrato sono state ottenute in forma analitica, unitamente al rapporto ottimale di precompressione $\sigma_t^p(r)$ durante il processo di avvolgimento.

I risultati calcolati mostrano che la diversa rigidezza radiale e tangenziale hanno una significativa influenza sulla tensione tangenziale $\sigma_t(r)$, lo spostamento radiale $u(r)$ e soprattutto sulla striscia di precompressione $\sigma_t^p(r)$. Il modulo di elasticità relativo radiale $E_{w,r} / E_{w,t}$ basso provoca una minore pressione di contatto p_k e una matrice di precompressione maggiore rispetto al caso isotropo.

CAPITOLO 4

Progettazione di resistenza ottimale del contenitore nastrato considerando campo di temperatura non omogeneo

4.1. Introduzione

L'articolo presentato analizza la resistenza di progetto ottimale del contenitore cilindrico nastrato costituito da matrice, spesso fatta di WC-Co, anello di supporto in acciaio e parte nastrata. Viene considerato il campo di temperatura non omogeneo nel contenitore complessivo. Nello stato di utilizzo più critico con carico massimo le tensioni massime equivalenti a tutti i componenti uguali corrispondono allo sforzo di progetto. La distribuzione delle tensioni effettiva nella parte nastrata è uniforme. E' stato determinato un insieme di equazioni per calcolare le pressioni di contatto. Il contenitore cilindrico nastrato è composto da matrice prevalentemente in carburo di WC-Co sinterizzato, anello di supporto in acciaio e parte nastrata con controllo di tensione in fase di avvolgimento per ottenere la distribuzione ottimale tensione. La sovrapposizione del nastro Δr_k contribuisce al pretensionamento in compressione della matrice. Per poter risolvere il problema analiticamente, il corretto trasformazione del geometricamente assialsimmetrici problema equivalente a quella cilindrica è stata eseguito (vedi fig. 2). Per valutare la pressione interna equivalente p_1 e raggio interno r_1 è stata assunta la condizione di equivalenza statica del carico interno causata dalla pressione p_0 insieme con la presunzione della stessa rigidità media radiale della matrice. Nella prima parte è stata affrontata l'analisi di tensione e resistenza di progetto ottimale della parte nastrata, tenendo conto della sollecitazione di curvatura al nastro. E' stata studiata l'influenza del campo di temperatura non omogeneo sulla distribuzione delle tensioni nella parte nastrata. Si è concluso che il pretensionamento ottimale del nastro durante la nastratura dipende in modo significativo dal campo di temperatura. Il presente articolo tratta con la tensione ottimale di progetto del contenitore considerando il campo di temperatura non omogeneo causato dalla pressione in esercizio.

4.2. Formulazione del problema

Deve essere descritto l'andamento radiale della temperatura nel contenitore. Assumendo condizioni termiche stazionarie possono essere applicate le relazioni di trasferimento di calore per unità di lunghezza q' e distribuzione temperatura radiale $T(r)$ per un anello cilindrico [5]

$$\dot{q} = 2\pi\lambda \frac{T_i - T_e}{\ln(r_e/r_i)}, \quad (1)$$

$$T(r) = T_e + (T_i - T_e) \frac{\ln(r_e/r)}{\ln(r_e/r_i)}, \quad (2)$$

dove λ è la conducibilità termica, e r_i r_e sono i raggi interni e esterni dell' anello e T_i e T_e sono le temperature interne ed esterne. La temperatura T_k sul raggio r_k può essere calcolata con l'ipotesi dello stesso tasso di trasferimento di calore sulla superficie di contatto di matrice e anello di supporto in acciaio.

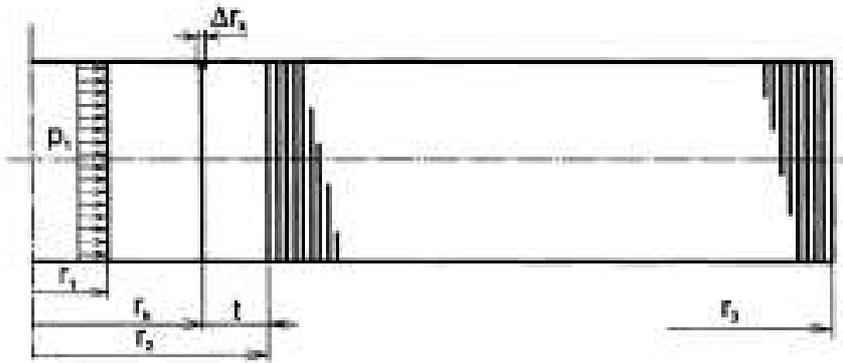


Fig. 1. contenitore composto con parte esterna nastrata

Nel caso che la conduttività termica della parte nastrata e anello di supporto in acciaio sono uguali ($\lambda_w = \lambda_r = \lambda_1$) può essere applicata la relazione (3):

$$T_k = \frac{T_1}{1 + (\lambda_2/\lambda_m)(\ln(r_k/r_1)/\ln(r_3/r_k))} + \frac{T_3}{1 + (\lambda_m/\lambda_2)(\ln(r_3/r_k)/\ln(r_k/r_1))} \quad (3)$$

I dati noti del contenitore cilindrico equivalente (Fig. 2) sono:

- * raggio interno r_1 ;
- * pressione interna p_1 ;
- * gradiente di temperatura $\Delta T = T_1 - T_3$;
- * temperatura omogenea elevata $\Delta T_h = T_3 - T_0$ legata alla temperatura di riferimento T_0 dopo l'assemblaggio del contenitore.
- * caratteristiche di materiali dei componenti del contenitore;
 - * matrice di WC-Co: $E_m, \mu_m, \sigma_{Rt,m}, k_m, \sigma_{D,m}, \lambda_m, \alpha_m$,
 - * anello di supporto in acciaio: $E_r, \mu_r, \sigma_{Y,r}, \sigma_{D,r}, \lambda_r, \alpha_r$,
 - * nastro di acciaio: $E_w, \mu_w, \sigma_{Y,w}, \sigma_{D,w}, \lambda_w, \alpha_w$,

dove E indica il modulo di elasticità di Young, μ è il coefficiente di Poisson, $k = \sigma_{Rt} / \sigma_{Rd}$, σ_{Rt} e σ_{Rd} sono tensione di trazione e compressione, σ_Y è la tensione snervamento, σ_D è la tensione di progetto, λ è il coefficiente di conduttività termica ed infine α coefficiente di dilatazione termica.

Le temperature T_1 , T_3 e T_k del contenitore sono note e la distribuzione di temperatura di ogni componente seguente relazione (2), vedi fig. 2.

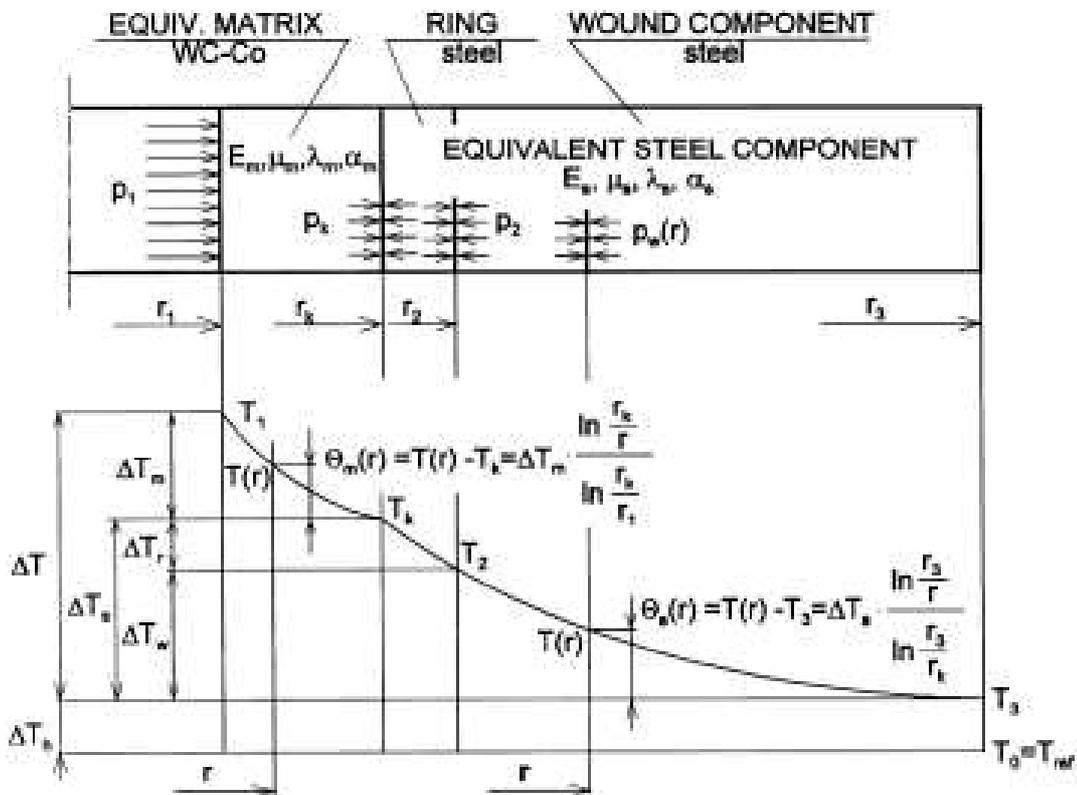


Fig. 2. Distribuzione radiale di temperatura nel contenitore.

Ogni problema di ottimizzazione è definito con le variabili di progetto, funzione obiettivo e le restrizioni. Per evitare le differenze con diverse unità, le variabili adimensionali di progetto sono state definite nella forma

$$x = \frac{r_k}{r_1}, \quad (4)$$

$$y = \frac{r_2}{r_k}, \quad (5)$$

$$m = \frac{p_k}{p_1}, \quad (6)$$

$$n = \frac{p_2}{p_1}. \quad (7)$$

Può essere scritto il vettore $\{\mathbf{x}\}$ delle variabili di progetto:

$$\{\mathbf{x}\} = |x \ y \ m \ n|^T. \quad (8)$$

Come risultato delle condizioni di sicurezza per matrice e anello di supporto, che introducono le restrizioni implicite del tipo $\eta(x,y,m,n)=0$ e $\xi(x,y,m,n)=0$ solo due delle quattro variabili sono indipendenti.

Cerchiamo di selezionare le variabili geometriche x e y come indipendenti. Ci si limita ulteriormente sulla funzione obiettivo $f(x, y)$ considerando il raggio esterno r_3 :

$$f = \frac{r_3(\{\mathbf{x}\})}{r_1}. \quad (9)$$

Le restrizioni semplici esplicite (10) - (12) conformi ai requisiti geometrici:

$$x > 1, \quad (10)$$

$$y > 1, \quad (11)$$

$$r_3 \leq R. \quad (12)$$

inoltre

$$E_r = E_w = E_s, \quad (13)$$

$$\mu_r = \mu_w = \mu_s, \quad (14)$$

$$\lambda_r = \lambda_w = \lambda_s, \quad (15)$$

$$\alpha_r = \alpha_w = \alpha_s. \quad (16)$$

La resistenza di progetto ottimale sarà legata allo stato di utilizzo più critico, quando la pressione interna p_i così come il campo di temperatura stazionaria agiscono secondo la fig. 2. Viene assunto un comportamento elastico lineare di tutti i componenti del contenitore in modo che il principio di sovrapposizione può essere applicato per sollecitazioni e sforzi derivanti dalla pressione, deformazione così come temperatura in esercizio. In questo modo sforzo tangenziale $\sigma_r^{p,T}(r)$ e radiale $\sigma_r^{p,T}(r)$ dell'anello cilindrico (Fig. 4) causati da pressione e temperatura di carico possono essere ottenuti in forma di equazioni. (17) e (18) sulla base delle relazioni di Lamè e le equazioni (2) e (3).

$$\begin{aligned} \sigma_r^{p,T}(r) &= \sigma_r^p(r) + \sigma_r^T(r) \\ &= \frac{p_i r_i^2 - p_e r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} + (p_i - p_e) \cdot \frac{r_i^2 \cdot r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} \cdot \frac{1}{r^2} \\ &+ \frac{E\alpha\Delta T}{2 \ln(r_e/r_i)} \left[1 - \ln \frac{r_e}{r} - \frac{r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} \left(1 + \frac{r_e^2}{r^2} \right) \ln \frac{r_e}{r_i} \right] \quad (17) \\ &= \frac{(p_i - E\alpha(\Delta T/2))r_i^2(r_e^2 + r^2) - p_e r_e^2(r_i^2 + r^2)}{(r_e^2 - r_i^2)r^2} \\ &+ E\alpha \frac{\Delta T}{2} \left(\frac{1}{\ln(r_e/r_i)} - \frac{\ln(r_e/r)}{\ln(r_e/r_i)} \right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_r^{p,T}(r) &= \sigma_r^p(r) + \sigma_r^T(r) \\ &= \frac{p_i r_i^2 - p_e r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} - (p_i - p_e) \cdot \frac{r_i^2 \cdot r_e^2}{r_e^2 - r_i^2} \cdot \frac{1}{r^2} \\ &- \frac{E\alpha\Delta T}{2 \ln(r_e/r_i)} \left[\ln \frac{r_e}{r} + \frac{r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} \left(1 - \frac{r_e^2}{r^2} \right) \ln \frac{r_e}{r_i} \right] \quad (18) \\ &= - \frac{(p_i - E\alpha(\Delta T/2))r_i^2(r_e^2 - r^2) - p_e r_e^2(r_i^2 - r^2)}{(r_e^2 - r_i^2)r^2} \\ &- E\alpha \frac{\Delta T}{2} \frac{\ln(r_e/r)}{\ln(r_e/r_i)}. \end{aligned}$$

Saranno applicate per ridurre numero di variabili le condizioni di sicurezza per matrice, anello di supporto in acciaio e parte nastrata

4.2.1. Matrice

E' stato applicato il criterio di frattura fragile del Mohr per esprimere la condizione di sicurezza di matrice di WC-Co nella posizione più sollecitata r_1 .

$$\begin{aligned}\eta(x, y, m, n) &= \sigma_1 - \kappa_m \cdot \sigma_3 - \sigma_{D,m} \\ &= \sigma_t(r_1) + \kappa_m \cdot p_1 - \sigma_{D,m} = 0,\end{aligned}\quad (19)$$

dove σ_1 e σ_3 sono le tensioni principali massime e minime. La precedente equazione può essere matematicamente trattata con l'aiuto delle Eq. (4), (6) e (17). Per essere concisi i nuovi parametri adimensionali sono implementati:

$$a = \frac{\sigma_{D,m}}{p_1} + 1 - \kappa_m, \quad (20)$$

$$b = \frac{\sigma_{D,m}}{p_1} - (1 + \kappa_m), \quad (21)$$

$$g = \frac{\lambda_m}{\lambda_s}, \quad (22)$$

$$t = \frac{E_m \alpha_m \Delta T}{p_1}. \quad (23)$$

Qui ΔT denota il gradiente radiale di temperatura nel contenitore intero (vedi fig. 2).

Il gradiente di temperatura nella matrice ΔT_m è stato valutato con l'aiuto dell' Eq. (3)

$$\Delta T_m = T_1 - T_k = \frac{\ln(r_k/r_1)}{\ln(r_k/r_1) + (\lambda_m/\lambda_s)\ln(r_3/r_k)} \Delta T. \quad (24)$$

La relazione può essere trovata per il gradiente di temperatura alla parte esterna ΔT_s costituita da anello in acciaio e parte nastrata

$$\Delta T_s = T_k - T_3 = \frac{\ln(r_3/r_k)}{\ln(r_3/r_k) + (\lambda_s/\lambda_m)\ln(r_k/r_1)} \Delta T. \quad (25)$$

Riscrivendo l'eq. (19) la relazione (26) è ottenuta per la variabile dipendente di progetto m

$$m = \frac{a}{2x^2} - \frac{b}{2} - \frac{(t/2)}{\ln x + g \ln(f/x)} \left(\frac{1}{2x^2} + \ln x - \frac{1}{2} \right). \quad (26)$$

4.2.2. Anello di supporto in acciaio

La condizione di sicurezza con l'aiuto di ipotesi di Tresca viene applicata al raggio interno più critico r_k

$$\xi(x, y, m, n) = \sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_{D,r} = \sigma_t(r_k) + p_k - \sigma_{D,r} = 0. \quad (27)$$

Utilizzando le eq. (5), (7) e (17) e utilizzando la nuova implementato parametri (28) e (29):

$$e = \frac{E_s \alpha_s}{E_m \alpha_m}, \quad (28)$$

$$c = \frac{\sigma_{D,r}}{p_1}, \quad (29)$$

si ottiene la seguente relazione per il parametro di progettazione n:

$$n = \frac{a}{2x^2} + \frac{c}{2y^2} - \frac{b}{2} - \frac{c}{2} - \frac{(t/2)}{\ln x + g \ln(f/x)} \left[\frac{1}{2x^2} + \ln x + eg \left(\frac{1}{2y^2} + \ln y \right) - \frac{1 + eg}{2} \right]. \quad (30)$$

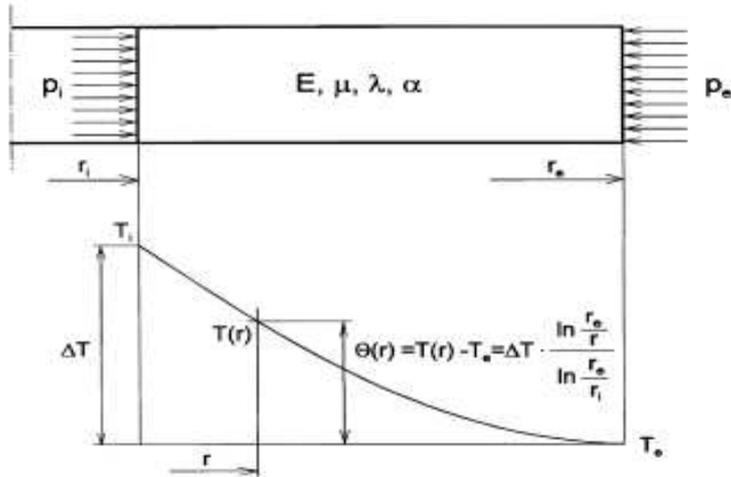


Fig. 4. Andamento della temperatura della parete cilindrica semplice.

4.2.3. Parte nastrata

Dalla condizione di sicurezza uniforme alla parte nastrata è stato ottenuto il parametro dimensionale z (31):

$$z = \frac{r_3}{r_2} = \exp\left[\frac{n}{d} + s\left(1 - \frac{1}{z}\right)\right], \quad (31)$$

dove

$$d = \frac{\sigma_{D,w}}{p_1}, \quad (32)$$

$$s = \frac{E_w h}{2r_2 \sigma_{D,w}}. \quad (33)$$

Il parametro s tiene conto della tensione di avvolgimento causata dalla la curvatura del nastro, h è lo spessore del nastro.

Ora la funzione obiettivo f può essere espressa come moltiplicazione dei parametri geometrici precedentemente definiti x , y , z :

$$f = \frac{r_3}{r_1} = \frac{r_3}{r_2} \cdot \frac{r_2}{r_k} \cdot \frac{r_k}{r_1} = x \cdot y \cdot z. \quad (34)$$

Sostituendo (30) in (31) e applicando z dalla relazione (34) in (31) la relazione (34) può essere riscritta

$$\begin{aligned}
f = xy \cdot \exp \left\{ \frac{1}{d} \left[\frac{a}{2x^2} + \frac{c}{2y^2} - \frac{b}{2} - \frac{c}{2} \right] + s \left(1 - \frac{xy}{f} \right) \right. \\
\left. - \frac{t}{2d} \frac{1}{\ln x + g \ln(f/x)} \left[\frac{1}{2x^2} + \ln x + eg \left(\frac{1}{2y^2} + \ln y \right) \right. \right. \\
\left. \left. - \frac{1 + eg}{2} \right] \right\}.
\end{aligned}
\tag{35}$$

Le condizioni al contorno della funzione obiettivo $(\delta f / \delta x) = 0$ e $(\delta f / \delta y) = 0$ conducono alle seguenti equazioni algebriche. (36) e (37)

$$\begin{aligned}
\frac{a}{dx^2} + \frac{sxy}{f} + \frac{t}{2d} \frac{1}{\ln x + g \ln(f/x)} \\
\left\{ 1 - \frac{1}{x^2} + \frac{g-1}{\ln x + g \ln(f/x)} \left[\frac{1}{2x^2} \right. \right. \\
\left. \left. + \ln x + eg \left(\frac{1}{2y^2} + \ln y \right) - \frac{1 + eg}{2} \right] \right\} - 1 = 0,
\end{aligned}
\tag{36}$$

$$\frac{c}{dy^2} + \frac{sxy}{f} + \frac{t}{2d} \frac{eg}{\ln x + g \ln(f/x)} \left(1 - \frac{1}{y^2} \right) - 1 = 0. \tag{37}$$

I valori ottimali di x , y e anche la funzione obiettivo f possono essere calcolati numericamente dall'insieme delle equazioni (35), (36) e (37). Può accadere che y è minore di 1, in conflitto con i vincoli espliciti (11). Questo problema può essere superato semplicemente utilizzando il relativo anello di spessore v :

$$v = \frac{r_2 - r_k}{r_k} = y - 1. \tag{38}$$

Inserendo y (38) nella (35), si ottiene la modifica della funzione obiettivo f :

$$\begin{aligned}
f = (1 + \nu)x \cdot \exp \left\{ \frac{1}{d} \left[\frac{a}{2x^2} + \frac{c}{2(1 + \nu)^2} - \frac{b}{2} - \frac{c}{2} \right] \right. \\
+ s \left(1 - \frac{(1 + \nu)x}{f} \right) - \frac{t}{2d} \frac{1}{\ln x + g \ln(f/x)} \\
\times \left[\frac{1}{2x^2} + \ln x + eg \left(\frac{1}{2(1 + \nu)^2} + \ln(1 + \nu) \right) \right. \\
\left. \left. - \frac{1 + eg}{2} \right] \right\}.
\end{aligned}
\tag{39}$$

Dalla condizione estrema $(\delta f / \delta x) = 0$ risulta

$$\begin{aligned}
f = s(1 + \nu)x \cdot \left\{ 1 - \frac{a}{dx^2} - \frac{t}{2d} \frac{1}{\ln x + g \ln(f/x)} \right\} \left\{ 1 - \frac{1}{x^2} \right. \\
+ \frac{g - 1}{\ln x + g \ln(f/x)} \cdot \left[\frac{1}{2x^2} + \ln x + eg \left(\frac{1}{2(1 + \nu)^2} \right. \right. \\
\left. \left. + \ln(1 + \nu) \right) - \frac{1 + eg}{2} \right] \right\}^{-1}.
\end{aligned}
\tag{40}$$

I valori ottimali di x ed f possono essere quindi calcolati dall'insieme di equazioni non lineari (39) e (40). Una volta che x , y e la funzione obiettivo f sono noti, i parametri dipendenti m (6) e n (7) possono essere ottenuti dalle relazioni (26) e (30) in base alle condizioni di sicurezza per matrice e anello di supporto.

4.3. Esempio pratico

I dati del contenitore sono $r_1 = 21,73$ mm, $p_1 = 2287$ MPa, parametri del materiale per la matrice $E_m = 5.5 \cdot 10^5$ MPa, $\mu_m = 0.22$, $\lambda_m = 100$ W m⁻¹ K⁻¹ e $\alpha_m = 4.5 \cdot 10^{-6}$ K⁻¹ e per la parte in acciaio del contenitore $E_t = 2.1 \cdot 10^5$ MPa, $\mu_s = 0.30$, $\lambda_s = 29$ W m⁻¹ K⁻¹ e $\alpha_s = 11.8 \cdot 10^{-6}$ K⁻¹. Lo spessore del nastro d'acciaio è $h = 0.1$ mm, ($s = 0.19$). Sforzo di progetto $\sigma_{D,m} = 1300$ MPa, $\sigma_{D,r} = 1500$ MPa e $\sigma_{D,w} = 1700$ MPa, parametro $k_m = 0.29$. Temperatura di riferimento per tutto il contenitore è $T_0 = 293.15$ K. (20°C temperatura ambiente). Il parametro t (23), che descrive la temperatura nell'intervallo $t = 0 - 0.325$. Il valore massimo corrisponde al gradiente di temperatura nel contenitore intero $\Delta T = 300$ K.

In primo luogo, è stato risolto il problema libero. La distribuzione dei variabili geometriche di progetto x , y e funzione obiettivo f rispetto alla temperatura parametro t è illustrato in Fig. 5.

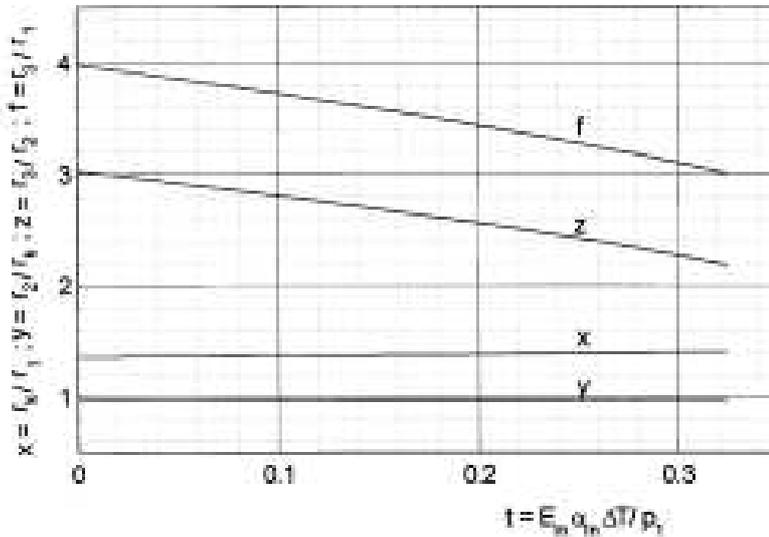


Fig. 5. Problema libero. Dipendenza della parametri x , y e f sul parametro di temperatura t .

È evidente dalla Fig. 5 che in tutto l' intervallo di t i valori di y sono inferiori ad 1 ($y=0.97$) che non è d'accordo con la limitazione (11). Pertanto lo spessore relativo $\nu=0,1$ per quanto riguarda i requisiti tecnologici è stato implementato e il parametro y è prescritto $y=1+ \nu=1.1$. I risultati corrispondenti sono dimostrate in Fig. 6.

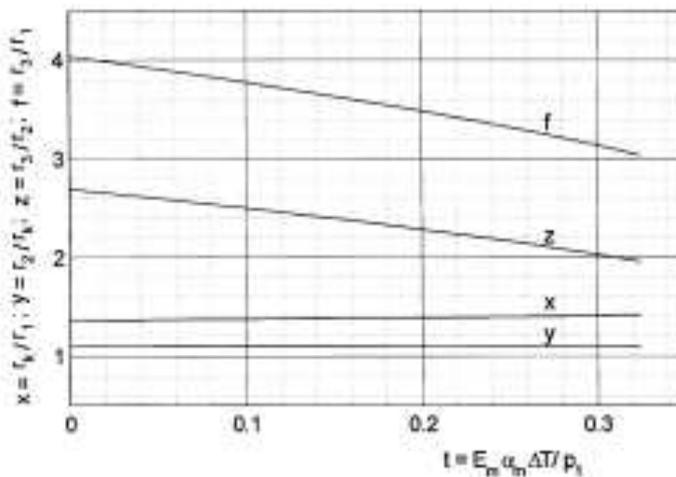


Fig. 6. Problema vincolato. Dipendenza della parametri x , y e f sul parametro di temperatura t .

E 'evidente dai risultati ottenuti che il raggio esterno r_3 ed anche il raggio r_2 sono decrescenti all'aumentare del parametro di temperatura t , rispettivamente con il gradiente di temperatura ΔT . Questa relazione è in buon accordo con il fatto che una temperatura superiore al raggio interno del contenitore comporta l'ulteriore sforzo tangenziale di compressione σ_t^T e quindi non è necessario imporre tale precompressione così tanto con la l'aiuto della parte più spessa

nastrata esterna. La riduzione del raggio esterno r_3 è di circa il 24% per il valore più alto $t=0.325$, rispetto al caso del campo di temperatura omogenea ($t=0$) Confrontando Figg. 5 e 6, si può affermare che il raggio esterno r_3 del caso vincolato (Fig. 6) è leggermente maggiore che nel problema libero.

4.4.Conclusioni

L'approccio analitico presentato rende possibile la resistenza di progetto ottimale del contenitore composto. E' stato preso in considerazione il campo di temperatura non omogeneo causato dalla pressione di esercizio. Si è assunto il comportamento lineare elastico del materiale e l'assenza di eventuali lacune nella parte nastrata. Sono state ottenute le relazioni necessarie per il calcolo del raggio esterno r_3 così come il raggio di contatto r_2 tra la parte nastrata e l'anello di sostegno in acciaio. La presenza del campo di temperatura non omogeneo porta a una riduzione raggio esterno r_3 rispetto al caso ideale con temperatura omogenea. La riduzione è stata di circa il 24% per il gradiente di temperatura $\Delta T=300$ K.

CAPITOLO 5

Innovazioni nella progettazione della forgiatura a freddo

5.1.Introduzione

La domanda di mercato da parte di grandi gruppi industriali della forgiatura a freddo per lo sviluppo e la produzione di parti complesse di forma abbastanza netta a costi unitari bassi richiede la progettazione di nuovi stampi innovativi per l'ottimizzazione della matrice. L'alta rigidità del contenitore STRECON E⁺ influenza sollecitazioni e deformazioni della matrice aumentando la sua durata 3 ± 10 volte e riducendo le deviazioni del $30 \pm 50\%$. Esempi applicativi sono ingranaggi conici, ruote dentate e linguette mostrano come il contenitore STRECON E⁺ può essere utilizzato con matrici complicate. STRECON Technology, una sezione all'interno della Danfoss Group, è il produttore e distributore di contenitori nastrati precompressi. La parte nastrata sostituisce i tradizionali anelli di tensione multipli in sistemi per stampaggio a freddo, sintesi di diamanti industriali o altre applicazioni ad alta pressione. I contenitori nastrati sono fabbricati avvolgendo una sottile striscia di acciaio ad alta resistenza attorno ad un nucleo di acciaio per utensili o carburo di tungsteno. Durante il processo di avvolgimento, la striscia d'acciaio è precaricata con una tensione di avvolgimento controllata, come illustrato in Fig. 1. Il materiale del nucleo ha una struttura e una durezza in grado di sopportare precompressioni elevate e carichi di lavoro ciclici. L'acciaio della striscia è sviluppato specialmente per combinazione ottimale delle proprietà fisiche e meccaniche. La distribuzione ottimale della tensione è ottenuta variando le tensioni di avvolgimento di strato in strato. La condizione di precompressione per la parte nastrata è uguale a quella di un tradizionale anello. Di conseguenza, i contenitori nastrati possono essere usati con una maggiore pressione interna rispetto ad un anello convenzionale prima che il materiale si deformi plasticamente. Così, è possibile ottenere una maggiore interferenza durante il montaggio del contenitore nastrato rispetto ad un sistema ad anelli compressi.

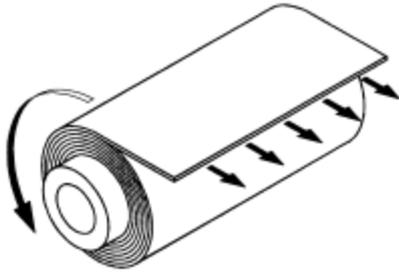


Fig. 1. Principio di avvolgimento del contenitore STRECON precompresso.

5.2. Requisiti di ottimizzazione della vita dello stampo

L'attuale formatura a freddo nell'ambito dello sviluppo produttivo è caratterizzata da due tendenze opposte. La prima, praticata per decenni, è la produzione di pezzi semplici a costi unitari più bassi principalmente per l'industria automobilistica. La seconda tendenza è lo sviluppo di parti più complicate con strette tolleranze in processi di formatura a freddo con lo scopo di eliminare lavorazioni successive. Poiché i costi di lavorazione sono uno dei parametri più importanti dei costi variabili nello stampaggio a freddo, e come i costi di lavorazione dipendono dalla durata dell'utensile, sono stati fatti grandi sforzi per ottimizzarne le prestazioni. L'ottimizzazione dell'utensile implica la scelta del materiale, il trattamento termico, progettazione, la fabbricazione, il trattamento superficiale, ecc. Assicurare un'elevata qualità di ogni parametro dà risultati soddisfacenti per miglioramento della durata dell'utensile. Un parametro importante per ottimizzare la durata dell'utensile in applicazioni ad alta pressione è il pretensionamento in compressione. La qualità di precompressione dipende dalla forza dell'utensile generalmente costituito da una matrice e un anello di rinforzo. Per quanto riguarda gli anelli di rinforzo, come progettazione convenzionale si ha un anello singolo o multiplo anello con una tensione che spesso è troppo bassa per fornire un sufficiente precarico in compressione dello stampo. L'alternativa agli anelli sono i contenitori nastrati come mostrato in Fig. 2. caratterizzati da una resistenza che è due o tre volte superiore. Il miglioramento della vita della matrice è da 2 a 10 volte, a seconda dell'applicazione. La tendenza a lungo termine della produzione di particolari stampati a freddo con tolleranze più strette unitamente a processi di produzione e controllo di qualità ha reso possibile nel corso degli ultimi anni per produrre pezzi complessi con tolleranze strette. Esempi sono ruote dentate e ingranaggi. Per ottenere il successo con prodotti finiti, il processo di stampaggio a freddo deve competere con lavorazioni di finitura e processi di rettifica non solo economicamente ma anche per quanto riguarda la precisione dimensionale e la qualità di superficie. In tutto il mondo, anche le

industrie più avanzate di stampaggio a freddo si trovano ad affrontare la sfida tecnologica di migliorare la qualità di ingranaggi forgiati a freddo con uno o due gradi di tolleranza per essere in grado di competere con lavorazioni fini e processi di rettifica. Per superare questa sfida di una produzione affermata di ruote dentate con tolleranze molto precise, è assolutamente necessario applicare una progettazione innovativa degli utensili. Una sfida speciale per il mercato è che questi prodotti finiti, fin dall'inizio, devono essere prodotti a costi relativamente bassi per essere competitivi con i processi di fabbricazione alternativi.

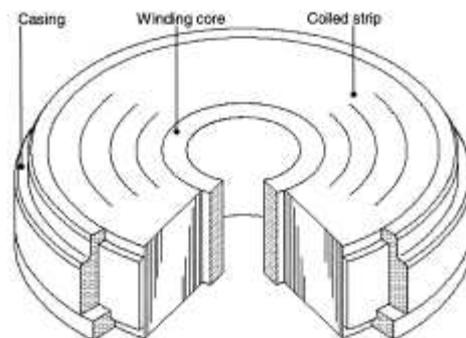


Fig. 2. Struttura del contenitore STRECON precompresso.

5.3. Alta rigidità dei contenitori nastrati

Risultato di uno sviluppo innovativo in progettazione di stampi durante la negli ultimi anni è il contenitore nastrato ad alta rigidità STRECON E⁺ [2,3]. A differenza del STRECON normale la striscia di avvolgimento è in carburo di tungsteno (vedi fig. 3). Il carburo di tungsteno ha un modulo di Young di 500 ± 580 GPa, aumenta la rigidità totale rigidità del contenitore a 400 GPa o più. La rigidità riduce deformazioni e sollecitazioni della matrice durante il processo di forgiatura a freddo. Pertanto, le parti forgiate a freddo con geometrie complesse e raggi piccoli, come ingranaggi conici e ruote dentate, possono essere prodotte in grandi e redditizi volumi. Con stampi montati in anelli convenzionali, è solo possibile produrre pochi prodotti durante la vita dello stampo. L'uso di STRECON E⁺ e la possibilità di produrre più pezzi porterà ad un notevole riduzione dei costi dello stampo, e quindi, ad un riduzione dei costi di ogni pezzo prodotto. Un altro vantaggio dell'elevata rigidità del contenitore comprende le ridotte deviazioni dello stampo durante la forgiatura a freddo. Questo porta a una maggiore precisione del pezzo stampato, cosa molto importante nella produzione prodotti finiti ad alta complessità.

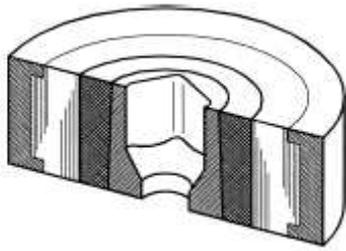


Fig. 3. Layout del STRECON E⁺ per la fabbricazione di parti geometricamente complesse

5.4. Nuovi progetti per ottimizzare la vita della matrice

Da alcuni anni, l'alta rigidità dei contenitori STRECON E⁺ è stata sfruttata per la progettazione di nuove matrici che, in produzione convenzionale, hanno una bassa durata e quindi diventano un fattore economico critico. Con questo sistema si migliora la durata di matrici usate sia per parti geometricamente semplici, così come per parti con forme complicate.

5.4.1 Miglioramento della vita dello stampo per produrre alberi cavi

Un'importante azienda automobilistica europea sta producendo alberi cavi per azionamenti della ruota anteriore in grandi quantità. Nella fase di ottimizzazione delle proprietà del prodotto, vari parametri, come il materiale, la geometria e le dimensioni, sono stati modificati dopo il confronto con un prodotto simile di una generazione precedente. All'inizio della produzione, si è scoperto che questi cambiamenti, ognuno dei quali sembravano trascurabili, riassunti in una variazione del carico di stampaggio hanno portato una diminuzione della durata della matrice. La configurazione ottimizzata dello stampo è illustrata in Fig. 4. Con lo scopo di ottimizzare la vita dello stampo mediante l'uso di contenitori STRECON, il processo di formatura è stato analizzato con il programma di simulazione forgiatura a freddo DEFORM. La simulazione ha dimostrato che le modifiche al nuovo stampo hanno portato ad un aumento critico del carico locale nella matrice e la pressione radiale ha nettamente superato localmente quella ammessa dallo stampo in carburo di tungsteno, montato in un doppio anello di tensione. L'analisi a elementi finiti ha dimostrato che anche con uno stampo ottimizzato convenzionale, non sarebbe possibile ottenere una capacità di carico sufficientemente alta al fine di evitare cricche premature della matrice. L'analisi ha anche dimostrato che usando un contenitore STRECON normale, la vita della matrice è migliorata ma ancora

breve rispetto alle previsioni. Sforzo, deformazione e lavoro plastico accumulato nel punto più critico della matrice hanno superato valori accettabili. L'analisi di uno stampo ad alta rigidità STRECON E⁺ ha mostrato che un aumento della rigidità raddoppiato rispetto al valore normale riduce i parametri critici (sforzo e intervallo di deformazione, sforzo di trazione massima e lavoro plastico accumulato) ad un livello accettabile con durata dello stampo soddisfacente. I calcoli FEM mostrano benché il STRECON E⁺ è stato inizialmente previsto per la precompressione di stampi con intagli in acciaio per utensili, potrebbe anche essere utilizzato in un modo innovativo per la precompressione di matrici cilindriche geometricamente semplici con elevate pressioni locali. Con 3 anni di esperienza di produzione in cui i tre sistemi (anello tradizionale doppio, STRECON normale e STRECON E⁺) sono stati testati su larga scala con circa 1000 matrici, sono state ottenute le seguenti vite medie:

*anello tradizionale doppio N= 4200 pezzi

*STRECON normale N=10500 pezzi

*STRECON E⁺ N=19300 pezzi

L' aumento della vita dello stampo di 4,6 volte ha determinato una riduzione dei costi di lavorazione diretti e risparmio tempo per cambio utensile e controlli di qualità. Dal punto di vista della gestione utensili, è importante per ottenere vita elevata di stampaggio, ma un altro importante risultato delle analisi statistiche di vita dello stampo è che la variazione tra vita massima e minima è stata notevolmente ridotta da più di 10 a 4. Questo rende la pianificazione a lungo termine della produzione, acquisto e magazzino molto più affidabile.

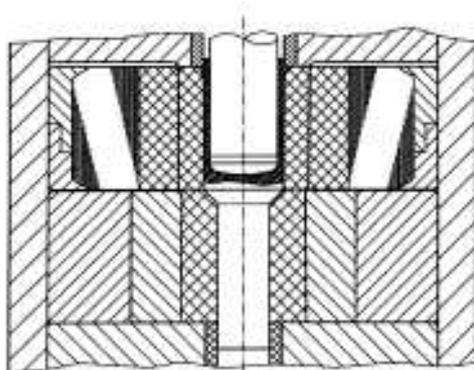


Fig. 4. Sistema per la fabbricazione di un albero cavo.

5.4.2. Miglioramento della vita dello stampo per produrre ingranaggi conici

Un altro esempio descrive l'analisi e ottimizzazione di stampo per stampaggio a freddo di ingranaggi conici per differenziali di automobili. Vengono analizzati tre diversi sistemi: anello tradizionale doppio, STRECON normale e STRECON E⁺. Le cricche per fatica nascono negli angoli dello stampo, con conseguente bave indesiderate sugli ingranaggi, e infine il cedimento della matrice. Al fine di aumentare la vita dello stampo, è essenziale ridurre o addirittura eliminare le concentrazioni di tensione negli angoli critici della matrice. Inoltre, è importante ridurre la quantità di lavoro plastico per carico di ciclo. In qualche modo, il lavoro plastico dipende dal campo di tensione, cioè la differenza tra carico in esercizio e condizione di precompressione. Pertanto sia una riduzione delle sollecitazioni di trazione e dell'intervallo di tensione migliorerà la vita della matrice.



Fig. 5. Ingranaggio conico forgiato a freddo per differenziali di automobili.

La fig. 8 illustra le distribuzioni tangenziali delle sollecitazioni operative per i tre casi. La tensione tangenziale massima di trazione nel sistema convenzionale è di 1500 MPa, valore molto critico vicino alla resistenza alla trazione di acciai per utensili. Con STRECON normale si riduce a 680 MPa e la regione sottoposta a trazione è significativamente ridotta. Infine con STRECON E⁺ non vi sono regioni sottoposte a sollecitazioni di trazione tangenziali e la massima sollecitazione tangenziale è 0 MPa. La rimozione delle tensioni di trazione è principalmente dovuta all'elevata rigidità del contenitore che riduce l'intervallo di sforzo tangenziale. L'intervallo di sollecitazione tangenziale è identico per il sistema ad anello e STRECON normale con valori massimi pari a 3500 MPa. Tale valore è ridotto del 20% a 2800 MPa in STRECON E⁺. Sforzo e deformazione tangenziale lungo il bordo critico nel primo ciclo di carico dei tre i modelli sono illustrati nelle fig. 8. Le curve illustrano i vantaggi del STRECON normale e soprattutto quelli del STRECON E⁺. Queste curve sforzo deformazione sono state utilizzate per prevedere la vita dei tre sistemi analizzati mediante prove cicliche di fatica. I campioni sono stati caricati monoassialmente in sforzo ciclico controllato secondo i

cicli di isteresi in fig. 8 fino alla rottura. Il provino caricato secondo la sollecitazione del sistema convenzionale è durato 440 cicli. Tuttavia i risultati non possono essere confrontati direttamente con sollecitazione - deformazione tridimensionale dello stampo. Tuttavia, poiché le tensioni tangenziali sono le tensioni principali nello stampo, l'approssimazione è valida. Il provino caricato secondo la sollecitazione il sistema STRECON normale è durato 4700 cicli, che è un miglioramento di un fattore di 10 rispetto al convenzionale. Il provino relativo al STRECON E⁺ ha soddisfatto 70.000 cicli, poi il test è stato interrotto. Questo è un miglioramento della vita dello stampo di un fattore 160 in confronto con l'utensile convenzionale. Le stime effettuate con prove cicliche di fatica probabilmente non possono essere trasferite direttamente alla vita reale degli stampi, ma giustificano la qualità dei sistemi STRECON. Inoltre, è stata analizzata la deviazione della matrice per i diversi sistemi. Fig. 9 mostra i risultati del calcolo FEM .



Fig. 6. Sistema STRECON E⁺ per la fabbricazione di ingranaggi conici.

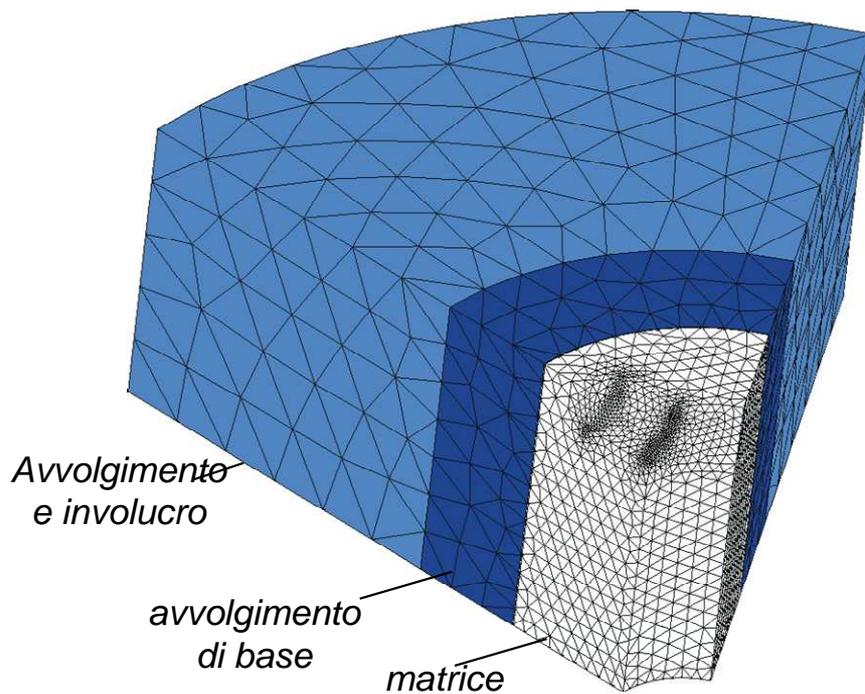


Fig. 7. Modello ad elementi finiti di STRECON E⁺

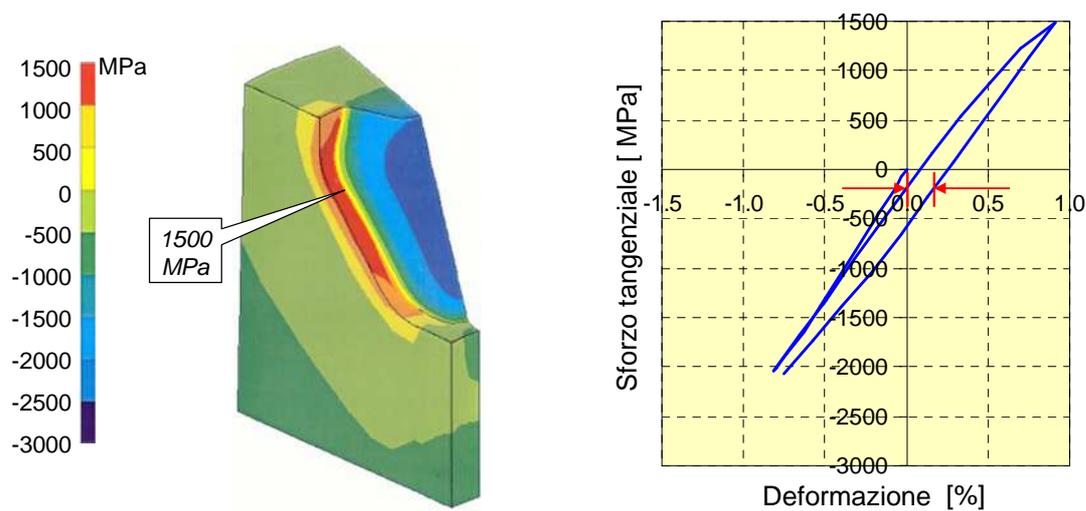


Fig. 8.1 Precompressione con doppio anello al 0.6% di interferenza:

- vita della matrice: 400 pezzi
- Rischio di innesco rapido della cricca a causa di sollecitazioni di trazione e grandi deformazioni plastiche

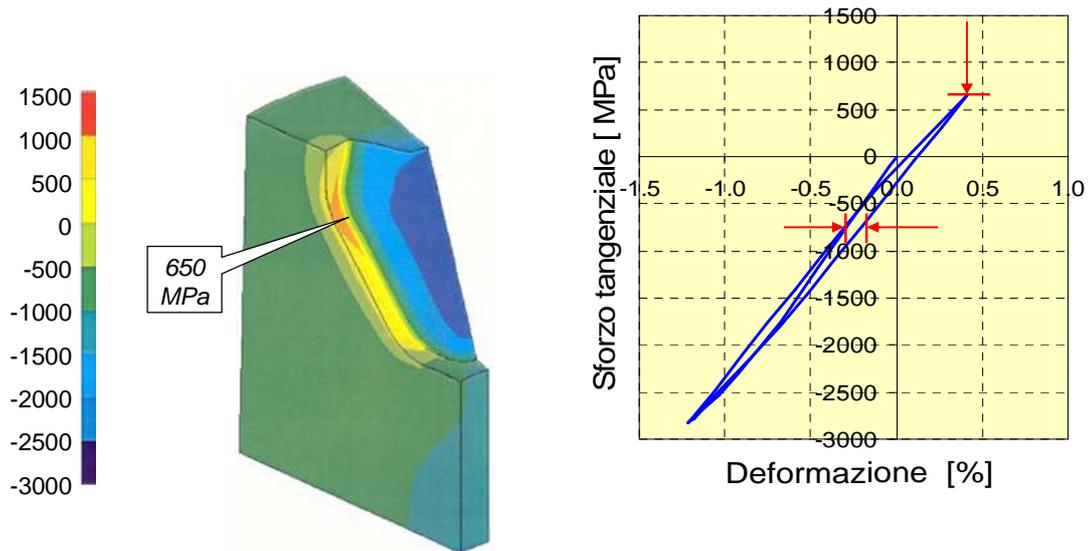


Fig. 8.2 Precompressione con STRECON base con 1.0% di interferenza:

- vita della matrice: 4700 pezzi
- Riduzione a 650 MPa della sollecitazioni di trazione, ma ancora considerevoli trazione e deformazioni plastiche

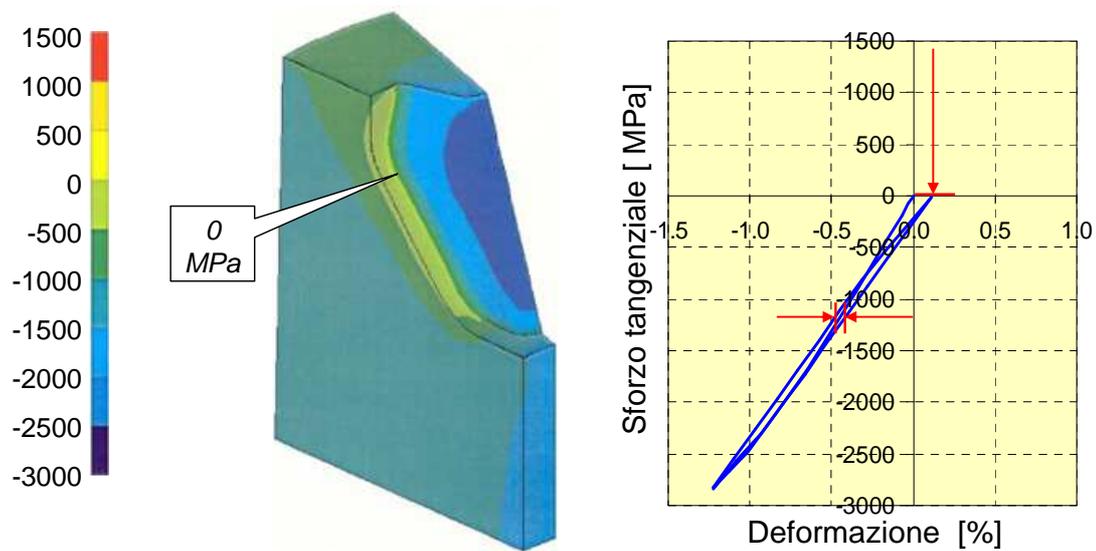


Fig. 8.3 Precompressione con STRECON E⁺ con 0.6% di interferenza:

- vita della matrice maggiore di 70000 pezzi
- Migliore resistenza alla fatica: assenti sollecitazioni di trazione, ridotti lo stress e l'intervallo di deformazione plastica ciclica

Il calcolo chiaramente dimostra che STRECON E⁺ contribuisce notevolmente alla riduzione della tolleranza nella parte radiale. Ciò è stato dimostrato per grandi volumi di produzione di tutti e tre tipi di matrici. L'analisi dei risultati degli elementi finiti elemento e le previsioni della vita dello stampo con i test a fatica sono stati presentati ad un cliente per convincerlo del vantaggio di utilizzare i contenitori STRECON. I tre modi di produrre ingranaggi conici sono stati testati con il cliente nella produzione di massa. Nello stampo convenzionale, sono nate cricche negli angoli critici dopo solo 500 ± 1000 pezzi. Le crepe han portato ad un arresto nella produzione dopo il 3500 ± 10.000 pezzi, con una media di 7000. Con il STRECON normale, sono state osservate cricche dopo 10.000 ± 12.000 pezzi, ma è stato possibile produrne pezzi fino a 15.000 ± 20.000 . La vita dello stampo STRECON E⁺ è significativamente maggiore rispetto agli altri due, sono nate cricche negli angoli critici dopo 74.000 ± 77.000 pezzi con una vita media di 80.000. Inoltre, la variazione della vita dello stampo è ridotta, quindi è più facile da prevedere un arresto nella produzione per cambio stampo. Per produzioni annue dell'ordine del milione di pezzi, l'uso del STRECON E⁺ ha portato ad una riduzione significativa nei costi di attrezzatura per pezzo prodotto. Per la produzione convenzionale, il costo di attrezzaggio per pezzo è stato di \$ 0,37 , più che dimezzato a \$ 0,15 con il STRECON normale. Il costo è ulteriormente ridotto a \$ 0,034 con STRECON E⁺, che è un risparmio del 90% rispetto al convenzionale anello per la produzione di ingranaggi conici.

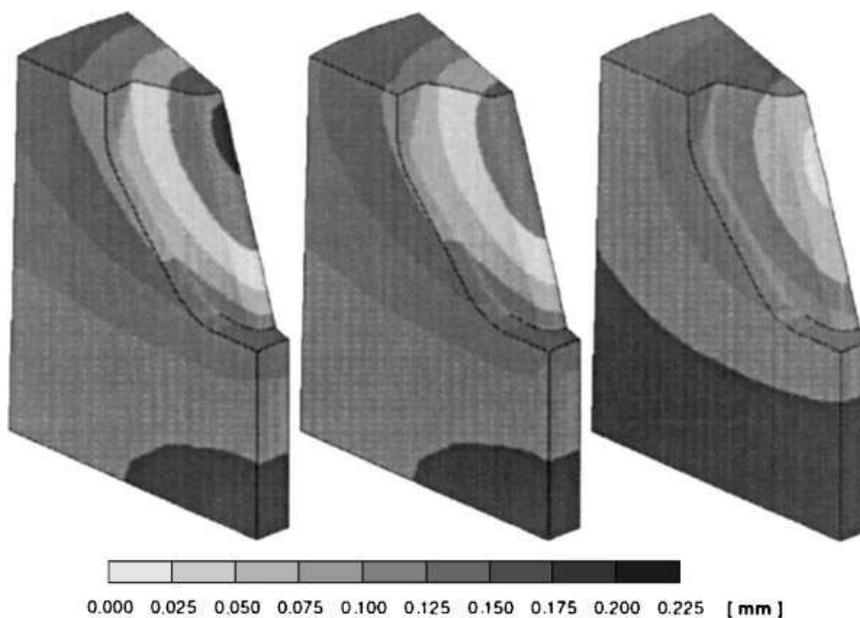


Fig. 9. Flessione radiale nello stampo durante il processo di stampaggio a freddo.

5.5. Nuovi progetti per l'ottimizzazione della produzione in forma netta

La fabbricazione di componenti di forma netta con processi per la formatura dei metalli è particolarmente complicata nel caso in cui le superfici sono geometricamente complesse e devono essere ottenute strette tolleranze dimensionali. Questo è dovuto al fatto che forme sufficientemente accurate e tolleranze possono essere ottenute con correzioni più o meno complicate di forma e le dimensioni dello stampo in relazione alle dimensioni del pezzo e deviazione elastica della matrice durante la formatura. La cosa dovrebbe essere paragonata alla produzione in forma netta da lavorazioni dove forma finale e dimensioni precise sono ottenute mediante asportazione di materiale per avvicinarsi ai valori finali. Nel caso di tolleranza stretta per parti di forma netta, la correzione delle dimensioni dello stampo può essere molto complicata come la deviazione delle sue dimensioni sotto pressione, tipicamente, è circa 10 volte maggiore della tolleranza che deve essere ottenuta nel pezzo. Come la deviazione varia a causa di variazioni di proprietà del materiale del pezzo, temperatura, lubrificante, e il volume della carica, la compensazione può avvenire solo sulla base dell'assunzione di una situazione media stabile. Spesso la variazione in deviazione ha uguale grandezza della tolleranza necessaria del pezzo. Oltre a superare questa variazione di produzione e di processo, si tratta di una sfida per il settore stampaggio a freddo di sviluppare la progettazione di stampi nuovi con ridotta deviazione sotto processo o con possibilità di regolazione. Come la deviazione è correlata alla rigidità dello stampo, l'alta rigidità del STRECON E⁺ dà benefici per la progettazione di stampi per componenti in forma netta. Come descritto sopra, i STRECON E⁺ hanno una rigidità complessiva che è circa il doppio dei contenitori di acciaio. Per l'utensileria assemblata, questo significa che, la deviazione può essere ridotta del $30 \pm 50\%$ rispetto a un sistema tradizionale. Nei casi in cui lo stampo viene caricato solo su una parte della sua altezza, la parte scarica contribuisce a una significativa riduzione della deviazione rispetto agli anelli in acciaio.

CAPITOLO 6

Stampaggio a freddo di crociere e giunti trasversali

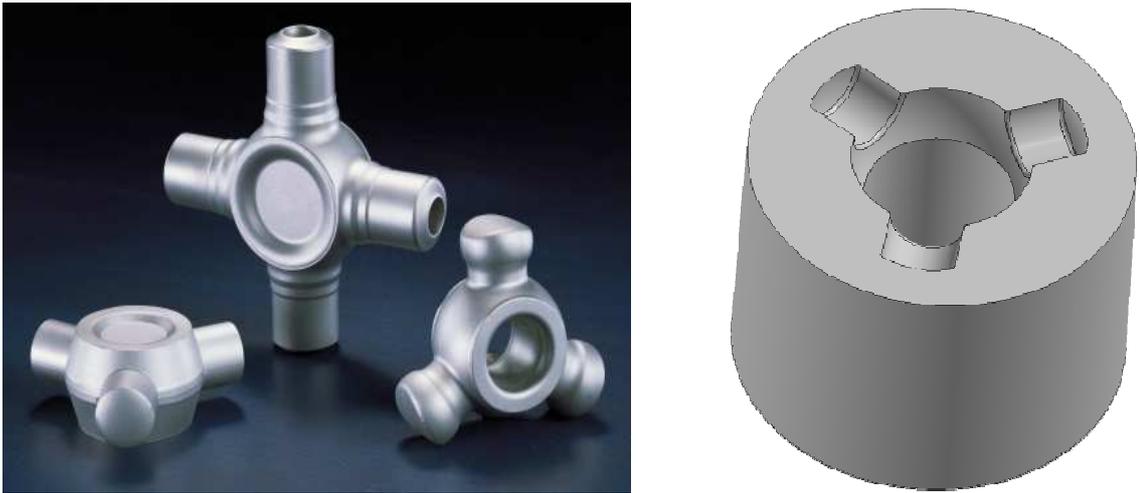


Fig.1 Esempi di treppiedi e stampo utilizzato per la forgiatura

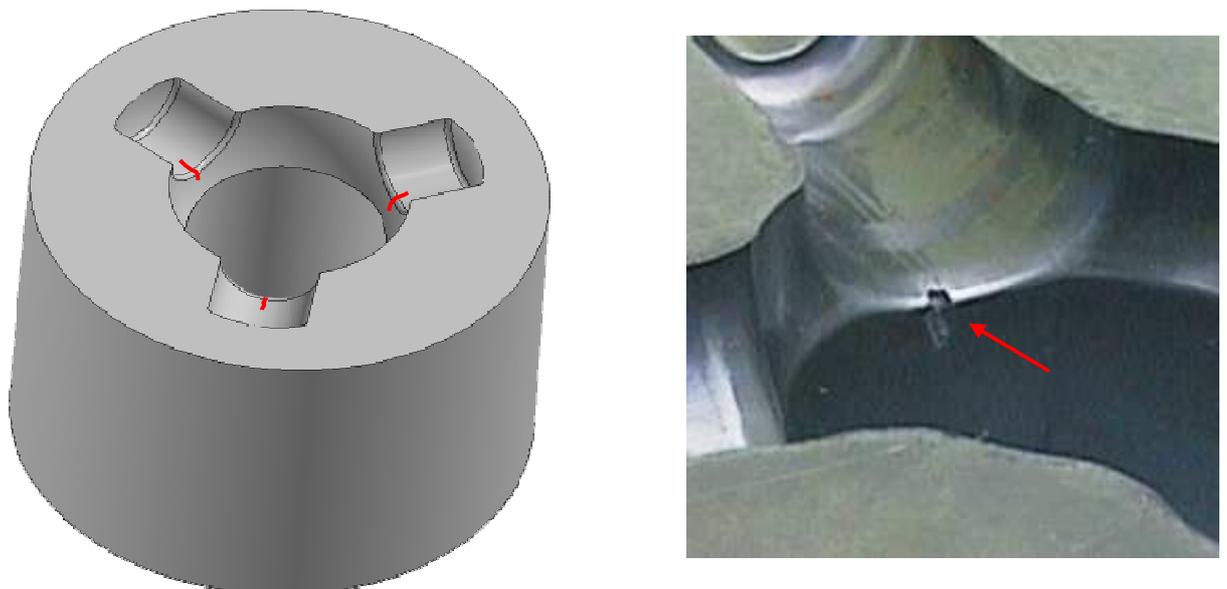


Fig.2 Localizzazione delle ricche di fatica nello stampo

6.1. Analisi agli elementi finiti

E' stata svolta un' analisi agli elementi finiti confrontando tre sistemi per cinque cicli di carico:

CASO A) contenitore convenzionale con un doppio anello al 0,6% di interferenza

CASO B) contenitore STRECON normale con 0,8% di interferenza

CASO C) contenitore STRECON E⁺ con 0.6% di interferenza

CASO A) contenitore convenzionale con un doppio anello al 0,6% di interferenza

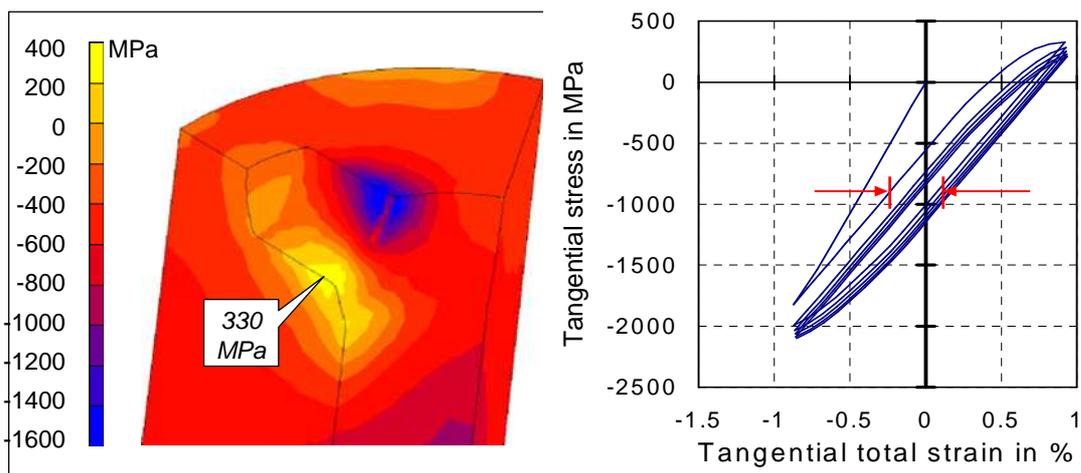


Fig 3.1 Distribuzione tensione durante il carico

Dalla Fig.3.1 si nota una zona di concentrazione di tensioni positive (trazione) a 330 MPa e quindi interessata da deformazioni plastiche durante il carico, a lungo andare sarà interessata dalla formazione di cricche. Nasce un ciclo di isteresi e vi è uno scostamento della tensione tangenziale di 2300 MPa.

CASO B) contenitore STRECON normale con 0,8% di interferenza

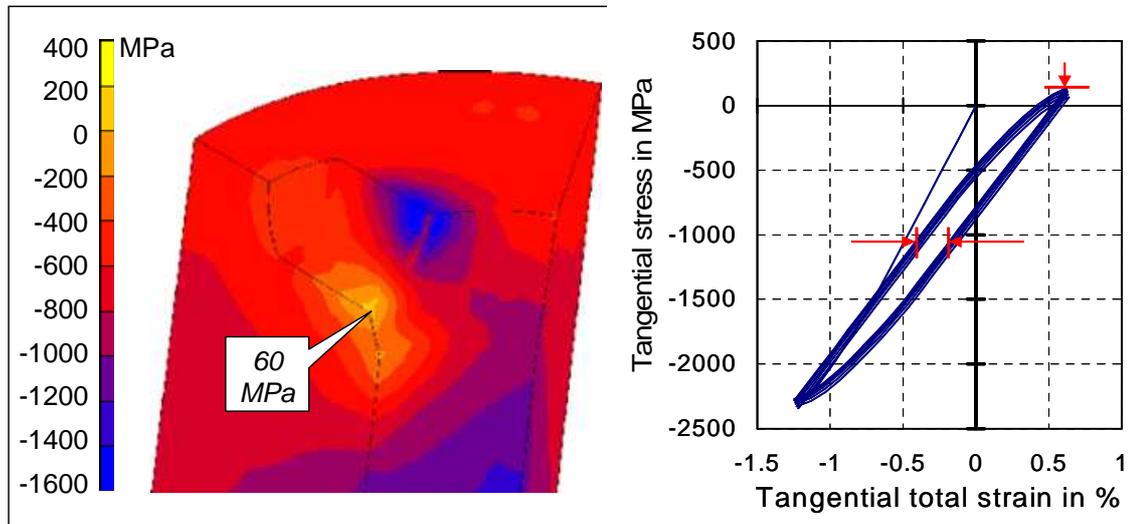


Fig 3.2 Distribuzione tensione durante il carico

Dalla Fig.3.2 si nota una zona di concentrazione di tensioni positive (trazione) a 60 MPa, cinque volte meno rispetto al caso A e meno rischio di formazione cricche. Vi è una riduzione dell'isteresi ma permane uno scostamento della tensione tangenziale di 2300 MPa.

CASO C) contenitore STRECON E⁺ con 0.6% di interferenza

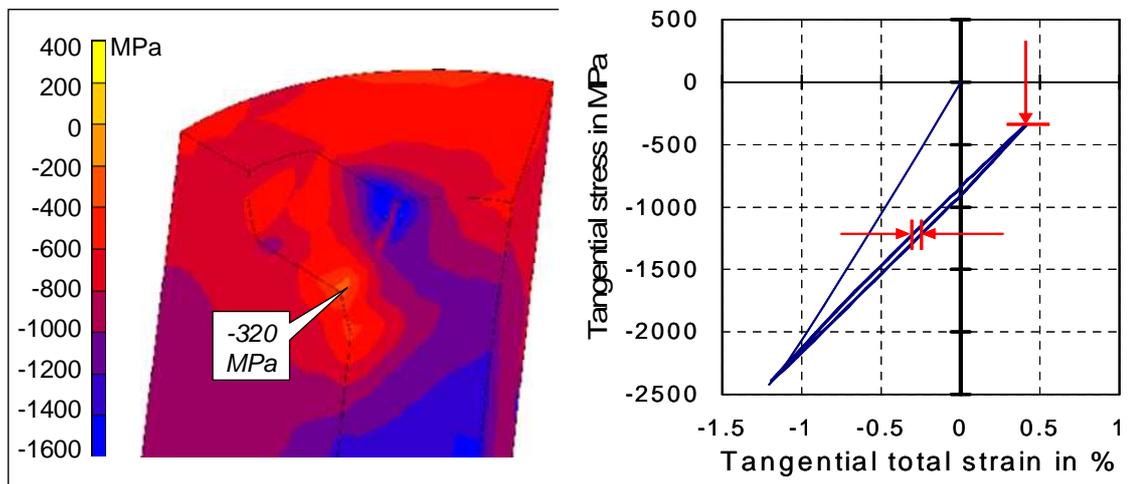


Fig 3.3 Distribuzione tensione durante il carico

Dalla Fig.3.3 si evidenzia che durante il ciclo l'elevata compressione permane anche nella zona più critica.

Si ha la migliore resistenza alla fatica: nessuna tensione di trazione, il ciclo di isteresi si assottiglia e lo scostamento della tensione tangenziale scende a meno di 2000 MPa.

CAPITOLO 7

Scelta della matrice per forgiatura di giunti omocinetici



Fig.1 giunto omocinetico

7.1. Analisi agli elementi finiti

Si studia un caso pratico di forgiatura di un giunto omocinetico con matrici di diversa durezza , anello precompresso tradizionale e contenitore STRECON E⁺ :

CASO A) anello precompresso tradizionale e matrici di diversa durezza

Per confermare la validità dell' uso di STRECON E⁺ è stata fatta una simulazione con un anello precompresso tradizionale di durezza 50 HRC e interferenza 0.6% con risultati evidenti, Fig.2.

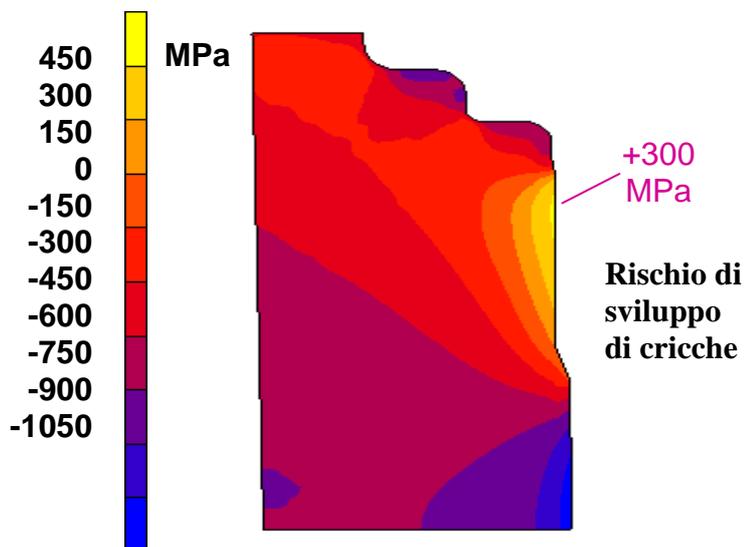


Fig.2. simulazione con un anello precompresso tradizionale

Sono stati eseguiti due cicli di carico-scarico con tre matrici di diversa durezza come mostrato in Fig.3. Vi è il rischio di innesco rapido della cricca per sollecitazioni di trazione elevate e deformazioni plastiche cicliche. L'aumento della durezza della matrice porta ad un aumento della tensione da 1500 MPa a 1735 MPa, certamente non benefico. La riduzione dello scostamento in deformazione passa dallo 0.53% al 0.3%, comunque aumenta il valore massimo di tensione, sempre in trazione da circa 250 MPa a 500 MPa, valore ben sopra il limite elastico e ancor più a fatica.

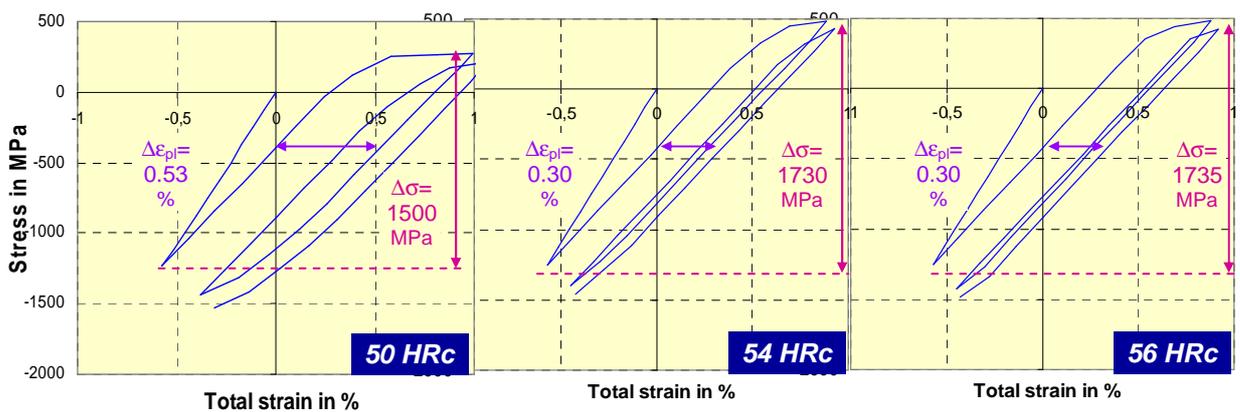


Fig.3 Cicli di isteresi per matrici di diversa durezza con anello precompresso tradizionale

CASO B) un contenitore STRECON E⁺ di diametro interno 150mm, esterno 350 mm., interferenza 0.6% e matrici di diversa durezza.

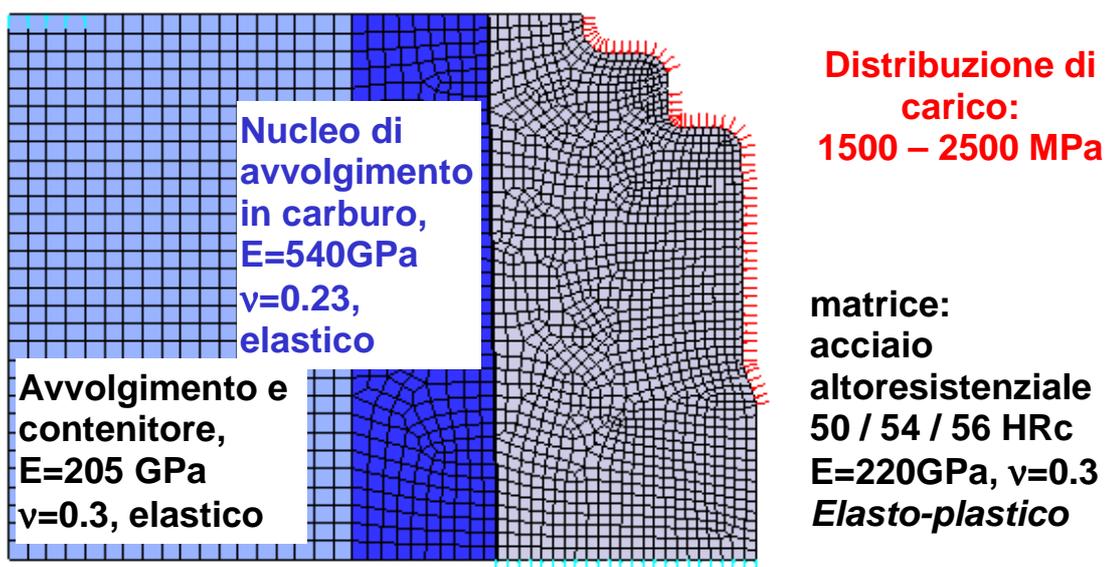


Fig.4 Modello analizzato

La simulazione con STRECON E⁺ conferma la permanenza in compressione durante il ciclo di carico, vedi Fig.5

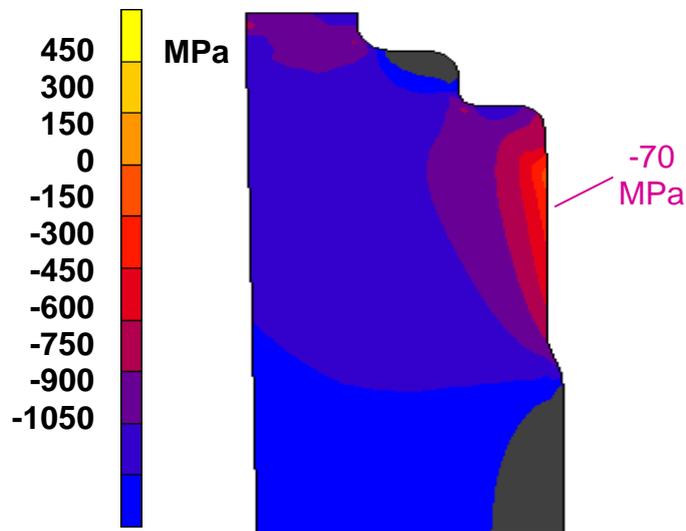


Fig.5 simulazione con contenitore STRECON E⁺

Sono stati eseguiti due cicli di carico scarico con tre matrici di diversa durezza come mostrato in Fig.6. Non è mai presente il rischio di innesco cricca lavorando sempre in compressione e quindi assenti tensioni di trazione. Dal grafico si nota che i picchi di tensione sono sempre sotto lo zero marcato dalla linea rossa. L' aumento della durezza della matrice porta ad un aumento dello sforzo da 1515 MPa a 1675 MPa, cosa non rilevante lavorando sempre in compressione. La riduzione dello scostamento in deformazione passa dallo 0.16% al 0.01%, un ordine di grandezza. Si può dire che il ciclo di deformazione plastica è minimizzato. Questo è molto benefico per rispettare le tolleranze di progetto del pezzo e garantirne la qualità. Si garantisce la ripetibilità del processo e il l' aumento del numero di pezzi forgiabili.

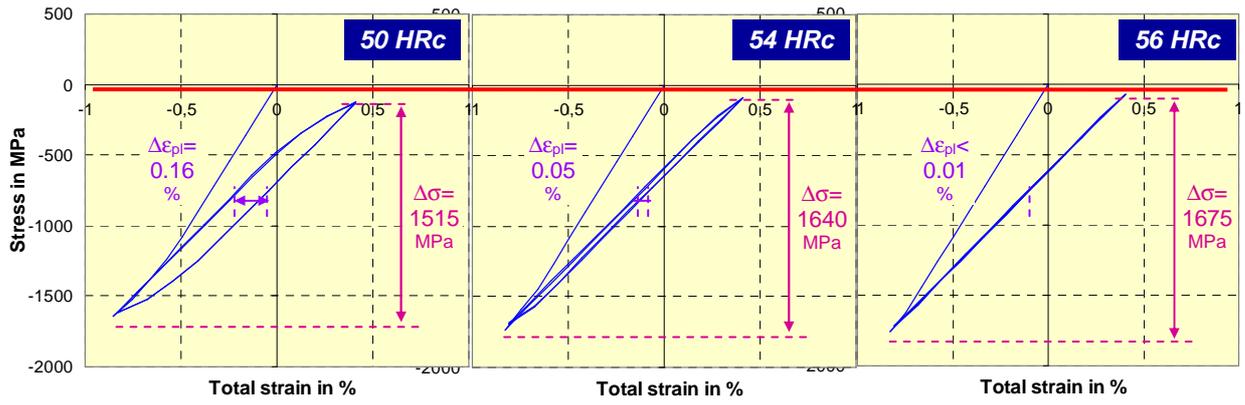


Fig.7 Cicli di isteresi per diverse matrici con contenitore STRECON E⁺

CAPITOLO 8

Forgiatura a freddo di profili scanalati in forma netta

8.1 Introduzione

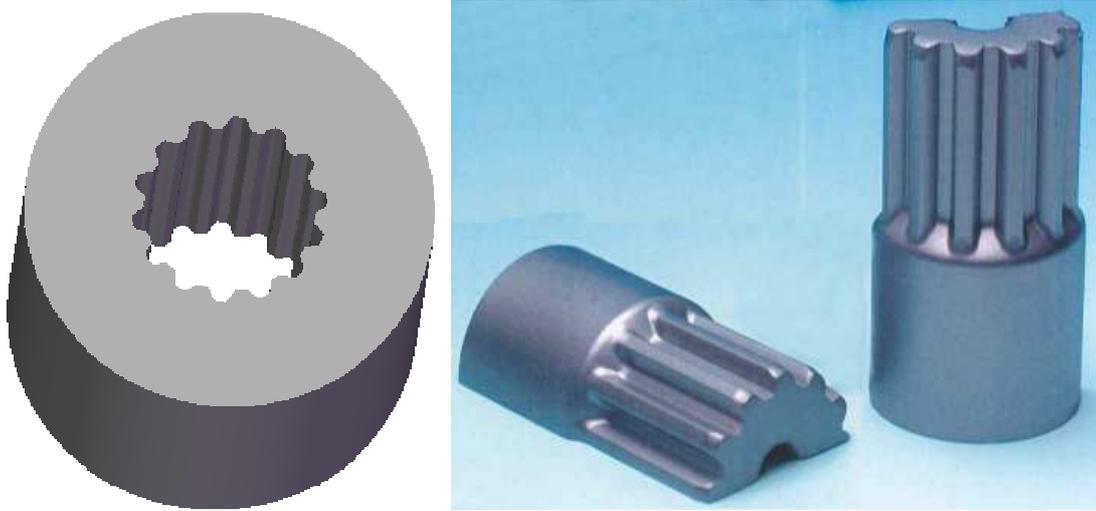


Fig.1 matrice e profili scanalati forgiati in forma netta

Per lo studio si è usata una matrice con durezza 60 HRC e sistemi precompressi con diametro interno 50 mm, esterno 140 mm. Sono stati confrontati per un solo ciclo di carico un sistema ad anello convenzionale, STRECON base e STRECON E⁺.

La geometria del profilo e della matrice con una dentatura implica raggi di transizione molto piccoli e quindi concentrazioni delle tensioni nelle parti dentate. Come si vede in Fig. 2 le cricche nascono assiali lungo il profilo per poi propagarsi in direzione radiale, causando bave sul pezzo finale, geometrie e tolleranze non rispettate e infine cedimento della matrice.

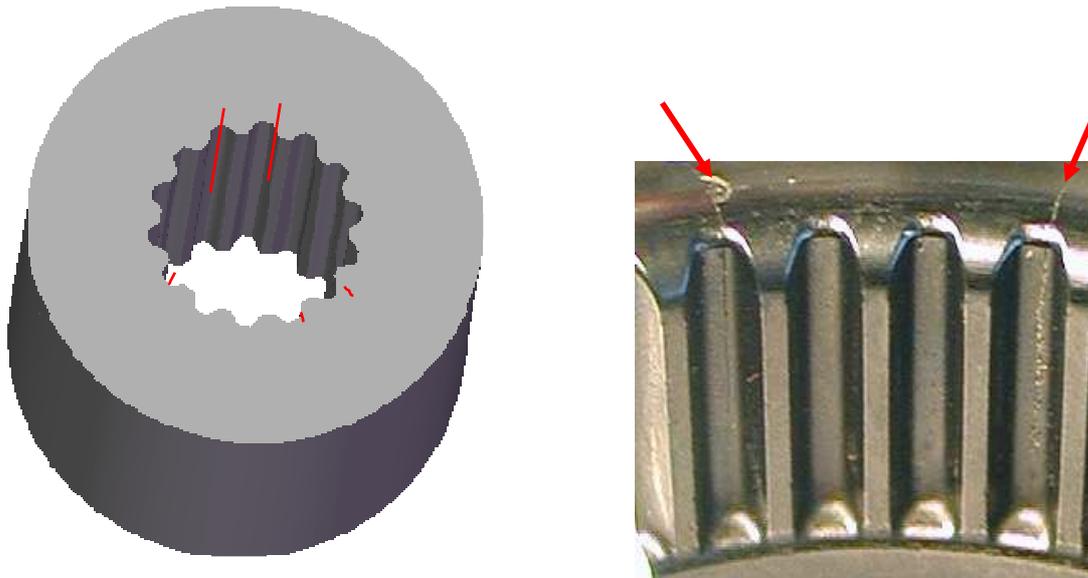


Fig.2 Cricche nella matrice

8.2. Analisi agli elementi finiti

CASO A) anello precompresso tradizionale con 0.6% di interferenza

Si è simulato un ciclo come mostrato in Fig.3. Vi è il rischio di un rapido innesco della cricca a causa di sollecitazioni di trazione elevate oltre i 560 MPa. L' ampiezza di ciclo è molto elevata, 2850 MPa.

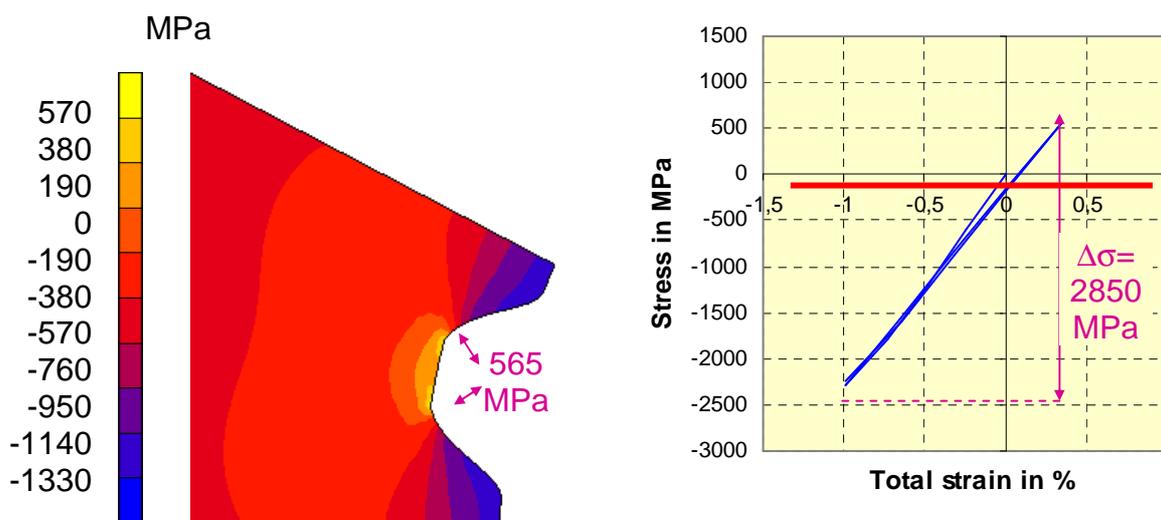


Fig.3. simulazione di un ciclo con un anello precompresso tradizionale

CASO B) contenitore STRECON base con interferenza 0.8%

Come mostrato in Fig.4 usando il contenitore nastrato la sollecitazione a trazione nella zona critica diminuisce da 565 MPa a 40 MPa, certamente molto benefico anche se l' ampiezza di ciclo resta invariata.

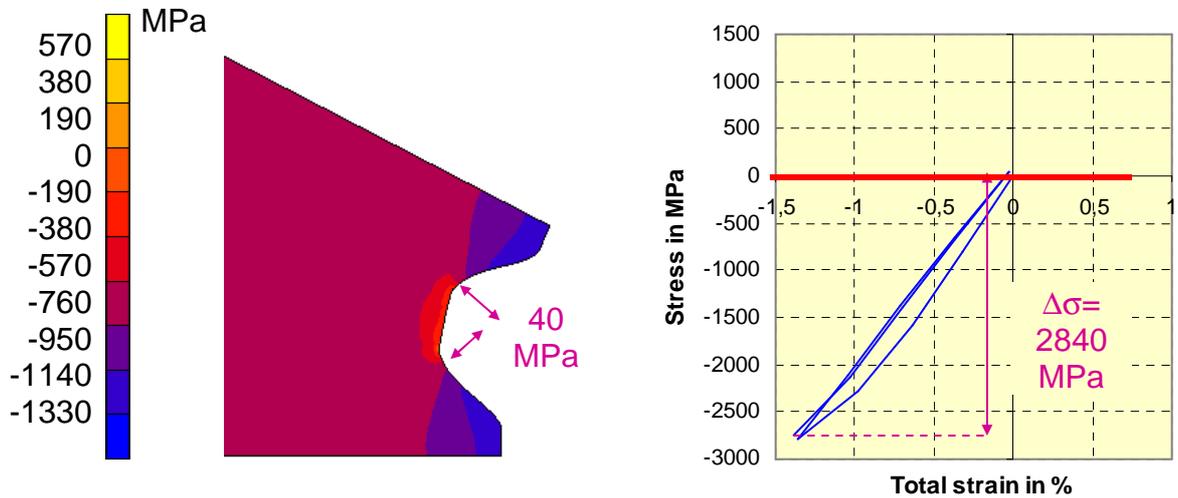


Fig.4 simulazione con contenitore STRECON base al 0.8% di interferenza

Rischi derivanti da precompressione eccessiva

L' interferenza ha un effetto benefico, ma uno smontaggio della matrice prima del numero di cicli che portano alla sua rottura, porta da uno stato di precompressione ad uno di rilassamento. Nelle zone critiche si svilupperanno tensioni di trazione di circa 200 MPa e un allungamento plastico dello 0.2%, vedi Fig.5, rendendo la matrice già debole prima di un riutilizzo successivo.

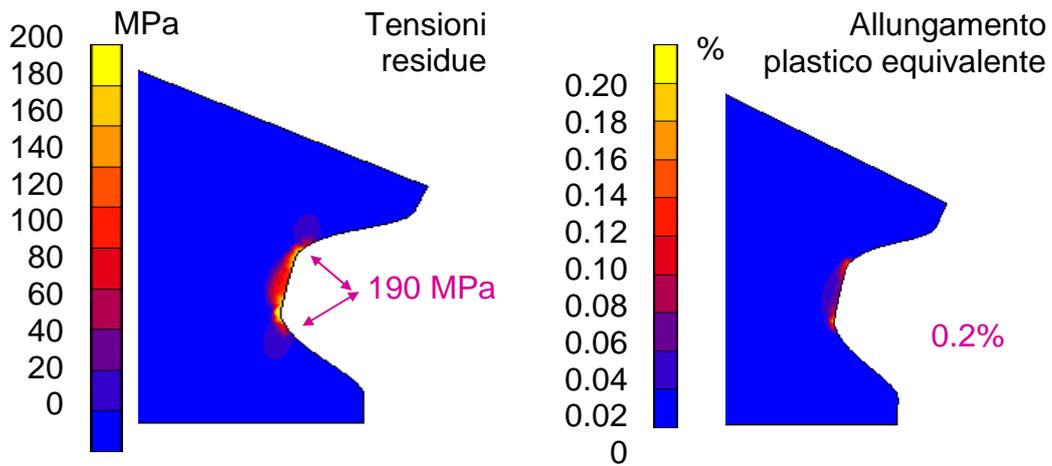


Fig.5 Rischi derivanti da precompressione eccessiva

CASO C) contenitore STRECON E⁺ con interferenza 0.5%

Le zone critiche restano in precompressione, la tensione massima è nulla. L' ampiezza di tensione viene ridotta a 2480 MPa. La vita a fatica è molto migliorata. Questi risultati si riescono a garantire con un' interferenza del 0.5% contro il 0.6% del sistema ad anello e 0.8% del STRECON base, a beneficio di un possibile smontaggio e riutilizzo della matrice, evitando i problemi citati sopra.

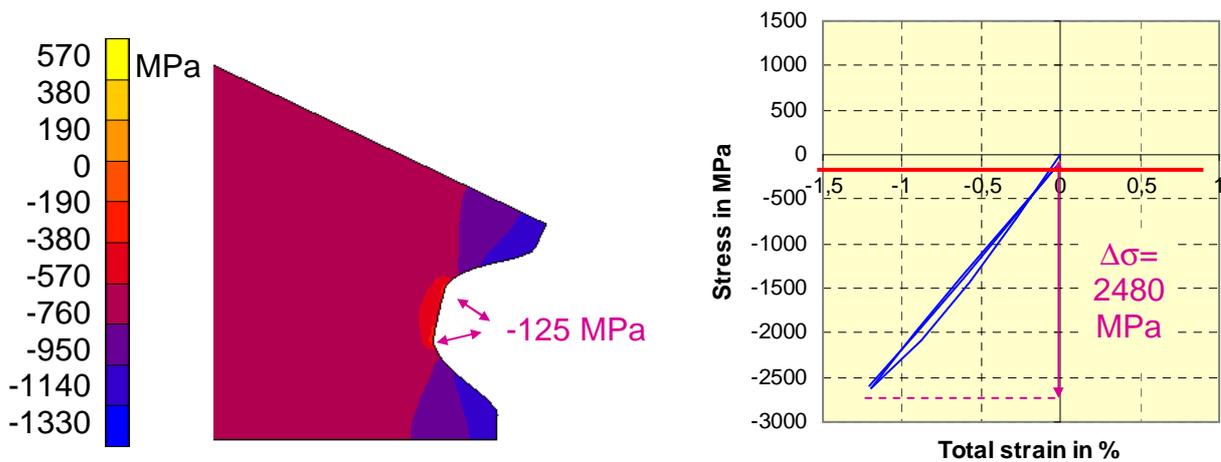


Fig.6 simulazione con contenitore STRECON E⁺ con interferenza 0.5%

Ulteriore ottimizzazione: cambiamento del rapporto tra diametro interno ed esterno della matrice

La diminuzione dello spessore della matrice, in questo caso 5mm, renderà possibile una maggiore influenza della rigidità del contenitore sulla matrice. Sarà anche diminuita l'interferenza della matrice dallo 0.5% al 0.45%.

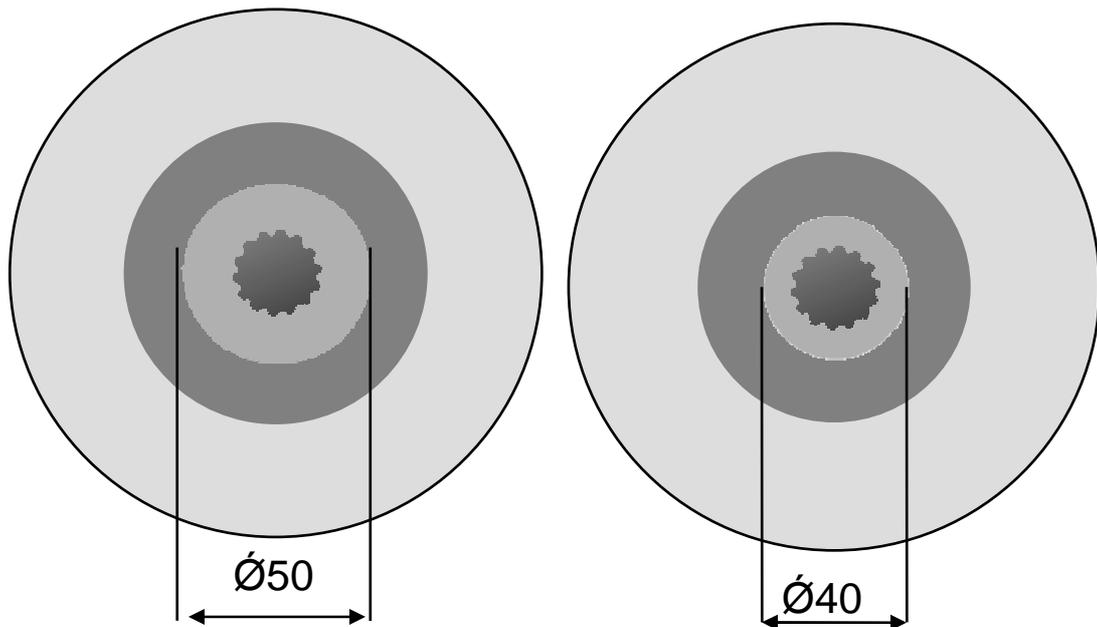


Fig.7 A destra matrice originale con diametro esterno 50mm, a sinistra matrice ottimizzata con diametro esterno 40mm.

CASO D) simulazione con contenitore STRECON E⁺ con diametro interno ridotto da 50mm a 45mm e interferenza 0.45%

Le zone critiche restano in precompressione, addirittura a 210MPa contro i 125 MPa del caso c, la tensione massima è nulla. L'ampiezza di tensione viene ridotta di altri 200 MPa., 600 rispetto al caso iniziale. La vita a fatica è ancora migliorata. Si riesce anche a diminuire ancora l'interferenza allo 0.45% a beneficio di un possibile smontaggio e riutilizzo della matrice, evitando i problemi della precompressione eccessiva.

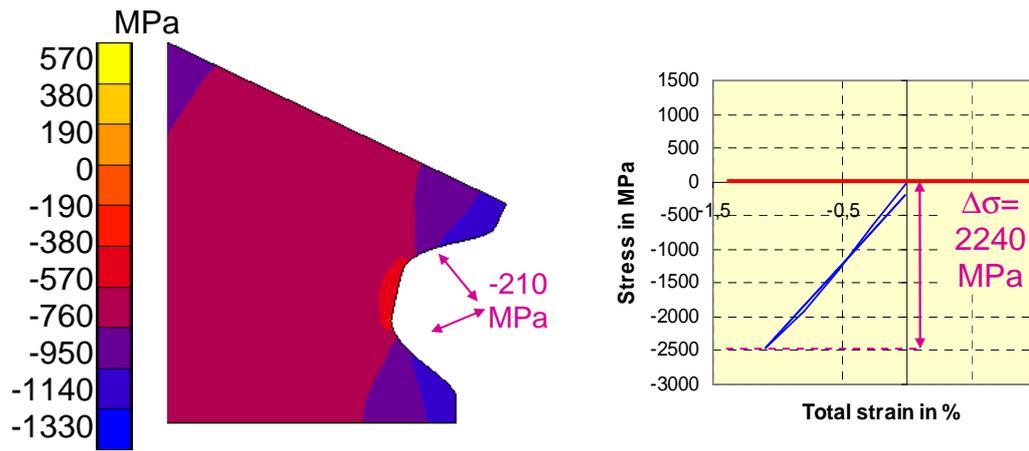


Fig.7 simulazione con contenitore STRECON E⁺ ottimizzato

8.3. Confronto dell'espansione elastica durante il carico di processo

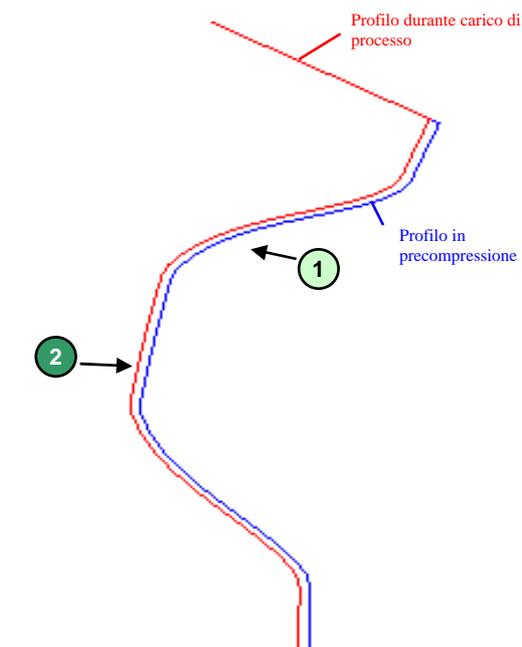


Fig.8 Espansione elastica con la pressione

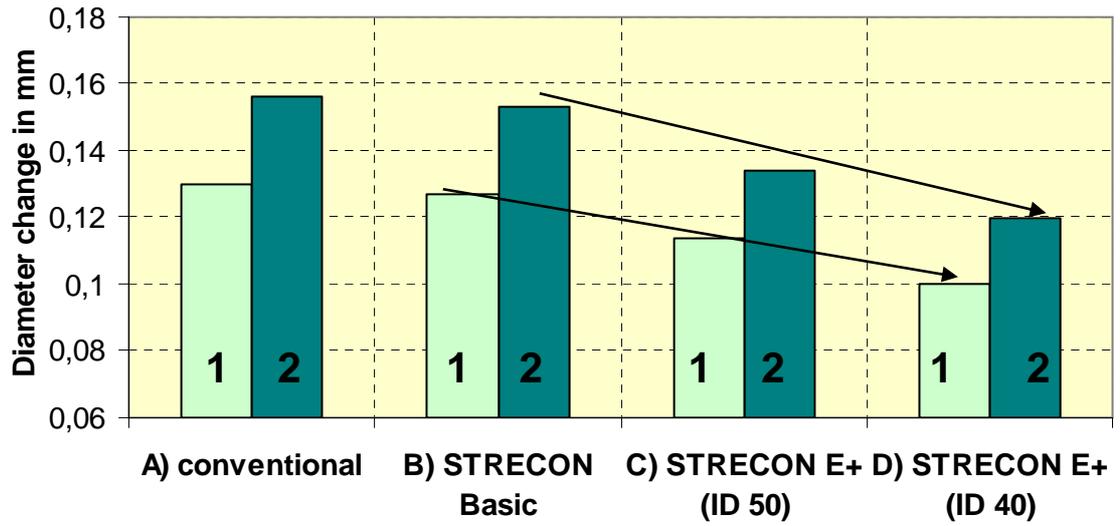


Fig.9 Variazione di diametro durante il carico

8.4.Risultati

Come dimostrato in Fig.9, il contenitore convenzionale ha scostamenti di 0.13mm e 0.16mm, molto grandi per rispettare le tolleranze dei pezzi. Con i miglioramenti descritti sopra, con il caso d si scende a 0.1mm, al massimo 0.12mm.

CAPITOLO 9

Stampaggio a freddo di pignoni avviamento per il settore automotive



Fig.1 pignoni per avviamento

9.1. Introduzione

L'industria automobilistica ha sempre avuto l'esigenza di produrre milioni di pezzi mantenendo la qualità costante. E' fondamentale cercare di abbassare i costi dei singoli pezzi, in quanto andranno a incidere sul costo dell'auto finita. Per questo si tende a diminuire il numero delle lavorazioni cercando con una singola di ottenere il pezzo finito. Così si evitano costi di trasporto, diminuiscono i tempi di lavorazione e spostamento di prodotti semilavorati, diminuisce il numero di fornitori, la quantità di pezzi scartati e materiale scartato durante le lavorazioni.

Questa ruota dentata potrebbe sembrare di poca importanza.

Attivando il motorino d'avviamento viene spinta verso un' altra per entrare in presa e far avviare il motore. A differenza della maggioranza delle ruote dentate con denti sempre in presa, vi entra rapidamente con rischio di sgranamenti e deve sopportare un carico molto elevato anche

se breve. Dimensioni e tolleranze devono quindi essere ottimali e il materiale omogeneo per evitare scheggiature. Altrimenti potrebbero capitare danneggiamenti di altre parti del motore solitamente frizione incorrendo in spese consistenti per ricambi e manodopera per la riparazione.

Cricatura

Le matrici usate per questa forgiatura soffrono di cricche orizzontali e verticali, (Fig.2). Per risolvere il problema viene usato il contenitore Axi-Fit STRECON che garantisce contemporaneamente precompressione radiale e assiale, quest' ultima indotta dal blocco del sistema durante il montaggio dell'utensile. Inoltre vi sono due matrici, una relativa alla parte dentata del pignone detta inferiore, l'altra per la parte cilindrica detta superiore.

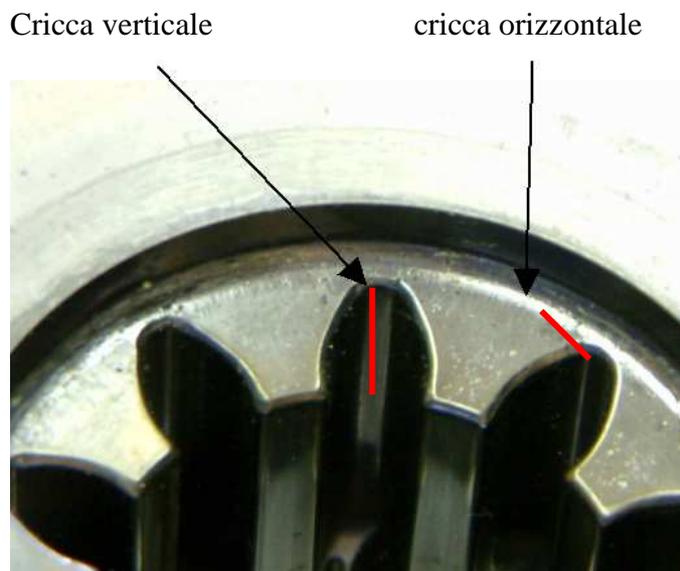


Fig.2 Tipica modalità di criccatura della matrice inferiore

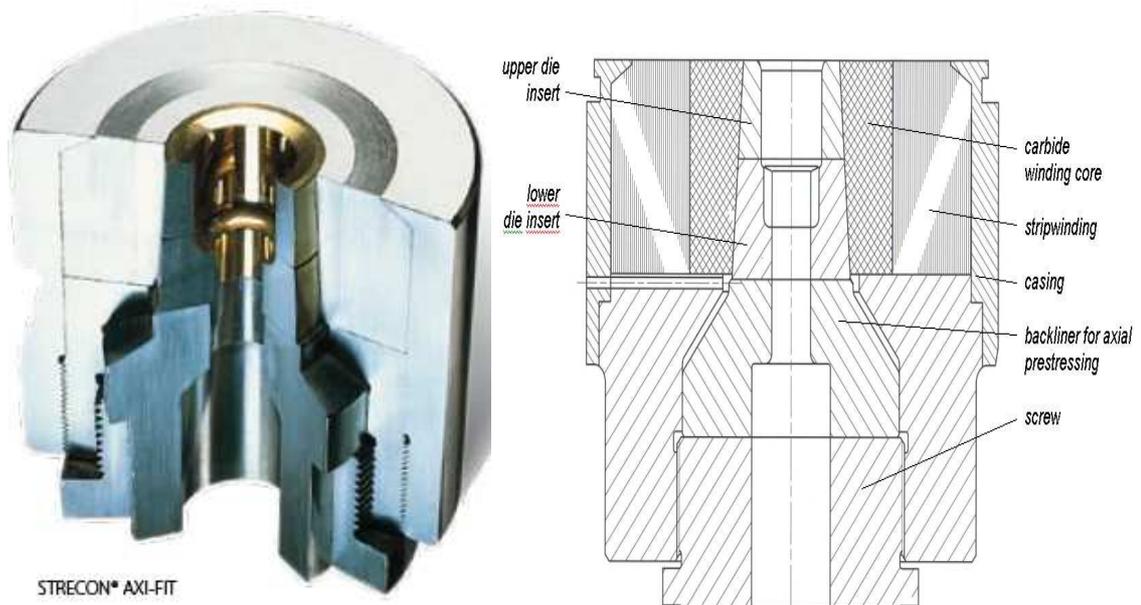


Fig.3 Contenitore Axi-Fit STRECON

9.2. Analisi agli elementi finiti

Analisi agli elementi finiti dello sviluppo di una cricca verticale

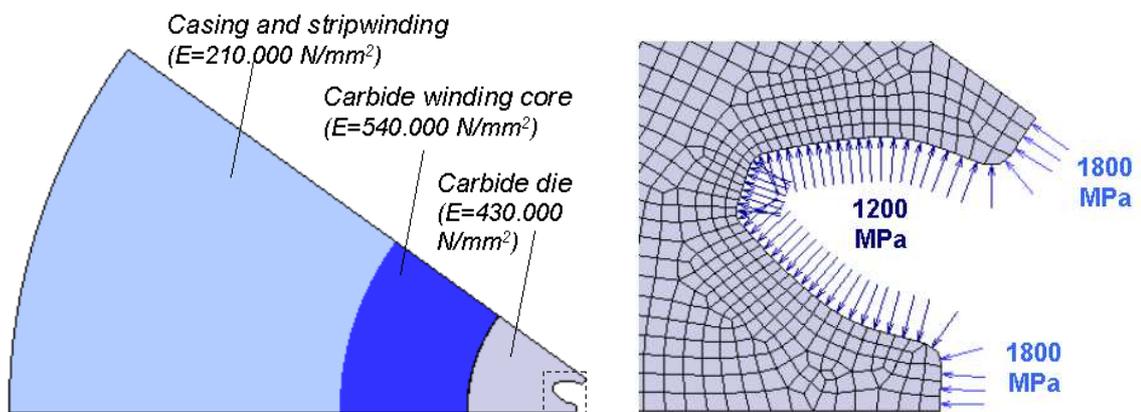


Fig.4 Caratteristiche del sistema e distribuzione delle pressioni

Confronto della condizione di precompressione

Grazie alla maggiore rigidità del contenitore STRECON E⁺ rispetto ad un anello tradizionale si riesce ad avere maggiore precompressione e anche un' interferenza nominale inferiore del 0.2%, a beneficio della matrice.

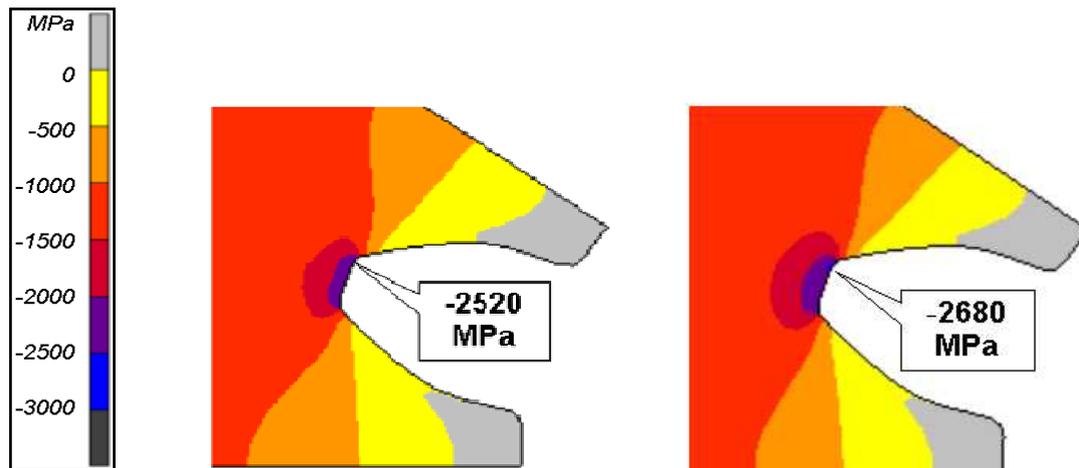


Fig.5 Confronto di un anello tradizionale con 0.6% di interferenza con un contenitore STRECON E⁺ con 0.4% di interferenza

Confronto della risposta della tensione a pieno carico

Come illustrato in Fig.6, durante il processo in un sistema con anello tradizionale va in trazione un'ampia zona a 300 MPa (evidenziata in blu) con picchi di tensione a 1730 MPa in prossimità della superficie, valori critici anche per i migliori materiali. Con STRECON E⁺ sparisce la zona precedentemente a 300 MPa, le zone a tensioni precedentemente maggiori partono da circa 300 MPa fino a 1170 MPa in prossimità della superficie con un beneficio di 600 MPa.

Certamente questo secondo caso ha tensioni di picco considerevoli, un aumento dell'interferenza al 0.5% sicuramente le abbassa a valori accettabili.

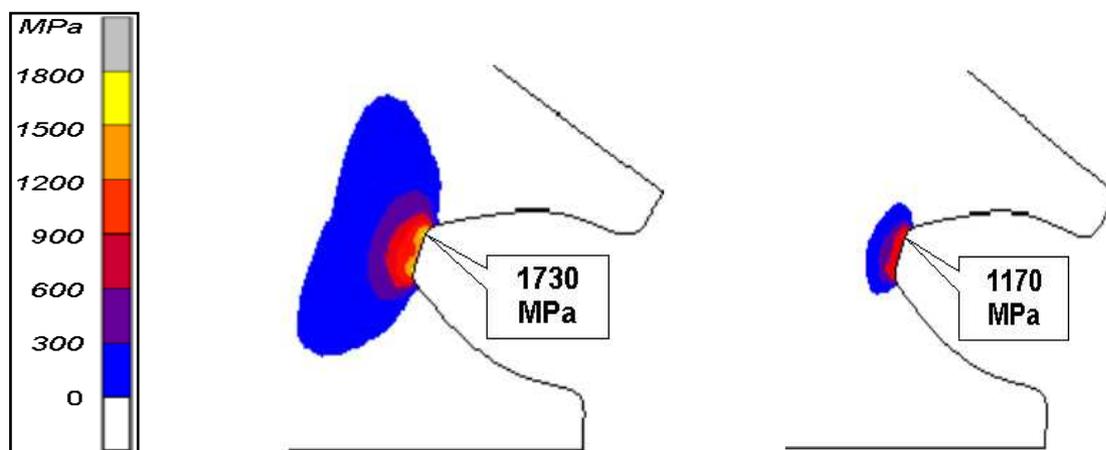


Fig.6 Confronto durante il carico di un anello tradizionale con 0.6% di interferenza con un contenitore STRECON E⁺ con 0.4% di interferenza

Analisi a elementi finiti dello sviluppo di una cricca orizzontale:

risultati ottenuti aumentando le sollecitazioni assiali di contatto tra matrice superiore e inferiore

Riducendo il piano di contatto, diminuisce la pressione di contatto e la compressione massima si avvicina alla superficie interna. A livello pratico, lavorando sulla finitura superficiale della matrice, si dà una pendenza di 0.5° verso l'esterno. In questo modo diminuirà la fascia di contatto tra matrice e sistema di compressione assiale di larghezza Δr_1 come indicato in Fig.7.

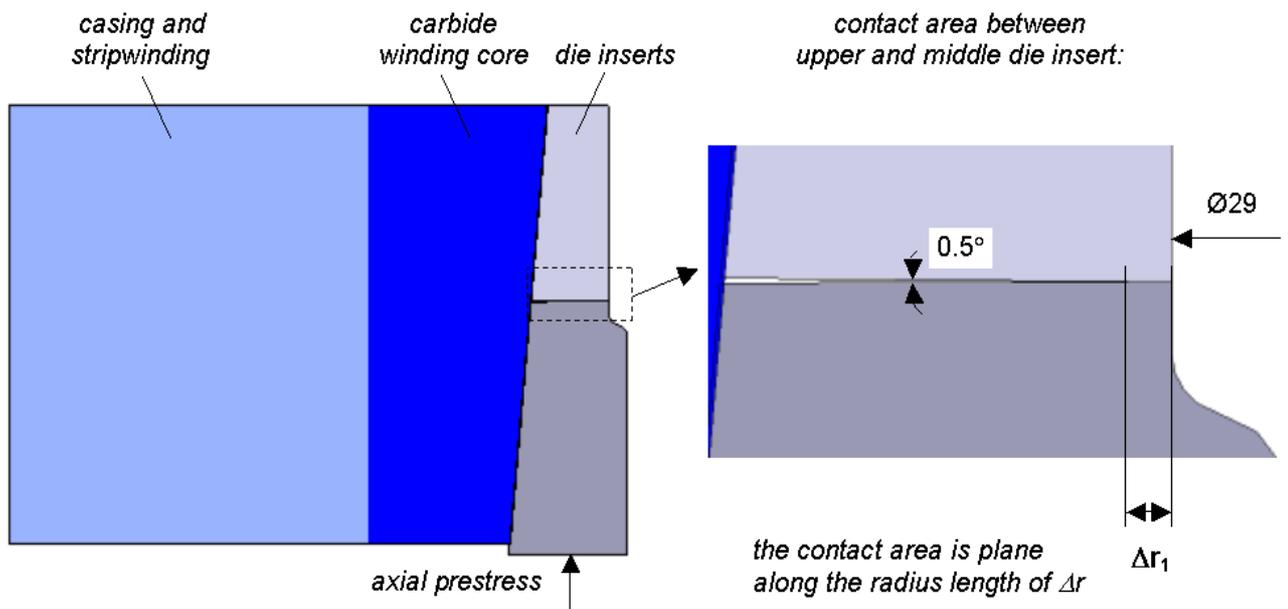
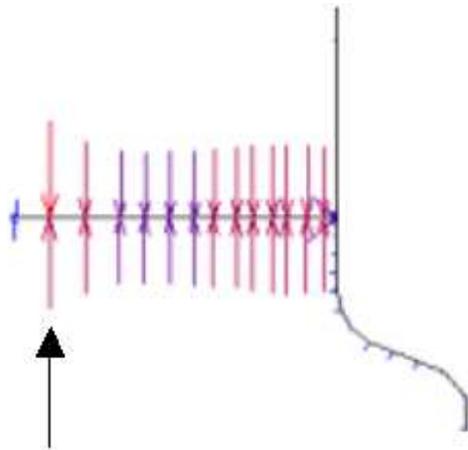


Fig.7 Schema del sistema

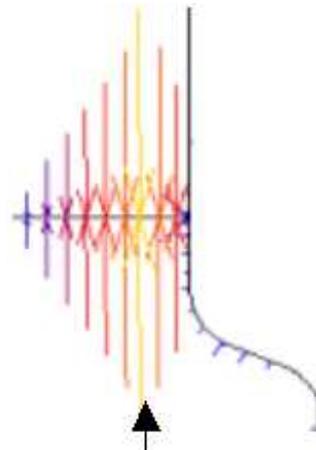
Diminuendo l'area, essendo la pressione inversamente proporzionale ad essa, aumenterà anche la compressione assiale nella spalla della matrice. Qui possono nascere cricche, 2350 MPa di compressione sono una garanzia contro lo sviluppo. Si ricorda che le cricche derivano da trazione, taglio o torsione. Come esempio pratico di Fig.8, il sistema originale appoggia su un anello largo 6mm esercitando 1310 MPa di compressione. Facendo invece appoggiare solo 1mm, la compressione è quasi raddoppiata a 2350 MPa. Questo è il valore di tensione che solitamente raggiunge un ciclo di carico. Durante l'utilizzo la superficie di contatto resta ancora in compressione evitando che oli di lubrificazione o bave penetrino all'interno. Si evitano danneggiamenti al sistema utensile e lasciando una superficie continua sul pezzo prodotto evitando lavorazioni di rifinitura da sfridi e bave.

Situazione originale $\Delta r= 6\text{mm}$



max. -1310 MPa

Situazione ottimizzata $\Delta r= 1\text{mm}$



max. -2350 MPa

Fig.8 Modifica del piano di contatto

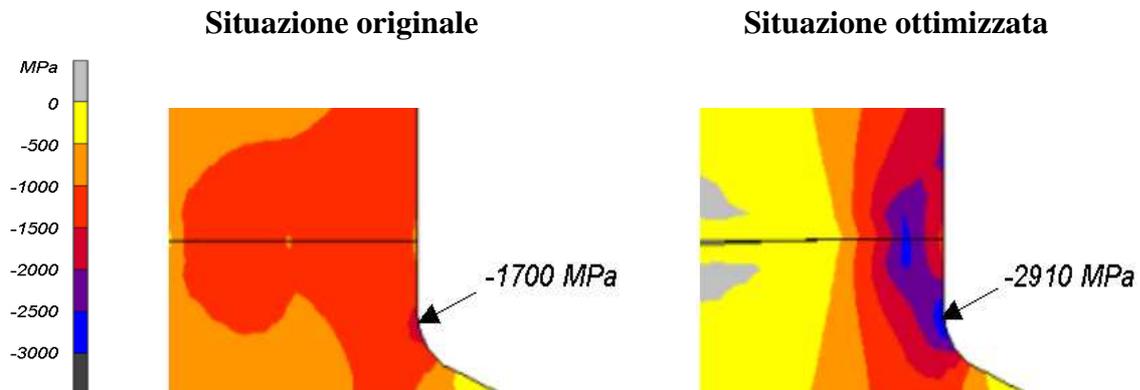


Fig.9 Risultati agli elementi finiti: compressione aumentata a 2910 MPa sul raggio di transizione

Precompressione assiale durante il montaggio

Come illustrato in Fig. 3 la compressione assiale è data avvitando una ghiera. Per limiti fisici di tenuta del filetto e coppie di serraggio impresse attraverso chiavi manuali o pneumatiche, si raggiungono valori massimi di forza per la compressione. In fase di montaggio aumenta anche la superficie di contatto. Per l' esempio in fig.10, si esercita una forza di 127 tonnellate, con un

aumento esponenziale sopra un mm di contatto, si traduce in 2910 MPa di compressione. Centesimi di aumento di superficie di contatto aumentano di 1000 MPa la compressione. Si vuole evidenziare che la precisione di montaggio è essenziale per il funzionamento ottimale del sistema.

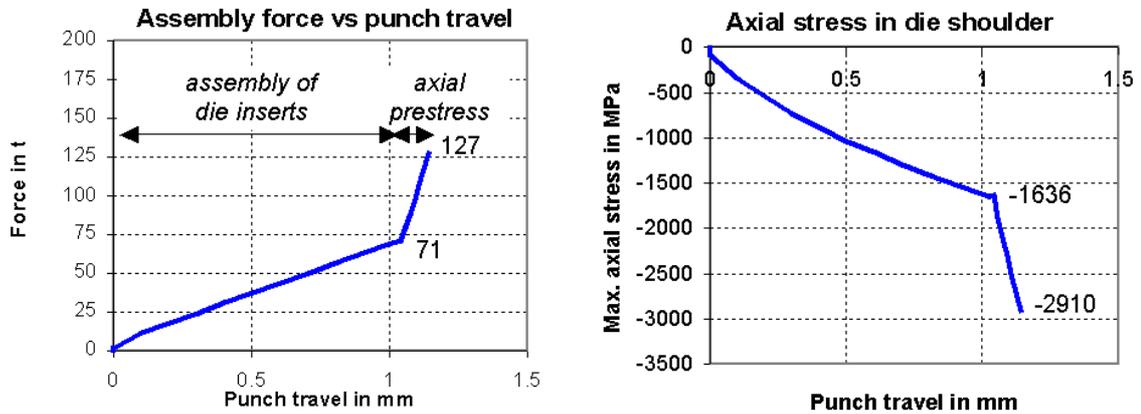


Fig.10 Risultati ottenuti con 1' assemblaggio

9.3.Risultati:

La vita della matrice, a seconda della geometria e del materiale del pignone, risulta migliorata di 2-3 volte.

CONCLUSIONI

Sono state raccolte informazioni sulle soluzioni disponibili a livello internazionale per i contenitori nastrati. E' stata riportata una metodologia analitica per la progettazione e il dimensionamento di contenitori nastrati per stampaggio e una valutazione analitica degli effetti della temperatura del contenitore nastrato. Quindi sono stati presentati e confrontati diversi casi in cui sono stati utilizzati contenitori tradizionali e altri nastrati, confrontando le condizioni di carico che si manifestano nei diversi casi sull'inserito dello stampo. Questo confronto è stato operato su corciere, pignoni, giunti omocinetici, profili scanalati e ruote dentate. E' stata evidenziata dai risultati l' applicabilità ai processi produttivi, non solo per aumentare la produttività. Diminuiscono sul singolo pezzo i costi di ammortamento degli utensili. Inoltre la qualità dei prodotti e il rispetto di tolleranze strette rende possibile la concorrenza ad altre lavorazioni tradizionali di finitura per asportazione, risparmiando materiale, diminuendo i tempi di produzione ovvero i costi.

BIBLIOGRAFIA:

J. Groenbaek , E. B. Nielsen ” Stripwound containers for combined radial and axial prestressing” Journal of Materials Processing Technology 71 (1997) 30-35, il capitolo 2 è la traduzione dell’

M. Suchànek, J. Vrbka “Stress and strain modeling in the orthotropic wound part of a high pressure compound vessel” International Journal of Pressure Vessels and Piping 77 (2000) 289-295, il capitolo 3 è la traduzione dell’articolo di cui sopra.

J. Vrbka, M. Suchànek “An optimal strength design of the wound pressure vessel considering nonhomogeneous temperature field ” International Journal of Pressure Vessels and Piping 76 (1999) 157–162, il capitolo 4 è la traduzione dell’articolo di cui sopra.

J. Groenbaek, T. Birker “Innovations in cold forging die design” Journal of Materials Processing Technology 98 (2000) 155±161, il capitolo 5 è la traduzione dell’articolo di cui sopra.

GROWTH project GRD1-1999-10748 “Improvement of Service Life and Reliability of Cold Forging Tools with respect to Fatigue Damage due to Cyclic Plasticity (COLT)”

SITOGRAFIA:

www.strecon.com

www.sciencedirect.com