

IGF6 - VI CONVEGNO NAZIONALE - GRUPPO ITALIANO FRATTURA

Ancona, 7-8 giugno 1990

MODELLO PER LA PREVISIONE DELLA VITA A FATICA
DEI GIUNTI SALDATI.

- I. Cole (C.S.M. - Roma)
- F. Fabrizi (C.S.M. - Roma)
- M. Gionfriddo (C.S.M. - Roma)
- C. Pietrosanti (C.S.M. - Roma)

MODELLO PER LA PREVISIONE DELLA VITA A FATICA DEI GIUNTI SALDATI.

(I. Cole, F. Fabrizi, M. Gionfriddo, C. Pietrosanti)

-SOMMARIO.

Il lavoro che verrà presentato può essere diviso in due parti, una relativa alla simulazione dell'innesco di una cricca su di un giunto di data geometria, l'altra relativa alla fase di propagazione della cricca medesima.

Nella simulazione della cricca si è tenuto conto di alcuni parametri influenzanti la vita a fatica. Tali parametri sono: la geometria e la forma della saldatura, la forma e la posizione della cricca, l'ambiente, il materiale, lo schema delle tensioni agenti e quello delle tensioni residue. Per quanto attiene alla distribuzione della tensione agente si è condotta, preventivamente, una analisi F.E.M. nei riguardi del giunto in questione.

-INTRODUZIONE.

Con il presente lavoro si è cercato di ottenere un modello con cui poter valutare la vita a fatica di un giunto saldato di data geometria, sfruttando le indicazioni della BS PD6493 ⁽¹⁾ per quanto riguarda la parte relativa alla Meccanica della Frattura a fatica. Tutto questo si inquadra in un programma più vasto che il CSM di Roma porta avanti da diverso tempo. Questo programma è volto all'ottenimento di alcuni suggerimenti per una nuova metodologia di progetto, basata sulla Meccanica della Frattura, alternativa alle tradizionali curve S-N utilizzate fin'ora per la progettazione delle strutture offshore. Questo perché i nuovi giacimenti vengono a trovarsi in zone di mare con elevati fondali e temperature molto basse, situazioni che sono al limite delle possibilità delle vecchie indicazioni progettuali.

L'utilità del modello è indubbia, infatti con esso, si possono estrapolare i risultati ottenuti per via sperimentale con notevole risparmio di tempo e di denaro. Un'altra peculiarità del modello è la relativa semplicità con cui si può variare la geometria del giunto, qual'ora si decidesse di cambiare il soggetto degli studi.

Il modello in questione è composto da tre parti: la prima relativa alla fase di innesco, la seconda relativa alla propagazione della cricca in un provino a T e la terza relativa alla propagazione in un giunto ad X in piena scala.

La parte relativa all'innesco si basa sul metodo della tensione-deformazione locale ⁽²⁾, essendo non trascurabile l'effetto dovuto alla plasticizzazione del materiale. Mentre la parte relativa alla propagazione si fonda sulle ipotesi della Frattura Lineare Elastica (MFLE).

-MODELLO PER LO STUDIO DELL'INNESCO DELLA CRICCA.

Con questo metodo il numero di cicli di innesco (N1) può essere messo in relazione alla vita di un provino non intagliato, eseguendo su di esso un controllo sulla deformazione, una volta che si conoscano le tensioni e le deformazioni presenti alla radice del difetto. La relazione tra tensione e deformazione, non essendo più lineari, necessita della definizione di un fattore di intensificazione la cui forma è:

$$K_T^2 = K_\sigma K_\epsilon$$

dove K_σ e K_ϵ sono i fattori di intensificazione della tensione e della deformazione.

Per il caso relativo al provino a T mediante studi FEM è stata definita una espressione per $K_T^{(2)}$ del tipo:

$$K_T = 1 + 0.5121 \alpha^{0.572} (t/r)^{0.469}$$

dove:

t : è lo spessore del provino.

r : è il raggio della radice dell'intaglio.

α : è l'angolo di intaglio.

Nel caso che prendiamo in esame assumeremo che r sia il raggio di attacco della saldatura ed α sia l'angolo della saldatura, ossia, confonderemo l'intaglio, che sta alla base del metodo in questione, con la variazione di forma introdotta con la saldatura.

La valutazione della vita comporta anche la valutazione di un fattore di riduzione delle forze, K_F che può essere valutato con una espressione empirica proposta da R.E. Peterson⁽³⁾:

$$K_F = 1 + \frac{K_T - 1}{1 + A/r}$$

dove: A è un coefficiente che dipende dal materiale ed ha le dimensioni di una lunghezza, basandosi su dati sperimentali il Peterson⁽³⁾ ha proposto per tale fattore una espressione del tipo:

$$A \approx 2.5 \cdot 10^{-2} \left[\frac{2068}{S_u} \right]^{1.0}$$

dove:

S_u : è la tensione di snervamento del materiale,

Il passo successivo è quello di valutare il campo di variazione della deformazione all'apice della cricca, D_ϵ , per far ciò si dovrà valutare anche il D_σ , tutto questo è possibile mediante la risoluzione del sistema che segue:

$$K_F \cdot D_{\sigma \text{ NOM}} = (D_\sigma D_\epsilon E)^{1/2}$$

$$\frac{D_\epsilon}{2} = \frac{D_\sigma}{2E} + \left[\frac{D_\sigma}{2K'} \right]^{1/n'}$$

dove:

$D\sigma$: è la tensione agente all'apice dell'intaglio.

$D\epsilon$: è la deformazione presente all'apice dell'intaglio.

$D\sigma_{NOM}$: è la tensione nominale applicata.

E : è il modulo di elasticità lineare.

K' ed n' : sono due coefficienti dipendenti dal materiale, il primo è coefficiente di tensione ciclica mentre n' è l'esponente di deformazione ciclica (Tab.1).

L'ultimo passo è quello di risalire dalla conoscenza della deformazione locale alla durata dell'elemento, questo è possibile grazie all'equazione di Manson-Coffin modificata secondo la proposta di Morrow⁽⁴⁾:

$$\frac{D\epsilon}{2} = \left[\frac{D\epsilon_P}{2} + \frac{D\epsilon_E}{2} \right] = \frac{\sigma'_F + \sigma_M}{E} [2Ni]^b + \epsilon'_F [2Ni]^c$$

dove:

σ'_F , ϵ'_F , b e c : sono dei coefficienti dipendenti dall'ambiente (Tab.1)

σ_M : è la sollecitazione media agente.

Ni : è il numero dei cicli necessari all'innescamento della cricca. La risoluzione della $D\epsilon$ da la stima della durata dell'elemento.

Per il nostro tipo di acciaio possiamo considerare i coefficienti di Tab.1 con $S_u=504$ MPa.

Vengono riportati, per concludere, tre grafici relativi al modello per la fase di innescamento applicati ad un provino a T in aria (Fig.1) e in acqua di mare con P.C. (Fig.2) e quello relativo ad un giunto ad X in piena scala in acqua di mare con P.C. (Fig.3). Per quanto riguarda le curve in questione si deve dire che esse sono ottenute con valori di \bar{f} ed α , derivanti da una analisi statistica⁽⁵⁾ condotta nei laboratori del CSM, pari a $\bar{f}-s\bar{f}$ e $\alpha+s\alpha$, dove \bar{f} e α sono i valori medi delle grandezze in questione e s è lo scarto quadratico medio derivante dall'analisi svolta. Per completezza è opportuno dire che $\bar{f}=1.61$ ed $s\bar{f}=0.8$ per il provino a T e 1.479, 0.85 per il giunto ad X, per quanto riguarda α e $s\alpha$ invece si hanno rispettivamente 31.7 e 11 per il provino a T e 28.2 e 11.48 per il giunto ad X. Le dimensioni della profondità di cricca corrispondenti al numero di cicli di innescamento N_1 sono 0.5 mm per i provini a T e 3.2 mm per i giunti ad X.

-MODELLO PER LA PROPAGAZIONE DELLA CRICCA

-ESPRESSIONI FONDAMENTALI.

Accanto al modello precedentemente descritto, si è sviluppato anche il modello per la fase di propagazione della cricca N_3-N_1 (dove N_3 è il numero dei cicli necessari affinché si giunga a rottura del giunto).

Per sviluppare il modello si è presa in considerazione la legge di Paris nella forma:

$$\frac{da}{dN} = C (DK)^m \quad 1$$

dove il termine DK assume una forma particolare. In esso vengono posti in risalto vari termini, questi tentano di quantificare separatamente le varie cause che sono alla base dell'innesco e la propagazione della cricca. In modo particolare vengono analizzate la posizione e forma della cricca, la forma e dimensione della saldatura e il carico applicato. La relazione presa in esame⁽¹⁾ ha la forma seguente:

$$DK = (M_{km} M_m D_{\sigma m} + M_{kb} M_b D_{\sigma b}) \frac{\sqrt{(\pi a)}}{\emptyset} \quad 2$$

dove:

M_k : è un coefficiente che tiene conto dell'effetto della saldatura.

M : è un fattore correttivo desunto da una lastra piana senza saldatura.

\emptyset : è l'integrale ellittico.

σ : è la tensione.

I pedici m e b indicano i coefficienti agli sforzi di membrana e quelli di flessione.

Nella Eq.2 vengono prima calcolati gli effetti di una cricca su una lastra piana senza saldatura nei coefficienti M , poi, ad essi, viene sovrapposto l'effetto della saldatura. L'espressione 2 deve essere valutata in due direzioni ortogonali, una data dalla profondità (a) l'altra dalla larghezza della cricca (c).

I coefficienti M_b e M_m sono valutati in base alla teoria sviluppata da Newman e Raju⁽²⁾, le risultanze delle loro analisi si presentano particolarmente congeniali ad essere implementate su computer.

I limiti di validità dello studio sono dati da:

$$0 < a/c \leq 1.0, 0 \leq a/T < 1.0, c/W < 0.5 \text{ e } 0 \leq \beta \leq \pi.$$

I coefficienti M_k tengono conto dell'effetto che la saldatura ha sulla propagazione della cricca. Questi coefficienti sono funzione di a/T , delle dimensioni e del tipo della saldatura; posto che non ci siano interazioni tra la larghezza relativa della saldatura (L/T), l'angolo di saldatura (θ) e il raggio relativo di attacco della stessa (r/T) (welding toe radius), possiamo scrivere la seguente formula⁽³⁾:

$$M_k = f_L(a/T, L/T) f_{\theta}(a/T, \theta) f_r(a/T, r/T) \quad 3$$

dove:

f_L : è un fattore correttivo che tiene conto della larghezza relativa della saldatura (L/T), definita da un certo angolo e un determinato raggio di attacco.

f_{θ} : è un fattore che tiene conto dell'effetto dovuto ad un certo angolo di saldatura θ .

f_r : è un fattore che tiene conto dell'influenza del raggio di attacco.

In generale l'influenza di θ e di f è trascurabile per $a/T > 0.1$, quindi in tale situazione si pone f_{θ} e f_f pari all'unità.

Per la forma della f_L e delle f_{θ} e f_f si rimanda alla⁽⁷⁾.

Le costanti C ed m sono ottenibili da prove condotte sul materiale in studio, mediante le curve da/dN - DK Fig.4.

Da queste curve risulta che, se sono graficate su un piano con assi logaritmici, esiste un intervallo più o meno ampio dove tale curva risulta essere una retta, regione II, infatti:

$$\log (da/dN) = \log C + m \log (DK) \quad 4$$

quindi noti due punti di tale retta si possono calcolare le suddette costanti.

Per ottenere tali costanti e poter sviluppare il modello, ci si basa su studi condotti da G.S.Booth⁽⁸⁾ e S.J.Dobbs su acciaio analogo a quello delle provette.

Il dato importante che si evince dallo studio suddetto è il valore del fattore di intensificazione delle tensioni di soglia, valore al di sotto del quale non si ha propagazione della cricca, tale valore in funzione dello Stress Ratio è⁽¹⁾:

$$DK_{th} = 190 - 144 R \quad 5$$

I valori utilizzati nello sviluppo del modello sono riportati in Tab.2,. Per tenere conto degli effetti che si hanno per valori relativamente bassi di DK , la curva da/dN - DK , viene spezzata in più intervalli.

-INFLUENZA DELLA TENSIONE RESIDUA.

La legge di propagazione della cricca dipende dallo stress ratio R e per mezzo di questo dalla tensione residua σ_R . Per sviluppare il modello si è ricorsi alla modifica studiata da N. Yazadani e P. Albrecht {9}, con tale modifica si esalta la zona con bassi valori del DK , cioè in prossimità del DK_{th} , questa modifica è stata necessaria in quanto: per esaltare la zona I della curva da/dN - DK , zona che più influenza la fase iniziale della crescita della cricca, che poi tradotto in tempo è l'intervallo più ingente di tutta la vita utile. Il non enfatizzare questa zona porterebbe ad una stima pessimistica del fenomeno. La modifica è sintetizzata nell'espressione:

$$\frac{da}{dN} = C \left[\frac{DK}{1-R/Q} \right]^m = C (DK_{eff})^m \quad 6$$

dove:

R : è lo stress ratio.

Q : è un fattore che dipende dal materiale, la cui variazione è compresa tra 4 per un acciaio A36 e 9.1 per un acciaio A514, questo fattore viene desunto dai suddetti autori mediante una analisi statistica condotta su i dati dedotti dalle curve da/dN - DK , relative a diversi tipi di

acciai, il campo di variabilità di Q rimane invariato al variare dell'ambiente.

La Eq.9 viene utilizzata nel seguente modo: si suppone che nell'istante iniziale si abbia un valore di R pari a R_0 , questo valore però non è costante su tutto lo spessore in quanto è influenzato dalla tensione residua σ_R infatti:

$$R_0 = \frac{\sigma_{MIN} + \sigma_R}{\sigma_{MAX} + \sigma_R} \quad ?$$

La tensione residua, però, influenza solo la parte più superficiale dello spessore. Da ciò consegue che il valore di R da R_0 tende ad un valore pari a R_F dato da $\sigma_{MIN}/\sigma_{MAX}$.

Da tutto quanto detto si vede come all'avanzare della cricca si abbia una variazione dinamica di R, su tale variazione però non possiamo dire nulla non essendo disponibili dati specifici al problema. Durante l'esecuzione delle prove del modello si è visto che l'effetto della variazione di R, sulla vita a fatica, è sentito molto ai bassi livelli, in modo di avere una diminuzione di vita del provino simulato all'aumentare di R. Quello che viene fatto nello sviluppo del modello è di misurare il valore R_0 dal provino, dare una stima di σ_R , questo mediante l'analisi di alcune sezioni dell'elemento in studio. Fatto tutto ciò valutiamo il DK che compete ad una cricca di profondità pari alla zona alterata a cui si dà il nome di DKV (DK di variazione), nel nostro caso il suo valore è di $\approx 400 \text{ N/mm}^{3/2}$, dopo tutto ciò si suppone che per valori di $DK < DKV$ valga la Eq.9 con $R=R_0$ mentre per valori di $DK > DKV$ valga sempre la suddetta equazione ed il valore di R è pari a zero, cioè si ricade nella legge di Paris tradizionale. Il fatto di assumere in quest'ultimo caso il valore di $R=0$ è ovviamente una nostra assunzione in attesa di poter condurre uno studio specifico in materia.

-EFFETTO DI 'CLOSURE'.

Il modello sopra presentato è definito "Modello SIMPLE". Accanto a questo ne viene presentato un altro definito "Modello COMPLEX". Per definire questo nuovo modello partiamo sempre da una espressione formalmente analoga alla legge di Paris:

$$\frac{da}{dN} = C (DK_{EFF})^m \quad 8$$

dove in DK_{EFF} è incluso l'effetto definito di "closure" (10).

-MODI DI PROPAGAZIONE DELLA CRICCA.

Per sviluppare il modello oltre ai problemi relativi ai fattori che tengono conto del materiale, della geometria dell'elemento e del difetto, descritti in precedenza, bisogna tener presente anche il modo con cui la cricca si propaga, in quanto è vero che la propagazione si basa sulla Eq.1, ma così facendo non consideriamo la larghezza della

cricca ne tanto meno la possibilità di avere in contemporanea più cricche sull'elemento in studio.

Un primo tentativo può essere quello di ipotizzare la presenza di un solo difetto e supporre che valga anche per l'avanzamento in larghezza della cricca una legge del tipo 1, così facendo otterremo il sistema termini finiti che risolto secondo DN e Dc, ci offre un modo per ovviare in maniera semplice al primo inconveniente, la soluzione del sistema suddetto può essere posta come:

$$DN = \frac{Da}{C(DK_a)^m} \quad 9$$

$$Dc = Da \left[\frac{DK_a}{DK_a} \right]^m \quad 10$$

Se ci si trova in un ambiente aggressivo ed es. acqua di mare senza protezione catodica, non si può più supporre che si sia in presenza di una sola cricca, nella realtà si avranno un certo numero di piccole cricche che in una prima fase cresceranno l'una indipendentemente dall'altra, in una seconda fase in cui si avrà una mutua interazione ed infine la coalescenza che porta alla presenza di una grande cricca, che poi avanzerà fino a rottura del pezzo.

L'approccio che utilizzeremo è quello offerto dal MIFF (Multiple Initiation Forcing Functions). Questo modello prescrive che la forma è funzione della profondità a della cricca, l'espressione della Forcing Function la si può ottenere soltanto dalla analisi di test su modelli. I parametri che influenzano la FF sono i parametri che in definitiva influenzano l'avanzamento della cricca. Questi sono: la geometria del provino, il tipo di carico, il materiale, l'ambiente, la forma e la dimensione della cricca. Tutte queste informazioni per quanto possibile dovrebbero essere contenute nella FF ed è proprio questo il suo punto forte, al contempo però ne è anche il limite perché a seconda di come si combinano i vari fattori otterremo una FF diversa. Per questo motivo deve essere fatta una classificazione dei vari modi di crescita della cricca a cui poi si deve associare una FF.

Per quanto concerne provini a T sollecitati a flessione O. D. Dijkstra ed altri hanno dedotto una forma per la FF. In questa il numero dei punti di innesco aumentano all'aumentare del livello di carico e all'aumentare dello spessore del provino⁽¹¹⁾.

$$a/c = e^{-Ka} \quad 11$$

dove

$$K = k_{REF} \left[\frac{D_{\sigma B}}{D_{\sigma REF}} \right]^2 \left[\frac{T}{T_{REF}} \right]^{0.5} \quad 12$$

Nello sviluppo del nostro modello una forma della FF che verrà presa in considerazione è quella riportata nell'espressione 13 in cui la struttura è uguale a quella dataci dal Dijkstra ma cambia il coefficiente k come segue:

$$k = k_{REF} \left[\frac{D\sigma_B}{D\sigma_{REF}} \right]^2 \left[\frac{M_K}{M_{KREF}} \right]^2 \left[\frac{T}{T_{REF}} \right]^{0.5} \quad 13$$

dove:

M_K : è il fattore di intensificazione delle tensioni valutato per i parametri correnti dell'elaborazione.

M_{KREF} : è il fattore di intensificazione delle tensioni valutato per $a=0.5\text{mm}$ e $T=32\text{mm}$.

La modifica trae spunto dal fatto che il fattore che influenza l'avanzamento della cricca non è la tensione nominale, ma bensì il fattore di intensificazione delle tensioni valutato nella zona interessata dalla cricca.

La conseguenza di tale modifica si riscontra nel fatto che durante lo svolgimento delle varie prove, la dispersione dei risultati per la FF, non modificata, derivanti dall'analisi statistica precedentemente richiamata, per livelli di carico medio alti risultava essere troppo piccola rispetto a quella riscontrata per il Free Model, mentre la FF modificata presentava uno scarto paragonabile a quello del Free Model. La giustificazione di ciò si ottiene osservando che lo scarto nel Free Model viene ad essere funzione del fattore M_K e del rapporto a/c , mentre nel FF è funzione del solo M_K . Con la modifica in questione, invece, lo scarto viene a dipendere anche dal rapporto a/c , che è una funzione complessa di M_K , M_m , M_b , perché si introduce nella FF il fattore di intensificazione delle tensioni DK.

Per i giunti tubolari non si possono più usare le FF descritte sopra per questi l'espressione che useremo per sviluppare il modello sarà:

$$a = \text{EXP} (3.1244 + 1.035 \cdot 10^{-2} T + 2.2656 \ln(2 c/d)) \quad 14$$

dove:

T : è lo spessore del tubo.

d : è il diametro del brace.

L'espressione 14 però è valida per valori di $a/T > 0.1$, per definire l'espressione della FF per valori minori di tale limite si sono usate delle FF del tipo 11. I due modelli si differenziano per il tipo di avanzamento e per il numero di innesco delle cricche. Il free Model prende in esame una cricca singola che ha le due dimensioni (larghezza e profondità) che avanzano l'una indipendentemente dall'altra, mentre il modello Forcing Function vincola la larghezza alla profondità in virtù della espressione 11. Il Modello FF è tale da considerare più punti di innesco che dopo un certo numero di cicli interagiscono tra di loro fino alla coalescenza di una sola cricca. In pratica in situazioni date da un ambiente di tipo marino con struttura protetta catodicamente originano pochi punti di innesco che ricadono sotto la schematizzazione FF.,

-SCHEMATIZZAZIONE F.E.M.

Un'altro problema che si è dovuto affrontare è stata la ripartizione della tensione totale in una quota relativa alla flessione e una relativa alla azione di membrana. Per far ciò si è ricorsi ad una analisi FEM della struttura in studio, in particolar modo per il giunto ad X in piena scala. Per questo si è ottenuto, per una sollecitazione di flessione (prove CSM in piena scala), una divisione tra i due contributi del 0.69 σ per la quota di flessione e 0.31 σ per quella di membrana.

L'analisi agli elementi finiti sul giunto a X in scala reale sollecitato in flessione, e' stata eseguita con il codice Marc che si e' servito della mesh mostrata in Fig.5. Poiché l'attenzione era rivolta alla zona di saldatura tra Brace e chord, la mesh è stata opportunamente infittita in tale zona.

Inoltre per simulare il comportamento del nodo in modo più fedele a quanto avviene in laboratorio, si e' pensato di schematizzare assieme al giunto anche la macchina.

Il modello realizzato ha fornito in prossimità dell'HOT-SPOT e nelle direzioni di interesse, distribuzioni di tensione e deformazioni in buon accordo con le rilevazioni sperimentali. Di conseguenza, tramite questo, si e' dedotto come le tensioni principali si ripartiscono nelle componenti di flessione e di membrana.

Accanto a ciò si sono cercate di approssimare le distribuzioni circonferenzialmente al Brace e quelle dovute all'avanzamento della cricca (Funzione di Decadimento). Le prime si sono ottenute dall'interpolazione dei diagrammi di taratura statica degli estensimetri posti sul giunto in studio. Per le seconde si è ipotizzata la funzione che segue:

per $c \leq 126$ mm

$$DS = DS_m + DS_b \quad 15$$

dove:

DS_m : è la componente di tensione dovuta alla azione di membrana. DS_b : è la componente di tensione dovuta alla azione di flessione.

Per semilarghezze comprese tra 126 e i 252 mm la tensione agente è:

$$DS = DS_m + f DS_b \quad 16$$

dove f è una funzione definita come:

$$f = 2 - X/126 \quad 17$$

dove X è la semilarghezza della cricca.

Per semilarghezze superiori a 252 mm il carico sarà:

$$DS = DS_m. \quad 18$$

-DISCUSSIONE RISULTATI.

Passiamo ora all'analisi dei risultati ottenuti. Iniziamo ad osservare le figure relative al modello per l'innescò della cricca (Fig.1,2 e 3).

Dalla Fig.1 si vede come la rispondenza fra risultati teorici e sperimentali sia scarsa anche se possiamo osservare che gli scostamenti dalla media delle curve -S e +S siano confrontabili a quelli sperimentali. Da ciò possiamo dedurre che l'influenza dei parametri caratteristici del modello (geometria saldata) sono parte di quelli che poi nella realtà influenzano la vita a fatica. Il fatto che si abbiano pendenze diverse tra dati teorici e sperimentali è dovuta, essenzialmente, a due cause. Una imputabile ai coefficienti utilizzati nel modello, che molto probabilmente non rispondono alle nostre esigenze, l'altra è legata al fatto che nelle zone relative ai bassi livelli di carico, sono state svolte poche prove, alcune delle quali non sono state accettate perché dopo oltre 10^7 cicli non si era giunti a rottura. Da ciò si desume che la retta di regressione debba essere più inclinata, diminuendo così la differenza tra modello e realtà. Dalla Fig.2, invece, si desume come il modello in acqua di mare con P. C. possa essere considerato, pienamente rispondente ai nostri scopi, sia dal punto di vista tendenziale che da quello riferito agli scarti; le cose vanno meno bene ai bassi livelli di carico, ma anche qui c'è il problema legato al fatto che a tali livelli sono state svolte poche prove. Passiamo ora ad analizzare la Fig.3, relativa al giunto ad X. Vediamo come il modello risulti essere molto conservativo agli alti livelli, approssimando la tendenza dei dati sperimentali in modo ottimale, le cose peggiorano, anche qui, ai bassi livelli. C'è da aggiungere per questa prova che lo scostamento è dovuto al fatto che la cricca rilevata, competente ad N1 era pari a 3.2 mm di profondità, mentre il modello è testato per una cricca competente ad N1 di 0.5 mm, da qui lo scostamento tra le due curve.

Iniziamo ad analizzare le Figg.6 e 7, relative alla fase di propagazione della cricca. Il confronto viene fatto tra i due modelli (Free Model e Forcing Function) nella versione Simple. Possiamo vedere come, nel modello per provino a T e quello per giunto ad X, sia nettamente migliore il Forcing Function sul Free Model agli alti livelli di carico. Accanto a queste prove ne sono state eseguite diverse per la valutazione degli effetti di C ed m sulla propagazione della cricca, vengono utilizzati i coefficienti ottenuti dalla {8} e riportati in Figg.8 e 9 per il provino a T e il giunto ad X relativamente al modello F F in acqua di mare con Protezione Catodica. In tali grafici viene evidenziata la zona entro cui ricadono il 95% delle prove eseguite da Booth e Dobbs, con +95% viene indicato il limite superiore di tale intervallo e con -95% il limite inferiore.

Fin'ora su tutte le prove analizzate si è riscontrato una marcata discrepanza tra valori teorici e sperimentali ai bassi carichi. Questo lo possiamo imputare al fatto che,

come già detto, a questi livelli siano state svolte poche prove, ma anche al fatto che sia il modello per l'innesco, che quello per la propagazione, siano al limite della loro validità, in quanto in realtà c'è una zona di raccordo tra i due modelli in studio vedi Fig.10, linea a tratto.

In conclusione analizziamo le curve relative alla vita totale N3. Iniziamo con il riportare (Fig.11) le curve per provino a T in aria. In queste curve vediamo come per il livello più alto (200 MPa) la media teorica e quella sperimentale coincidano, mentre la tensione di 150 MPa si ha un sensibile scostamento, la ragione di ciò è forse dovuta sia fatto che per i bassi livelli di carico si hanno a disposizione poche prove molto disperse sia al fatto che ai bassi livelli il modello è al limite della sua validità, come è già stato fatto notare. Le cose vanno nello stesso modo anche per le prove successive Figg.12 e 13, riferite al provino a T e al giunto ad X in acqua di mare con protezione catodica, la media ai bassi livelli è un po' maggiore di quella sperimentale. Per quel che riguarda gli scarti si rimanda alla {5}.

-SENSIBILITA' DEL MODELLO.

Per concludere la parte relativa al modello di propagazione della cricca, conviene sintetizzare le grandezze che abbiamo preso in considerazione per caratterizzare il comportamento del giunto.

In primo luogo sono considerati i parametri geometrici (r e θ) l'effetto sulla vita a fatica di questi è notevole ai bassi livelli di carico (ad es. per r che passa da 1 mm a 2 mm si ha un aumento di vita del 28% a 160 MPa). Seguono i parametri relativi all'ambiente (C ed m), anche questi sono fortemente influenzanti la vita a fatica Figg.8 e 9. In conclusione non rimangono che i parametri relativi alle tensioni agenti, in primo luogo R il cui effetto è sensibile ai bassi carichi, segue poi l'effetto dovuto alla redistribuzione delle tensioni per via dell'avanzamento della cricca (Funzione di Decadimento) il cui effetto, però, è scarso.

-CONCLUSIONI.

Riguardo ai risultati ottenuti possiamo ritenerci pienamente soddisfatti per la buona approssimazione fornitaci dal modello, soprattutto per le prove svolte in acqua di mare con P. C. .

Le linee future di sviluppo saranno quelle relative all'analisi della zona di confine dei modelli di innesco e di propagazione (Fig.10), di ricercare dei coefficienti relativi alla fase di innesco in aria più appropriati, svolgendo una analisi sperimentale se necessario.

BIBLIOGRAFIA.

- 1) BS PD6493 (Revised), "Draft published document for guidance on methods for the derivation of acceptance levels for flaws in welded joints", BSI STANDARDS, London 1990.
- 2) G. Bhuyan, D. Vosikowsky, "Prediction of fatigue crack initiation lives for welded plate T-Joints based on the local stress-strain approach", Int. J. Fatigue 11 N.ro 3 pp.153-159, 1989.
- 3) R.E. Peterson, "Notch Sensitivity" in Sines, G. and Waisman J.L. (eds) Metal Fatigue (Mc Graw Hill New York 1956).
- 4) J.R. Rice, G.F. Rosengren, "Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening material", Journal Mechanics and Physics of Solids, Vol.16 N.ro 1 pp.1-12, 1968.
- 5) A. Musacchio, "Tesi di laurea: Resistenza a fatica di giunti saldati per piattaforme offshore", Università degli studi di Roma 'La Sapienza', Marzo 1990.
- 6) J.C. Newman, I.S. Raju, "An empirical stress intensity factor equation for the surface crack", Engng Fracture Mech. Vol.15 N.ro 12 pp.185-192, 1981.
- 7) D.D. Dijkstra, H.H. Snijder, I.J. van Straalen, "Fatigue crack growth calculations using stress intensity factors for weld toe geometries", TNO-IBBc Delft the Netherlands, 2^o International Conference on Offshore Mechanics and arctic engineering, 9-23/3/1989.
- 8) G.S. Booth, S.J. Dobbs, "Corrosion fatigue crack growth in BS 4360 grade 50D Steel - on analysis", The Welding Institute Research Bulletin pp.293-297, Settembre 1986.
- 9) M. Yazdani, P. Albrecht, "Crack growth rates of structural steel in air and aqueous environments", Engng Fracture Mech. Vol.32 pp.997-1007, 1989.
- 10) I.M. Austen, "Quantitative assesment of corrosion fatigue crack growth under variable amplitude loading", FCSC 7210 KE/B10 (15.3/83), July 1987.
- 11) H.H. Snijder, D.R.V. van Delft, D.D. Dijkstra, C. Noordhoek, "Fatigue crack growth modelling for multiple initiated cracks at weld toes in tubular joints", BOSS '88, pp. 1065-1079, 1988.

Tab.1

Coefficienti utilizzati per l'analisi relativa all'innescò cricca

Coef.	4	7
K' [MPa]	1500	1863
n'	0.198	0.177
c' [MPa]	1187	312
h	-0.13	-0.162
t'	0.764	0.72
c	-0.64	-0.604
Ambiente	S.U. CP-000	A.
Tipo Acciaio	E355	S54360500

Legenda	
A.	Aria
S.U.	Acqua Di Mare
C.P.	Protezione Catodica

Tab.2

Coefficienti della legge di Paris utilizzati			
Intervallo DK	C	m	Ambiente
230-300	$8.50 \cdot 10^{-15}$	13.3	Acqua di mare
300-420	$9.23 \cdot 10^{-24}$	7.23	Protezione Catodica
420-550	$4.64 \cdot 10^{-6}$	1.26	
>550	$3.24 \cdot 10^{-20}$	5.67	
230-300	$1.89 \cdot 10^{-12}$	15.3	A. M.
>300	$3.37 \cdot 10^{-13}$	3.09	P. C.
150-250	$3.36 \cdot 10^{-20}$	9.87	Aria
>250	$2.31 \cdot 10^{-15}$	3.66	
200-300	$4.48 \cdot 10^{-26}$	8.3	Acqua di mare
>300	$2.22 \cdot 10^{-14}$	3.58	

 Coefficienti consigliati

Confronto tra il modello per l'innescò della cricca per un T Butt e i risultati sperimentali in aria.

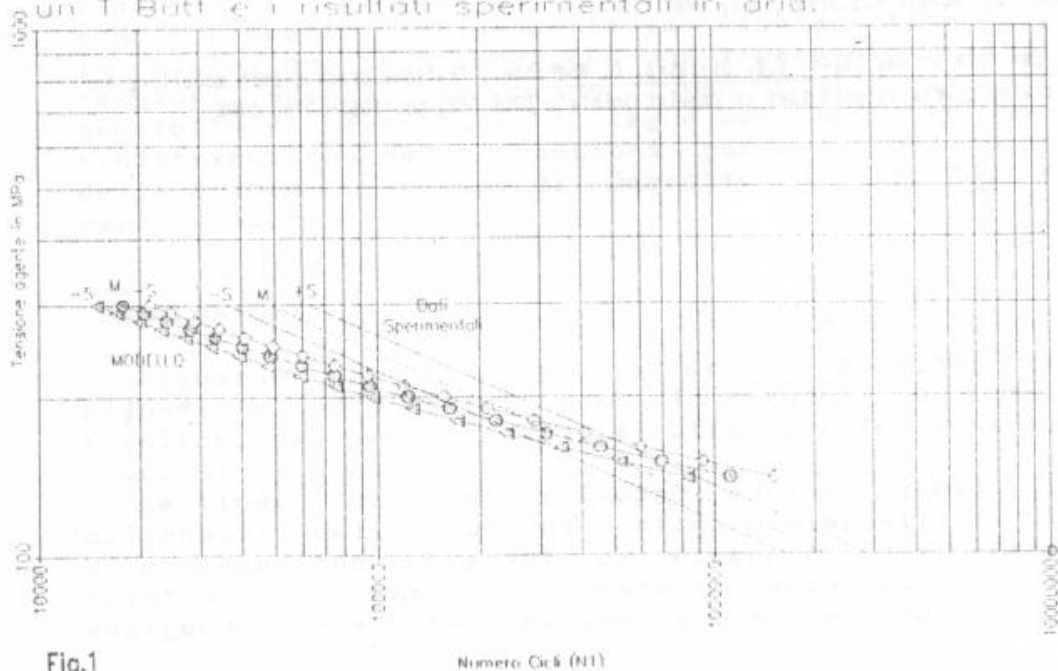


Fig.1

Confronto tra il modello per l'innescò della cricca per un T Butt e i risultati sperimentali in acqua di mare con protezione catodica.

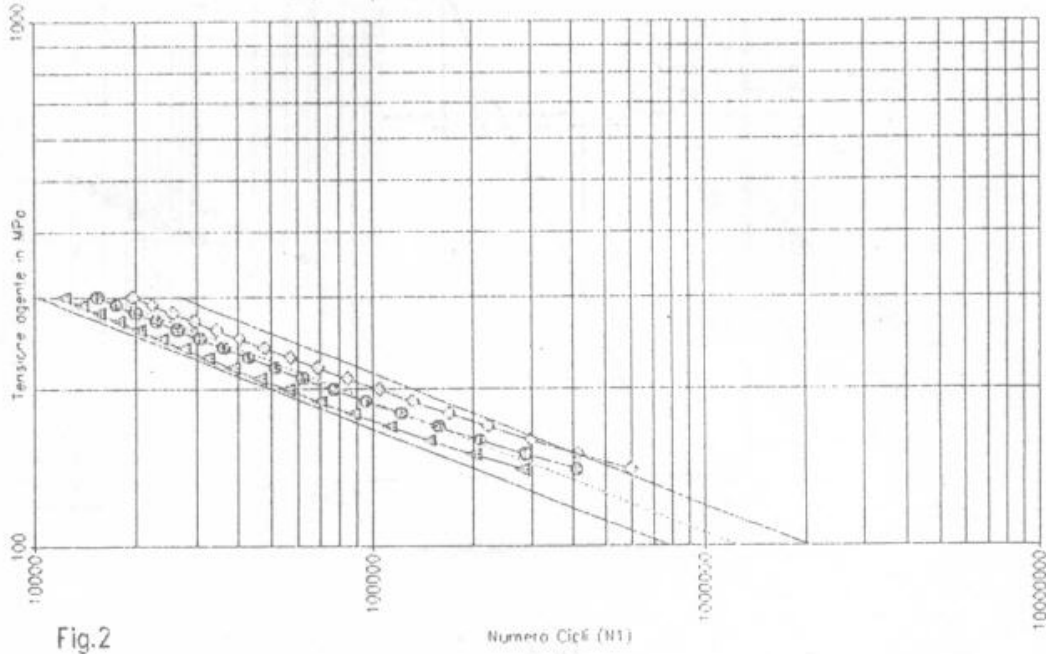


Fig.2

Confronto tra il modello per l'innescò della cricca per un Giunto ad X e i risultati sperimentali in acqua di mare con protezione catodica.

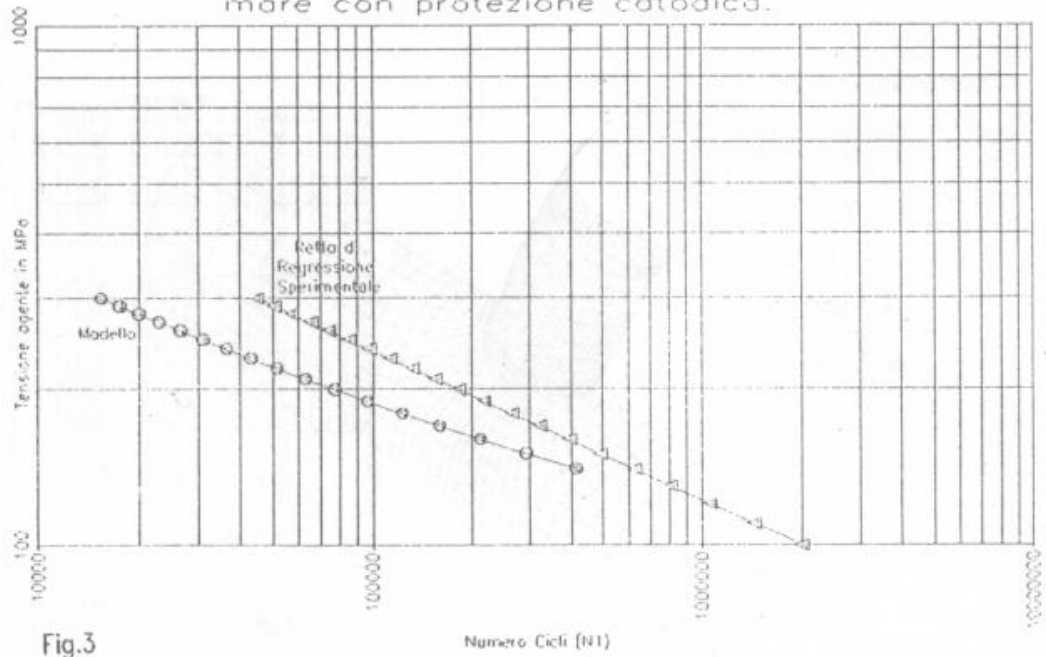


Fig.3



Fig.4

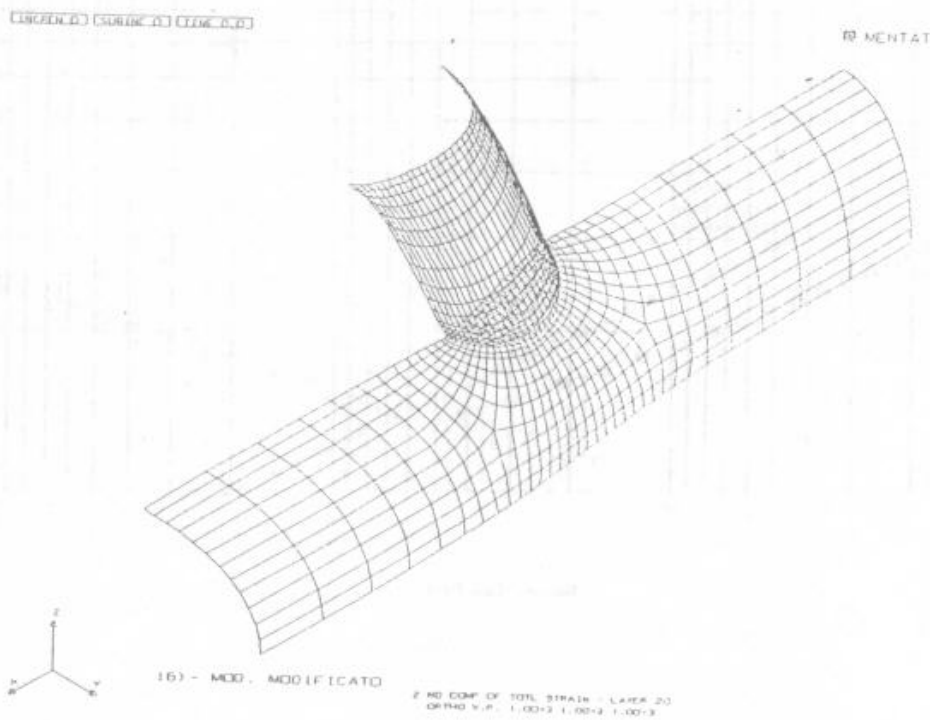


Fig.5

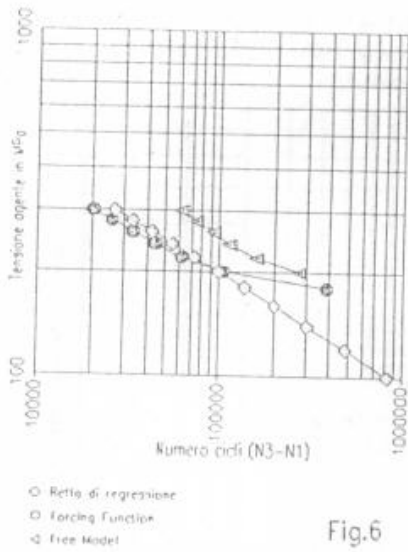


Fig.6

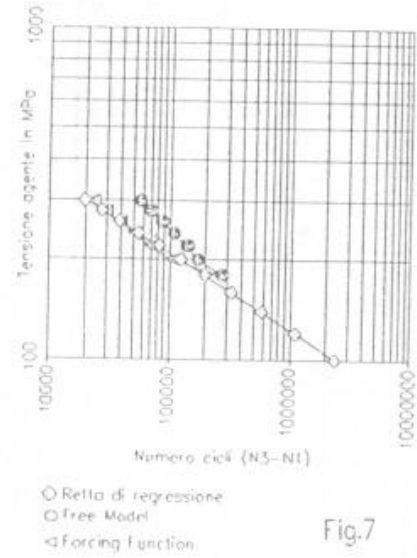


Fig.7

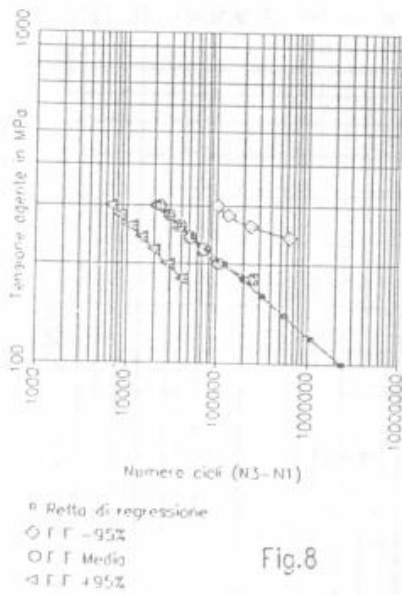


Fig.8

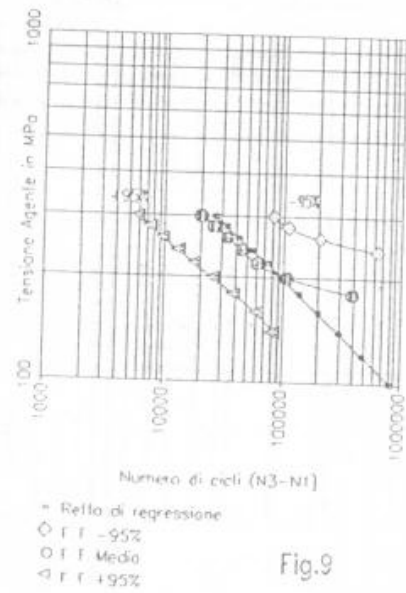


Fig.9

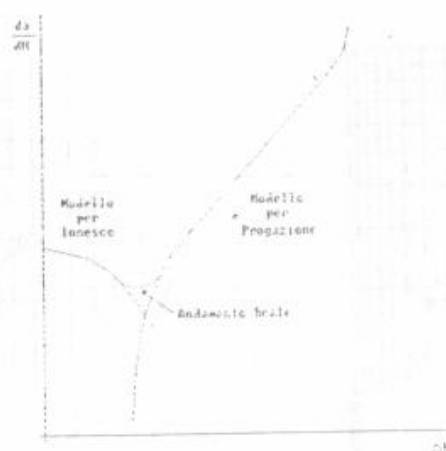


Fig.10

Confronto tra la retta di regressione sperimentale e la elaborazione statistica del modello per T Butt in aria, relativamente al valore di N3.

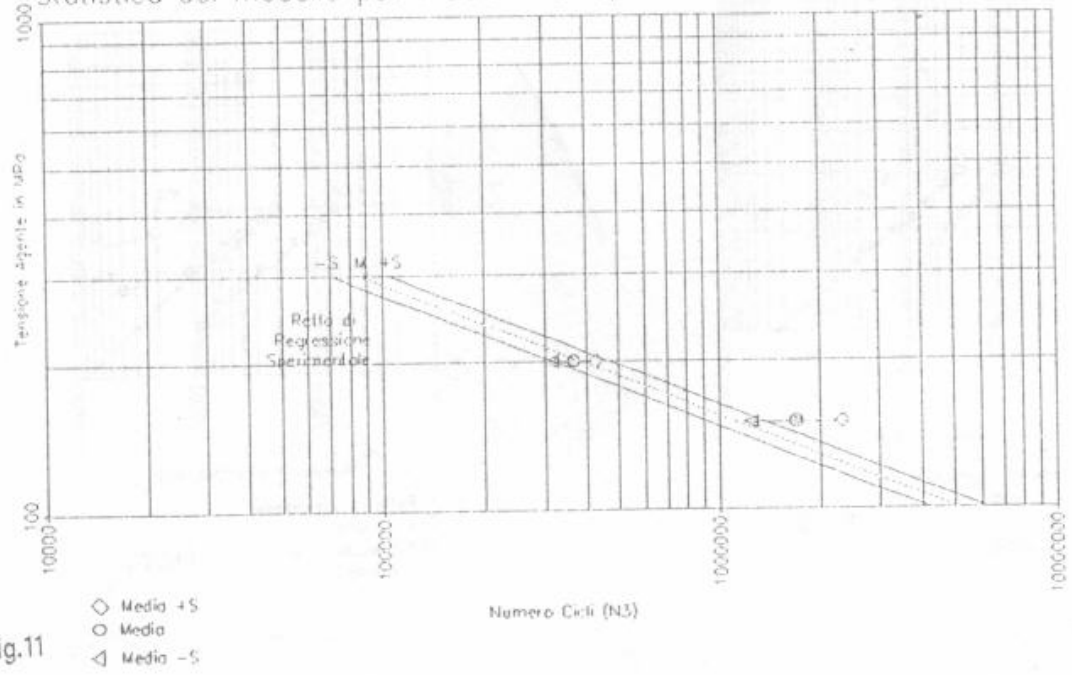
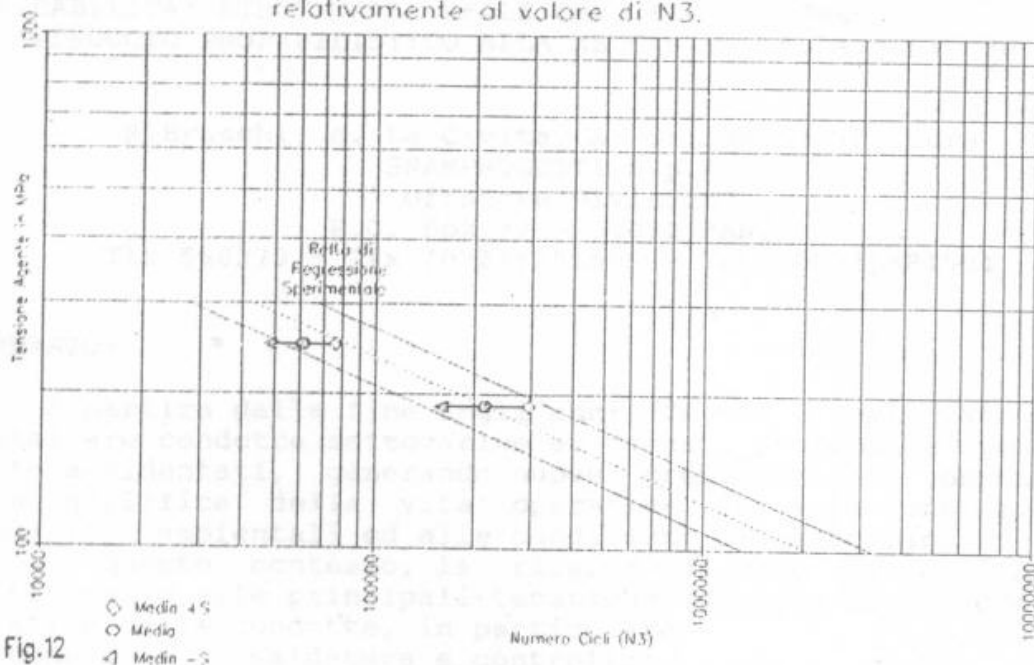


Fig.11

- ◇ Media +S
- Media
- △ Media -S

Confronto tra la retta di regressione sperimentale e la elaborazione statistica del modello per T Butt in acqua di mare con P.C. relativamente al valore di N3.



Confronto tra la retta di regressione sperimentale e la elaborazione statistica del modello per X Joint in acqua di mare con P.C. relativamente al valore di N3.

