



Università degli Studi di Ferrara

DOTTORATO DI RICERCA IN
"SCIENZE DELL'INGEGNERIA"

CICLO XXVII

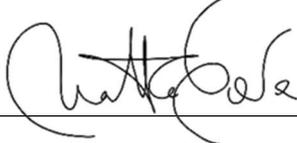
COORDINATORE Prof. Trillo Stefano

Strumenti e Metodologie di Progettazione a
Fatica per Strutture in Ghisa Sferoidale a
Grosso Spessore

Settore Scientifico Disciplinare ING-IND/14

Dottorando

Dott. Cova Matteo



Tutore

Prof. Tovo Roberto



Anni 2012/2018



Università degli Studi di Ferrara

DOTTORATO DI RICERCA IN
"SCIENZE DELL'INGEGNERIA"

CICLO XXVII

COORDINATORE Prof. Trillo Stefano

Fatigue Design Tools and Methodologies for Heavy-Walled Ductile Cast Iron Structures

Settore Scientifico Disciplinare ING-IND/14

Dottorando

Dott. Cova Matteo



Tutore

Prof. Tovo Roberto



Anni 2012/2018

1. Lista degli articoli

1.1. Articolo 1

Tovo, R., Lazzarin, P., Berto, F., Cova, M., and Maggiolini, E. (2014) Experimental investigation of the multiaxial fatigue strength of ductile cast iron. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 73, 60-67, <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2014.07.003>.

1.2. Articolo 2

Cova, M., Livieri, P., and Tovo, R. (2015) Fast assessment of the critical principal stress direction for multiple separated multiaxial loadings. *Frattura ed Integrità Strutturale* 9(33):390-396 doi: 10.3221/IGF-ESIS.33.43

1.3. Articolo 3

M Cova · P Livieri · E Maggiolini · [...] · R Tovo. Progettazione e sviluppo di un sistema per prove a fatica multiassiali a trazione e pressione esterna. 44° CONVEGNO NAZIONALE AIAS, At Messina (ITA)

1.4. Articolo 4

Cova, M., and Tovo, R. (2017) Fitting fatigue data with a bi-conditional model. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 40: 732–748. doi: 10.1111/ffe.12541

1.5. Articolo 5

Cova, M., Nanni, M., Tovo, R. (2014) Geometrical Size Effect in High Cycle Fatigue Strength of Heavy-walled Ductile Cast Iron GJS400: Weakest Link vs Defect-based Approach. *Procedia Engineering* 74:101–104 · DOI: 10.1051/mateconf/20141204022

1.6. Articolo 6

Cenni, R., Cova, M., Bertuzzi, G. (2016) A methodology to consider local material properties in structural optimization. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C Journal of Mechanical Engineering Science* 1989-1996 (vols 203-210) DOI: 10.1177/0954406216640807

1.7. Articolo 7

Olofsson, J., Cenni, R., Cova, M., Bertuzzi, G., Salomonsson, K., Johansson, J. (2017) Multidisciplinary shape optimization of ductile iron castings by considering local microstructure and material behavior. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, Springer (accepted Jan 22nd, 2018)

1.8. Articolo 8

Romano, S., Beretta, S., Cova, M. (2017) Quality control of cast iron: extreme value statistics applied to CT measurements. *Procedia Structural Integrity* 7, 275-282 doi.org/10.1016/j.prostr.2017.11.089

Prefazione

La ricerca sintetizzata in questa tesi di dottorato e' stata condotta attraverso gli anni durante il lavoro presso l'Ufficio Tecnico Ceramica di SACMI Imola S.C. a Imola, Italia. I risultati illustrati sono una parte di quanto emerso dalle attivita' di sviluppo di metodi e conoscenze sul materiale, la progettazione a fatica e la natura statistica di questi.

Ringrazio SACMI e in particolare l'Ing. Alessandro Cocquio, Direttore Tecnico, per aver permesso lo svolgimento di questo percorso all'interno del rapporto di lavoro, finanziato le tasse universitarie e soprattutto le attivita' di ricerca, dandomi fiducia e liberta' di azione in questo ambito.

Ringrazio i co-autori degli articoli e i miei colleghi, in particolare PhD Riccardo Cenni, PhD Giacomo Bertuzzi, Ing. Marco Nanni e Ing. Matteo Villa, per la competenza, lo stimolo, il supporto e la compagnia.

Ringrazio tutti quelli che hanno criticato il mio lavoro e posto domande scomode.

Ringrazio l'Ing. Pietro Paolo Milella per avermi dato l'imprinting tecnico e scientifico.

Ringrazio il Prof. Roberto Tovo, tutor di questo percorso (e non solo). Nello specifico di questo contesto gli sono grato per avermi lasciato liberta' di azione e avermi aiutato nell'inquadramento scientifico con la consueta autorevolezza e umanita'.

Sommario

1.	Lista degli articoli.....	1
1.1.	Articolo 1	5
1.2.	Articolo 2	5
1.3.	Articolo 3	5
1.4.	Articolo 4	5
1.5.	Articolo 5	5
1.6.	Articolo 6	5
1.7.	Articolo 7	5
1.8.	Articolo 8	6
	Prefazione	7
2.	Contesto	11
2.1.	Pressa per produzione di piastrelle.....	11
2.2.	Condizioni di lavoro.....	11
2.3.	Aspetti legati alla produzione e alla gestione	12
2.4.	Problematiche di qualita'	12
2.5.	Procedure di progettazione tradizionali in SACMI	13
3.	Multiassialita'	15
3.1.	Test di fatica multiassiale	15
3.2.	Criterio di fatica multiassiale (Articolo 2).....	19
3.3.	Investigazioni sull'effetto dell'olio in pressione (Articolo 3).....	22
4.	Variabilita' metallurgica	27
4.1.	Evidenze sperimentali e conseguenze	27
4.2.	Previsione della resistenza a fatica da simulazione di colata.....	32
4.3.	Modello di analisi dei dati di fatica (Articolo 4)	34
4.4.	Effetto scala (Articolo 5).....	40
5.	Nuovo criterio di progettazione: Weakest-link con resistenza locale	49

6.	Ottimizzazione.....	57
6.1.	Ottimizzazione combinata strutturale e di processo (Articolo 6, Articolo 7).....	58
7.	Sintesi e Conclusioni.....	67
8.	Prospettive	71
9.	Bibliografia	73

2. Contesto

In questo primo paragrafo viene presentato brevemente il contesto industriale che fornisce la motivazione e gli ambiti delle attività di ricerca oggetto di questa tesi.

2.1. Pressa per produzione di piastrelle

SACMI è un gruppo a impronta metalmeccanica operante in diversi business, il più importante dei quali è la produzione di impianti per la produzione di piastrelle ceramiche. All'interno del ciclo di produzione, la macchina di maggior valore è la pressa idraulica che compattando la polvere ceramica forma la piastrella che andrà in cottura. La struttura che deve sopportare questi carichi (Fig. 1) è un anello chiuso composto da due travi (un bancale inferiore e una traversa fissa, superiore) collegate da distanziali e da elementi di precarico che garantiscono la chiusura degli accoppiamenti. La spinta di compattazione viene realizzata con un cilindro idraulico principale che può essere integrato nell'elemento superiore. Il materiale scelto per la struttura, eccezion fatta per gli elementi di precarico, è ghisa sferoidale ferritica EN GJS400-18.

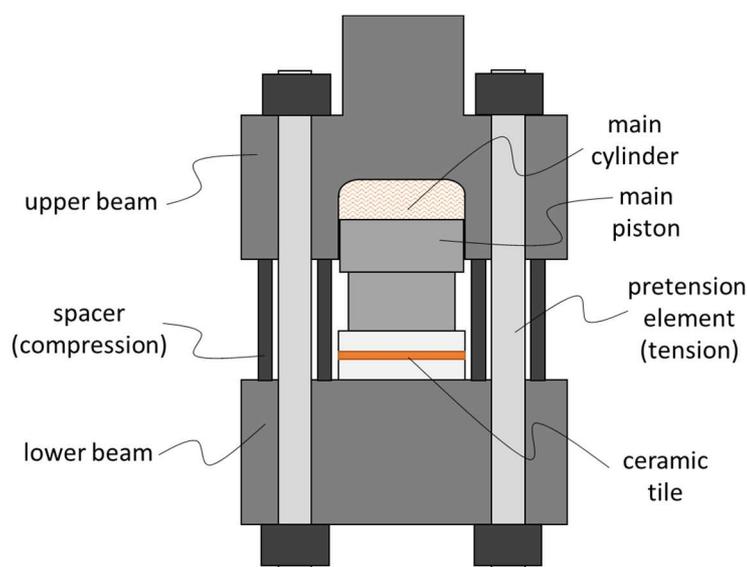


Fig. 1 schema della struttura della pressa idraulica per la formatura di piastrelle ceramiche

2.2. Condizioni di lavoro

Per formare la piastrella la pressa deve sviluppare una spinta in un range tipico di 1,000÷10,000 tonnellate, ad una frequenza di 8÷12 cicli al minuto, per un totale annuo di 1.5÷4 milioni di cicli. La complessità di forma dei componenti induce uno stato di sollecitazione multiassiale. Essendoci fondamentalmente due carichi notevoli, ovvero il serraggio e la pressatura, le direzioni principali sono generalmente orientate diversamente nelle due fasi corrispondenti. Poiché però uno dei carichi è costante (il serraggio) e l'altro pulsante (la pressatura) il contesto è di fatica multiassiale ad alto numero di cicli, non proporzionale, in fase.

2.3. Aspetti legati alla produzione e alla gestione

Le fusioni della struttura hanno una massa di 5÷50 ton, ingombri fino a 5 metri e spessori di parete che vanno da 30mm a oltre il metro, con conseguenti tempi di solidificazione da minuti a decine di ore. I getti di questo tipo sono prodotti per formatura manuale, come avviene anche per gli hub delle turbine eoliche e i motori marini, ma questi spessori rappresentano una nicchia nel settore siderurgico. La rosa delle fonderie a livello mondiale è ristretta, il grado di industrializzazione e innovazione è molto limitato sia per la natura artigianale che per l'alto valore del singolo oggetto che scoraggia la sperimentazione. I margini operativi, al momento di questa stesura, sono bassi.

Come avviene generalmente nel settore, SACMI non ha una fonderia interna e le fonderie non hanno una parte di costruzione di macchine, creando una barriera culturale che ostacola il perfezionamento della filiera. La normativa di riferimento delega ad accordi tra le parti i livelli di qualità per spessori oltre i 200mm [26]. La bibliografia specifica è ristretta (il contributo più rilevante è in [60]). In questo contesto assume importanza primaria la ricerca sul materiale e la creazione di leggi di resistenza basate su un glossario comune ovvero parametri fisici e misurabili.

2.4. Problematiche di qualità

La EN GJS400-18 è una sorta di composito a matrice metallica in cui particelle di grafite sono circondate da ferrite (principalmente) e perlite (in minor quantità). In un'interpretazione alla Murakami [37] tali particelle sono concettualmente difetti intrinseci nel materiale. Per i getti a piccolo spessore (ovvero a bassi tempi di solidificazione) la resistenza a fatica è legata alla dimensione di tali particelle o a piccole porosità, con dimensioni tipiche nel range di $\sqrt{area}=10\div 10^2\mu m$ [37]. Man mano che gli spessori (e i tempi di solidificazione) aumentano il controllo del processo diventa più difficile. I difetti dei grandi getti, anche solo quelli microstrutturali, sono molteplici [60]: grafite degenerata, grafite Chunky, ossidi e carburi, dross, grandi cavità da ritiro i principali. Le dimensioni, specie quando si trovano sotto forma di agglomerati, arrivano a $\sqrt{area}=1\div 10$ mm.

A questo si somma la difficoltà di individuazione dei difetti stessi: la complessità geometrica, le dimensioni del componente e la moltitudine di tipologie di difetti rendono limitata la capacità e la significatività del campionamento.

La capacità di prevedere e poter intervenire sulle criticità locali di qualità già in fase di progetto è la contromisura più efficace. L'alto valore singolo e la bassa serie (1÷10 pezzi/anno per tipo) rendono infatti una magra soddisfazione il saper intercettare le fusioni non conformi.

2.5. Procedure di progettazione tradizionali in SACMI

L'analisi delle sollecitazioni, data la complessità geometrica, è affrontata con analisi agli elementi finiti sin dalla fine degli anni '80. La pratica di verifica a fatica, prima delle attività sintetizzate in questa tesi, si basavano su una resistenza uniforme del materiale. La combinazione più conservativa delle tensioni principali nelle due fasi, indipendentemente dalla variazione di direzioni, veniva combinata in un diagramma di Haigh per ottenere la tensione equivalente. Il parametro di valutazione era il fattore di sicurezza dato dal rapporto tra un percentile obiettivo della resistenza e tale sollecitazione. Un fattore correttivo veniva applicato per considerare il contributo del volume di processo ($V_{90\%}$, da [60]) stimato approssimativamente.

3. Multiassialita'

Come evidenziato in 2.2, la complessita' geometrica, sebbene associata ad uno schema di carichi "semplice", genera un contesto di sollecitazione multiassiale che richiede un approccio adeguato. Un'analisi dei codici commerciali [FEMFAT, LMS Durability, ...] disponibili ha evidenziato come questi siano sostanzialmente pensati per gli acciai o gli allumini e soprattutto ben poco personalizzabili, sul piano metodologico, a valle di conoscenze specifiche sul proprio materiale.

La sperimentazione sulla ghisa sferoidale, nello specifico ferritica, e' tutto sommato vasta e di origini lontane []. Pur trattandosi di un materiale con una storia di oltre 70 anni, un nuovo importante impulso allo studio delle sue proprieta' a fatica e' venuto, negli ultimi 20 anni, dall'uso nel settore dell'eolico [1,2,3,4,5]. La parte di queste attivita' che si e' concentrata sul comportamento multiassiale ha rivelato una spiccata criticita' rispetto alla massima variazione di tensione normale, con un'ulteriore sensibilita' al grado di biassialita' (sulla superficie) [1, 7]. Va pero' ricordato che la quasi totalita' di questa letteratura e' inerente a fusioni di spessore piccolo (<50mm) o al massimo medio (<200mm), con conseguenti tempi di solidificazione bassi (<3h) che permettono condizioni microstrutturali ben diverse dal contesto evidenziato in 2.4.

Per queste ragioni si e' intrapreso un percorso per la generazione di un algoritmo dedicato.

3.1. Test di fatica multiassiale

75 provini, presi dal zone ad alti tempi di solidificazione di getti a grosso spessore, sono stati lavorati secondo la geometria indicata in Fig. 2.

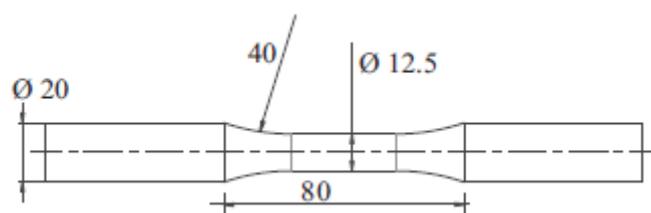


Fig. 2 Geometria dei provini

La campagna di prova ha cercato di coprire una vasta area di aspetti. Essendo nota la sensibilita' del materiale al valor medio, sono stati indagati anche vari rapporti di carico. Complessivamente, sono stati testati carichi mono e bi-assiali, sia assiali che torsionali; alcune prove sono state dedicate anche a esplorare l'influenza dello sfasamento dei carichi. Un quadro sintetico e' racchiuso nella Tabella 1.

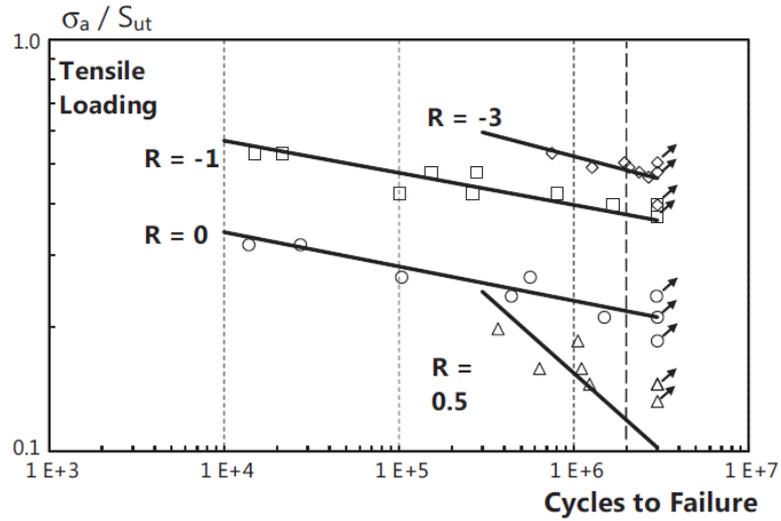


Fig. 3 Dati sperimentali dei test a fatica sotto carichi assiali

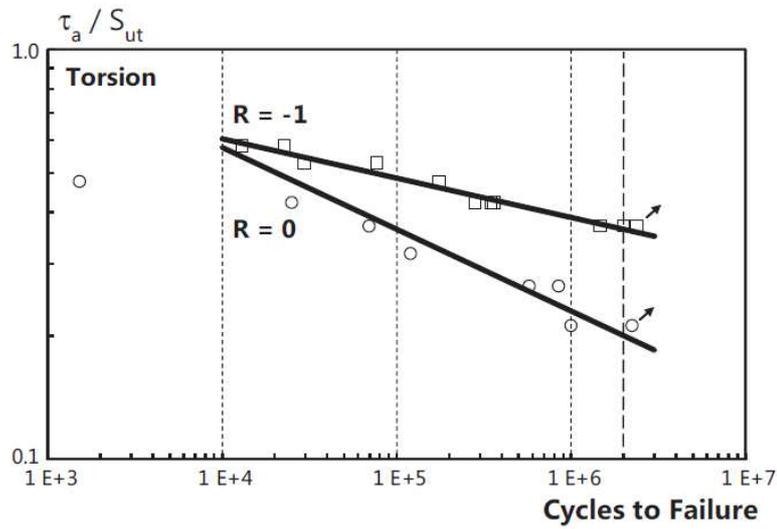


Fig. 4 Dati sperimentali dei test di fatica sotto carichi torsionali

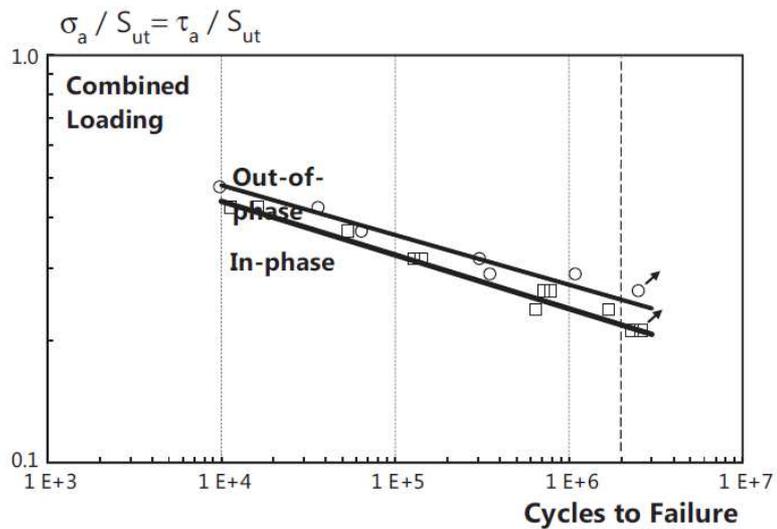


Fig. 5 Dati sperimentali a fatica sotto carichi combinati assiali e torsionali

Loading	R	Reference strength at $2 \cdot 10^6$		k	Scatter indexes	
		τ_A/S_{ut}	σ_A/S_{ut}		S	T
Tensile	-1	-	0.376	12.85	0.0298	1.797
Tensile	0	-	0.222	12.4	0.0289	1.769
Tensile	-3	-	0.476	6.69	0.0188	1.498
Tensile	0.5	-	0.144	2.64	0.0450	2.235
Torsion	-1	0.364	-	10.07	0.0151	1.375
Torsion	0	0.204	-	5.77	0.0339	1.924
In-phase tensile-tors.	-1	0.225	0.225	7.74	0.0197	1.501
Out-phase tensile-tors.	-1	0.259	0.259	8.84	0.0251	1.656

Tabella 1 Riassunto delle analisi di resistenza a fatica

L'analisi statistica dei dati è stata completata assumendo una distribuzione log-normale su un modello di Basquin, k rappresenta l'inversa della pendenza. S è la deviazione standard logaritmica dello stress di riferimento, e T l'indice di dispersione dello stesso (rapporto tra i quantili a 90 e 10% di rottura).

L'osservazione delle morfologie delle fratture conferma la decisa tendenza ad un'iniziazione e propagazione per modo I, Fig. 6.

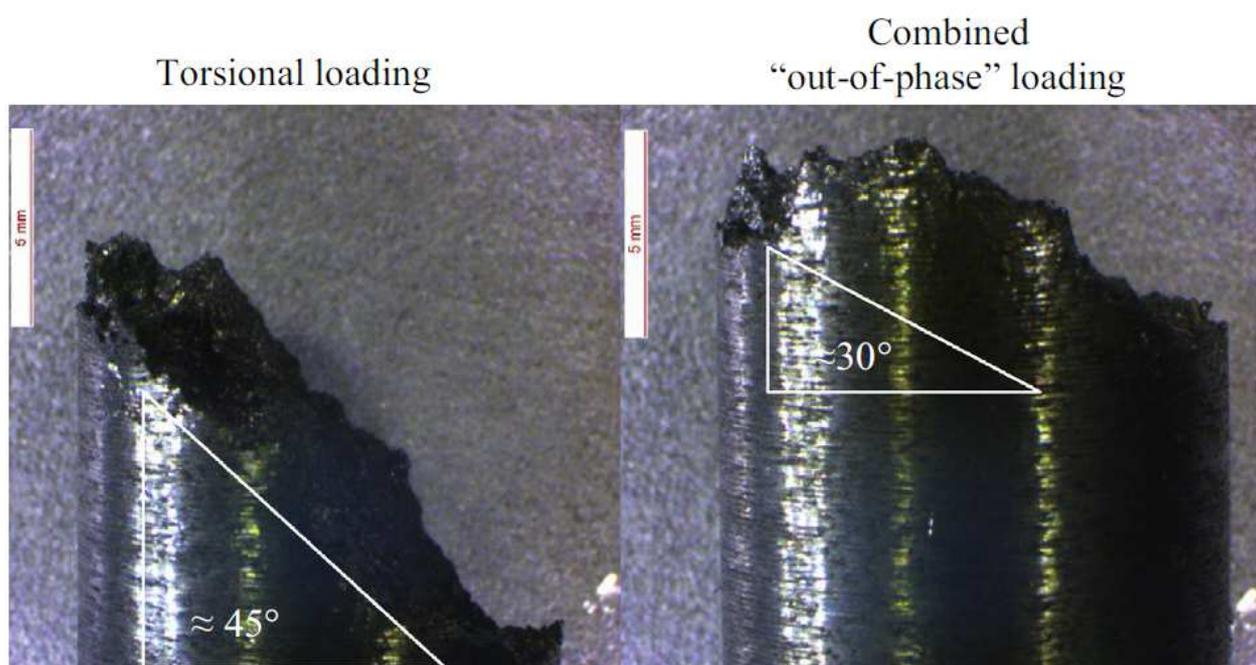


Fig. 6 Esempi di rotture sotto carichi torsionali e combinati.

Un secondo livello di analisi ha riguardato la verifica di diversi modelli, pur senza pretendere di essere esaustiva rispetto a quanto disponibile. Accanto a semplici criteri di piano critico basati sulla massima tensione normale e di taglio, si sono fittati i modelli di Crossland [9], basato sul secondo invariante della tensione deviatorica e il valore massimo dell'idrostatica, e di Sines [8], che combina

l'ampiezza della tensione ottaedrale e il valor medio dell'idrostatica. La scelta delle configurazioni di carico ha permesso di graficare i parametri fondamentali in 2D. Come evidenziano le Fig. 10, Fig. 9, Fig. 8, Fig. 7, la migliore attinenza si ha con un modello basato sull'ampiezza di tensione normale, con evidente sensibilita' al valor medio. Il confronto con dati di letteratura [7, 8, 10], sebbene normalizzati rispetto al carico di rottura, non permette una trattazione di piu' ampia generalita'; questo tuttavia e' stato imputato alla diversa microstruttura, legata ai minori spessori, e in particolare alla diversa natura dei difetti che determinano la resistenza a fatica.

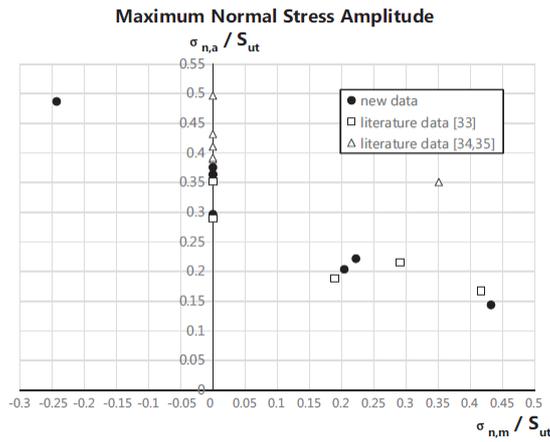


Fig. 10 Diagramma "alla Haigh" dei parametri di piano critico sulla massima ampiezza di tensione normale

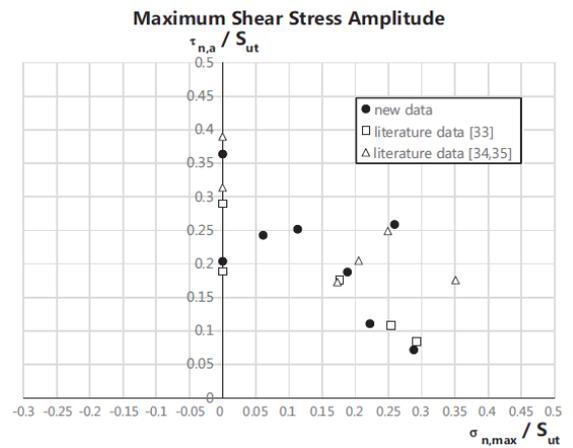


Fig. 9 Parametri di piano critico sulla massima ampiezza di tensione tangenziale

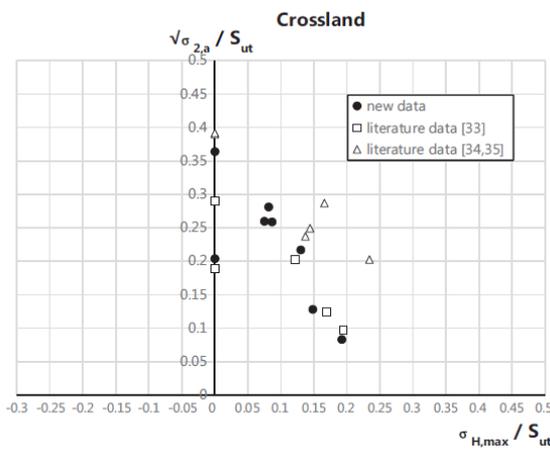


Fig. 8 Parametri di Crossland sui dati sperimentali

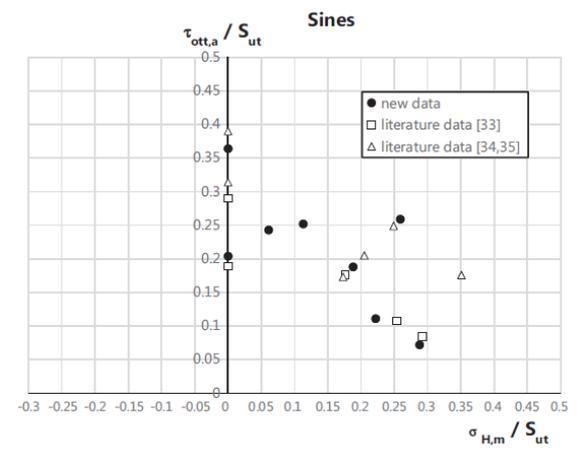


Fig. 7 Parametri di Sines sui dati sperimentali

3.2. Criterio di fatica multiassiale (Articolo 2)

Il problema della riduzione del tensore variabile ciclicamente nel tempo in una grandezza scalare significativa per la resistenza a fatica e' generalmente molto complesso. Molti approcci sono stati presentati in letteratura, raggruppabili in filoni:

- 3.2.1. Formule empiriche, basate su modifiche delle espressioni di Tresca e VonMises [11];
- 3.2.2. Criteri basati su invarianti delle tensioni, in cui si considerano lo stress idrostatico e il secondo invariante dello stress deviatorico [9];
- 3.2.3. Criteri basati su medie di tensioni, in cui si integrano in un volume di riferimento le tensioni normali e tangenziali sul generico piano [16];
- 3.2.4. Approcci di piano critico, in cui la verifica si effettua in due fasi: prima il piano critico e' determinato massimizzando le ampiezze e/o i valori di qualche componente di tensione. Successivamente la resistenza e' confrontata con una trasformazione dello stress agente nel piano cosi' individuato [12, 14, 15]

In alcuni casi e' pero' possibile semplificare notevolmente alcuni passaggi computazionalmente onerosi. Ad esempio, la combinazione di un carico costante a cui si sovrappone un carico ciclico e' un caso particolare di non-proporzionalita' che riduce la storia di carico sul piano da una curva generica a un segmento. Questo permette una immediata individuazione di grandezze spesso di interesse quali l'ampiezza di tensione (normale o tangenziale), Fig. 11.

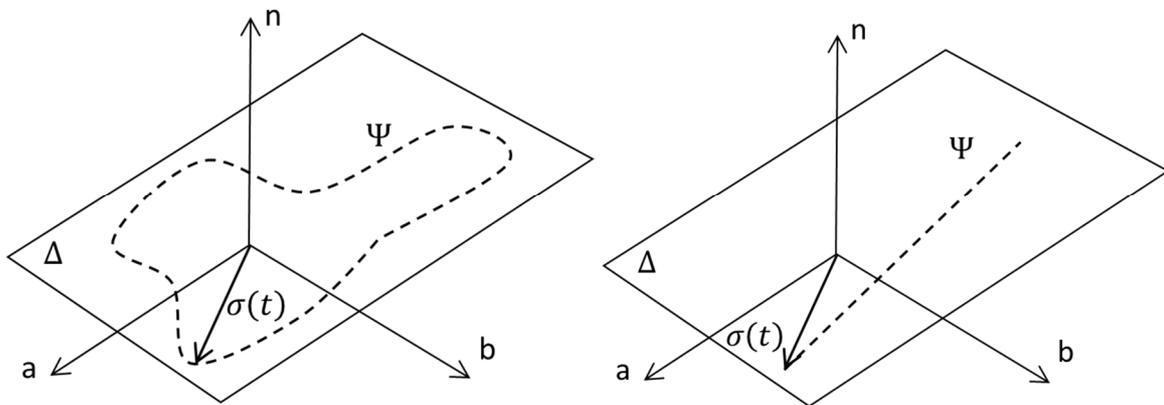


Fig. 11 curva Ψ tracciata sul piano Δ dalla punta del vettore tensione (tangenziale, normale, ...) allo scorrere della storia di carico. Caso generale a sx, caso particolare a dx

Nel caso ancor piu' specifico in cui sia di interesse la massima ampiezza di tensione normale e' possibile addirittura ottenere esplicitamente i risultati dell'analisi multiassiale. Infatti, la tensione normale agente sul piano definito dalla normale n e' data da

$$\sigma_n(t) = n^T [\sigma]_s n + n^T [\sigma]_v n f_1(t) \quad (1)$$

avendo identificato con S e V le componenti stazionarie e variabili, rispettivamente, e con $f_1(t)$ una funzione continua tra 0 ($f_1(t_1)$) e 1 ($f_1(t_2)$) e poi di nuovo a 0 ($f_1(t_3)$). Per le proprietà di quest'ultima, i massimi e i minimi si verificheranno necessariamente in t_1 e t_2 . Di conseguenza, l'ampiezza della tensione normale e'

$$\begin{aligned}\sigma_{n,a} &= \frac{1}{2} |n^T [\sigma]_V n| = \max \left\{ \frac{1}{2} n^T [\sigma]_V n, -\frac{1}{2} n^T [\sigma]_V n \right\} \\ &= \frac{1}{2} \max \{ |\text{autoval}[\sigma]_V| \}\end{aligned}\quad (2)$$

Come si nota, essendo l'ampiezza coincidente con metà' del massimo autovalore del tensore $[\sigma]_V$, la direzione n e' il corrispondente autovettore.

Consideriamo ora la sensibilita' al valor medio, come si rende indispensabile in base ai risultati illustrati in 3.1. La grandezza scalare da confrontare con la resistenza a fatica e' una combinazione lineare di ampiezza e media; conseguentemente, la direzione critica e' quella che sperimenta il massimo valore di tale combinazione. Modificando di conseguenza le (1) e (2) risulta:

$$\begin{aligned}\sigma_{n,a,eq} &= \sigma_{n,a} + b\sigma_{n,m} \\ &= \max \left\{ n^T \left[\frac{b+1}{2} [\sigma]_V + b[\sigma]_S \right] n, n^T \left[\frac{b-1}{2} [\sigma]_V \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + b[\sigma]_S \right] n \right\}\end{aligned}\quad (3)$$

dove b e' una costante che dipende dal materiale.

Infine, essendo la combinazione lineare di tensori anch'esso un tensore, il valore massimo e la sua direzione si possono ricavare dalle proprietà' delle matrici:

$$\begin{aligned}\sigma_{a,eq} &= \max \{ \sigma_{n,a,eq} \} \\ &= \max \left\{ \text{autoval} \left[\frac{b+1}{2} [\sigma]_V \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + b[\sigma]_S \right], \text{autoval} \left[\frac{b-1}{2} [\sigma]_V + b[\sigma]_S \right] \right\}\end{aligned}\quad (4)$$

La (4) esprime in forma esplicita l'orientamento del piano critico e il valore di tensione equivalente a fatica, consentendo un importante alleggerimento del carico computazionale rispetto alle consuete procedure di piano critico (e in generale tutte le multiassiali) che si basano su iterazioni

di calcolo. La metodologia riportata si sposa bene, quindi, ad essere impiegata a valle di calcoli FEM di strutture complesse con mesh a molti nodi.

In Fig. 12 e' riportato un esempio di applicazione ad una cava in cui per la complessita' geometrica i vettori principali nei due estremi di carico non permetterebbero una facile individuazione delle zone critiche. L'applicazione della (4 permette di ottenere i fattori di sicurezza rispetto alla resistenza limite, che sono ricaricati sul modello e visualizzati in Fig. 13. Questa visione sintetica, di grande efficacia e utilita', e' disponibile al progettista dopo un tempo di calcolo sufficientemente breve da permettere l'uso di questo approccio in tutte le fasi del progetto.

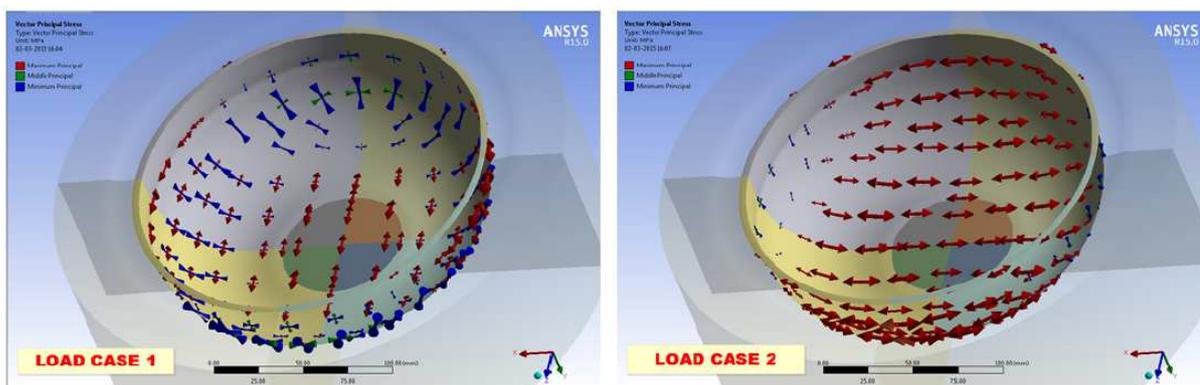


Fig. 12 tensori principali nei due estremi di carico. La cava spina rappresentata e' una parzializzazione di un modello che comprende vari componenti

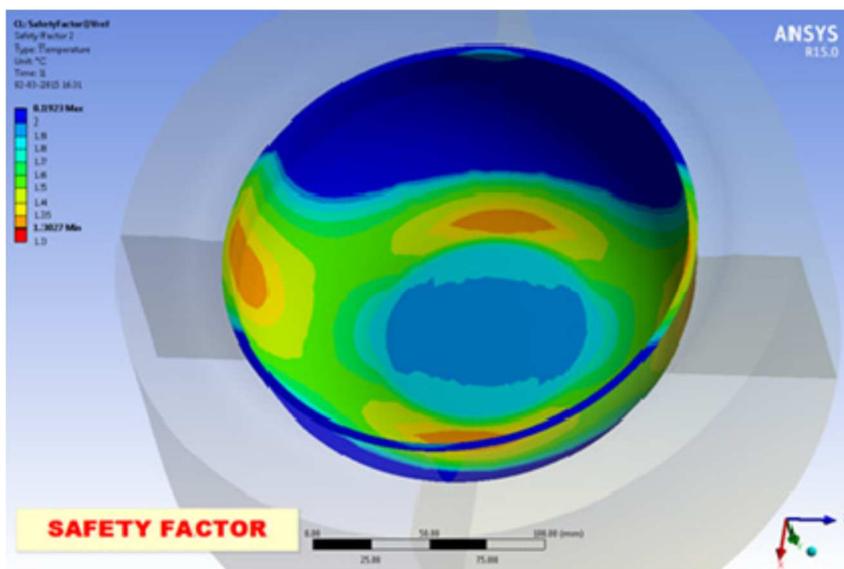


Fig. 13 visualizzazione dei fattori di sicurezza risultanti dal ciclo affaticante rappresentato in Fig. 12

3.3. Investigazioni sull'effetto dell'olio in pressione (Articolo 3)

Come si e' visto, nel par. 0 si e' formalizzata una trattazione esplicita del modello multiassiale sviluppato in considerazione delle prove illustrate nel par.3.1. Nel caso delle presse idrauliche vi sono alcune superfici sottoposte ad un particolare tipo di sollecitazione multiassiale derivante dalla presenza di un liquido con pressione in fase rispetto alla sollecitazione nel materiale.

L'effetto di un liquido in pressione o piu' genericamente di una pressione idrostatica associata ad un ciclo affaticante sono stati indagati da alcuni autori [17, 18, 19, 20, 21, 22], ma la trattazione non e' estesa. In particolare si e' ritenuto opportuno una sperimentazione mirata per capire l'eventuale effetto su un materiale quale la ghisa sferoidale da grossi spessori, che per la dimensione dei suoi difetti si discosta decisamente da quanto in letteratura.

In collaborazione con la ditta Italsigma di Forlì si e' sviluppato e testato un dispositivo che mira a riprodurre la condizione del componente su provini cilindrici. Lo schema di prova e' caratterizzato da una sollecitazione assiale, sviluppata da una macchina di prova a fatica servo-idraulica, a cui si somma una pressione idraulica applicata sul tratto utile del provino inserito all'interno del dispositivo (Fig. 14). Sia la pressione che il carico assiale sono regolate indipendentemente in fase, frequenza e ampiezza da un singolo controllore, realizzato su piattaforma hardware Real Time di National Instruments. La camera di pressione e' raffigurata in Fig. 15.

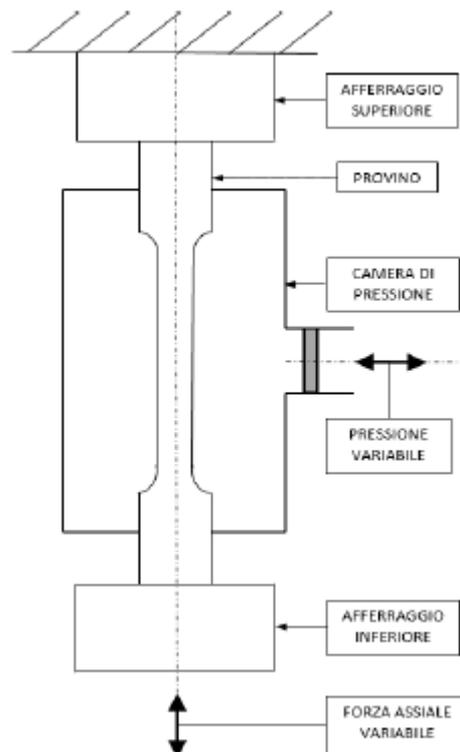


Fig. 14 schema di prova

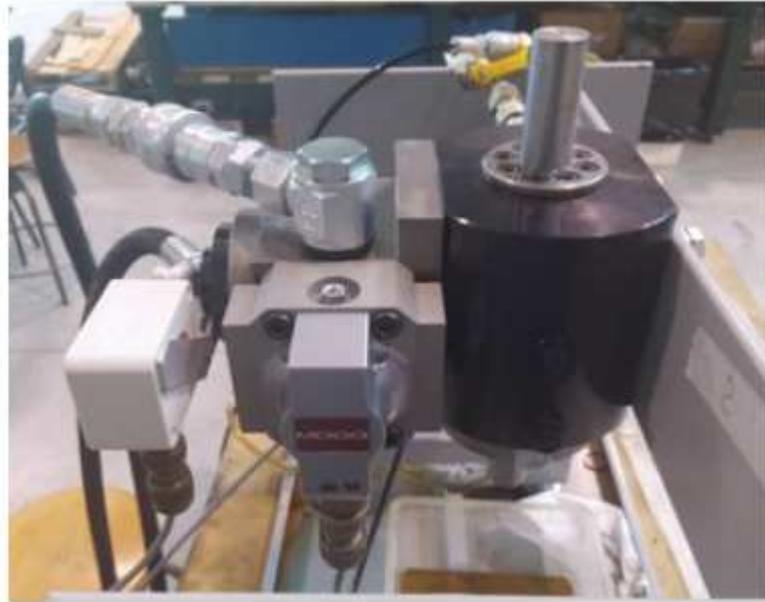


Fig. 15 camera di pressione

Dato lo schema di sollecitazione, Fig. 16, derivante dallo schema di Fig. 14, lo stato tensionale si puo' ricavare dalle formule dei recipienti in pressione, considerando che in questo caso si tratta di un cilindro pieno [23], e sommando il contributo generato dalla pressione sugli spallamenti. Le deformazioni longitudinali si ricavano dalle relazioni elastiche:

$$\sigma_r = \sigma_t = -P ; \sigma_l = P \left(\frac{d_e^2 - d_i^2}{d_i^2} \right) ; \varepsilon_l = \frac{1}{E} [\sigma_l - \nu(\sigma_r + \sigma_t)] \quad (5)$$

Le relazioni (5) sono usate per analizzare i rilievi di un provino strumentato con 4 estensimetri assiali.

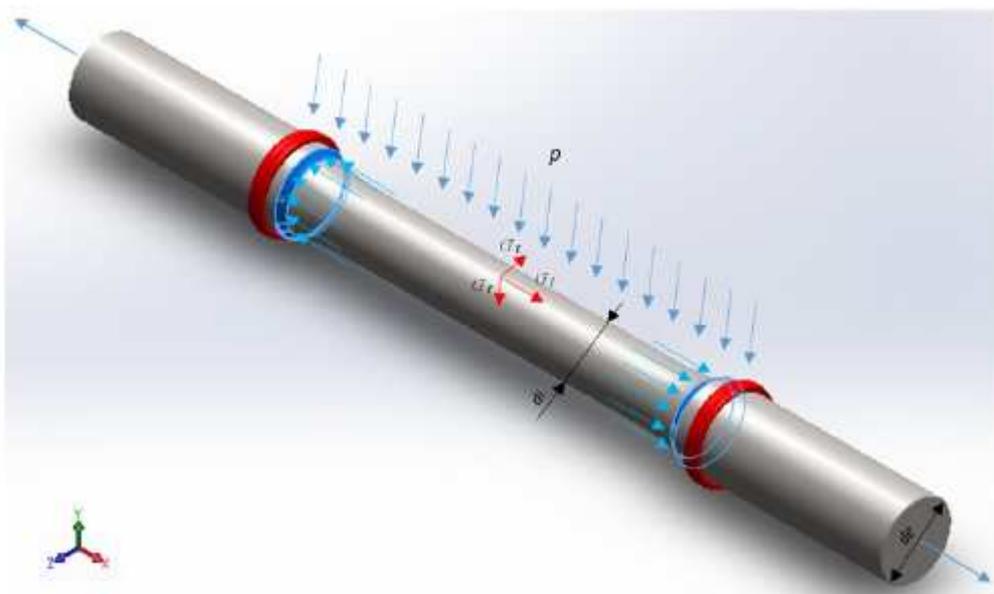


Fig. 16 Rappresentazione dello stato tensionale del provino

Il processo di taratura si è composto di vari passi; in primo luogo si è verificata, campionando cicli di forza assiale pulsante e pressione interna costante, l'assenza di fenomeni di isteresi dati dalla presenza delle guarnizioni. Successivamente, confrontando rilievi di cicli a sola trazione pulsante, sola pressione pulsante, e infine combinata, si è potuto verificare la valenza della sovrapposizione degli effetti, Tabella 2.

Caso forza e pressione				
	Estensimetri			
	1	2	4	Media
$[\mu\epsilon/kN]$	33.700	32.500	32.135	32.778
$[\mu\epsilon/MPa]$	8.575	8.270	8.177	8.341
Verifica $[\mu\epsilon/MPa]$	8.519	8.238	8.164	8.307
Differenza	0.057	0.032	0.013	0.034
Errore %	0.66%	0.39%	0.16%	0.41%

Tabella 2 deformazioni rilevate da ogni estensimetro per unita' di forza normale applicata

L'approfondimento maggiore ha riguardato il contributo degli organi di tenuta. Infatti, calibrato il modulo elastico sulla base della (5 e dei rilievi con solo carico assiale, risulta un errore in deformazione di circa il 6% nel caso di sola pressione applicata, Tabella 3.

Calcolo tensioni su cilindro pieno con pressione esterna		E	$172000 MPa$				
		ν	0.28				
P	σ_r	σ_t	σ_l	ϵ_l	ϵ_l	Differenza	Errore%
$[Mpa]$	$[Mpa]$	$[Mpa]$	$[Mpa]$	Modello	Misurato	$[\mu\epsilon/MPa]$	$[\mu\epsilon/MPa]$
-1	-1	-1	0,778	7.778	8.311	0.534	-6.42

Tabella 3 deformazione assiale nel caso di sola pressione, confronto tra teorico e sperimentale

Analisi FEM eseguite in Ansys hanno permesso di stimare il contributo delle guarnizioni che fanno tenuta sul diametro di afferraggio del provino. Per effetto della pressione del fluido l'elastomero si comprime assialmente ed espande radialmente, effetto voluto per ottenere la tenuta stessa. La combinazione di questi effetti (spinta radiale e movimento assiale) però genera per attrito una forza supplementare sul provino (). Un contributo del 6% si ottiene per valori di $\mu=0.3$, verosimile per i materiali e le condizioni di esercizio.

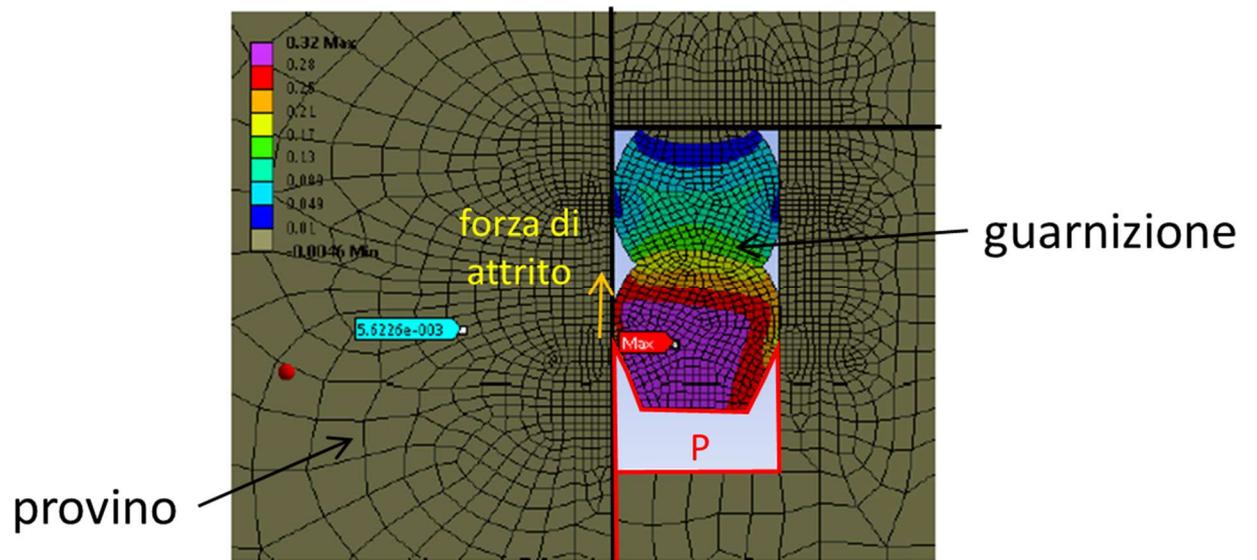


Fig. 17 Deformazione assiale della guarnizione per effetto della pressione dell'olio

4. Variabilita' metallurgica

4.1. Evidenze sperimentali e conseguenze

E' un fatto ingegneristicamente acquisito che il materiale da getti di fusione sia caratterizzato da minore ripetibilita' rispetto a prodotti in barra, trafilati, rullati, ecc. Si illustrano di seguito alcuni approfondimenti finalizzati ad una maggiore comprensione del fenomeno.

4.1.1. Stessa posizione, getti diversi (variabilita' temporale). Da circa 20 anni SACMI effettua prove di trazione su materiale prelevato da una determinata posizione, interna, da una famiglia di getti []. La dispersione delle caratteristiche meccaniche (R_m in Fig. 18) e' evidente e si puo' in questo caso considerare rappresentativa della variabilita' data dal processo produttivo, scarsamente ripetibile per la sua natura fortemente artigianale.

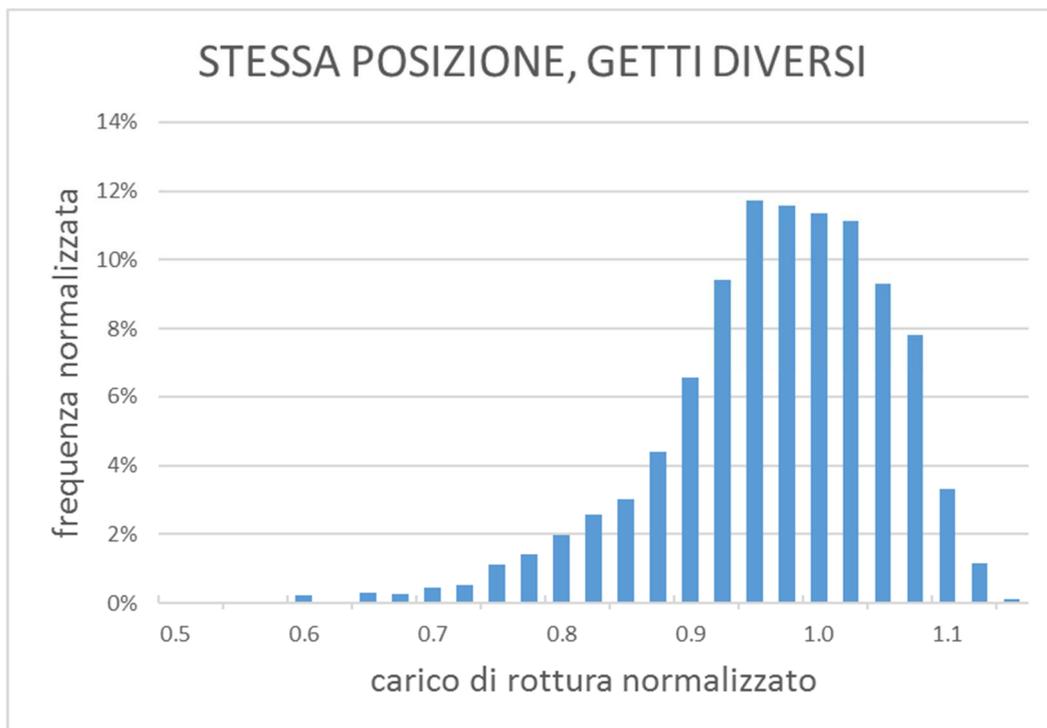


Fig. 18 istogramma del carico di rottura normalizzato rispetto alla media dei dati

4.1.2. Varie posizioni, stesso getto (variabilita' spaziale). Alcuni componenti, di pari geometria, scartati in controllo qualita' sono stati oggetto di un esteso piano di prelievi di materiale tramite carotatura. In Fig. 19 una visualizzazione delle estrazioni effettuate, da cui sono stati ricavati circa 100 provini di trazione. Come atteso, le caratteristiche meccaniche sono risultate molto disperse. Una chiave di lettura

interessante si ottiene visualizzando questi risultati come se fossero il risultato di una simulazione FEM, ad es. allungamento a rottura in Fig. 20; per ottenere questo, dopo aver assunto alcune simmetrie, si sono imposti i valori sperimentali come temperatura nella zona di prelievo e si e' risolta la termica stazionaria. L'interpolazione 3D nel resto del componente avviene di conseguenza in modo lineare. Questa visualizzazione permette di correlare la qualita' del materiale allo spessore locale del getto, in armonia con quanto, pur limitandosi a spessori minori di 200mm, prevede la normativa di riferimento [26] .

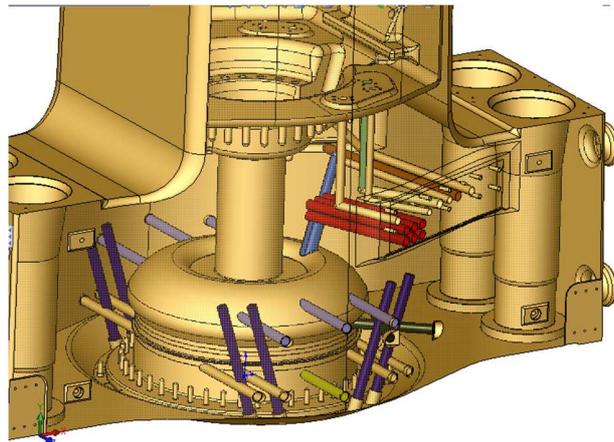


Fig. 19 Visualizzazione delle posizioni di prelievo (fori)

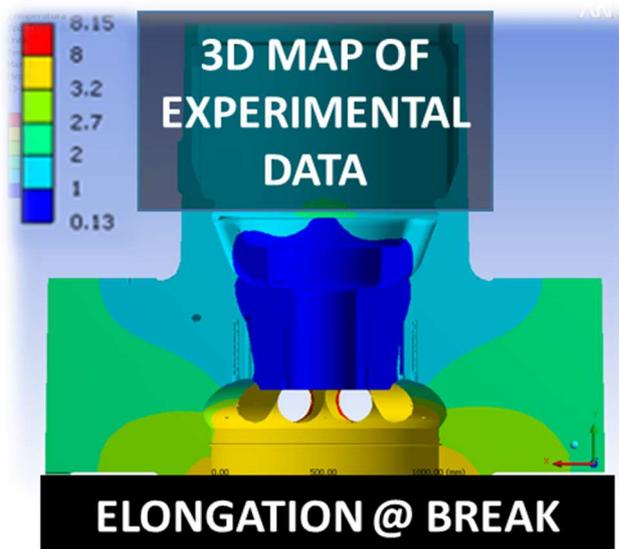


Fig. 20 visualizzazione FEM dell'allungamento a rottura sperimentale

Pertanto in questo caso quella che si presentava come dispersione e' in realta' riconducibile ad una distribuzione spaziale legata alle condizioni locali. Si potrebbe di conseguenza ritenere che tale distribuzione permetta di conoscere in maniera deterministica la resistenza dello specifico getto.

4.1.3. **Stessa posizione, stesso getto (variabilita' intrinseca).** Un terzo schema di prelievo e' stato approntato per verificare la ripetibilita' a parita' di condizione locale, Fig. 21. Va precisato che, senza conoscenza di quali fattori influenzino la distribuzione evidenziata in Fig. 20, non si puo' affermare con assoluta certezza che tutto il materiale estratto sia esattamente riferito alla stessa condizione; tuttavia la locale assialsimmetria e la vicinanza al bordo del foro rendono plausibile tale ipotesi.

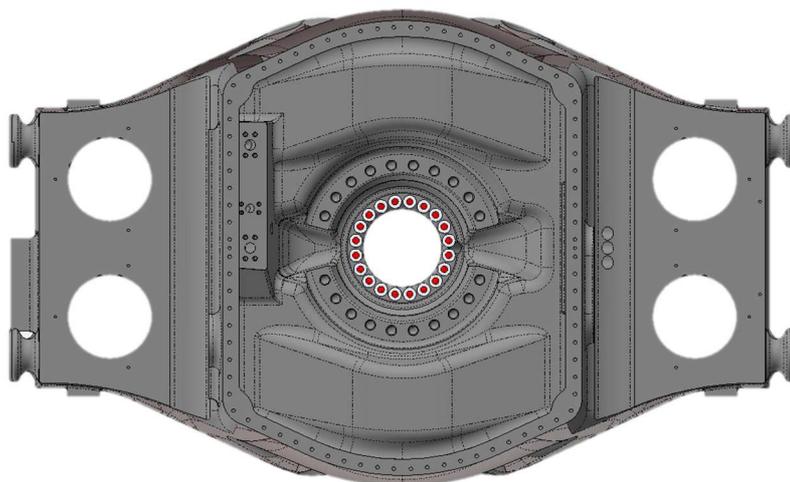


Fig. 21 Evidenziate in rosso le carote estratte per prove di trazione e fatica

Questo schema di prelievo e' stato applicato a 9 componenti, per un totale di 72 provini. Normalizzando i valori di carico di rottura rispetto alla media nel componente si calcola una deviazione standard complessiva (coincidente con il coefficiente di variazione) di 0.10, che come risulta da Tabella 1, e' analogo alla variabilita' osservata nel primo caso.

Coefficiente di variazione del carico di rottura	
stessa zona, vari getti	0.094
varie zone, stesso getto	0.145
stessa zona, stesso getto	0.100

Tabella 4 risultati delle diverse indagini su provini di trazione prelevati per carotatura di getti a grosso spessore

L'analisi e il confronto di queste esperienze porta a meglio caratterizzare la variabilita' che si osserverebbe da un campionamento casuale; una parte della dispersione e' in realta' ascrivibile ad una distribuzione spaziale che si suppone legata alla condizione locale di processo di produzione. Non vi sono dati conclusivi ma e' ragionevole pensare che questa sia legata a sua volta alla geometria e alle scelte di layout di colata. Lo sviluppo di un modello dedicato permetterebbe di prevedere questa distribuzione e togliere questo elemento di variabilita' dalla descrizione statistica,

in alternativa un approccio “black box” porta a sommare un pesante contributo di scatter. Un elemento di dispersione sicuramente presente e’ invece quello legato alla prima sperimentazione e riconducibile alla variabilita’ del processo produttivo, ovvero allo scarso controllo di processo da parte delle fonderie. Infine l’ultimo elemento e’ la variabilita’ che si sovrappone alla distribuzione spaziale: come visto nella terza campagna sperimentale, anche a parita’ di zona e getto rimane una dispersione che ha lo stesso ordine di grandezza di quella “di produzione”.

Se ora osserviamo, come in Fig. 18, la distribuzione dei dati, si rende evidente la non simmetricita’ della stessa, con spiccata tendenza ad una lunga coda sinistra. La distribuzione che meglio fitta i dati e’ la Weibull [27] che sia per il caso 1 che 3 restituisce un fattore di forma di circa $m = 12$. Ragioniamo ora sull’importanza di una buona descrizione di questa curva. Vi sono alcuni aspetti da considerare

- a. La probabilita’ di sopravvivenza di progetto e’ nell’ordine di 10^{-3} , che significa porsi a valori di circa il 60% della mediana e in particolare in una zona in cui piccole variazioni di stima della distribuzione padre portano a sensibili variazioni del quantile di interesse. In Fig. 22 si puo’ valutare visivamente questo concetto.
- b. Nel caso, come e’ frequente nelle grandi strutture, in cui la zona sollecitata sia maggiore di quanto avviene nei provini, occorre minorare ulteriormente il quantile di riferimento coerentemente con l’approccio weakest-link;
- c. La grandezza di interesse e’ la resistenza a fatica ad alto numero di cicli e non le caratteristiche statiche, su cui sono basati gli esempi qui esposti. La prova di fatica e’ piu’ critica dal punto di vista della descrizione probabilistica per varie ragioni: generalmente si devono considerare piu’ parametri (ed es, pendenza e intercetta del tratto a termine, limite di fatica, dispersione), i dati generalmente non superano le poche decine e alcuni dati sono incompleti (run out).

Tutte queste considerazioni evidenziano due aspetti statistici predominanti nel contesto in esame: l’importanza di sfruttare al massimo i dati delle prove sperimentali per la stima delle code di probabilita’ e un buon modello per descrivere l’effetto volume.

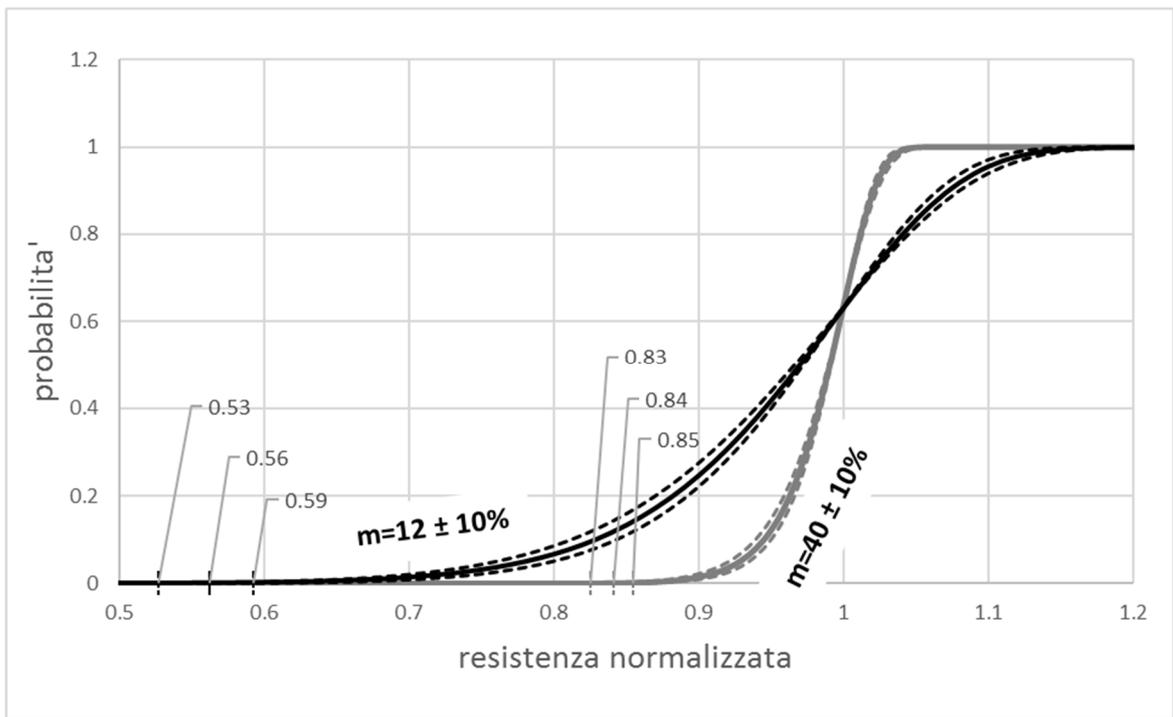


Fig. 22 Rappresentazione grafica di come una variazione del parametro di forma incida sul quantile $P_f=10^{-3}$ per un materiale "sporco" ($m=12$, valori rilevati per ghisa ad alto spessore [24]) e uno "pulito" ($m=40$, tipico di acciai di media qualità' [25])

4.2. Previsione della resistenza a fatica da simulazione di colata

In considerazione della rilevanza di quanto esposto al par.4.1.2 e volendo considerare anche quanto al par.4.1.1 si e' improntata una campagna di prove sperimentali cosi' delineata:

- I. si individuano una serie di tipi di componenti di diversa geometria;
- II. per ogni geometria si definiscono una zona di prelievo di saggi tramite carotatura. La scelta della posizione di prelievo e' scelta in modo da coprire una vasta gamma di condizioni locali del processo fusorio, stimate con simulazioni di colata in MAGMAIron™;
- III. si inseriscono i prelievi nel ciclo di lavorazione dei componenti, da ogni saggio si ricava un provino di fatica;
- IV. si eseguono le prove di fatica raggruppate per condizioni omogenee (stessa posizione, stessa geometria, stessa fonderia);
- V. raggiunto un numero minimo di 15 campioni, per significativita' statistica, si stima la curva di fatica con il modello illustrato al par.4.3;
- VI. si mettono in correlazione i risultati locali della simulazione di colata con i parametri della curva di fatica

Il programma sperimentale cosi' definito e schematizzato in Fig. 23 e' in atto in SACMI da fine 2016 e al momento della stesura di questa tesi sono stati testati oltre 200 provini. Questo permette di stimare la distribuzione della resistenza a fatica (par.4.1.2) e la variabilita' in produzione (par.4.1.1). Per motivi di riservatezza non vengono esplicitati i dettagli della leggi di correlazione trovate e che vengono continuamente affinate; tuttavia per il contributo sul piano metodologico della ricerca illustrata nei prossimi capitoli la natura di tali leggi non e' strettamente rilevante. Per le applicazioni che verranno illustrate si useranno leggi ricavate da letteratura.

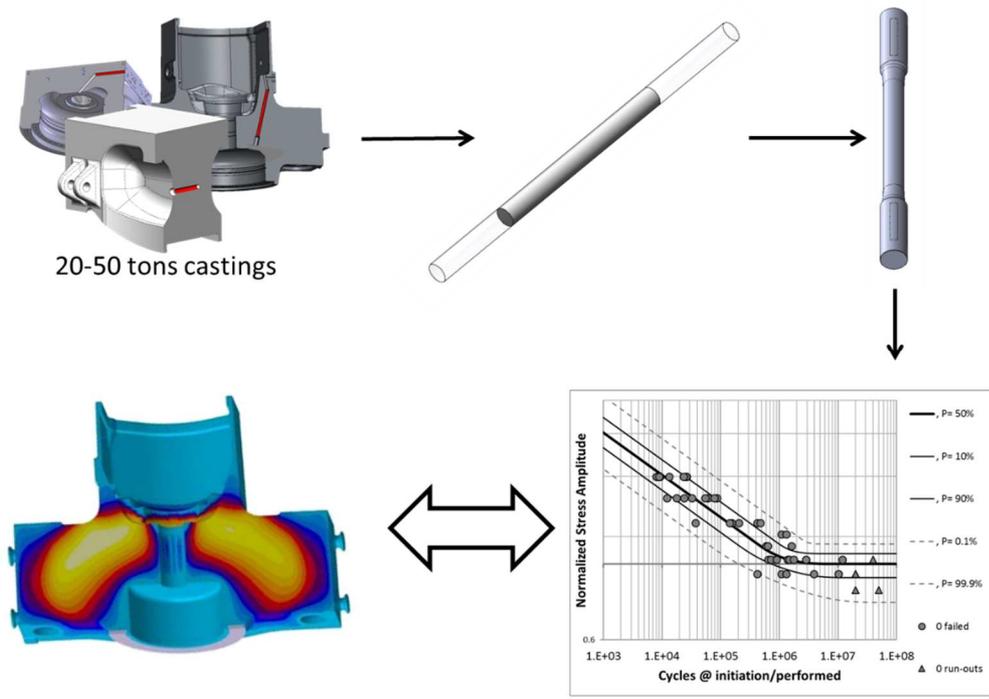


Fig. 23 schema del programma sperimentale di prelievi in produzione e confronto con le condizioni locali del processo fusorio

4.3. Modello di analisi dei dati di fatica (Articolo 4)

Le normative [28, 29] propongono modelli computazionalmente semplici ma che presentano varie limitazioni. Quelli focalizzati sul limite di fatica sono basate su un approccio stair-case [30], che però usando un approccio in quantili scarta a priori l'informazione sulla durata, riducendo di conseguenza la confidenza sulla stima. Quelle che descrivono il tratto a termine [28] permettono anche di fare considerazioni sugli intervalli di confidenza ma di contro non permettono di considerare anche i run-out e non contemplano un limite di fatica. Recenti modelli in letteratura superano queste limitazioni, a scapito di un maggior onere di calcolo; tuttavia o non presentano tutta la trattazione per un'applicazione completa [31, 34] o implicano un legame tra la zona a vita finita e quella del limite di fatica [32]. Si è pertanto ritenuto opportuno sviluppare un modello flessibile corredato della trattazione e delle strategie di calibrazione che permettano di ottenere informazioni statistiche complete come gli intervalli di confidenza dei parametri e di tolleranza dei quantili.

Sebbene il campo di durate oltre 10^8 cicli non sia stato molto esplorato, è lecito supporre che il diagramma di Wohler della ghisa sferoidale possa essere descritto da un tratto inclinato interrotto da un limite di fatica. Finché non viene imposta la posizione del ginocchio, la relazione tra durata e sollecitazione del primo tratto è statisticamente indipendente dal limite di fatica. Definiamo la probabilità di durata come la probabilità marginale che la vita $N_f(S)$ al livello di carico S fissato sia minore del numero di cicli effettuati N

$$F_{N_f|S}^{dur} = Pr(N_f(S) \leq N) = F^{dur}(N, S, \boldsymbol{\theta}_{dur}) \quad (6)$$

dove $\boldsymbol{\theta}_{end}$ è un opportuno set di parametri.

Consideriamo inoltre il limite di fatica come una variabile aleatoria e conseguentemente che la probabilità di esistenza del cedimento come

$$F_{S_f}^{esi} = Pr(S_f \leq S) = F^{esi}(S, \boldsymbol{\theta}_{esi}) \quad (7)$$

con S_f limite di fatica. $\boldsymbol{\theta}_{exi}$ un opportuno set di parametri che in generale differisce da $\boldsymbol{\theta}_{end}$ non solo perché le formulazioni di F^{dur} e F^{esi} sono diverse, ma anche perché la dispersione in generale non coincide. Se i due eventi, ovvero l'esistenza della rottura e la durata sotto un certo carico sono considerati indipendenti, questi possono essere visti come un sistema in parallelo (Fig. 24) dove il cedimento avviene per accadimento di entrambi, ovvero

$$Probabilità\ di\ cedimento = F_{N_f|S}^{dur} \cdot F_{S_f}^{esi} \quad (8)$$



Fig. 24 cedimento per fatica schematizzato come sistema in parallelo

Su questa impostazione si possono implementare diversi modelli per F^{dur} e F^{esi} . Per F^{dur} , basandosi su una relazione alla Basquin $SN_f^{1/b} = A$ si puo' scrivere, indicando con $\bar{\cdot}$ il logaritmo naturale, che la probabilita' cumulativa marginale della durata e'

$$F_{\bar{N}_f|\bar{S}}^{dur} = Pr(\bar{N}_f(\bar{S}) \leq \bar{N}) = F^{dur}(\bar{N}, \bar{S}, \boldsymbol{\theta}_{dur}) = \Phi\left(\frac{\bar{N} - \mu_e(\bar{S})}{b\sigma_e}\right) \quad (9)$$

con $\mu_e(\bar{S}) = b(\bar{A} - \bar{S})$ parametro di posizione e σ_e parametro di scala della distribuzione di $\bar{S}(\bar{N})$ e avendo indicato con Φ la distribuzione standard normale (\mathcal{N}) o dei minimi estremi (SEV).

La distribuzione del limite di fatica e' piu' semplice essendo questa indipendente dal numero di cicli; con simile annotazione

$$F_{\bar{S}_f}^{esi} = Pr(\bar{S}_f \leq \bar{S}) = F^{esi}(\bar{S}, \boldsymbol{\theta}_{exi}) = \Phi\left(\frac{\bar{S} - \mu_f}{\sigma_f}\right) \quad (10)$$

La probabilita' cumulata complessiva $F_{\bar{N}_f}$ e' facilmente ricavabile da queste; la PDF marginale complessiva si ottiene per derivata parziale rispetto ad \bar{N}

$$f_{\bar{N}_f}(\bar{N}, \bar{S}, \boldsymbol{\theta}) = \frac{\partial F_{\bar{N}_f}}{\partial \bar{N}} = \frac{1}{\sigma_e'} \cdot \varphi\left(\frac{\bar{N} - b(\bar{A} - \bar{S})}{\sigma_e'}\right) \cdot \Phi\left(\frac{\bar{S} - \mu_f}{\sigma_f}\right) \quad (11)$$

e permette di ottimizzare il set di parametri $\boldsymbol{\theta}$ massimizzando la log-verosimiglianza. Una strategia di calibrazione robusta consiste nel procedere per step, prima stimando i parametri $\boldsymbol{\theta}_{dur}$ solo sui rotti e i $\boldsymbol{\theta}_{exi}$ su tutti con un approccio quantile. Questi valori sono poi usati come punto iniziale nella massimizzazione di

$$\mathcal{L}(\boldsymbol{\theta}) = \sum_{i=1}^n \delta_i \ln [f_{\bar{N}_f}(\bar{N}_i, \bar{S}_i, \boldsymbol{\theta})] + (1 - \delta_i) \ln [1 - F_{\bar{N}_f}(\bar{N}_i, \bar{S}_i, \boldsymbol{\theta})] \quad (12)$$

che con 5 parametri presenterebbe difficoltà senza una buona stima del punto di partenza. Nella (12) δ_i vale 1 o 0 per provini rotti o non rotti, rispettivamente.

Il modello così impostato permette una scelta differenziata del tipo di distribuzione per i due fenomeni. Nulla vieta, specie in casi in cui vi sia un numero limitato di dati, di utilizzare lo stesso tipo e volendo lo stesso parametro di dispersione per entrambi. La Fig. 25 mostra la forma delle curve iso-quantile ed evidenza graficamente dove è prevalente l'interazione tra i due fenomeni.

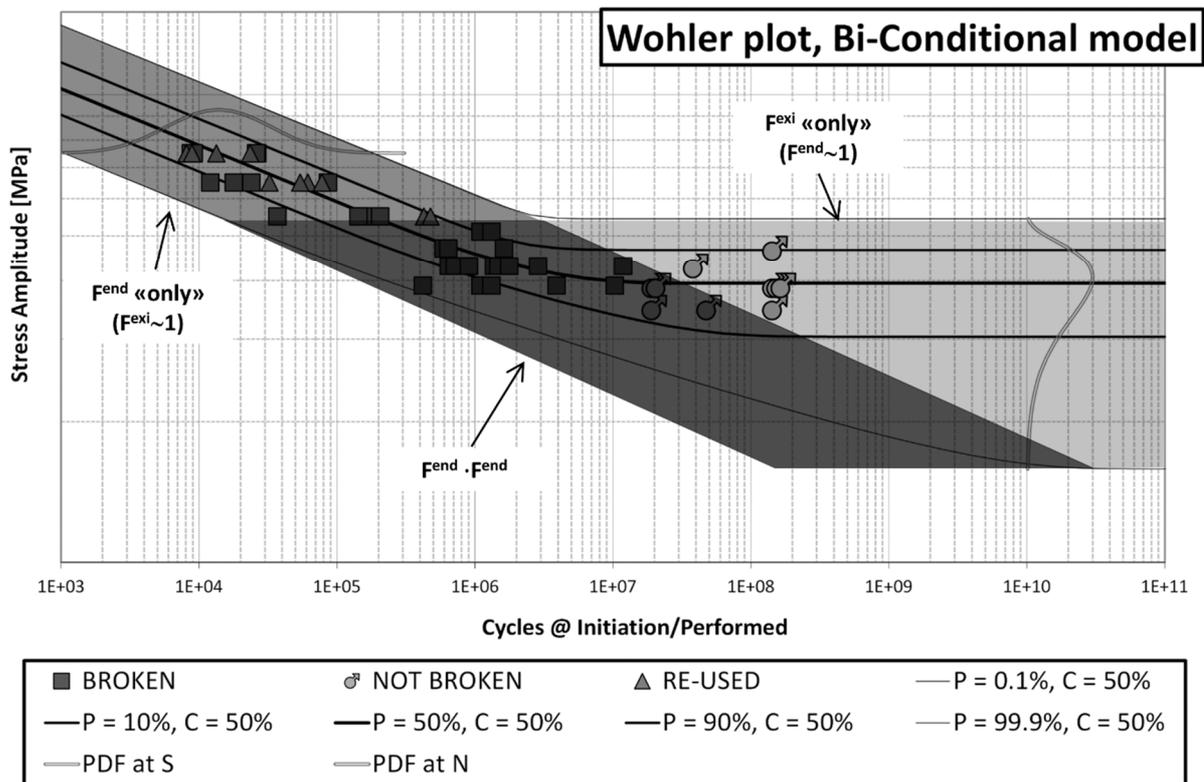


Fig. 25 aree di influenza di F^{dur} and F^{esi} .

Per la stima degli intervalli di confidenza sui parametri si può fare uso dei profili di verosimiglianza (Fig. 26), tracciando la variazione della massimizzazione $\mathcal{L}(\theta)$ fissando via via valori del singolo parametro nell'intorno della stima effettuata [31, 33]. L'intervallo per una confidenza di $100(1 - \alpha)\%$ è quello che soddisfa la relazione

$$-2 \log \left[\max_{\theta_2} \left[\frac{\mathcal{L}(\theta_1, \theta_2)}{\mathcal{L}(\hat{\theta})} \right] \right] \leq \chi^2_{(1, 1-\alpha)} \quad (13)$$

dove θ_1 è il parametro in esame, θ_2 il vettore dei rimanenti parametri, $\hat{\theta}$ la stima di massima verosimiglianza dei parametri e $\chi^2_{(1, 1-\alpha)}$ è il quantile $1 - \alpha$ della distribuzione chi-quadro per 1 grado di libertà.

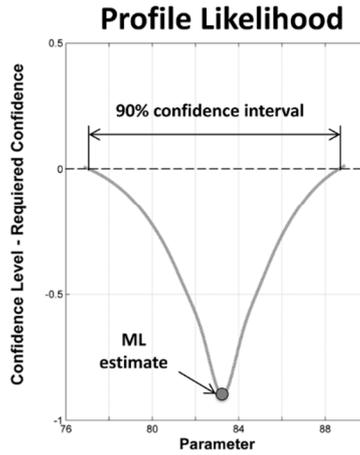


Fig. 26 profilo di verosimiglianza per l'individuazione dell'intervallo di confidenza

Per gli intervalli di tolleranza sui quantili si puo' far uso di una strategia di bootstrap, replicando virtualmente i test con un approccio Monte-Carlo [35]. Qui la chiave per lasciare massima liberta' nella gestione della prova e' nella trattazione dei run out. Nell'approccio proposto, cercando di replicare virtualmente quanto accade nella realta', si costruisce un vettore \tilde{N} di tutte le durate (rotti, run-out) maggiori del piu' breve run-out $\min \bar{N}_i^{R-O}$. Questa rappresenta la disponibilita' del laboratorio ad effettuare prove "lunghe".

$$\tilde{N} = [\bar{N}_i > \min \bar{N}_i^{R-O}] \quad (14)$$

Nella procedura di bootstrap si utilizzano i livelli di carico del test reale, e ad ogni iterazione j si ricava la durata $\bar{N}_{j,i}^v$ (v sta per "virtuale") invertendo la (8 rispetto ad un livello di probabilita' random. Se questa e' maggiore di $\min \bar{N}_i^{R-O}$ si itera su \tilde{N} e se $\bar{N}_{j,i}^v < \tilde{N}_i$ si considera rotto, altrimenti si considera interrotto ad una durata \tilde{N}_i . Ordinando i quantili di interesse campionati nelle varie iterazioni si possono stimare i valori alla confidenza desiderata. In una rappresentazione di esempio delle curve che si ottengono.

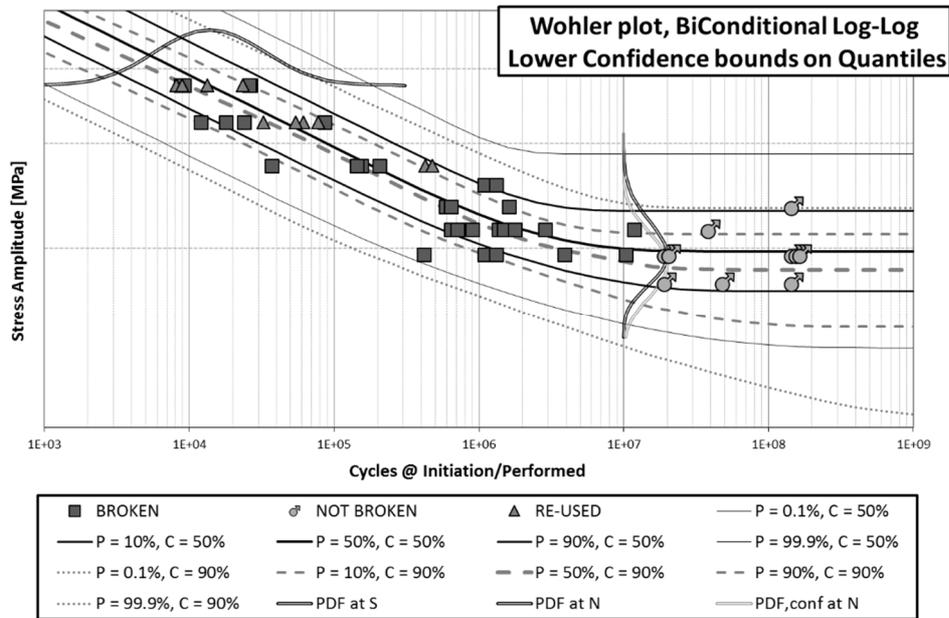


Fig. 27 Curve di Wohler dei valori attesi e al 90% di confidenza per vari quantili. Si noti come i margini inferiori di confidenza siano maggiori dopo il ginocchio, dovuta alla minore significativita' dei dati e dell'approccio quantile richiesto dai non rotti.

Si e' effettuato il confronto con i modelli di Castillo-Canteli [32] e di Pascual e Meeker [31]. Per quest'ultimo, come per il modello presentato, si sono valutate le 4 possibili combinazioni di scelta delle distribuzioni di durata e limite di fatica. I 9 modelli sono stati fittati su 18 test proprietari, per un totale di 575 dati. Per ogni fitting si e' calcolata la verosimiglianza relativa (relative likelihood, RL) calcolata sul Akaike Information Criterion con correzione per campioni limitati (AICc) [36]. Quest'ultima e'

$$AICc = 2k - 2 \ln(\mathcal{L}) + \frac{2k(k+1)}{n-k-1} \quad (15)$$

Indicando con k il numero di parametri del modello, n la dimensione del campione e con \mathcal{L} la massima verosimiglianza. Da questa, la verosimiglianza relativa

$$RL = e^{\frac{AIC_{c,min} - AIC_{c,i}}{2}} \quad (16)$$

Puo' essere interpretata come la probabilita' relativa che il modello i -esimo minimizzi la (stimata) perdita di informazioni. Quindi maggiore e' RL, migliore il fitting. Calcolata la (16) per tutti i casi, si possono confrontare i modelli in termini di media e deviazione standard di questi valori. Il risultato in Fig. 28. Non vi e' una risposta univoca, dal momento che si vorrebbe media elevata (il modello performa mediamente bene) e dispersione bassa (quindi minore probabilita' di fare una cattiva stima). Tracciando qualitativamente una frontiera di Pareto si evidenziano le buone performance di 3 modelli. Di questi, il RFLM con doppia formulazione lognormale e' quello che minimizza la

dispersione, mentre la versione analoga col modello qui presentato e' quella che presenta il valor medio piu' elevato.

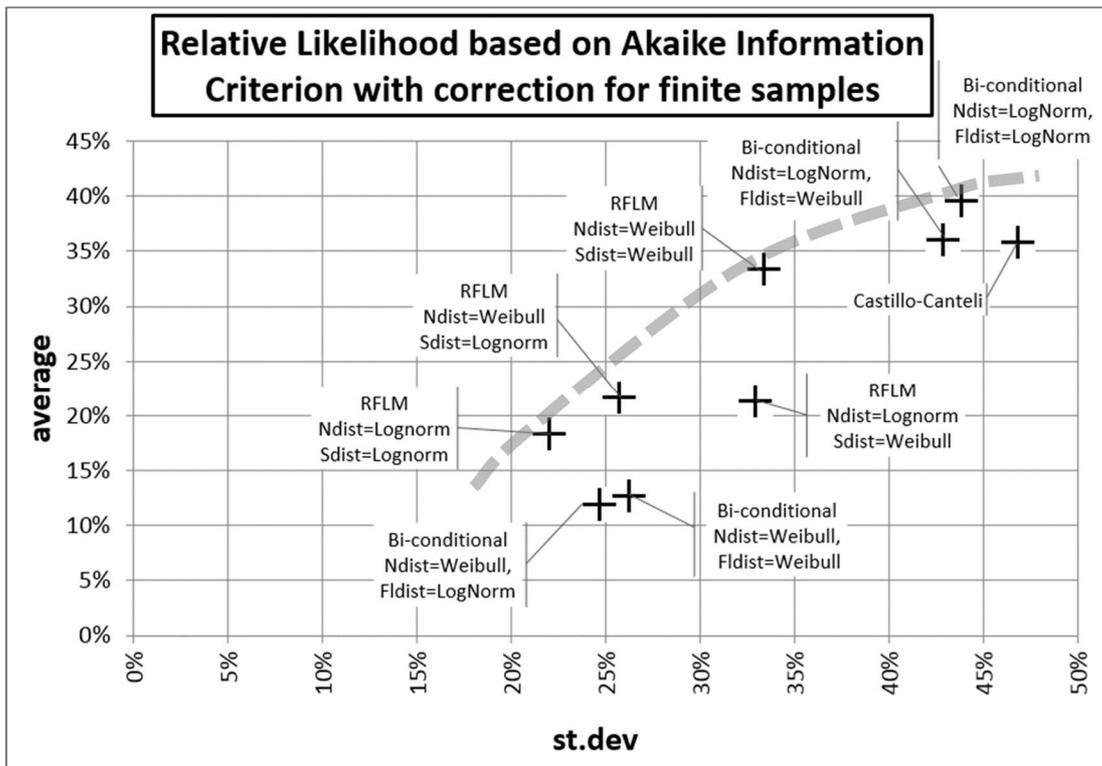


Fig. 28 Confronto tra vari modelli di analisi dei dati di fatica. La curva tratteggiata rappresenta una ipotesi di frontiera di Pareto che delinea gli ottimi

Queste considerazioni, unite all'elasticita' che permette nella gestione della prova e al fatto di avere tutti gli strumenti per la valutazione dei margini di confidenza, rendono il modello presentato una opportunita' interessante.

4.4. Effetto scala (Articolo 5)

E' noto che la resistenza a fatica e piu' in generale le proprieta' del materiale dipendono dalle dimensioni del componente. Questo cosiddetto "effetto scala" (spesso indicato come "effetto volume") si puo' suddividere in due tipi, in base al fenomeno fisico che ne sta alla base [38]:

- a. *Effetto scala tecnologico*: maggiori le dimensioni del grezzo di partenza, meno controllabile diventa il processo, specie per quanto riguarda le storie termiche. In particolare per i getti, l'aumento dei tempi di solidificazione porta a ingrossamenti dei grani e a fenomeni di segregazione che alterano la chimica nelle parti piu' interne, dando origine a difetti. Ne consegue un decadimento della resistenza all'aumentare delle dimensioni.
- b. *Effetto scala geometrico*: la resistenza a fatica, nella trattazione di Murakami [37], dipende dalle dimensioni del difetto rispetto alla sollecitazione locale. Essendo i difetti distribuiti aleatoriamente sia in posizione che in dimensione, ne consegue che maggiore il volume ad una data sollecitazione, maggiore la probabilita' di avere un difetto critico.

Per indagare il secondo tipo si e' approntata una campagna di prove di fatica con provini di diversa geometria. Da un singolo componente si sono estratte varie carote da posizioni analoghe dal punto di vista del processo fusorio, quindi cercando di togliere la variabile tecnologica. Da ogni carota si sono prelevati dei provini di 4 diverse geometrie; le posizioni di prelievo e le geometrie dei provini sono riportati in Fig. 29.

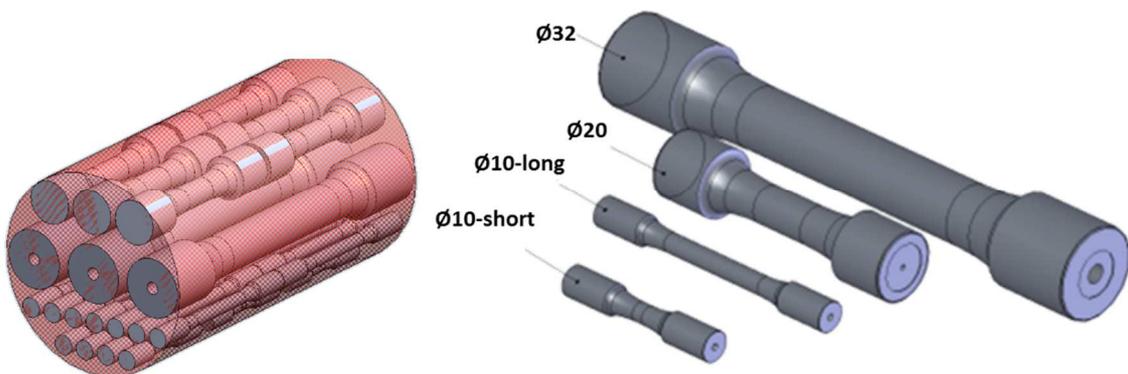


Fig. 29 posizioni di prelievo rispetto alle carote estratte e geometrie dei provini di fatica utilizzati

Le 4 serie sono state testate a fatica assiale, rapporto di carico $R=0$, esplorando il campo di durate maggiori di 10^4 . I limiti di run out sono stati definiti sulla base dell'andamento del tratto a termine, cercando di tenere un ordine di grandezza superiore rispetto alla durata attesa, in modo da dare significativita' all'informazione di non rottura.

I risultati sperimentali sono stati analizzati col metodo descritto nell'Articolo 4 usando per la F^{dur} una distribuzione lognormale e per la F^{esi} una Weibull a tre parametri. I parametri significativi di

ogni serie sono riassunti in Tabella 5. I punti sperimentali e le curve iso-quantili sono raffigurate in Fig. 30.

Tabella 5 Parametri significativi delle prove a fatica. Le resistenze sono state normalizzate rispetto alla serie #47

Specimen ID	Gauge diameter (mm)	Gauge length (mm)	Relative Volume	Relative Area	Fatigue data points	Weibull scale parameter	Weibull shape parameter	Weibull location parameter	Median Fatigue Strength	Scatter index $T\sigma$
#048	10	12	0.2	0.2	28	1.16	17.26	0.02	1.21	1.08
#047	10	69	1	1	51	0.41	7.43	0.61	1	1
#045	20	37	2.1	1.1	36	1.16	17.26	0.02	1.15	1.02
#046	32	160	21.4	10.8	24	0.83	19.45	0.15	0.96	0.98

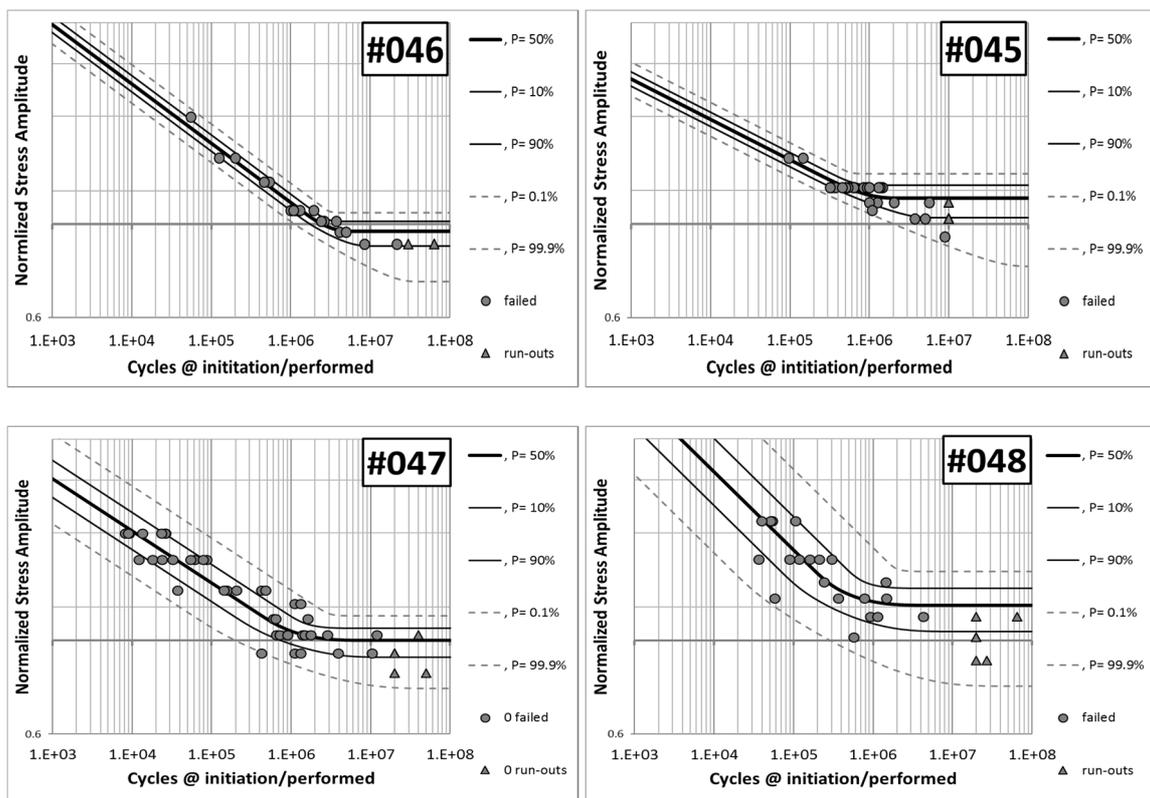


Fig. 30 punti sperimentali e curve iso-quantili per le 4 serie di prove di fatica. Gli assi sono i uguali nei vari grafici

Dal punto di vista dimensionale i provini sono stati disegnati per avere un range di volumi utili che attraversi circa 2 ordini di grandezza. Il volume tuttavia non e' l'unica scelta possibile per indagare l'effetto scala; dal momento che la rottura avviene, nel range di durate investigato, principalmente per difetti superficiali o sub-superficiali, e' stato proposto in letteratura [39] di considerare la superficie stessa come driver della variazione di resistenza.

Appare evidente gia' a colpo d'occhio come la dispersione sia inversamente correlata alle dimensioni, come atteso. Quello che e' inaspettato e' il maggior valore del limite di fatica nel provino #045 sul #047, rispetto al quale ha medesima superficie e volume doppio. Questa

incongruenza e' quantificata in Fig. 31: mentre l'indice di dispersione T_σ (definito come il rapporto dei quantili al 90 e 10 di rottura) risulta ben correlato alle dimensioni, il valore mediano, pur mostrando un andamento decrescente, ha uno scatter molto importante in corrispondenza dei due provini di dimensioni simili.

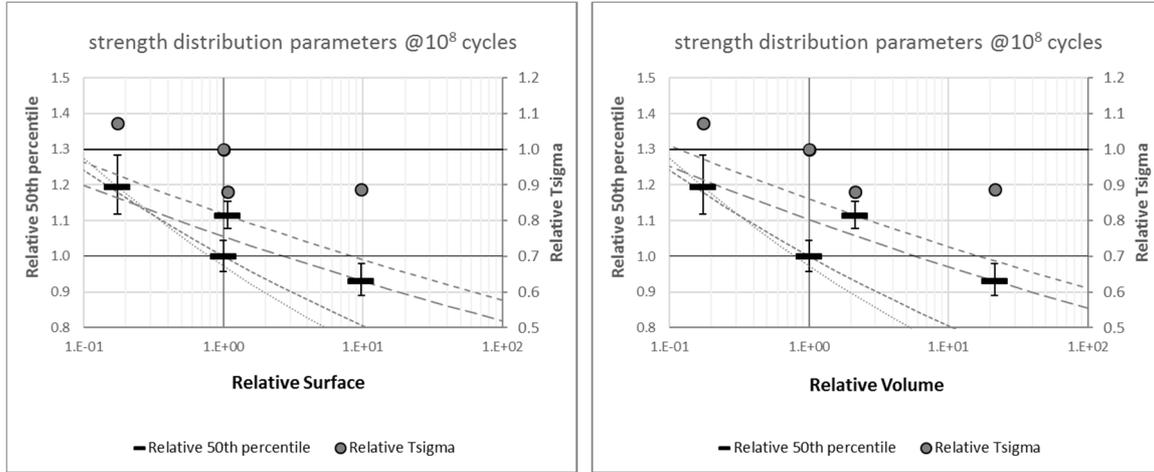


Fig. 31 Valori mediани, completi della banda di confidenza al 90%, e indici di dispersione del limite di fatica rispetto alla superficie e al volume utile del provino. Le curve tratteggiate rappresentano le estrapolazioni col metodo Weakest-link del valore mediano a superfici/volumi diversi sulla base del risultato di ogni serie di prove. Come si puo' notare la previsione e entro o poco fuori l'intervallo di confidenza quando si confrontano serie con diametri simili.

Un primo approccio indirizzato a interpretare i risultati sperimentali e' offerto dal Weakest-link introdotto da W. Weibull [75, 75], secondo il quale il materiale puo' essere pensato come un sistema in serie (una catena) di elementi omogenei; di conseguenza, l'affidabilita' del componente e' dettato dal cedimento del singolo elemento. Per le proprieta' dei sistemi in serie, l'affidabilita' complessiva e' il prodotto delle affidabilita' degli n elementi:

$$R^{tot} = R^n \quad (17)$$

Questa proprieta' abbinata alla distribuzione di Weibull permette di scalare la resistenza sulla base delle dimensioni: il quantile P del limite di fatica per una dimensione d_1 si puo' ricavare a partire dalla distribuzione stimata su una dimensione d_0 tramite la seguente

$$\sigma_1(P) = \alpha_0 [-\ln(1 - P)]^{1/\beta_0} \left(\frac{d_0}{d_1}\right)^{-1/\beta_0} + \lambda_0 \quad (18)$$

dove $\alpha_0, \beta_0, \lambda_0$ sono i parametri di scala, forma e posizione della distribuzione. Fissata una serie, sulla base di questa relazione si e' provato a ricavare il valore mediano del limite di fatica delle altre. Ripetuto questo esercizio per tutte le serie, gli errori tra previsione e valore misurato sono

rappresentati nella Fig. 32. Solo le previsioni tra serie di diametro simile possono ritenersi sufficientemente descritte dal modello usato, contrariamente alle esperienze di casi analoghi in letteratura [42, 43].

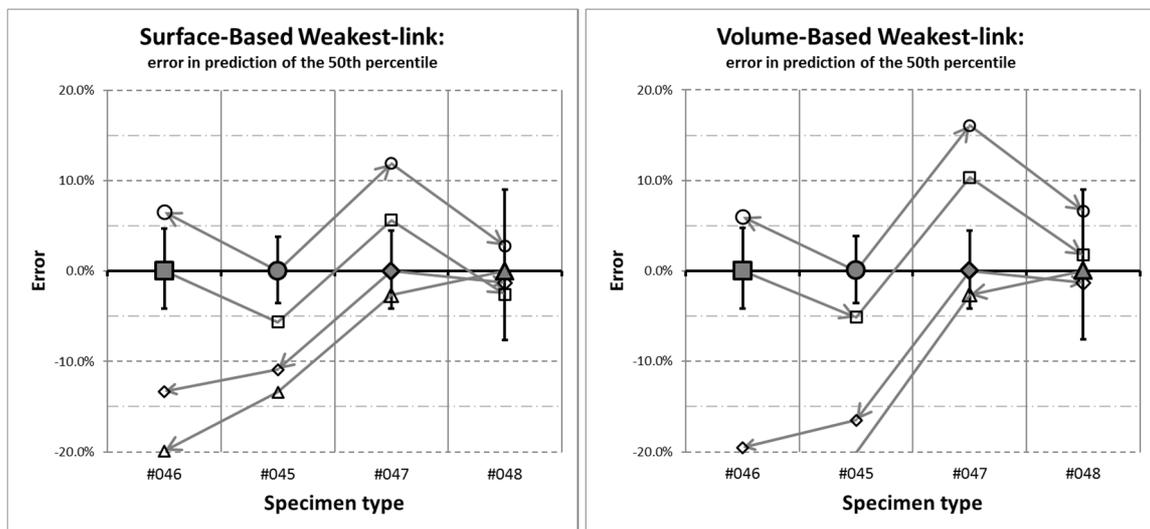


Fig. 32 errori di previsione dell'effetto scala usando il metodo Weakest-link abbinato alla distribuzione di Weibull. La forma del simbolo e' legata alla serie, i simboli pieni sono il dato base (errore nullo) completo della banda di confidenza al 90%. I simboli vuoti sono l'errore che si compie stimando con l'effetto scala la resistenza media di una serie sulla base dei valori dell'altra.

L'analisi frattografica al SEM permette di dare una chiave di lettura. I difetti all'origine delle rotture sono di dimensioni notevoli (Fig. 33) e fondamentalmente dello stesso ordine di grandezza della sezione stessa, contrariamente a quanto avviene per gli acciai o per ghise sferoidali a bassi tempi di solidificazione [75]. Trattando sempre il difetto come una cricca, occorre considerare che il fattore di forma risulterà differente per lo stesso difetto, in posizione analoga, sui diversi provini (Fig. 34). Inoltre, tale rapporto dimensionale fa sì che il concetto di volume elementare ipotizzato nell'approccio weakest-link sia spendibile solo per uguali diametri e diverse lunghezze, in quanto non si possono considerare omogenee "fette" di diverso diametro (per quanto appena esposto), ne' tantomeno porzioni di queste fette stesse.

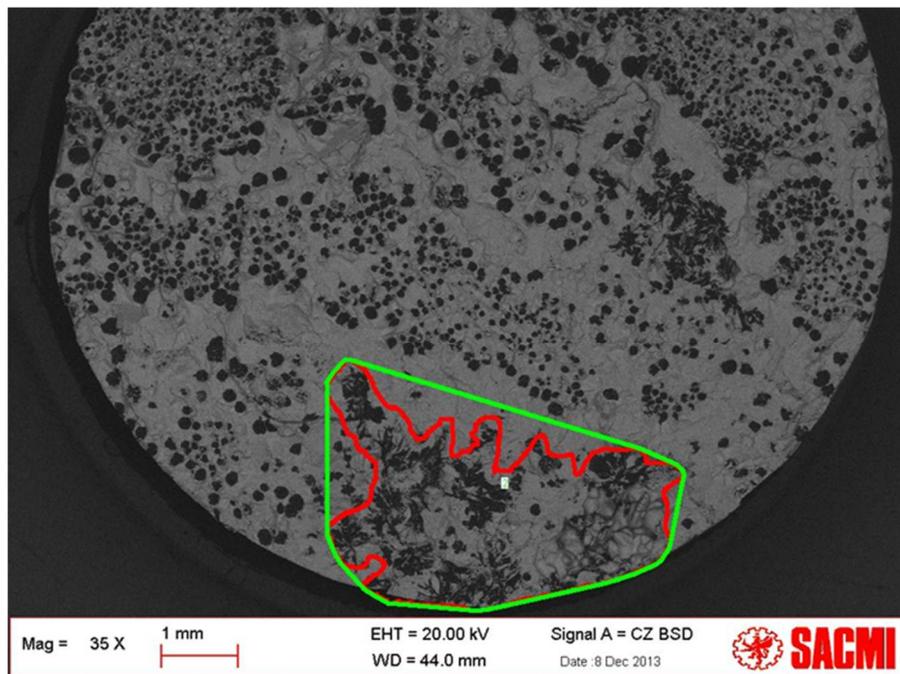


Fig. 33 frattografia al SEM di un provino della serie #047. Il difetto all'origine della rottura e' evidenziato in contorno rosso.

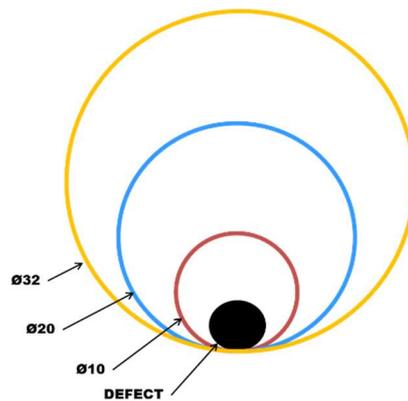


Fig. 34 illustrazione qualitativa che mostra il diverso rapporto dimensionale tra un difetto di dimensioni tipiche per questo materiale e la sezione utile del provino

Per superare queste limitazioni si tenta un approccio in meccanica della frattura, modellando esplicitamente i difetti e considerando la propagazione di quello con il SIF piu' alto. Si suppone omogenea la distribuzione dei difetti in questo volume, con posizione definita da un processo di Poisson con intensita' ρ pari alla densita' volumetrica dei difetti e dimensione secondo una distribuzione dei valori estremi di tipo I (Gumbel). Si definisce un dominio ovvero un volume che contiene il tratto utile del provino. Questo rappresenta l'intorno del provino nel componente. All'interno del volume ci si aspetta $n = \rho V$ difetti. I passi fondamentali sono

- 4.4.1. *Generazione dei difetti*: si genera un campione di n difetti di posizione e dimensione casuale secondo le distribuzioni madre. Per la posizione significa ottenere per ogni

dimensione (x,y,z) un campione rispetto a una distribuzione uniforme. Per la dimensione (\sqrt{area}) si inverte la Gumbel.

4.4.2. Individuazione del difetto critico: ad ogni difetto occorre associare un SIF. Per contenere la complessita' del problema, si sono adottate alcune semplificazioni. Il difetto viene inizialmente considerato una circonferenza nel piano normale all'asse del provino. Si definisce una profondita' che segna un confine di interazione difetto-superficie. Si considerano 4 categorie in base alla posizione del difetto e per ognuna di queste si definisce una cricca equivalente. Si veda le Fig. 35 e Fig. 36 per una rappresentazione grafica di tali assunzioni. Per ogni cricca equivalente si ricava il SIF associato [47] e si individua cosi' il piu' critico

4.4.3. Esito del provino: si assume che la fase di iniziazione della cricca sia nulla e che si passi immediatamente alla propagazione. Questa e' definita da una curva NASGRO deterministica [45, 46]. Se anche il difetto piu' critico risulta sotto soglia di propagazione ($\Delta K < \Delta K_{th}$) il provino e' classificato come run-out. Altrimenti si segue la sua propagazione fino al raggiungimento di una delle condizioni di fine:

- I. *Limite di calcolo del SIF:* nella formulazione adottata il calcolo e' valido per $a/D < 0.6$. Se si verifica tale condizione il provino si considera rotto.
- II. *Propagazione di schianto:* se risulta $\Delta K \geq \Delta K_{Ic}$ la propagazione diventa instabile e il provino e' ovviamente considerato rotto
- III. *Raggiungimento del limite di run-out:* si considera il provino come non rotto se N raggiunge un valore N_{R-0} fissato a priori

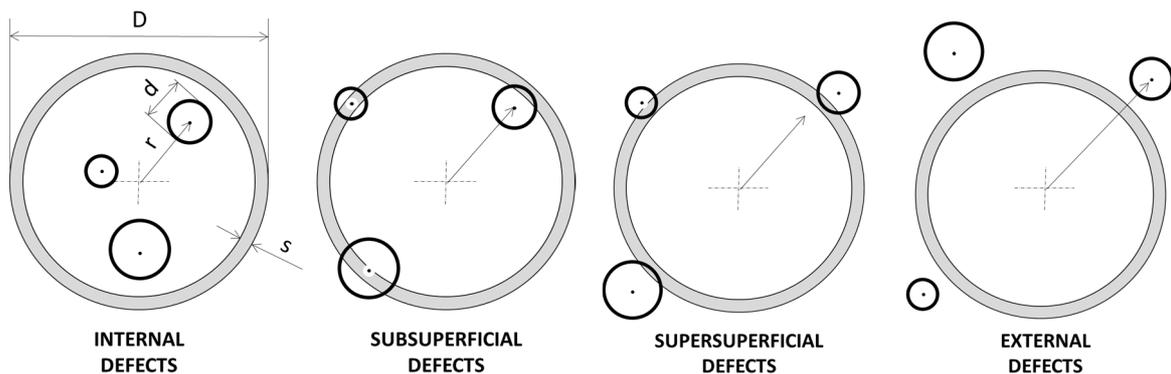


Fig. 35 tipologie di difetti in base alla posizione nella sezione

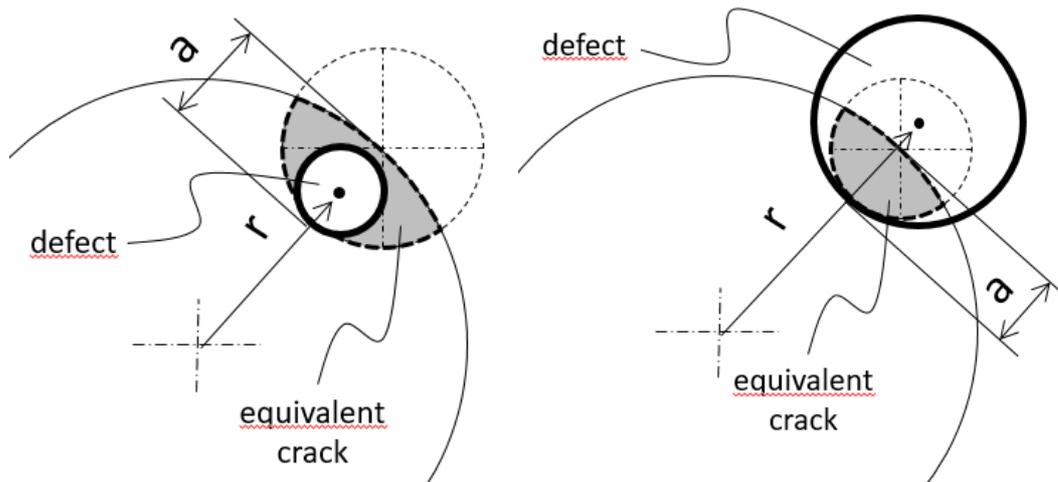


Fig. 36 *cricche equivalenti per i casi di difetti sub-superficiali e super-superficiali*

Questa procedura puo' essere usata per replicare il test sperimentale. Per ogni serie di prove (#45, #46, #47, #48), impostato il diametro corretto, si effettua la prova virtuale di ogni provino impostando il livello di carico del test reale. Un esempio di risultati virtuali e' riportato in Fig. 37. Dal confronto con i dati sperimentali (Fig. 30) risulta evidente come almeno a livello qualitativo venga rappresentato l'andamento delle prove sperimentali e in particolare l'aspetto piu' rilevante e che sfugge all'approccio weakest-link ovvero il passaggio dalla serie #45 alla #047. A dispetto dell'uguale superficie e del volume appena dimezzato, il #47 mostra un limite di fatica leggermente maggiore ma soprattutto un sensibile aumento dello scatter, fenomeni legati all'amplificazione della dimensione difetto data dal fattore di forma.

Questa esperienza illustra come certi aspetti possano essere colti solo con un approccio che modelli esplicitamente i difetti. La differente efficacia rispetto ad un modello implicito come il weakest link risulta ancora piu' marcata considerando che e' stata conseguita con un approccio fortemente semplificato rispetto a quanto proposto in letteratura [44]. Ciononostante occorre allo stesso tempo considerare che mentre un approccio (che tratta implicitamente i difetti) alla weakest-link permette una soluzione diretta dal punto di vista del calcolo, la stesura e l'esecuzione di una routine che estenda la metodologia in MFLE in un contesto generale e' di notevole impegno. Occorre inoltre considerare che la finitezza della sezione (ovvero il basso rapporto dimensionale rispetto al difetto tipico) qui presente a livello di provino si riscontra nella pratica in maniera assai piu' limitata.

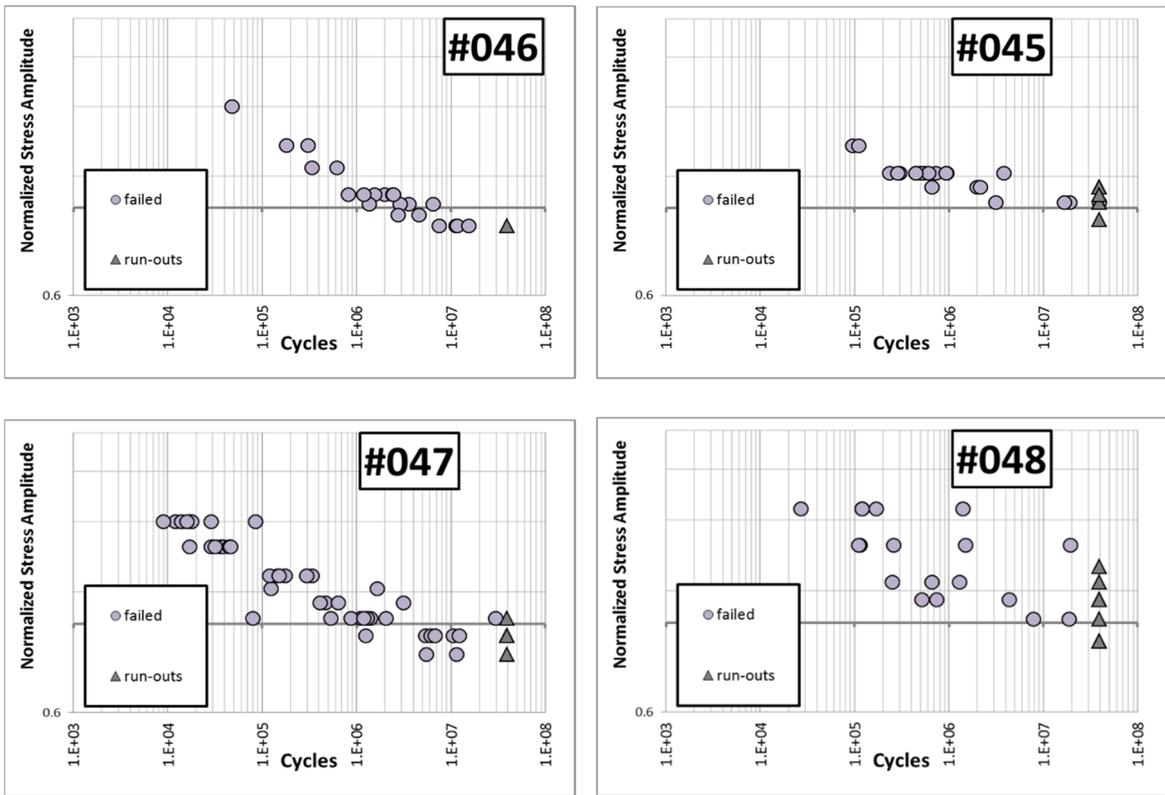


Fig. 37 esempi di test virtuali ottenuti con la procedura illustrata

5. Nuovo criterio di progettazione: Weakest-link con resistenza locale

L'approccio weakest-link, formalizzato tra l'altro in [39] e sintetizzato al par. 4.4, presuppone, come detto, l'omogeneità del materiale, nel senso che tutto il materiale ha la stessa distribuzione della resistenza (e implicitamente la stessa popolazione di difetti). Questo è in evidente contraddizione con le esperienze illustrate nel par. 4.1, ovvero che tale distribuzione è una proprietà locale dipendente principalmente dalle condizioni locali del processo fusorio. Nel caso tale distribuzione sia nota o almeno stimata la formulazione va rivista di conseguenza.

Riferendosi direttamente ad un contesto di analisi strutturale FEM si suppone quindi che siano note per ogni nodo i le seguenti informazioni:

- i) *Sollecitazione equivalente a fatica (S_i)*: in base al criterio multiassiale scelto (ad es. quello esposto al par. 3.2) si determina la sollecitazione scalare da confrontare con la resistenza
- ii) *Volume (e/o superficie) associata al nodo (V_i, S_i)*: corrisponde alla quotaparte del continuo che compete al nodo, sulla base della mesh [39].
- iii) *Resistenza a fatica locale ($\Phi(S, \mu_i, \sigma_i)$)*: che essa sia il limite di fatica o la resistenza alla durata di progetto, è una grandezza aleatoria definita da una distribuzione (lognormale, Weibull, ...) e i suoi parametri di scala μ_i e forma σ_i al nodo. Tale informazione, essendo legata come detto principalmente al processo, è opportuno sia derivata dai risultati di una simulazione di colata del getto da cui si ricava il componente. Un esempio è riportato in [48].

Nel seguito si illustra per passaggi successivi la metodologia che viene proposta.

Come già riportato nella (17) l'affidabilità del componente (o di parte di esso) è il prodotto delle affidabilità delle sue porzioni, concettualmente gli anelli della catena nell'approccio weakest-link. In questo caso si può scrivere:

$$R_{tot} = \prod_{i=1}^n R_i \quad (19)$$

Consideriamo inizialmente il caso in cui il volume V sia omogeneo sia come resistenza che come sollecitazione (Fig. 38). Esso può essere pensato come multiplo di elementi di volume di riferimento V_0 .

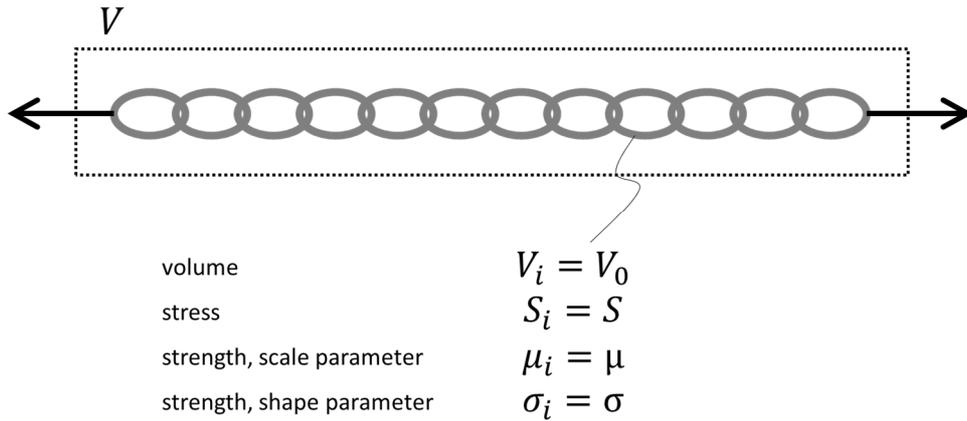


Fig. 38 schematizzazione Weakest-link nel caso di materiale omogeneo a sollecitazione uniforme: catena di anelli tutti uguali, sottoposti alla stessa tensione

L'affidabilità di ogni porzione è il reciproco della cumulata della resistenza al valore di sollecitazione S , ovvero

$$R_i = 1 - \Phi(S, \mu, \sigma) \quad (20)$$

In tal caso risulta:

$$R_{tot} = \prod_{i=1}^{n=\frac{V}{V_0}} R_i = R_i^{\frac{V}{V_0}} = (1 - \Phi(S, \mu, \sigma))^{\frac{V}{V_0}} \quad (21)$$

La (21) permette quindi di stimare l'affidabilità di una porzione di materiale omogeneo scalando la sua distribuzione di resistenza sulla base del rapporto tra il suo volume e un volume di riferimento ovvero quello per cui si è derivata la distribuzione di resistenza.

Nel caso generale di materiale non omogeneo in resistenza e sollecitazione (Fig. 39) si può ragionare come segue. Si consideri con la stessa analogia della catena che il materiale sia una sequenza di elementi in cui ognuno ha un suo volume V_i , e' sottoposto a sollecitazione S_i e ha una distribuzione di resistenza definita dai parametri μ_i, σ_i . Secondo la (21) l'affidabilità di ogni elemento è definita da

$$R_i = (1 - \Phi(S_i, \mu_i, \sigma_i))^{\frac{V_i}{V_0}} \quad (22)$$

e l'affidabilità dell'insieme, conseguentemente, e'

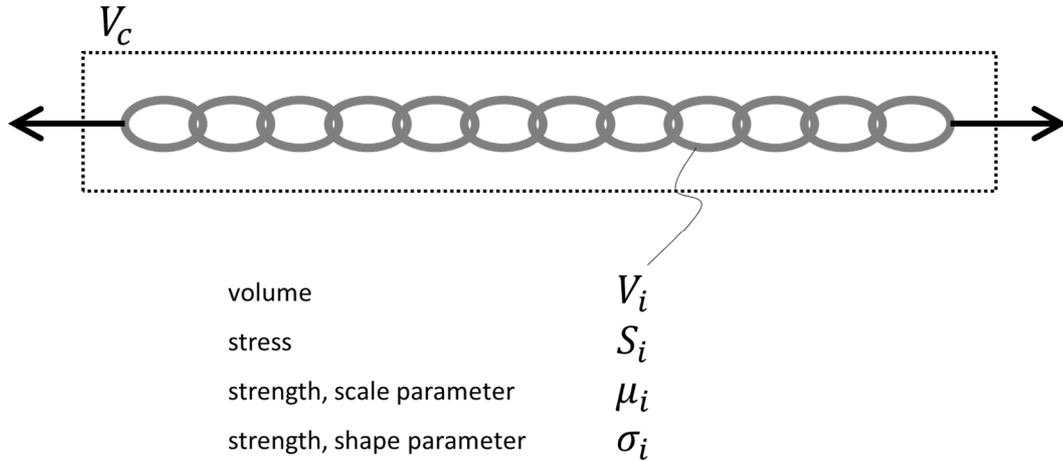


Fig. 39 schematizzazione Weakest-link nel caso di materiale a sollecitazioni e resistenza variabili. Ogni anello della catena rappresenta un infinitesimo di materiale ed e' omogeneo al suo interno ovvero riconducibile al volume V di Fig. 38

$$R_{tot} = \prod_{i=1}^m R_i = \prod_{i=1}^m (1 - \Phi(S_i, \mu_i, \sigma_i))^{\frac{V_i}{V_0}} \quad (23)$$

Ne consegue che

$$\ln R_{tot} = \sum_{i=1}^m \frac{V_i}{V_0} \ln(1 - \Phi(S_i, \mu_i, \sigma_i)) \quad (24)$$

Nel caso di un'applicazione FEM, considerando che ad ogni nodo i corrisponde un volume V_i , una sollecitazione S_i e una resistenza definita dai parametri μ_i, σ_i , la (23) permette di valutare la probabilità di sopravvivenza del componente (o di una porzione di materiale).

Una formulazione più generale che si riferisce al continuo (non discretizzato) si ottiene al tendere a zero del volume di ogni elemento. La probabilità di sopravvivenza diventa

$$\begin{aligned}
R_{tot} &= \lim_{V_i \rightarrow 0} \exp \left(\sum_{i=1}^m \frac{V_i}{V_0} \ln(1 - \Phi(S_i, \mu_i, \sigma_i)) \right) \\
&= \exp \int_{V_c} \ln(1 - \Phi(S, \mu, \sigma)) \frac{dV}{V_0}
\end{aligned}
\tag{25}$$

dove S, μ, σ sono variabili con continuita' all'interno del volume V_c . La (30 rivela dunque la natura dell'affidabilita', secondo lo schema proposto, di integrale volumetrico.

In questo caso si e' usata una formulazione dell'effetto scala geometrico riferito al volume in modo da poter avere informazioni anche ai nodi interni. In linea di principio i nodi interni richiederebbero un trattamento particolare essendo questi rappresentabili come volumi che non hanno una superficie, e quindi concettualmente diversi dai provini su cui si e' stimata la resistenza a fatica. Un possibile approccio potrebbe essere quello di stimare la resistenza delle parti interne dei provini di fatica andando a valutare, per esempio, la percentuale delle rotture originatesi dall'interno sul totale e scalando la resistenza di conseguenza. Al di la' della complessita' operativa di questa soluzione, peraltro imperfetta, e' utile osservare che comunque tale resistenza sarebbe sempre maggiore di quella che considera anche la superficie esterna, e pertanto l'uso della (23 tal quale e' a vantaggio di sicurezza.

Un esempio di applicazione con confronto tra resistenza uniforme e derivata dalla simulazione di colata si trova in Fig. 40. In essa si e' raffigurato un fattore di sicurezza in base alle considerazioni che seguono.

La (30 permette di calcolare l'affidabilita' del componente o in generale di una parte di continuo di cui sono note le grandezze ai punti i), ii), iii). Tale risultato e' uno scalare che rappresenta una proprieta' di tutto il volume in analisi; questa informazione, per quanto rappresenti il risultato di primario interesse per le considerazioni affidabilistiche, non permette al progettista di avere indicazioni sui contributi locali. In altre parole non permette di capire quali sono le zone critiche sulle quali agire per ottimizzare il progetto. Per fare questo occorre avere un'informazione locale, quale puo' essere quella del fattore di sicurezza, definito come rapporto tra la condizione limite e quella agente.

In questo caso, riferendosi al nodo i-esimo, il contributo dato dal volume non e' da considerarsi, essendo semplicemente una scelta di mesh. Se interpreto il nodo i come rappresentativo di un dominio omogeneo di volume V_0 , una sollecitazione S_i e una resistenza definita dai parametri μ_i, σ_i , posso riformulare la (25 per ottenere la sua l'affidabilita'

$$R_i = \exp \int_{V_0} \ln(1 - \Phi(S_i, \mu_i, \sigma_i)) \frac{dV}{V_0} = (1 - \Phi(S_i, \mu_i, \sigma_i)) \quad (26)$$

Ne consegue che data la probabilita' di rottura di progetto P_p , la tensione limite corrispondente e' data da

$$S_{lim,i} = \Phi^{-1}(P_p, \mu_i, \sigma_i) \quad (27)$$

Riferendosi quindi al solo contributo di sollecitazione agente e resistenza locale si puo' scrivere:

$$SF@V_0 = \frac{\Phi^{-1}(P_p, \mu_i, \sigma_i)}{S_i} \quad (28)$$

che si puo' definire come il fattore di sicurezza al nodo i-esimo nel caso lui rappresentasse il componente e ad esso fosse associato il volume di riferimento V_0 . Nel caso si scelga la distribuzione di Weibull per la resistenza risulta

$$SF@V_0 = \frac{\mu_i \left(-\ln(1 - P_p) \right)^{1/\sigma_i}}{S_i} \quad (29)$$

Una definizione non locale del fattore di sicurezza in sollecitazioni invece potrebbe essere data dal coefficiente scalare che moltiplichi il campo di tensioni $[S_i]$ fino a far coincidere la P_p e la probabilita' calcolata con la **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**, ovvero

$$SF_{tot} = K: 1 - \exp \int_{V_c} \ln(1 - \Phi(S, \mu, \sigma)) \frac{dV}{V_0} = P_p \quad (30)$$

Questo e' di nuovo una proprieta' complessiva del continuo in analisi, quindi senza informazioni locali, ma che ha un significato affidabilistico analogo alla probabilita' di rottura. Non essendo la (30 invertibile, la soluzione deve essere cercata numericamente.

Per ottenere, infine, un fattore di sicurezza locale ma che mantenga una coerenza con il risultato globale si puo' normalizzare $SF@V_0$ in modo che il minimo coincida con SF_{tot} :

$$SF = SF@V_0 \frac{SF_{tot}}{\min(SF@V_0)} \quad (31)$$

Questo e' il risultato che e' stato poi riportato nel FEM per la visualizzazione in Fig. 40. Il confronto tra l'approccio in resistenza locale e omogenea mostra una diversa distribuzione delle criticita'. Va evidenziato che il valor medio in c) dipende essenzialmente dal valore di resistenza scelto; qui e' raffigurato il caso conservativo in cui si e' posto $\mu = \min(\mu_i), \sigma = \max(\sigma_i)$. In questo caso si apprezza come si possano sfruttare zone a maggiore resistenza per permettere sollecitazioni maggiori.

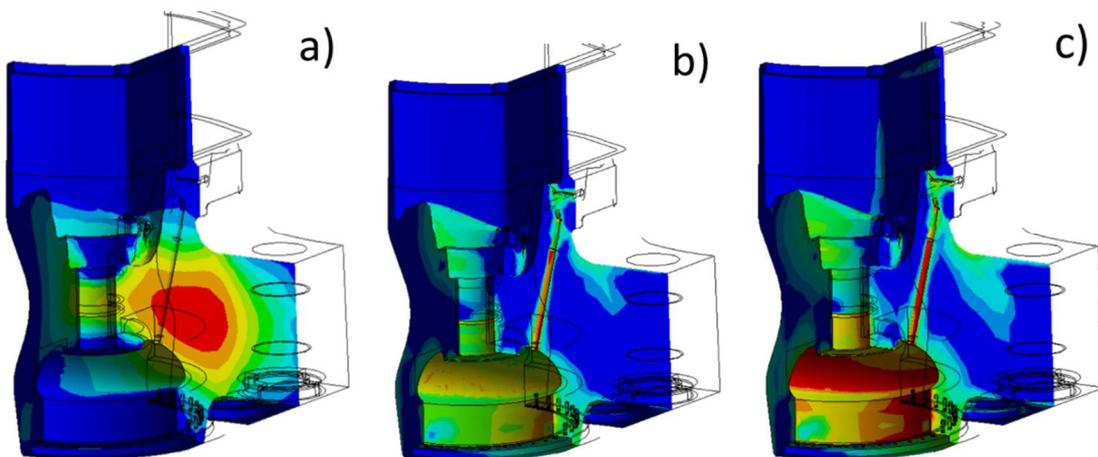


Fig. 40 esempio di applicazione su un componente (massa 30 ton) di pressa per piastrelle. Qui raffigurato $\frac{1}{4}$ per visualizzare anche l'interno. a) limite di fatica ($P=50\%$) come ricavato dall'elaborazione dei dati di simulazione di colata; b) fattore di sicurezza rispetto alla probabilita' di rottura di progetto, considerando il limite di fatica locale. c) stesso risultato, considerando un limite di fatica costante nel volume; la scala e' la stessa di b). In tutte queste la scala dei colori e' invertita, ovvero il rosso rappresenta i valori minori

C'e' un ulteriore ragionamento che e' utile esplicitare riguardo il contributo del volume sull'affidabilita'. Potrebbe infatti essere visto come incongruente l'averlo escluso nel calcolo del fattore di sicurezza locale $SF@V_0$, mentre il volume associato al nodo viene considerato nel calcolo della probabilita' di rottura $P_{tot} = 1 - R_{tot}$. Inoltre un'informazione utile al progettista potrebbe essere sapere il contributo a P_{tot} dato da una certa lavorazione. A queste osservazioni si puo' rispondere ricordando che il dominio di calcolo della (27) non e' vincolato ad essere l'intero componente. La probabilita' di rottura di una certa lavorazione si puo' ottenere limitando il calcolo all'intorno della lavorazione stessa. Ne consegue che il risultato dipende dalla scelta dell'intorno, e che ricade sulla sensibilita' del progettista individuare (l'eventuale) zona ove e' bassa la sensibilita' del risultato rispetto al contorno. La probabilita' di rottura del componente si compone dei contributi delle varie concentrazioni di tensioni. In altre parole, l'affidabilita' e' un integrale sul volume del campo di sollecitazioni e resistenza; diviso un continuo in piu' regioni, l'affidabilita' del

continuo e' il prodotto delle affidabilita' delle regioni. Che queste siano i volumi di competenza dei nodi o diverse zone del componente concettualmente e' la stessa cosa (Fig. 41).

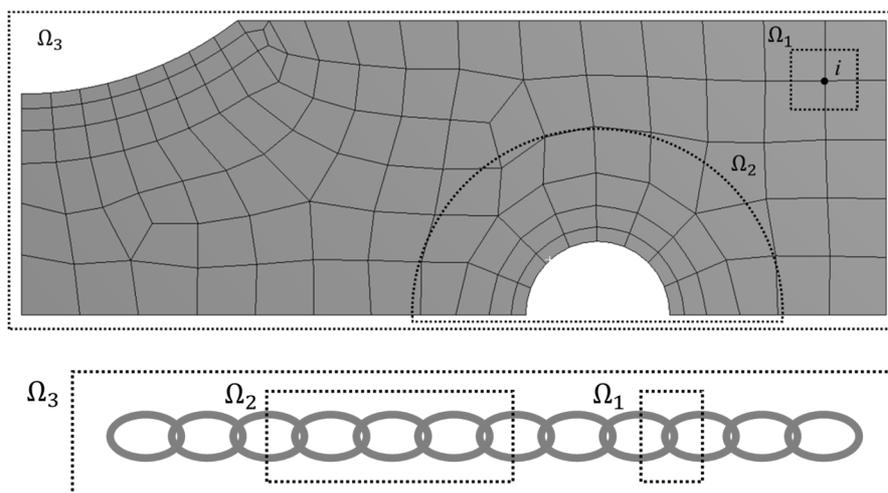


Fig. 41 dipendenza dell'affidabilita' dal dominio di integrazione: il contorno Ω_1 permette di calcolare l'affidabilita' associata al nodo i -esimo, Ω_2 quella dell'intaglio acuto, Ω_3 quella di tutta la geometria. Sotto una rappresentazione concettuale secondo l'analogia del weakest-link

6. Ottimizzazione

Nei precedenti capitoli si e' illustrato un percorso che, combinando aspetti di multiassialita' ed effetto scala, ha portato alla definizione di un criterio affidabilistico che permette di sfruttare una conoscenza della resistenza locale. Come gia' rimarcato, la probabilita' di rottura risulta una funzione dello stato di sollecitazione, resistenza e volume locale. Tali variabili a loro volta dipendono da altri fattori, geometria in primis, creando una serie di correlazioni difficilmente gestibile dal progettista, Fig. 42. Se pero' si e' in grado di definire matematicamente queste relazioni si puo' far ricorso a tecniche di ottimizzazione. Concettualmente questa branca della matematica si occupa della ricerca del set di variabili che danno i punti di massimo o minimo (obiettivi) di una o piu' dimensioni di una funzione, nel rispetto di vincoli (sia sugli input, sia sugli output). Un esempio riferito all' ottimizzazione strutturale e' il caso in cui si fanno variare delle dimensioni di un componente o di una parte di esso per minimizzare la massa mantenendo un fattore di sicurezza minimo.

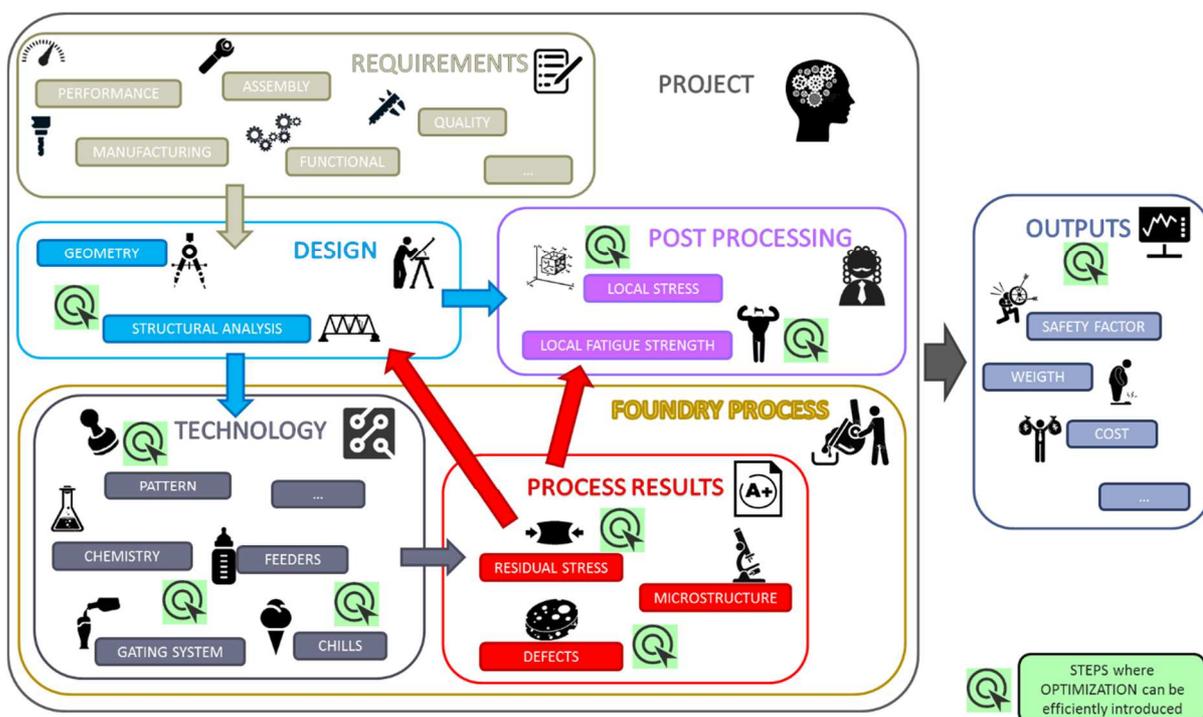


Fig. 42 raffigurazione schematica delle interrelazioni tra vari aspetti di un progetto strutturale. La parte che tradizionalmente e' di competenza del tecnologo e' molto interconnessa con quanto gestito dal costruttore di macchine

Gli strumenti dedicati disponibili [51] si fanno carico della complessa parte matematica e della gestione del flusso di dati, lasciando al progettista l'onere di definire le trasformazioni input-output (ed es., calcolo FEM) e la formalizzazione metodologica del problema. In questo capitolo, assumendo di conoscere le relazioni tra proprieta' di processo fusorio e resistenza locali, si

illustrano alcune metodologie e strumenti sviluppati con lo scopo di oggettivizzare la ricerca dell'ottimo.

6.1. Ottimizzazione combinata strutturale e di processo (Articolo 6, Articolo 7)

Consideriamo le interrelazioni tra i parametri che determinano l'affidabilità e le scelte progettuali.

La sollecitazione locale dipende dai carichi, i vincoli, il materiale e la geometria, sia globale (spessori, forme che influenzano la tensione nominale) che locale (concentrazioni di tensioni). Questo è background tipico dello strutturista e ampiamente documentato.

Il volume di processo o meglio la distribuzione nello spazio della sollecitazione è data dagli stessi fattori.

La resistenza locale è un aspetto molto meno indagato. In termini qualitativi essa è legata alla geometria e alla tecnologia adottata nel processo fusorio [49]. Più propriamente la resistenza dipende dalla composizione chimica e dalla storia termica di solidificazione e raffreddamento. Quest'ultima è definita dalla geometria (spessori, modulo termico [50]) e dal layout di colata (tipo di sabbia, raffreddatori passivi e attivi). La composizione è scelta dal tecnologo che tenta di impostarla nel bagno (il controllo è limitato da difficoltà tecniche) ma poi varia localmente per fenomeni di fading e di segregazione nel processo di solidificazione che parte dalla superficie del getto e avanza verso l'interno. In ultima analisi quindi anche la chimica locale ha una dipendenza dalla storia termica e quindi dalla geometria e dalla configurazione di colata.

L'importanza di considerare la resistenza locale nella ghisa sferoidale è stata mostrata da Olofsson et al. [52] e Shirani [53]. Kavicka et al. [54] hanno rilevato delle correlazioni tra il tempo di solidificazione locale e la microstruttura locale per grandi fusioni di questo materiale. Wessen e Svensson [55] hanno sviluppato un modello per l'accrescimento della ferrite, mentre Donelan [56] applica un metodo per modellare la microstruttura e le proprietà meccaniche di una ghisa sferoidale ferritica per getti a grande spessore.

Da queste considerazioni si evince che la definizione della geometria ha ripercussioni non solo sul campo di sollecitazioni, come tradizionalmente si considera, ma, almeno per i componenti ottenuti per fusione, anche sulla resistenza.

L'ottimizzazione strutturale parametrica, in cui la topologia è fissa e se ne variano le proporzioni, è comunemente impostata come nello schema di Fig. 43.

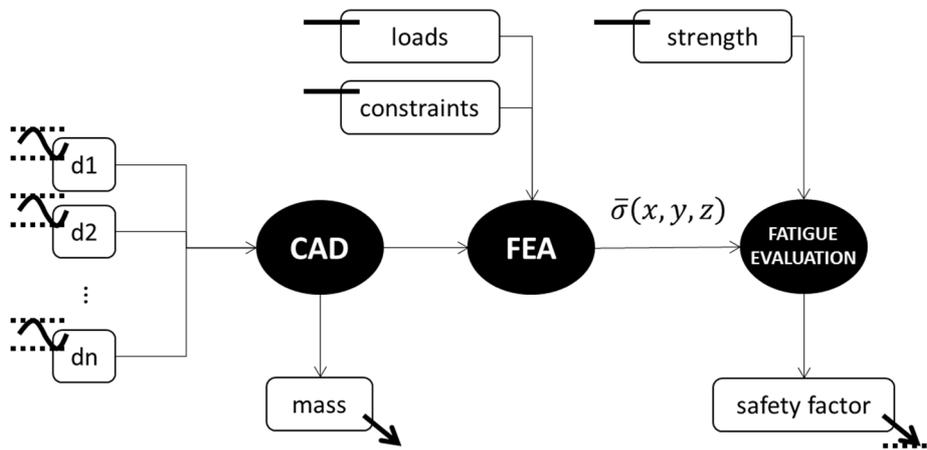


Fig. 43 Esempio di ottimizzazione strutturale in cui la resistenza è considerata come costante e uniforme. Alcune dimensioni (d_1, d_2, \dots, d_n) sono considerate variabili, carichi, vincoli e resistenza sono mantenute costanti e l'obiettivo è minimizzare la massa rispettando un vincolo di fattore di sicurezza minimo.

L'ottimizzazione di colata, recentemente automatizzata all'interno di pacchetti commerciali [57], agisce invece tipicamente su parametri tecnologici e con obiettivi e vincoli non esplicitamente legati alla resistenza locale; un esempio in Fig. 44.

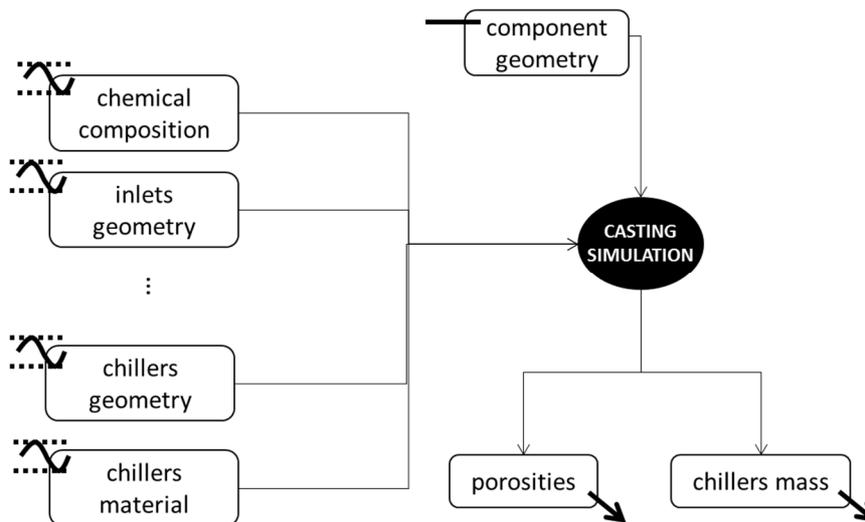


Fig. 44 Esempio di ottimizzazione di colata: le variabili riguardano la chimica del getto e la geometria/proprietà di ciò che sta intorno al getto, la cui geometria è considerata fissa. Qui l'obiettivo è minimizzare la massa dei raffreddatori e le porosità nel getto.

Queste impostazioni riflettono il flusso progettuale tipico: il costruttore della macchina dimensiona il componente assumendo una resistenza uniforme. Fatto questo si rivolge alla fonderia richiedendo la geometria definita e generalmente una sanita' interna (assenza o limiti sulle porosità e cavità da ritiro) e una resistenza minima su un campione colato assieme al getto. Il fonditore si preoccupa quindi di soddisfare queste richieste minimizzando i suoi costi.

Consapevoli delle interrelazioni illustrate e assumendo di poter ricavare dalla simulazione di colata una mappatura della resistenza [48] uno schema di ottimizzazione completamente accoppiata (Fully Coupled, FC) e' riportato in Fig. 45. In esso si considera che non solo la resistenza a fatica ma anche il comportamento meccanico del materiale sia definito localmente [52].

Sebbene tale approccio rappresenti la massima integrazione e potenzialmente la piu' efficiente ricerca dell'ottimo vi sono ragioni che ne rendono poco pratica l'applicazione:

- a- *Limiti degli strumenti di calcolo.* anche le funzioni dei programmi di calcolo rispecchiano le modalita' di progettazione in uso. Il software di simulazione di colata usato per questo studio, MAGMA⁵,TM v.5.3, non permette di automatizzare un flusso con una geometria parametrica.
- b- *Limiti di gestione del progetto.* Un approccio FC fornisce in uscita sia la geometria ottima che il connesso layout di colata, ma cio' significa che il costruttore della macchina deve avere competenza anche sulla parte tecnologica e inoltre dovra' vincolare la/le fonderia/e ad un preciso processo, innescando una potenziale deresponsabilizzazione. In definitiva, l'approccio FC e' realisticamente applicabile a quei costruttori che hanno anche la fonderia interna.

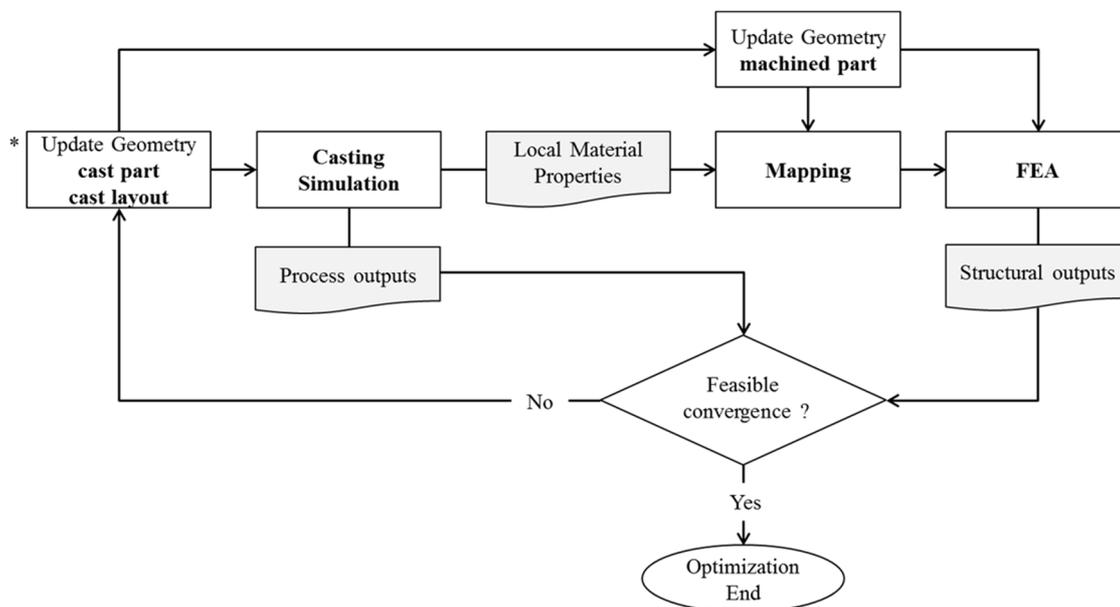


Fig. 45 schema di ottimizzazione completamente accoppiata. Il punto di partenza del loop di ottimizzazione e' indicato con il simbolo *

Un approccio alternativo parzialmente accoppiato (Half Coupled, HC) e' raffigurato in Fig. 46. In esso le ottimizzazioni di colata (Casting Optimization, CO) e strutturale (Structural Optimization, SO) sono eseguite separatamente in cascata all'interno di un loop gestito manualmente, per via del

fatto che la geometria del componente non puo' essere importata in automatico. La geometria e' una variabile di ottimizzazione in quella strutturale. L'accoppiamento e' rappresentato da:

- c. *Resistenza locale.* I risultati della simulazione di colata vengono trasformati in proprieta' del materiale che vengono mappate nel modello strutturale. Questo passaggio, che avviene tra geometrie (grezzo di fusione e finito di lavorazione), mesh e modelli fisici diversi [58], nel presente lavoro e' stato eseguito usando il modulo MAGMALink™. Il vincolo di minimo fattore di sicurezza adottato come criterio di convergenza si ottiene, per il modello affidabilistico usato, combinando resistenza e sollecitazione, quindi da risultati sia della simulazione di colata che strutturale
- d. *Vincoli di resistenza all'ottimizzazione di colata.* Tra gli obiettivi dell'ottimizzazione di colata vengono inseriti i parametri che massimizzano la resistenza nelle zone critiche. Tali zone sono predefinite dal progettista e questo elemento potrebbe indurre delle criticita'; va però osservato che per una topologia e schema di carichi/vincoli definiti le aree critiche sono solitamente costanti e individuabili con una analisi strutturale preliminare.
- e. *Simulazione di colata a valle dell'ottimizzazione strutturale.* la configurazione geometrica iniziale al loop i-esimo viene immessa come detto nell'ottimizzazione di colata, i risultati di questa, trasformati in input strutturali, vengono passati all'ottimizzatore strutturale il quale persegue i suoi obiettivi variando la geometria del componente stesso. La geometria che esce dall'ottimizzatore strutturale e' pertanto in generale diversa da quella considerata nell'ottimizzazione di colata e di conseguenza ne risultano variate le storie termiche locali e quindi la resistenza. Si e' quindi inserita una sequenza di simulazione di colata e strutturale a valle che combina i parametri tecnologici ottimizzati in CO e la geometria in uscita da SO. I risultati strutturali vengono confrontati con quelle di SO per controllare che siano entro una tolleranza; in caso contrario la geometria in uscita da SO diventa il punto di partenza per un nuovo loop.

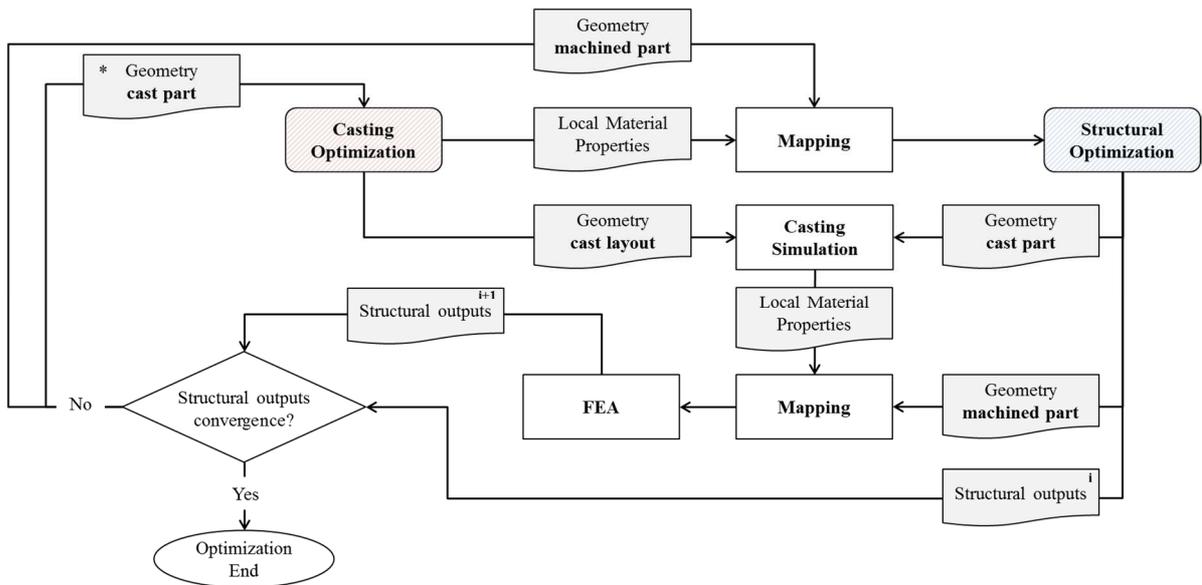


Fig. 46 schema di ottimizzazione parzialmente accoppiato. L'ottimizzazione di colata e strutturale sono concettualmente simili a quanto raffigurato in Fig. 44 e Fig. 43.

L'efficacia della metodologia proposta e' stata testata in un confronto con altri approcci usando un modello semplificato di piano per pressa idraulica. La geometria di partenza, le condizioni di carico e la configurazione in solidificazione sono riassunte in Fig. 47. Si e' tralasciata la fase di riempimento in quanto non influente sui parametri di interesse per la stima della resistenza a fatica [48, 59]. Di seguito gli elementi essenziali dei vari approcci e i relativi risultati.

6.1.1. *Ottimizzazione strutturale, materiale uniforme.* Trattandosi di un caso di fatica a vita infinita i livelli di sollecitazione risultano ampiamente entro il limite elastico, il materiale e' quindi definito con densita' $\rho=7200 \text{ kg/m}^3$, modulo elastico $E=160,000 \text{ MPa}$, coefficiente di Poisson $\nu=0.28$, limite di fatica all'inversione $\sigma_{(a,-1)}=195 \text{ MPa}$, pulsante $\sigma_{(a,0)}=128 \text{ MPa}$. Le variabili di ottimizzazione sono 6 dimensioni, illustrate in Fig. 45, che per convenienza sono gestite non a livello di CAD parametrico ma di variazioni di forma usando l'estensione ACT RBF Morph per Ansys MechanicalTM. L'obiettivo e' la minimizzazione della massa del componente, con il vincolo di avere un fattore di sicurezza minimo $SF \geq 1.3$, calcolato come da par. 4. Il loop di ottimizzazione, gestito in modeFRONTIERTM usando un algoritmo Simplex, ha converso entro una variazione di massa del 2% verso un valore di $m = 5,000 \text{ kg}$ e $SF = 1.30$. Considerando pero' la resistenza locale da una simulazione di colata il fattore di sicurezza scende ad un inaccettabile $SF = 1.02$.

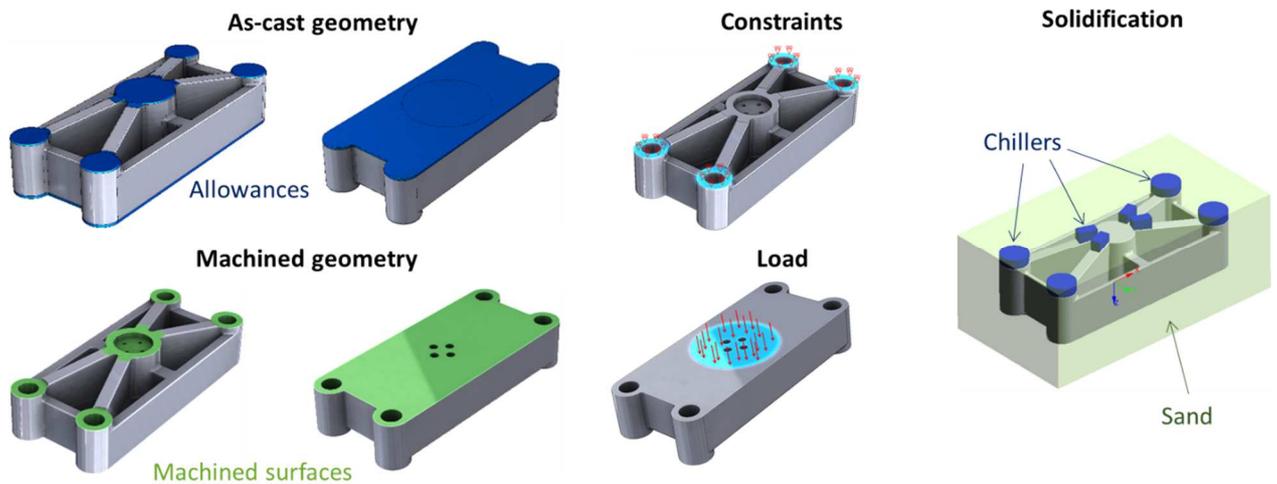


Fig. 47 geometria del componente e condizioni al contorno nell'analisi strutturale. Configurazione della simulazione di solidificazione

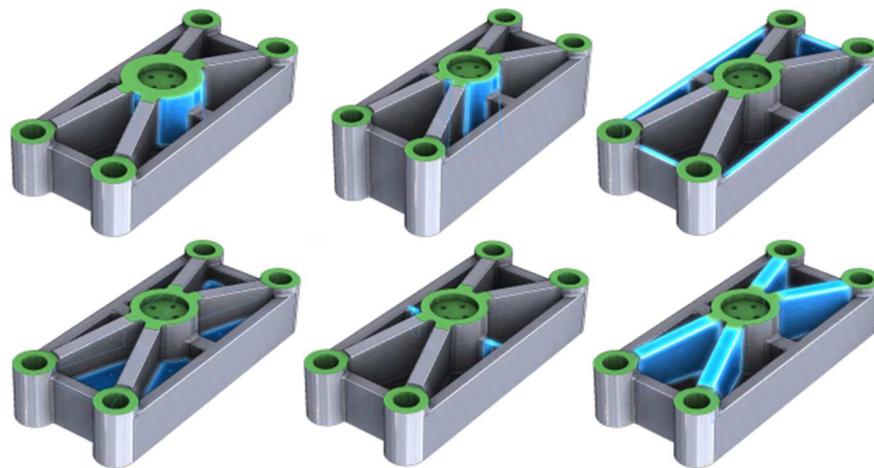


Fig. 48 variabili geometriche nell'ottimizzazione strutturale. in senso orario: diametro cilindro interno, altezza cilindro interno, spessore nerve esterne, spessore piastra di base, spessore nerve centrali e diagonali.

6.1.2. *Ottimizzazione strutturale, materiale variabile.* Lo stesso loop di ottimizzazione e' stato ripetuto a valle di una simulazione di processo che ha permesso una prima mappatura della resistenza a fatica, eseguita in modo simile a [48] e [Articolo 6]. La simulazione, limitata alla fase di solidificazione, e' stata eseguita in MAGMA^{5,™} v.5.3, modulo MAGMAiron[™], usando un layout di sabbia furanica e raffreddatori di EN-GJL-250 (Fig. 47). Il materiale del getto e' EN-GJS-400-15 che parte da una temperatura $T_c=1330^\circ\text{C}$. Durante l'ottimizzazione strutturale puo' succedere che il componente, allargando alcune dimensioni, esca dal dominio del getto e entri in quello della sabbia. In questo caso la mappatura del limite di fatica considera il valore della parte di getto piu' vicina. In conseguenza della resistenza locale, il risultato finale dell'ottimizzazione e' stato di $m = 6,708 \text{ kg}$ e $SF = 1.29$, conseguenza di una scelta non conservativa della resistenza uniforme nel caso precedente

6.1.3. *Ottimizzazione di colata* (Fig. 49). Le variabili dell'ottimizzazione, gestita direttamente da MAGMA, sono le dimensioni dei raffreddatori e lo spessore del sovrametallo nel piano inferiore. Gli obiettivi sono

$$\min(\sum_{i=1}^8 V_i(x))$$

$$\min(PB(x))$$

$$\max(\min(NCZ_1(x), \dots, NCZ_6(x)))$$

dove V_i e' il volume del raffreddatore i-esimo, PB la porosita' nel piano inferiore e NCZ_j il nodule count della zona critica j-esima. La simulazione strutturale a valle di tale ottimizzazione, che ovviamente ha lasciato inalterata la massa del componente, restituisce un $SF=1.50$, a riprova che le scelte tecnologiche possono avere grande influenza sull'affidabilita'. Inoltre tale risultato suggerisce che ci sia margine per un alleggerimento del componente.

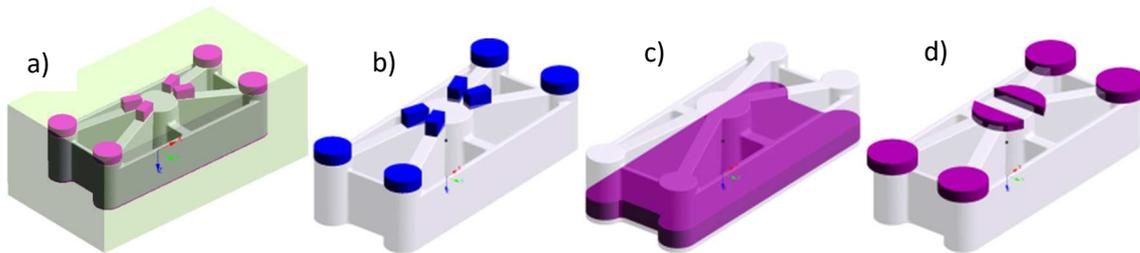


Fig. 49 a) variabili di ottimizzazione: dimensioni dei raffreddatori e del sovrametallo nel piano inferiore. Obiettivi: b) minimizzazione del volume dei raffreddatori, c) minimizzazione delle porosita' nel volume inferiore, d) massimizzazione del nodule count nelle zone critiche

6.1.4. *Loop di ottimizzazione parzialmente accoppiata (HC)*. Una prima ottimizzazione strutturale a valle di quella di processo, con la relativa mappatura di resistenza, e' stata eseguita e verificata come illustrato in Fig. 46. Il notevole risparmio di massa ($m = 4,975$ kg) e' pero' abbinato ad un fattore di sicurezza insufficiente, dovuto al fatto che la geometria ottimizzata strutturalmente e' peggiore, dal punto di vista tecnologico, di quella iniziale. Il loop HC e' stato eseguito altre due volte, fino ad un risultato finale di $m = 4,710$ kg e $SF = 1.30$.

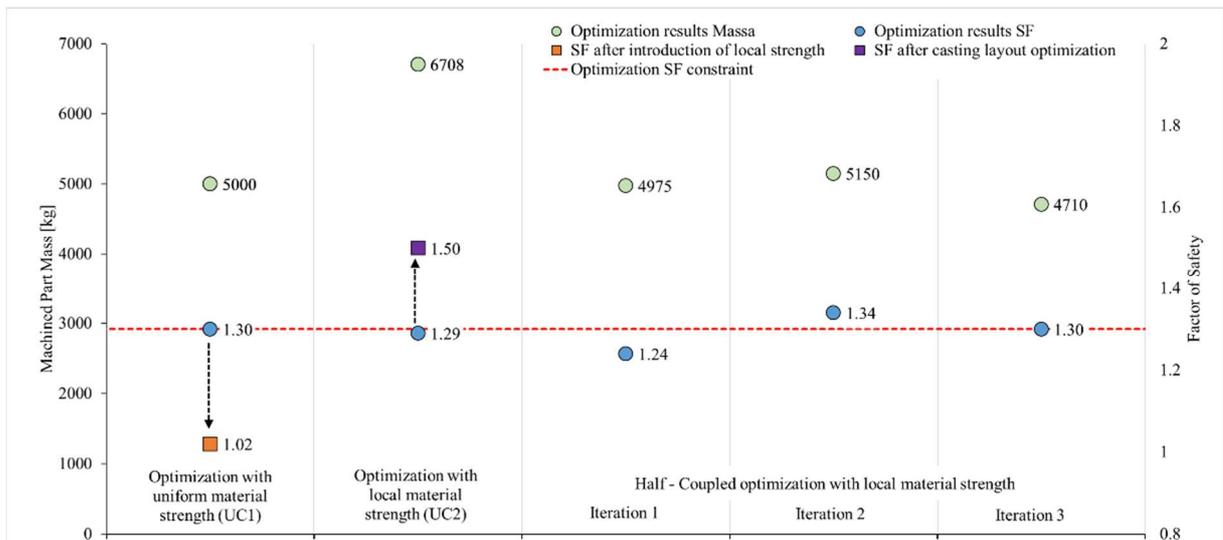


Fig. 50 sequenza di risultati dei vari approcci alla progettazione

In definitiva l'applicazione illustrata ha evidenziato alcuni aspetti nodali:

- 1- La sola ottimizzazione strutturale, in mancanza di una conoscenza delle resistenze locali, può portare a stime non conservative del grado di sicurezza o, ponendosi ai limiti inferiori della resistenza, a geometrie sovradimensionate;
- 2- La sola ottimizzazione di processo, ammesso e non concesso che sia effettuata anche in ottica di migliorare la resistenza, può solo migliorare l'affidabilità
- 3- La procedura qui presentata di loop parzialmente accoppiato ha permesso, con 3 iterazioni, di mantenere il grado di sicurezza associato ad un risparmio di massa di quasi il 30%

Queste considerazioni, unite a quelle indicate ai punti a- e b-, permettono di concludere che l'approccio HC qui delineato ha caratteristiche sia di sostenibilità industriale che di effettiva efficacia nella ricerca dell'ottimo. Più in generale l'applicazione illustrata permette una prima oggettivizzazione dell'importanza di un approccio in resistenza locale, giustificando così anche la metodologia affidabilistica definita al par. 0.

7. Sintesi e Conclusioni

La progettazione a fatica di strutture in ghisa sferoidale a grosso spessore e' un argomento complesso con molte sfaccettature. L'attivita' di ricerca sintetizzata in questo documento si e' concentrata su 3 aspetti al contempo rilevanti e peculiari:

- a- *Criterio di fatica multiassiale*. Verificato sperimentalmente il comportamento del materiale, essenzialmente incline ad un'iniziazione sotto modo I e con forte sensibilita' al valor medio, si e' sfruttata una particolarita' dello schema di carico delle presse idrauliche per sviluppare un criterio e una metodologia di calcolo esplicita che permette grande efficienza computazionale. Lo strumento conseguente rappresenta un passaggio chiave nel processo di progettazione, permettendo il post-processing automatico dei risultati tensionali ricavati dalle analisi agli elementi finiti.
- b- *Variabilita' metallurgica*: l'analisi sintetica di una importante mole di dati sperimentali su saggi prelevati da grandi fusioni ha permesso di quantificare e distinguere la natura della variabilita' del materiale. La visualizzazione 3D sul getto dei valori rilevati nelle prove ha permesso di capire che una parte di scatter e' in realta' una distribuzione nello spazio ascrivibile alle condizioni locali del processo fusorio e pertanto stimabili da una simulazione di colata. L'entita' di tali variazioni all'interno del componente e' tale da rendere questo aspetto di primaria rilevanza nelle considerazioni affidabilistiche. Un esteso programma sperimentale ha consentito la stima delle relazioni tra condizioni locali di processo e resistenza a fatica;
- c- *Effetto scala*: il volume di processo $V_{90\%}$ [60] in zone diverse dei componenti in oggetto puo' avere un range di anche 6-7 ordini di grandezza. Una campagna di prove di fatica su provini di varie dimensioni ha fornito risultati in parte inaspettati ma legati al basso rapporto tra le dimensioni della sezione utile e del difetto. Tale comportamento e' stato colto con un approccio esplicito con modellazione dei difetti e meccanica della frattura, ma per un'applicazione piu' generale e sostenibile si propone un modello Weakest-link. Sulla base di questo si e' portati a lavorare su delle code di probabilita' e il fitting della distribuzione di resistenza assume ulteriore importanza. A questo scopo si e' sviluppato un modello e una modalita' di analisi dei dati di fatica che permetta una liberta' di strategia di testing, un uso completo dei dati, una stima dei parametri e dei quantili completa degli intervalli di confidenza.

Tutti questi aspetti sono stati riassunti in un criterio di verifica a fatica pensato per analisi strutturali agli elementi finiti poi implementato in una routine (chiamata T5) il cui schema di funzionamento

e' rappresentato in Fig. 51. L'elemento innovativo principale e' rappresentato dal considerare una variabilita' spaziale nota della distribuzione della resistenza ovvero dei parametri che la descrivono.

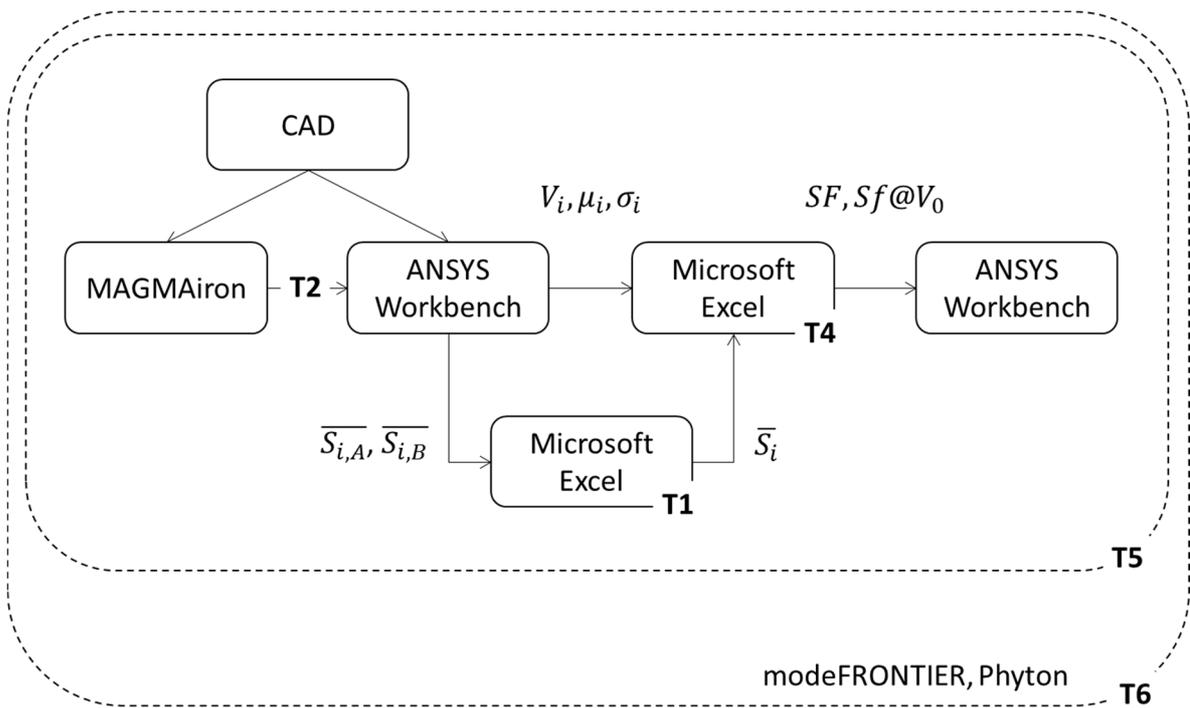


Fig. 51 schema logico degli strumenti sviluppati, basati sui modelli descritti nella tesi. Gli identificativi T1, ..., T6 sono derivati dalla Tabella 6

La capacita' di stimare la resistenza a fatica locale sulla base della simulazione di colata e il modello affidabilistico presentato aprono una nuova prospettiva e nuove possibilita' progettuali. Questi modelli infatti esplicitano un collegamento intrinseco tra due mondi nella realta' abbastanza separati ovvero l'ambito tecnologico (nel contesto industriale, la fonderia) e quello strutturale (il costruttore di macchine). Il progettista puo' agire non solo sulla sollecitazione ma anche sulla resistenza, in collaborazione con il tecnologo. Poiche' inoltre la geometria del componente e' parametro di influenza primario sia sul processo fusorio che sulle tensioni essa diventa variabile condivisa tra fonderia e costruttore in un'ottica di finalita' comune.

Questo scenario di co-design [61] e' stato formalizzato in una procedura di ottimizzazione automatica in cui processi di ottimizzazione di colata e strutturale sono alternati e coordinati. L'applicazione mostrata di un caso industriale ha permesso anche di oggettivizzare l'importanza dell'accoppiamento stesso, avendo migliorato fortemente la performance del componente rispetto ad un approccio convenzionale in cui l'ottimizzazione strutturale e' eseguita considerando un materiale a resistenza omogenea.

La Tabella 6 riassume gli strumenti associati alle metodologie descritte in questo documento. L'insieme di tali strumenti e delle relative procedure e' oggi lo standard usato da SACMI per la progettazione delle strutture delle presse idrauliche. Per ragioni di riservatezza aziendale i dettagli delle routine non vengono qui riportati.

Tabella 6 Quadro riassuntivo e identificativi delle metodologie illustrate nei precedenti paragrafi e dei relativi strumenti applicativi sviluppati

Ambito	Metodologia	Strumento
Multiassialita'	M1: Piano critico in massima ampiezza di tensione normale con sensibilita' al valor medio	T1: Personalizzazione ACT per Ansys Workbench + Foglio di calcolo con macro Microsoft Excel
Variabilita' metallurgica	M2: previsione del limite di fatica locale in base ai risultati della simulazione di colata	T2: passaggio di dati tra MAGMAiron e Ansys Workbench
Effetto scala	M3: Modello bi-condizionale per la curva di fatica M4: modello Weakest-link con resistenza locale	T3: Foglio di calcolo con macro Microsoft Excel + routine MatLab T4: Foglio di calcolo con macro Microsoft Excel
Verifica a fatica	M1 + M2 + M4	T5: personalizzazioni e procedure in MAGMAiron, ANSYS Workbench, Microsoft Excel
Ottimizzazione	M6: procedura parzialmente accoppiata (HC) tra ottimizzazione di processo e strutturale	T6: routine in Phyton, processo in modeFRONTIER, procedure in MAGMAiron e ANSYS Workbench

8. Prospettive

Le direttrici di sviluppo sono due, differenziate per grado di innovazione. La prima è l'affinamento dei vari aspetti, dalle correlazioni tra simulazione di colata e stima della resistenza a fatica mediante il continuo campionamento in produzione, alla sempre maggiore automatizzazione e versatilità degli strumenti. Un prossimo passo più sostanziale è la stesura di un criterio basato esplicitamente sulla popolazione dei difetti piuttosto che sul limite di fatica. Quest'ultimo infatti è una grandezza comoda dal punto di vista progettuale ma non misurabile direttamente nel materiale, quindi non spendibile in un contesto di controllo qualità e dialogo con la fonderia. Inoltre di fatto rappresenta una "scatola nera" in cui gli elementi che concorrono al processo di rottura rimangono nascosti e finisce per dipendere da molti parametri (finitura, geometria del campione, tipo di carico, ...) senza fornire una chiave di lettura legata ai meccanismi di danneggiamento. Le potenzialità di un modello esplicitamente basato sui difetti sono molteplici e riconducibili al fatto di avvicinarsi alla realtà fisica del materiale: sul piano strutturale si va a descrivere il driver principale della resistenza, nella comunemente accettata ipotesi di Murakami [75]; sul piano di controllo qualità si può direttamente misurare la variabile primaria [Articolo 8]; sul piano dell'ottimizzazione di processo si parla una lingua comune con il tecnologo e si può indirizzare le scelte di processo per agire sugli specifici difetti che limitano la prestazione.

9. Bibliografia

1. <http://www.sintef.no/Projectweb/FeVIND>
2. Wormsen, A., 2007. A Fatigue Assessment Methodology for Notched Components Containing Defects. PhD Thesis, NTNU, Norway
3. Zambrano, H., 2011. Fatigue Assessment of Notches and Cracks in Ductile Cast Iron. PhD Thesis, NTNU, Norway.
4. Shirani, M., 2011. Probabilistic and defect tolerant fatigue assessment of wind turbine castings. PhD thesis, NTNU, Norway.
5. Cetin, A., 2013. Application of Extreme Value Theory in Material Defects Characterization and Fatigue Design. PhD thesis, NTNU, Norway
6. Marquis, G., Rabb R., Siivonen, L. 1999. Endurance Limit Design of Spheroidal Graphite Cast Iron Components Based on Natural Defects. In: Fatigue Crack Growth Thresholds, Endurance Limits, and Design. ASTM STP 1372, Newman, J.C. & Piascik, R.S., Eds West Conshohocken, PA: American Society for Testing and Materials, 14 p.
7. G. Marquis, J. Solin, Technical Research Center of Finland, VTT Research Notes 2043, Finland, 2001.
8. G. Sines, Behavior of metals under complex static and alternating stresses, in: G. Sines, J.L. Waisman (Eds.), Metal Fatigue, McGraw Hill, New York, 1959. pp145–469
9. Crossland, B. (1956) Effect of large hydrostatic pressure on the torsional fatigue strength of an alloy steel, in: Proc. Int. Conf. on Fatigue of Metals, Institution of Mechanical Engineers, London, pp. 138–149
10. T. Fukura, H. Nisitani, in: A. Carpinteri, M. de Freitas, Spagnoli (Eds.), 6th Int. Conf. on Biaxial/Multi-axial Fatigue and Fracture,ESIS Publication, 2001, pp. 285–302.
11. Gough H.J., Pollard H.V., The strength of metals under combined alternating stresses, Proc. Inst. Mech. Engrs, V.131 (1935) pp. 3-54
12. Findley W.N., A theory for the effect of mean stress on fatigue of metals under combined torsion and axial load or bending, J. Engng Industry, Trans. ASME 81 (1959) pp. 301-306
13. Brown M.W., Miller K.J., A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain condition, Proc. Inst. Mech. Engrs 187 (1973) pp. 745-755
14. Mataka T., An explanation on fatigue limit under combined stress, Bull. JSME 20 (1977) pp. 257-263
15. McDiarmid D.L., A general criterion for high cycle multiaxial fatigue failure, Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. 14 (1991) pp. 429-453

16. Papadopoulos I.V., A new criterion of fatigue strength for out-of-phase bending and torsion of hard metals, *Int Jnl Fatigue* 16 (1994) pp. 377-384
17. A.Bernasconi, P.Davoli, M.Filippini, S.Foletti, "Comportamento a fatica in stato di sollecitazione multiassiale di un acciaio per ruote ferroviarie". XXXIV Covegno Nazionale Associazione italiana per l'Analisi delle Sollecitazioni(AIAS), Milano, 14-17 Settembre 2005.
18. M.Balzer, H.Sehitoglu, "A New Apparatus for Studying Mechanical Behavior Under Pressure". *Experimental Mechanics*, Vol. 37, No. 1, 87-95, March 1997.
19. M.Kitagawa, T.Yoshioka, A.Takagi, "Fatigue crack growth of polycarbonate under high pressures", *Journal of Materials Science*, Vol. 30, 1083-1086 (1995).
20. Gary Marquis, Darrell Socie, "Crack propagation under cyclic hydraulic pressure loading", *International Journal of Fatigue*, Vol. 19, No. 7, 543-550 (1997).
21. J. -L.Tzou, S.Suresh† and R. O Ritchie, "Fatigue crack propagation in oil environments-I. Crack growth behavior in silicone and paraffins oils.", *Acta Metallurgica*, Vol 33, No. 1, 105-116 (1985).
22. J.-L.Tzou, C.H.Hsueh, A.G. Evans and R.O.Ritchie," Fatigue crack propagation in oil environments-II. A model for crack closure induced by viscous fluids", *Acta Metallurgica*, Vol .33, No. 1, 117-127 (1985).
23. Joseph E. Shigley, Charles R. Mischke, Richard G. Budynas, *Progetto e costruzioni di macchine*, ed.McGraw-Hill (2009).
24. Cova, M. (2014) "Analisi delle caratteristiche meccaniche dei provini da getto cod. 08072054" Documento tecnico interno SACMI
25. Milella, P.P (2005) "Effetto volume su Fe510D laminato" Documento tecnico interno SACMI
26. EN 1563:2011, *Founding – Spheroidal graphite cast irons*
27. Weibull, W., "A statistical distribution function of wide applicability", *J. Appl. Mech.-Trans. ASME*, 18 (3): 293–297 (1951).
28. ASTM E 739-10, *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data*
29. ISO 12107:2012 *Metallic materials -- Fatigue testing -- Statistical planning and analysis of data*
30. Dixon W.J., Mood A.M. "A Method for Obtaining and Analyzing Sensitivity Data". *J. Am. Stat. Assoc.* 1948, 43, pp. 109-126
31. Pascual, F. G., Meeker, W. Q. (1999) Estimating fatigue curves with the Random Fatigue Limit Model. *Technometrics* 41, 277-302. doi:10.1080/00401706.1999.10485925
32. Castillo, E., Fernandez-Canteli, A. (2001) A general regression model for lifetime evaluation and prediction. *Int. J. Fract* 107, 117–137.

33. Loren, S. (2003) Fatigue limit estimated using finite lives. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 26, 757-766
34. Paolino, D. S., Chiandussi, G., Rossetto, M. (2012) A unified statistical model for S-N fatigue curves: probabilistic definition. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 36, 187-201 doi: 10.1111/j.1460-2695.2012.01711.x
35. Efron, B., Tibshirani, R. J. (1993) *An introduction to the bootstrap*. New York: Chapman & Hall.
36. Burnham, K. P.; Anderson, D. R., *Model Selection and Multimodel Inference: A Practical Information-Theoretic Approach* (2nd ed.), 2002, Springer-Verlag
37. Murakami, Y. (2002) *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. Elsevier Science Ltd
38. Rafsanjani, H.M., Sorensen, J.D. (2014) Stochastic modeling of wind turbine drivetrain components. In *Safety, Reliability and Risk Analysis: Beyond the Horizon – Steenbergen et al. (Eds)*, Taylor & Francis Group, London
39. Diemar, A., Thunser, R., Bergmann, J. W. (2005) Determination of local characteristics for the application of the Weakest-Link Model. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 2005, 36, No. 5 doi: 10.1002/mawe.200400872
40. Weibull, W. (1950) A statistical distribution of wide applicability. *Journal of Applied Mechanics*, 18, 293
41. Weibull, W. (1959) Zur Abhängigkeit der Festigkeit von der Probengröße, *Ingenieur-Archiv*, 28, 360-362.
42. Shirani, M., Härkegård, G. (2011) Fatigue life distribution and size effect in ductile cast iron for wind turbine components. *Eng Fail Anal* 18, 12-24
43. Shirani, M., Härkegård, G. (2011) Large scale axial fatigue testing of ductile cast iron for heavy section wind turbine components. *Eng Fail Anal* 18, 1496-1510 DOI 10.1016/j.engfailanal.2011.05.005
44. Wormsen, A. (2007) *A fatigue assessment methodology for notched components containing defects*. PhD thesis. Norwegian University of Science and Technology
45. "NASGRO® Fracture Mechanics and Fatigue Crack Growth Analysis Software," Version 4.02, NASA-JSC and SwRI, September 2002
46. Cali', C., Citarella. R., Lepore, M. (2008) XXXVII Convegno Nazionale AIAS
47. Raju, I.S. and Newman, J.C. (1986) Stress-intensity factors for circumferential surface cracks in pipe and rods under tension and bending loads. *Fracture Mechanics: Seventeenth Volume*, ASTM STP 905, JH Underwood, R Chait, CW Smith, DP Wilhem, WA Andrews and JC Newman, Eds, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 789-805

48. Kainzinger, P., Grün, F. (2013) Optimization Based on Local Material Properties. In: FEMFAT User Meeting, Steyr, Austria
49. Campbell, J. (2003) Castings, 2nd edition. Elsevier
50. Chvorinov, N. (1940). Theorie der Erstarrung von Gussstücken [Theory of the Solidification of Castings]. Giesserei (in German). 27 (10–12): 177–186, 201–208, 222–225.
51. https://en.wikipedia.org/wiki/List_of_optimization_software
52. Olofsson, J. & L.Svensson, I., 2013. The effects of local variations in mechanical behaviour – Numerical investigation of a ductile iron component. Materials & Design, Volume 43, p. 264–271.
53. Shirani, M. & Härkegård, G., 2014. A review on fatigue design of heavy section EN-GJS-400-18-LT ductile iron wind turbine castings. Energy Equipment and Systems, Volume 2, p. 5–24.
54. Kavicka, F., Dobrovska, J., Stransky, K. & al., e., 2010. The investigation of cooling of a massive casting of ductile cast iron. Anchorage, Alaska, USA, s.n.
55. Wessén, M. & Svensson, I., 1996. Modeling of ferrite growth in nodular cast iron. Metallurgical and Materials Transactions A, Volume 27, p. 2209–2220.
56. Donelan, P., 2000. Modelling microstructural and mechanical properties of ferritic ductile cast iron. Materials Science and Technology, Volume 16, p. 261–269.
57. MAGMA5, ver. 5.3, MAGMA Gießereitechnologie GmbH
58. Wannarumon, S., A.Grande, M. (2009) Comparisons of Computer Fluid Dynamic Software Programs applied to Jewelry Investment Casting Process. World Academy of Science, Engineering and Technology, Volume 55, pp. 88-95.
59. Thomser, C., Bodeburg, M., Sturm, J.C. (2016) Optimized Durability Prediction Of Cast Iron Based On Local Microstructure. Inter Metalcast 11: 207. <https://doi.org/10.1007/s40962-016-0091-x>
60. Kauffman, H. (1998) Zur schwingfesten Bemessung dickwandiger Bauteile aus GGG-40 unter Berücksichtigung giesstechnisch bedingter Gefügeengänzen. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit –LBF.
61. https://en.wikipedia.org/wiki/Participatory_design