

IGF6 - VI Convegno Nazionale

GRUPPO ITALIANO FRATTURA

Ancona, 7-8 giugno 1990

L'INFLUENZA DELLA GEOMETRIA DELLA SALDATURA
SULLA VITA A FATICA DEI GIUNTI SALDATI

I. Cole A. Musacchio
F. Vicino O. Vittori

Centro Sviluppo Materiali S.p.A. - Roma

L'INFLUENZA DELLA GEOMETRIA DELLA SALDATURA SULLA VITA A FATICA DEI GIUNTI SALDATI

I. Cole, A. Musacchio, F. Vicino, O. Vittori

SOMMARIO

La geometria della saldatura sembra recitare un ruolo fondamentale sulla vita a fatica dei giunti saldati. Sono stati esaminati i vari profili delle saldature di giunti a T e a X, rispettivamente in piccola e piena scala e ne è stata fatta un'analisi statistica per poter valutare l'effetto che il profilo della saldatura ha sul fattore di concentrazione degli sforzi.

In un'analisi di questo tipo i parametri da considerare sono molteplici e molti di questi tipicamente casuali.

La strada seguita è divisa in quattro punti fondamentali:

- 1) Misurazione dei profili e definizione dei parametri più significativi.
- 2) Analisi statistica di detti parametri.
- 3) Utilizzo di un modello matematico per il calcolo della vita a fatica dei giunti saldati.
- 4) Confronto tra dati teorici e sperimentali.

INTRODUZIONE

Il presente lavoro, prevalentemente impostato secondo i criteri di Meccanica della Frattura, trae lo spunto dalle numerose attività svolte presso il C.S.M. nel campo dell'Off-Shore, inserendosi nel più ampio contesto dello studio previsionale di vita a fatica di componenti strutturali saldati.

L'importanza di valutare correttamente l'influenza che la geometria della saldatura ha sulla vita a fatica di un giunto, in particolare per applicazioni Off-Shore, scaturisce dal fatto che la zona di innesco della cricca è tendenzialmente localizzata al piede della saldatura (1).

I dati utilizzati per questa analisi derivano da prove di fatica, in aria ed in ambiente (acqua di mare e protezione catodica), effettuate su provette a "T" e su nodi in piena scala a "X".

Per sopperire al numero limitato dei dati a disposizione, alla sensibile dispersione degli stessi, nonché alla casualità di alcuni parametri durante la fase di saldatura dei giunti, si è reso necessario, in fase preliminare, l'uso di metodi statistici, per una maggiore significatività e facilità di interpretazione dei risultati finali.

L'analisi per la previsione della vita a fatica dei giunti saldati è stata condotta con l'ausilio di modelli matematici, che utilizzano come dati di input parametri geometrici tipici della saldatura.

PROVE SPERIMENTALI

Le provette su cui sono stati effettuati i test di fatica in piccola e piena scala (T butt e X Joint), sia in aria che in acqua di mare, presentavano la geometria mostrata alle figg. 1 e 2 (3).

In totale sono stati provati a flessione 22 giunti a X e 40 giunti a T. Gli acciai, Normalizzati e Laminati in Controllo con o senza raffreddamento accelerato, (N.C.R. e A.C.) avevano la composizione chimica rappresentata in Tab. I.

In tab. 2 vengono comunque riportate le varie condizioni di prova.

I risultati delle prove di fatica sono dati dai valori di N_1 e N_3 corrispondenti rispettivamente all'inizio cricca e alla rottura finale del giunto.

Per i nodi saldati ad X il valore dei cicli N_1 è definito in corrispondenza al decremento del 15% del valore iniziale delle deformazioni, mentre il valore N_3 è relativo allo istante in cui la cricca risulta passante nello spessore.

Per quanto riguarda le provette T butt N_1 è rilevato otticamente e N_3 corrisponde al numero di cicli associati al momento in cui la profondità della cricca risulta essere metà dello spessore della provetta.

Tali dati, interpolati con il metodo dei minimi quadrati, hanno consentito di ricavare le curve di Whöler (Numero di cicli in funzione del carico applicato, unitamente alla relativa banda di dispersione).

La significatività e l'accuratezza del modello lineare

$$\log \Delta N = C - m \log \Delta \sigma \quad (1)$$

suggerito da Draper e Smith in (4) e da noi adottato per l'interpolazione da suddetti dati, è stata verificata per mezzo di una analisi della varianza.

In fig. 3 viene riportata una tipica curva di Whöler tracciata sulla base dei dati forniti dalle prove di fatica piena scala.

MODALITA' DI SALDATURA

Sia le provette T butt che i nodi ad X in piena scala sono stati realizzati mediante saldatura in arco manuale multipass, usando elettrodi rivestiti ($\phi = 3.25$ e 4 mm) a basso contenuto di idrogeno (elettrodi basici), essiccati in forno a temperatura di $350-400^{\circ}\text{C}$, per 2 ore. E' stato inoltre utilizzato un trattamento di preriscaldamento pari a 125°C e una temperatura massima di interpass pari a 250°C .

Le saldature sono state inoltre eseguite con corrente continua e polarità inversa usando i seguenti parametri:

- elettrodo ϕ 3.25 mm Ampère 90-120 Volt 22-24
- elettrodo ϕ 4 mm Ampère 140-170 Volt 22-24
- elettrodo ϕ 3.25 mm posiz. saldat. 1G-2G kJ/cm 15-12.5
- elettrodo ϕ 3.25 mm posiz. saldat. 3G kJ/cm 17.5-10
- elettrodo ϕ 4 mm posiz. saldat. 1G-2G kJ/cm 17.5- 7.5

GEOMETRIA DELLE SALDATURE

Le misure dei profili di saldatura dei giunti a T, sono state effettuate utilizzando un profilometro con fattori di ingrandimento 10 e 20. Per ogni provino sono stati esaminati i 4 profili in vista, 2 per ogni lato.

In fig. 4 vengono rappresentati i parametri significativi (θ, α, ρ) della geometria di saldatura, che sono stati presi in considerazione nelle successive elaborazioni statistiche.

In totale sono stati misurati 184 profili con le modalità riportate in fig. 5, in cui si assumono $R_2 = \rho$ e $\alpha_2 = \alpha$. Il valore di R_1 non è stato preso in considerazione poichè si è ritenuto che la misura di tale parametro potesse essere inficiata dalla presenza dell'eventuale cricca o di incisioni marginali, oltre che di aspetti casuali come il tipo di elettrodo o la diversa macchina saldatrice.

Inoltre un set completo di provini, acciaio laminato in controllo con raffreddamento accelerato, è stato controllato geometricamente anche sezionando i provini stessi secondo piani longitudinali, per verificare l'esistenza di differenze apprezzabili nelle misure tra i bordi e le zone interne della saldatura. Tali differenze non sono state riscontrate, per cui si è proceduto per gli altri acciai con la misura dei soli bordi esterni.

Per quanto riguarda i giunti a X le misure sono state eseguite in maniera del tutto analoga utilizzando i medesimi fattori di ingrandimento. Per ogni saldatura sono stati esaminati i cinque profili in corrispondenza della zona maggiormente sollecitata.

Chiaramente in questo caso non è stato possibile misurare direttamente il profilo, che è stato opportunamente replicato per mezzo di una particolare cera.

ANALISI STATISTICA DEI DATI RELATIVI AI GIUNTI IN PICCOLA SCALA PER LO STUDIO DELLA FASE DI PROPAGAZIONE DELLA CRICCA

I test statistici che inizialmente sono stati effettuati sulle provette a T con le tecniche di Kolmogorov - Smirnov e Cramer - Von Mises, ci hanno permesso di adattare le distribuzioni di θ e ρ ottenute sperimentalmente a quelle teoriche di tipo log-normale (vedi fig. 6) (7).

La Tab. 3 riporta i risultati di questa prima analisi, per il giunto a T.

Il secondo passo di questa stessa elaborazione ha consentito di rilevare usando il test di Mann-Whitney, che i campioni in acciaio N e in acciaio R.A., relativamente alla variabile $\log \rho$, non possono considerarsi appartenenti alla stessa popolazione, così come quelli in acciaio L.C. e R.A..

Il suddetto test è risultato invece positivo per la variabile $\log \theta$ per tutti i tipi di acciaio, e positivo anche per la variabile $\log \rho$, relativamente ai campioni di acciaio N e L.C.

Pertanto è stato necessario considerare per la variabile ρ due popolazioni diverse, quella formata dall'insieme dei provini in acciaio N e in acciaio L.C., e quella formata dai provini in acciaio R.A. presi comunque assieme alle loro stesse sezioni.

La non eccessiva disponibilità di dati nonché la necessaria ulteriore suddivisione della stessa popolazione relativamente alla variabile ρ , ci hanno suggerito di generare per mezzo del metodo Montecarlo i dati da utilizzare nella successiva simulazione numerica di meccanica della frattura.

ANALISI STATISTICA DEI DATI RELATIVI AI GIUNTI IN PICCOLA SCALA PER LO STUDIO DELLA FASE DI INNESCO DELLA CRICCA

Il successivo step, affrontato nel corso dell'elaborazione statistica dei dati derivanti dalle rilevazioni sulla geometria della saldatura dei giunti, è relativo allo studio della fase di innesco della cricca e pertanto coinvolge la variabile ρ (angolo locale al piede di saldatura) a discapito dell'angolo θ che è una variabile tutt'altro che locale.

In effetti si è visto sperimentalmente che l'innesco della frattura avviene tendenzialmente a partire da quei punti in cui sono massimi i valori della variabile α e minimi quelli della variabile ρ . Si è ritenuto pertanto ragionevole generare casualmente dei valori di ρ e α estraendoli non dalle intere distribuzioni cui essi stessi appartengono, ma solo da intervalli ben definiti che potevano quindi dare come risultato di tale generazione dei valori critici ai fini dell'innesco della frattura.

Gli intervalli che abbiamo ritenuto essere significativi in tal senso sono stati per la variabile α [$\alpha + \sigma$; $\alpha + 3\sigma$], mentre per la variabile ρ [$\rho - 3\sigma$; $\rho - \sigma$] con $\sigma = \text{err. std.}$, in cui rispettivamente l'estremo superiore del primo e quello inferiore del secondo rappresentano il limite fisicamente accettabile per tab. variabili, mentre l'altro estremo è per entrambi gli intervalli la soglia oltre la quale variabile in esame assume un valore che possa innescare la frattura.

Anche in questo caso si sono generati per mezzo del Metodo Montecarlo, dei dati (~ 2000) che abbiamo successivamente elaborato sempre con metodologie statistiche.

ANALISI STATISTICA PER I GIUNTI IN PIENA SCALA

Riguardo ai giunti in piena scala la strada seguita è stata del tutto analoga a quella delle provette T-butt.

Per prima cosa è stato effettuato un test di Kolmogorov - Smirnov che consentisse di adattare le distribuzioni sperimentali delle variabili in esame a quelle teoriche di tipo log-normale.

La scarsità di dati attualmente a disposizione per gli acciai N e L.C. non ci ha consentito di effettuare un confronto significativo tra i campioni. Pertanto l'estrazione di valori casuali di ρ e θ , da applicare ai modelli matematici di M.d.f., è stata effettuata sempre per mezzo del metodo Montecarlo a partire dalla distribuzione dei soli provini in acciaio R.A. e con le stesse modalità descritte nel caso precedente.

In maniera del tutto analoga a quella dei dati T-butt si è invece proceduto per le estrazioni casuali relative alla fase di innesco della cricca.

MODELLI MATEMATICI DI MECCANICA DELLA FRATTURA

Si sono utilizzati tre diversi modelli matematici, il primo teso alla valutazione del valore N_1 , numeri di cicli necessari affinché un difetto superficiale possa essere qualificato come cricca non piccola, ossia tale per cui il rapporto c/a (semi larghezza su profondità), risulti essere maggiore o al limite

uguale a 1, gli altri relativi allo studio della fase di propagazione della cricca ($N_3 - N_1$) (8).

Utilizzando quindi il primo e l'uno o l'altro dei secondi modelli, è stato possibile calcolare analiticamente la vita totale N_3 data dalla somma:

$$N_3 = N_1 + (N_3 - N_1) \quad (2)$$

Il calcolo di N_1 non può avvalersi della Meccanica della Frattura Lineare Elastica, poichè nella fase di innesco le dimensioni della zona plasticizzata sono rilevanti rispetto alle dimensioni della cricca.

Il modello sfrutta il metodo della "Tensione-Deformazione Locale", che prevede l'innesco della cricca alla radice di un intaglio, introducendo fattori di intensificazione delle tensioni e delle deformazioni dipendenti dalla geometria della saldatura.

I due modelli matematici che sono stati studiati per il calcolo numerico della vita a fatica dei giunti, sia in piccola che in piena scala e relativamente alla fase di propagazione della cricca, partono dalla legge di Paris che ricordiamo essere:

$$da/dN = c (\Delta K a)^m \quad (4)$$

e similmente

$$dc/dN = c (\Delta K c)^m \quad (5)$$

in cui a e c rappresentano rispettivamente la profondità e la semiampiezza di cricca.

Il valore di ΔK è valutato secondo la tecnica dello Stress Concentration Factor (5).

In questo senso si sono usati due diversi approcci, il Free Model e il Forcing Function (2,6).

Nel primo viene ipotizzata la presenza di un solo difetto e si suppone che valga anche per l'avanzamento in larghezza della cricca la legge di Paris.

Nel secondo si tiene conto del fatto che in presenza di una saldatura l'ipotesi di avere un solo punto di innesco della Frattura viene a cadere. Si ipotizzano infatti, un certo numero di difetti, che inizialmente, cresceranno l'uno indipendentemente dall'altro, e in un secondo momento daranno luogo ad una mutua interazione e quindi ad una coalescenza, che porterà ad avere una unica grande cricca, che avanzerà fino alla rottura del pezzo. Per studiare tali effetti esistono diversi metodi di cui uno è quello in cui si assume che l'ampiezza c della cricca e la profondità a della stessa, siano legate tra loro da un'espressione detta Forcing Function (2), che si può ottenere

soltanto dalla analisi delle prove di fatica. I parametri che influenzano la Forcing Function, sono gli stessi che in definitiva concorrono all'avanzamento della cricca: tali parametri sono la geometria del provino e il tipo di carico.

CONFRONTO TRA RISULTATI TEORICI E SPERIMENTALI RELATIVI AL GIUNTO A T

Il confronto tra i risultati teorici e quelli sperimentali è stato effettuato avvalendosi dei modelli matematici testè presentati e seguendo due strade diverse. In un primo momento si sono calcolati, infatti, i valori teorici della vita a fatica inserendo nel modello i valori medi di ρ e θ , ottenendo quindi un solo valore di N per ogni livello di carico.

Successivamente si sono usati come dati di input quelli ricavati, per mezzo del Metodo Montecarlo, ottenendo delle distribuzioni teoriche di vita a fatica.

La fig. 7 mostra il confronto tra la retta di regressione relativa ai dati sperimentali delle provette T-butt in acqua di mare e le risposte fornite dal modello.

Il modello Forcing Functions si è comportato decisamente meglio sia in aria che in acqua, ma in particolar modo in quest'ultimo caso in cui le due rette sembrano essere quasi sovrapposte, (vedi fig. 8 sempre relativa alle prove in acqua e alla fase di propagazione).

In generale da questa prima analisi emerge che entrambi i modelli necessitano di qualche correzione, e che il modello Forcing Function è più rappresentativo del Free Model.

Come già detto, in seguito all'applicazione del Metodo Montecarlo alle misure di ρ e θ , è stato possibile ricavare con la suddetta modellistica e per ogni livello di sforzo, 2000 valori di vita che sono stati elaborati statisticamente. Da tale elaborazione si sono ottenuti degli istogrammi come quello in fig. 9 e per il quale si è assunta una distribuzione di tipo log-normale.

A questo punto può essere interessante fare un confronto tra gli scarti che si sono ottenuti sperimentalmente e relativi alla regressione lineare quelli calcolati per mezzo del modello (vedi tab. 4). Le dispersioni relative ai dati sperimentali sono maggiori di quelle dei dati teorici, come era ragionevolmente ipotizzabile da principio. In effetti la complessità di variabili che interviene in una prova sperimentale è difficilmente riproducibile analiticamente, tenuto anche conto della difficoltà che si può avere nel valutare effetti come il diverso tipo di acciaio o in generale le diverse condizioni di prova. Tutto ciò va ulteriormente pesato considerando anche la scarsità di dati sperimentali a disposizione, rispetto ai 2000

per ogni livello di sforzo ottenuti con le suddette metodologie statistiche.

Per quanto riguarda il confronto tra le medie possiamo invece dire di aver ottenuto risultati piuttosto soddisfacenti (tab. 4). Alla luce di quanto visto nella prima fase di questo confronto, potremo pertanto ritenere il modello, relativamente alla variabile N_3-N_1 affidabile e sufficientemente vicino alla realtà.

In maniera del tutto analoga si è proceduto nell'analizzare i dati relativi alla variabile N_1 per cui si sono ottenuti degli istogrammi come quello in Fig. 10.

La forma di questi istogrammi è quella tipica delle distribuzioni estremali. Si è assunto come parametro significativo, da confrontare con la regressione dei dati sperimentali, il valore più probabile, la "moda".

Tale confronto, alla luce di quanto esposto in tab. 5, ha dato un risultato analogo a quello ricavato per la variabile N_3-N_1 , mantenendo la tendenza che gli scarti relativi ai dati sperimentali siano maggiori non significativamente di quelli relativi alla simulazione teorica.

In ultima analisi sono stati paragonati i dati relativi alla variabile N_3 i cui valori significativi sono riportati in tab. 6.

Si osservi che i risultati ottenuti possono considerarsi, fatta eccezione che al livello di 150 Mpa del tutto soddisfacenti, sia per la media che per lo scarto.

In conclusione possiamo dunque dire che, il modello usato per la previsione della vita a fatica di un T-butt è risultato sufficientemente vicino alla realtà dei dati sperimentali. Nell'analisi delle variabili N_1 e N_3-N_1 è stato possibile riscontrare quasi sempre che lo scarto dei dati sperimentali è superiore a quello dei dati teorici. Tale differenza comunque non è quasi mai particolarmente significativa; ciò significa che la geometria della saldatura, in effetti gioca un ruolo determinante sulla vita a fatica dei giunti, ma nello stesso tempo anche variabili, quali materiali diversi, diverse condizioni di prova, ecc. non possono essere completamente trascurate. Lì dove il modello funziona meno bene è ai bassi livelli di sforzo, ma c'è da tener presente che in queste condizioni i dati sperimentali non sono molto significativi, poichè nella valutazione dello scarto e della media non vengono prese in considerazione le provette che non si sono rotte dopo 10 milioni di cicli, e che quindi avrebbero portato a valori di scarto e di media superiori a quelli riportati nelle suddette tabelle.

Una metodologia di confronto del tutto analoga a quella testè proposta è stata effettuata per i giunti a X (vedi tab. 7), per i quali, il modello sembra comportarsi in maniera decisamente

più conservativa rispetto alla tendenza mostrata invece per i giunti a T.

Per quanto riguarda il confronto tra gli scarti, possiamo ritenere le differenze tra i valori teorici e sperimentali non apprezzabili, il che conferma anche per i giunti a X il risultato conseguito precedentemente, per cui la geometria della saldatura sembra costituire l'elemento più significativo in questo tipo di prove di fatica.

INFLUENZA DELLA GEOMETRIA DELLA SALDATURA

Dopo aver valutato l'attendibilità, quanto meno negli ordini di grandezza dai modelli matematici di Meccanica della Frattura, è stato possibile osservare che, data la non eccessiva differenza tra gli scarti dei dati teorici ricavati con la suddetta modellistica e quelli dei dati sperimentali, la geometria della saldatura gioca un ruolo determinante sulla vita a fatica del pezzo.

Considerati, quindi, quattro diversi livelli di sollecitazione in un range di valori di tensione che va da 160 a 300 MPa, è stato possibile valutare (vedi fig. 11 e 12) la vita a fatica in presenza di cricca in acqua di mare, al variare rispettivamente dell'angolo θ e del raggio ρ di saldatura e parametrata sui valori medi di ρ e θ .

I risultati di tale analisi sono molto interessanti e rivelano che la vita a fatica del pezzo migliora al diminuire dell'angolo θ e all'aumentare del raggio ρ . Si osservi inoltre che questa tendenza di comportamento è molto più sentita ai bassi livelli di carico per annullarsi quasi del tutto agli alti livelli. Tenuto quindi conto del fatto che, in condizioni di prova i giunti sono sottoposti, per ovvi motivi pratici legati alla durata della prova, a carichi aventi la stessa frequenza ma di intensità molto maggiore di quella riscontrabile nelle normali condizioni di esercizio, possiamo affermare a ragion veduta, che molto probabilmente la geometria della saldatura ha in realtà un'importanza ancora maggiore rispetto a quella che si è tentata di valutare in questo lavoro.

Naturalmente i valori dei numeri di cicli calcolati al livello di tensione più basso (160 MPa) sono da prendere con una certa cautela, perchè a tali livelli di carico non è stato sempre possibile avere un pieno riscontro tra risultati teorici e sperimentali, ma la tendenza di comportamento fornita da tali dati è senz'altro molto vicina alla realtà.

Le motivazioni per cui tali effetti sono maggiormente sentiti in acqua piuttosto che in aria, potrebbero essere strettamente legati alla presenza della protezione catodica, che diminuisce il numero di punti di innesco della cricca, facendo di conseguenza aumentare l'importanza della geometria della saldatura

rispetto ad un altro fattore determinante, e confermando nello stesso tempo le nostre interpretazioni dei risultati ottenuti.

Per quanto concerne i giunti a X, diciamo soltanto che l'analisi sull'entità dell'effetto della geometria della saldatura che potrebbe essere effettuata, sarebbe esattamente la stessa di quella fatta per i giunti a T, ed evidentemente anche i risultati che si otterrebbero non fornirebbero ulteriori indicazioni.

CONCLUSIONI

La constatazione del fatto che, la zona di innesco della cricca fosse quasi sempre localizzata al piede della saldatura, è stato il punto di partenza dal quale è derivata l'ipotesi fondamentale su cui è incentrato tutto il lavoro, e per cui la vita a fatica di un giunto saldato non dipende, se non in minima parte, dai diversi tipi di acciaio usati nelle prove, mentre è viceversa fortemente influenzata dai parametri geometrici.

L'uso di metodologie statistiche, quali i Test e il Metodo Montecarlo, hanno consentito la non sempre facile interpretazione dei dati sperimentali, confermando quasi sempre la suddetta ipotesi di partenza. Per poter ottenere un tale risultato sono stati effettuati dei confronti tra i dati sperimentali e quelli ricavati per mezzo di modelli matematici, in particolare il Forcing Function. La conferma più significativa dell'importanza della saldatura, è venuta proprio da un'osservazione tipicamente statistica, e cioè che la dispersione dei risultati ricavati con la suddetta modellistica, che ha come dati di input solo i parametri geometrici del profilo di saldatura, è di poco minore di quella ottenuta attraverso le elaborazioni dei dati sperimentali, mettendo in risalto anche il fatto che in una prova sperimentale intervengono fattori tipicamente casuali e quindi difficilmente quantificabili.

Le conclusioni a cui al termine di questo lavoro giungiamo, riguardano:

a) Le prove:

- 1) Nelle misure di θ , α e ρ , possono ritrovarsi differenze significative, che si riflettono sui risultati delle prove.
- 2) La geometria della saldatura sembra essere particolarmente importante nelle prove di lunga durata (basso carico).
- 3) Le approssimazioni proposte per il calcolo degli S.I.F. conducono a risultati accettabili sia per le prove su piccola scala che per quelle in piena scala, ricalcando sempre l'andamento delle regressioni relative ai dati sperimentali.

b) La comparazione tra gli acciai:

- 1) Lo scarto nei dati può essere associato almeno in aria, principalmente alle variazioni nella geometria della saldatura. Viene in questo modo a decadere l'ipotesi che il differente tipo di acciaio possa contribuire significativamente alla dispersione dei risultati delle prove.
- 2) La minima differenza tra i valori medi della vita a fatica, affinché il comportamento degli acciai possa considerarsi diverso, deve essere significativamente maggiore del 50%.

BIBLIOGRAFIA

- 1) K. Engesvik, T. Lassen, "The effect of weld geometry on fatigue life", Seventh International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Houston 1988.
- 2) I. Cole, C. Pietrosanti, O. Vittori, "A comparison of predicted and actual fatigue life of welded joints", Fatigue and Stress, Bologna 1989.
- 3) Centro Sviluppo Materiali Roma, "Resistenza sotto carico statico e a fatica di giunti saldati per piattaforme Off-shore", Rapporto tecnico n. 7.
- 4) Draper, Smith, "Applied Regression Analysis", J. Wailey, New York 1966.
- 5) Dijkstra, Snijder, Overbeeke, Wildshut, "Prediction of fatigue crack growth for using stress Intensity Factors determined by FEM calculation", Steel In Marine Structures, Delft, The Netherlands 1987.
- 6) Bigonnet, Lieurade, Sison, Lebrun, "Experimental study on fatigue crack propagation in welded joints", Fatigue '84.
- 7) Jerome C.R. "Statistical Inference" Edward Brothers inc. Michigan 1964.
- 8) I. Cole, F. Fabrizi, M. Gionfriddo, C. Pietrosanti "Modello per la previsione della vita a fatica dei giunti", IGF 6 - VI Convegno Nazionale - Gruppo Italiano Frattura.

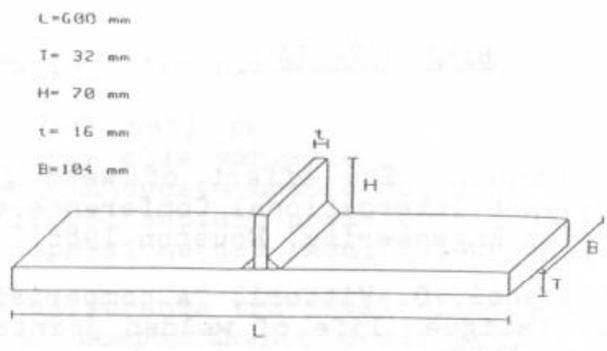


Fig. 1 - Dimensioni geometriche della provetta T-butt.

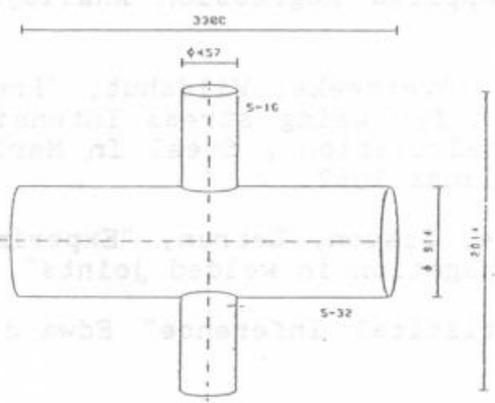


Fig. 2 - Dimensioni geometriche dei nodi in piena scala.

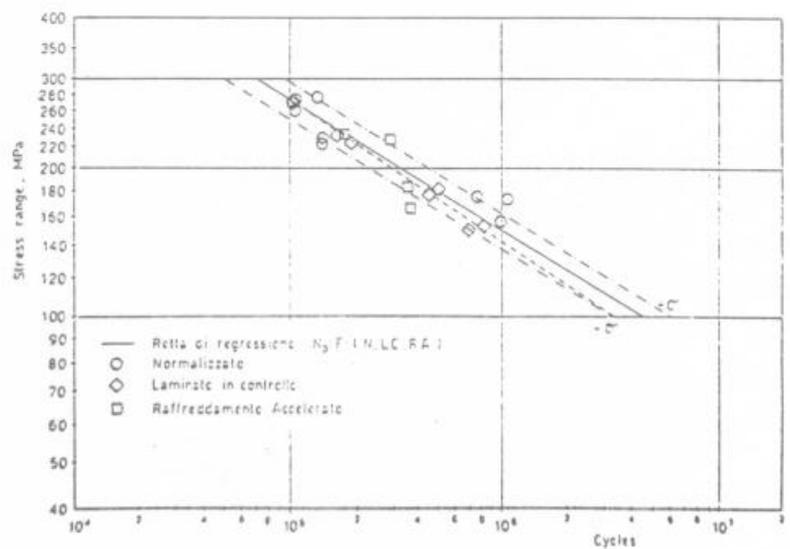


Fig. 3 - Risultati delle prove di fatica sui nodi in piena scala.

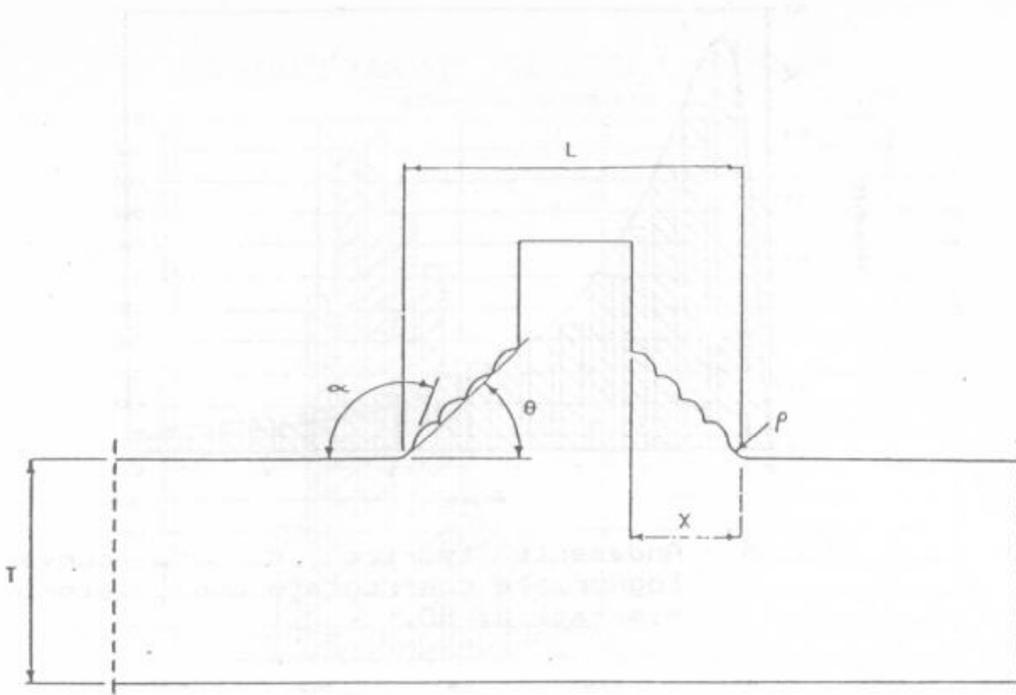


Fig. 4 - Parametri geometrici della saldatura.

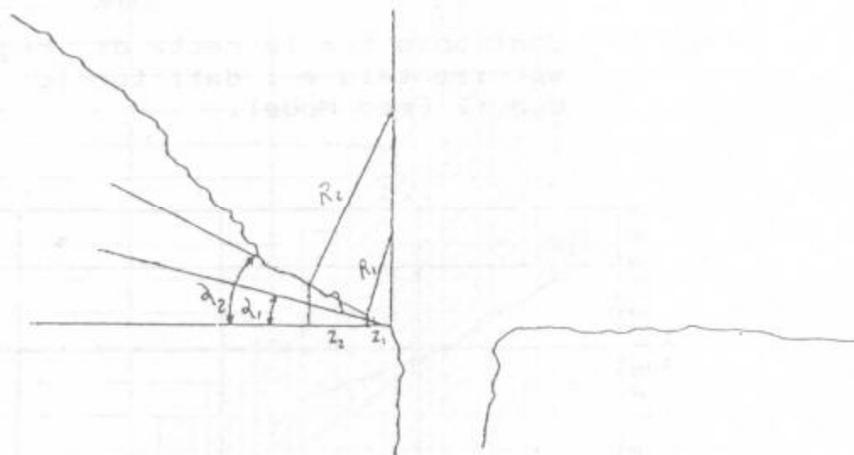


Fig. 5 - Profilo di una saldatura con cricca.

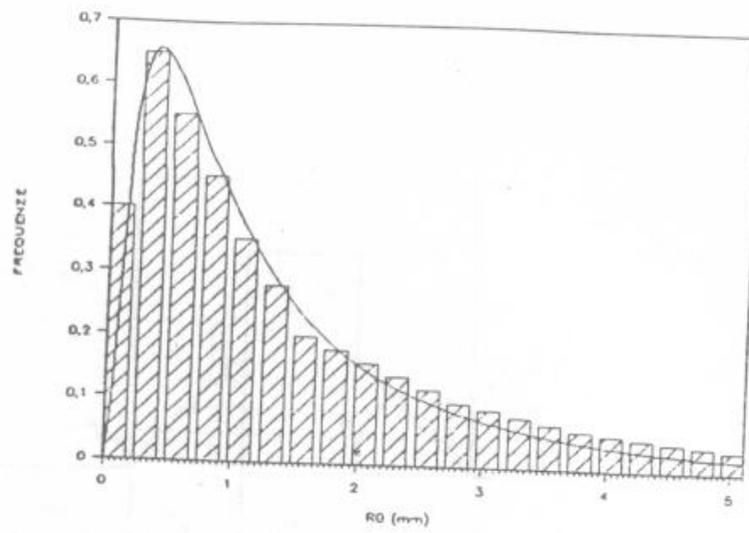


Fig. 6 - Andamento teorico di una curva lognormale confrontato con i valori misurati di RO.

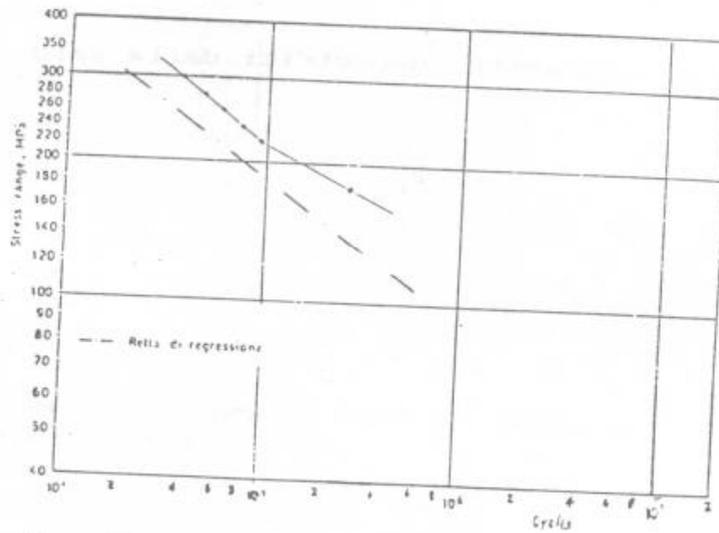


Fig. 7 - Confronto tra la retta di regressione sperimentale e i dati teorici ottenuti con il Free Model.

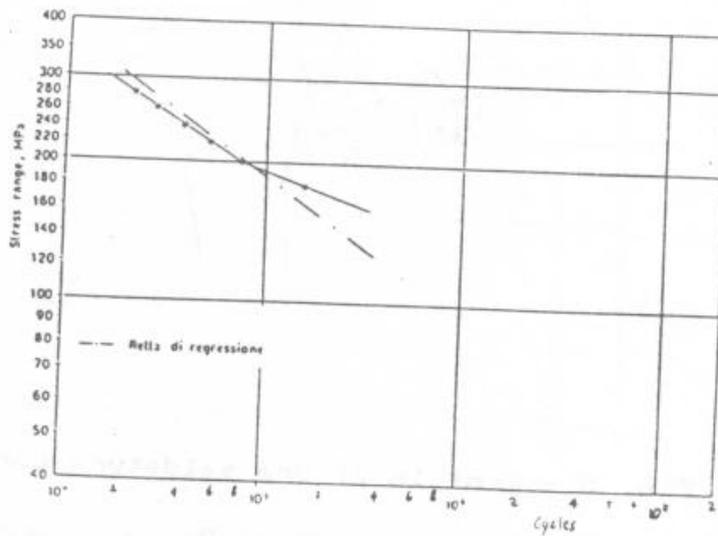


Fig. 8 - Confronto tra la retta di regressione sperimentale e i dati teorici ottenuti con Forcing Function.

T-BUTT (ARIA) STRESS=150 MPa

MEDIA=6,175 SCARTO=0,139

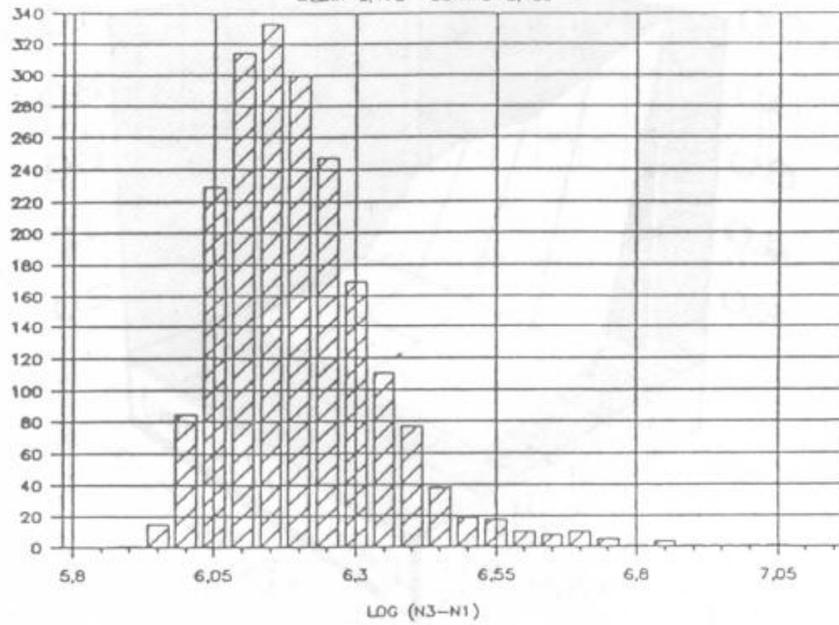


Fig. 9 - Distribuzione dei valori di vita a fatica ricavata dalla simulazione numerica.

T-BUTT (ARIA) STRESS=150 MPa

MEDIA=5,249 SCARTO=0,126

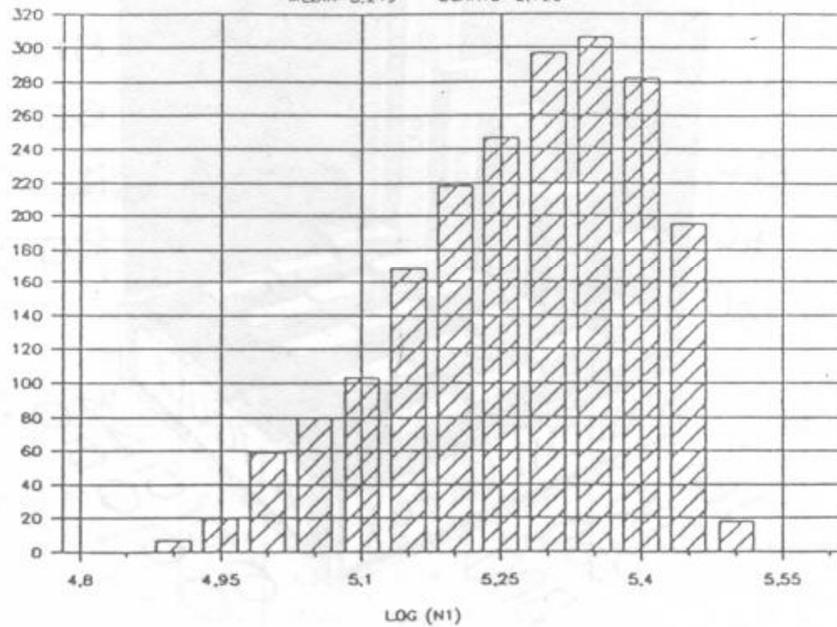


Fig. 10 - Distribuzione dei valori di innesco ricavata dalla simulazione numerica.

CICLI (x1E5)

(acqua di mare)

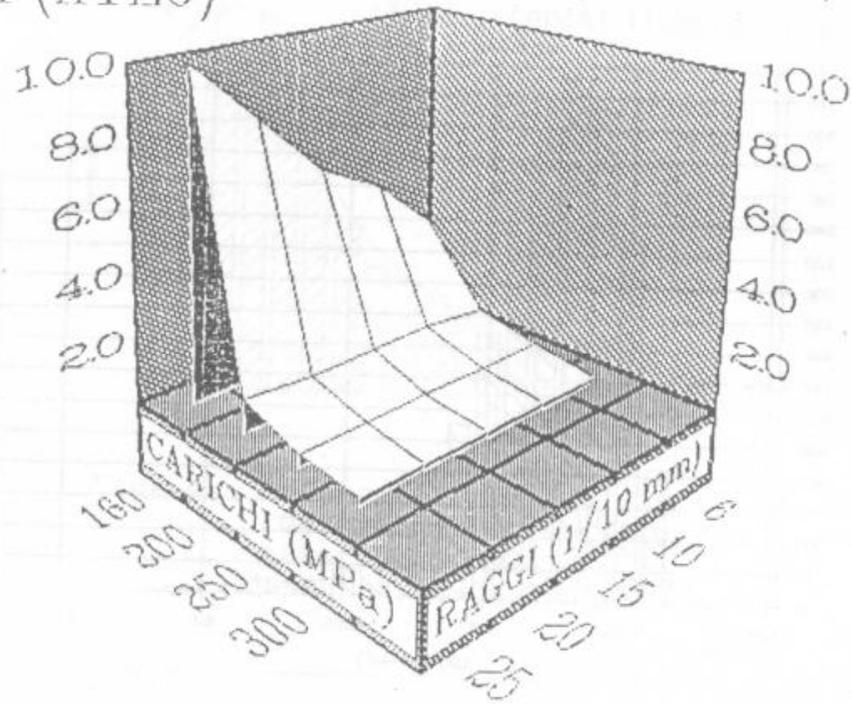


Fig. 11 - Influenza del raggio di saldatura.

CICLI (x1E5)

(acqua di mare)

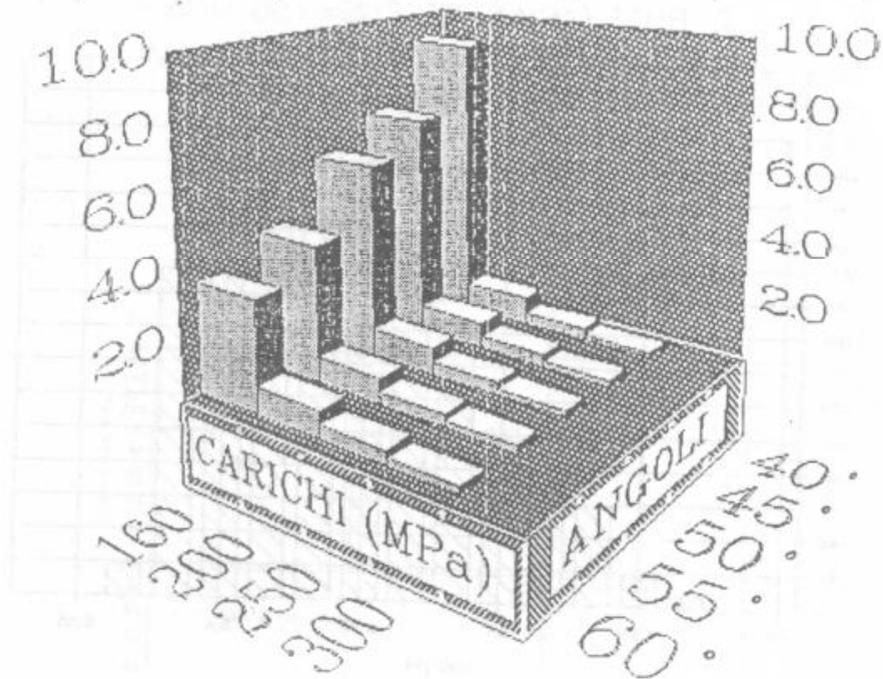


Fig. 12 - Influenza dell' angolo di saldatura.

STEEL	C	Mn	Si	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	V	Nb	Al	N	Ti	C _{eq} (IIW)
N	.10	1.38	.30	.009	.007	.14	-	.38	.10	.05	.02	.025	.011	-	0.40
CR.	.14	1.23	.26	.015	.0044	-	-	-	-	.042	.039	.031	.009	-	0.34
A.C.	.050	1.60	.228	.016	.0025	.01	-	.36	.017	.006	.024	.02	.010	.02	0.34

Tab. 1 - Composizione chimica degli acciai di prova.

TYPE OF TEST	TYPE OF LOAD	R	FREQUENCY	ENVIRONMENT	TEMPERATURE	CATHODIC PROTECTION
T-BUTT	BENDING (4 POINTS)	0.1	5 Hz	AIR	AMBIENT	—
		0.1	0.35 Hz	SEA WATER (artificial)	10°C	-850mV
FULL SCALE X JOINT	TENSION	0.1	0.35 Hz	SEA WATER (artificial)	10°C	-850mV

Tab. 2 - Condizioni di prova.

TIPO DI ACCIAIO	VARIABILE CAMPIONATA	N° DI OSSERVAZIONI	VALORE MINIMO	VALORE MASSIMO	MEDIA	DEVIAZIONE STANDARD	VARIABILE REALE	VALORE MINIMO REALE	VALORE MASSIMO REALE	MEDIA REALE	SCARTO REALE
N	log θ	24	1.613	1.738	1.665	.0379	θ	41.0*	55.0*	46.3*	4.2*
L.C	log θ	28	1.602	1.745	1.674	.0141	θ	40.0*	55.6*	47.2*	1.5*
R.A	log θ	56	1.462	1.771	1.661	.0517	θ	29.0*	59.0*	45.8*	5.5*
R.A (sez.)	log θ	64	1.544	1.732	1.643	.0403	θ	35.0*	54.0*	43.9*	4.3*
								(mm)	(mm)	(mm)	(mm)
N	log p	24	-0.478	0.521	0.207	0.186	p	0.33	3.32	1.61	0.85
L.C	log p	28	-.087	0.565	0.210	0.169	p	0.82	3.67	1.62	0.77
R.A	log p	56	-0.25	0.609	0.107	0.161	p	0.55	4.06	1.28	0.57
R.A (sez.)	log p	64	-0.174	0.564	0.138	0.159	p	0.67	3.67	1.37	0.61

Tab. 3 - Risultati dell'elaborazione statistica.

CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	MEDIA	REGRESSIONE (EXP.)
150	Lg (N3-N1)	ARIA	6.175	5.707
200	Lg (N3-N1)	ARIA	5.493	5.154
190	Lg (N3-N1)	ACQUA	5.032	5.048
250	Lg (N3-N1)	ACQUA	4.523	4.621
CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	SCARTO	SCARTO REG. (EXP.)
150	Lg (N3-N1)	ARIA	0.139	0.136
200	Lg (N3-N1)	ARIA	0.061	0.136
190	Lg (N3-N1)	ACQUA	0.132	0.208
250	Lg (N3-N1)	ACQUA	0.033	0.208

Tab. 4 - Parametri caratteristici delle distribuzioni teoriche per la propagazione sulle T-butt.

CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	MODA	REGRESSIONE (EXP.)
150	Lg (N1)	ARIA	5.305	5.712
200	Lg (N1)	ARIA	4.739	5.279
190	Lg (N1)	ACQUA	5.037	5.028
250	Lg (N1)	ACQUA	4.443	4.534
CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	SCARTO	SCARTO REG. (EXP.)
150	Lg (N1)	ARIA	0.126	0.119
200	Lg (N1)	ARIA	0.106	0.119
190	Lg (N1)	ACQUA	0.139	0.210
250	Lg (N1)	ACQUA	0.117	0.210

Tab. 5 - Parametri caratteristici delle distribuzioni teoriche per l' innesco sulle T-butt.

CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	MEDIA	REGRESSIONE (EXP.)
150	Lg (N3)	ARIA	6.229	5.023
200	Lg (N3)	ARIA	5.563	5.541
190	Lg (N3)	ACQUA	5.335	5.346
250	Lg (N3)	ACQUA	4.785	4.884
CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	SCARTO	SCARTO REG. (EXP.)
150	Lg (N3)	ARIA	0.136	0.084
200	Lg (N3)	ARIA	0.066	0.084
190	Lg (N3)	ACQUA	0.134	0.194
250	Lg (N3)	ACQUA	0.098	0.194

Tab. 6 - Parametri caratteristici delle distribuzioni teoriche per la vita totale sulle T-butt.

CARICO	VARIABILE	AMBIENTE	MEDIA	REGRESSIONE (EXP.)
200	Lg (N3)	ACQUA	5.398	5.507
250	Lg (N3)	ACQUA	4.987	5.175
e	VARIABILE	AMBIENTE	SCARTO	SCARTO REG. (EXP.)
200	Lg (N3)	ACQUA	0.144	0.128
250	Lg (N3)	ACQUA	0.104	0.128

Tab. 7 - Parametri caratteristici delle distribuzioni teoriche per la vita totale sui nodi ad X.