

IGF6 - VI Convegno Nazionale
GRUPPO ITALIANO FRATTURA
Ancona, 7-8 Giugno 1990

AFFIDABILITA' STRUTTURALE DELLE CONDOTTE SOTTOMARINE:
UN APPROCCIO PROBABILISTICO ALLA MECCANICA DELLA FRATTURA

R. Bruschi, A. La Civita, A. Siliquini, F. Tura
SNAMPROGETTI S.p.A.

Offshore Division

P.O. Box 97 - 61032 FANO

Tlx 560279 - Tfx (0721)881609 - Tph (0721)881591

SOMMARIO:

A partire dalla fine degli anni '70, si è cominciato ad installare condotte sottomarine su fondali profondi e spesso molto accidentati, generando nuove problematiche connesse alla qualifica della vita operativa in relazione alle condizioni ambientali ed alle condizioni di esercizio.

In questo contesto, la ricerca di base ha dedicato molto spazio alle principali tematiche connesse al progetto a fatica delle condotte, in particolare:

- tecnologie di saldatura e controllo;
- procedura di qualifica delle saldature attraverso controlli non distruttivi;
- procedure sperimentali di caratterizzazione delle saldature in termini di meccanica della frattura;
- sperimentazione per la caratterizzazione dei carichi ambientali;
- metodi di analisi per progettazione e verifica.

In questa memoria:

- si introduce brevemente la tecnologia delle condotte sottomarine per l'aspetto fatica e meccanica della frattura;
- si formula una metodologia di verifica a fatica in termini probabilistici;
- si riportano alcuni esempi di calcolo ove si evidenzia l'importanza di un approccio probabilistico nella definizione di interventi di manutenzione straordinaria a seguito dei risultati della ispezione.

1. INTRODUZIONE

Nella tecnologia delle condotte sottomarine, una situazione critica per la sicurezza della condotta si ha quando la stessa presenta tratti sospesi dovuti alla irregolarità del fondo al momento della installazione (Rif. 1), ovvero dovuti alla mobilità dei sedimenti o movimenti del fondo

successivi alla posa su fondale inizialmente regolare (Rif. 2), Fig. 1.

Generalmente le aree ove la condotta è sospesa vengono identificate tramite un'analisi strutturale (Rif. 3) che simula il progressivo abbassamento di un lungo tratto di tubo sul profilo del fondo; quest'ultimo è generato sulla base dei dati acquisiti durante le campagne batimetriche svolte lungo la rotta selezionata.

I casi di carico studiati riguardano in genere la fase successiva alla posa (tubo vuoto), la fase di tubo allagato, il collaudo idraulico e le condizioni operative.

Le caratteristiche statiche e dinamiche di questi tratti sospesi sono investigate in dettaglio per verificare che non possano influire negativamente sulla sicurezza della condotta. Nei casi dove non è garantita una adeguata sicurezza, vengono intraprese delle misure che comportano la riduzione dei tratti sospesi (Rif. 3), Fig. 2. I criteri di progetto per la definizione della lunghezza massima ammissibile di condotta in sospensione sono basati sul limite del livello di sollecitazione statico e sul limite del danneggiamento a fatica indotto dalle azioni idrodinamiche cicliche (Rif. 4, 5). La Fig. 3 mostra una tipica curva che risulta dalla analisi a fatica eseguita in fase di progetto per la definizione della massima lunghezza ammissibile di campata.

Tratti sospesi possono essere generati in una fase successiva alla installazione anche su aree che si presentavano originariamente regolari, ad esempio a seguito della rimozione del sedimento che sopporta la condotta provocato dalle correnti marine (Rif. 6).

In questi casi la configurazione geometrica assunta dalla condotta non può essere prevista con estrema facilità in fase di progetto e d'altro canto l'eventuale intervento per correggere le situazioni più critiche risulta del tutto diverso dal caso precedente. Un'analisi dettagliata delle condizioni meteo-oceanografiche e sedimentologiche nell'area dovrebbe comunque evidenziare la possibilità di erosione locale, con sviluppo più o meno rapido dopo il varo tale da costituire tratti in sospensione più o meno estesi. Queste tecniche previsionali sono molto recenti (Rif. 7) e rappresentano uno strumento importante soprattutto nei casi in cui si pensi a condotte di grosso diametro varate su fondali non particolarmente profondi, che devono affrontare situazioni ambientali severe e sedimenti particolarmente instabili.

Di seguito si introduce un modello probabilistico per l'analisi di affidabilità di condotte con proprietà del materiale e della defectologia delle saldature distribuite statisticamente, esposte a carichi statici e dinamici indotti dalle correnti marine, a seguito di una situazione

di erosione-sospensione generata dalla rimozione del sedimento che supporta la condotta causato dalle correnti.

Particolare attenzione è dedicata alla modellazione probabilistica della resistenza a fatica della condotta, mentre per quanto riguarda la modellazione della risposta strutturale ai carichi idrodinamici si rimanda a quanto riportato nei riferimenti 2, 6 e 8.

2. APPROCCIO PROBABILISTICO

In generale il comportamento di una struttura dipende da un certo numero di variabili denominate "variabili base"; ad esempio quantità geometriche, resistenza del materiale, carichi esterni, etc. Lo spazio delle variabili base può essere diviso in 2 regioni, S (Safe) ed F (Failure), che individuano la funzionalità o meno del sistema. La superficie di separazione L_z prende il nome di "superficie di rottura" o "superficie^z degli stati limite", Fig.4.

La funzione $f(x_1, \dots, x_n)$, dove x_1, \dots, x_n sono le variabili base del sistema, è chiamata funzione di rottura se verifica le seguenti condizioni:

$$\begin{aligned} f(x_1, \dots, x_n) > 0 & \quad (x_1, \dots, x_n) \in S \\ f(x_1, \dots, x_n) = 0 & \quad (x_1, \dots, x_n) \in L_z \\ f(x_1, \dots, x_n) < 0 & \quad (x_1, \dots, x_n) \in F \end{aligned} \quad (1)$$

E' importante notare che esiste un certo numero di funzioni che soddisfano questi requisiti.

La variabile casuale ottenuta sostituendo ai parametri (x_1, \dots, x_n) , nella funzione di rottura, il valore delle variabili casuali (X_1, \dots, X_n) è chiamata margine di sicurezza e viene indicata normalmente con

$$M = f(X_1, \dots, X_n) \quad (2)$$

Cornell (Rif. 9) diede la definizione di indice di affidabilità β come:

$$\beta = \frac{E[M]}{\text{Var}[M]} \quad (3)$$

dove $E[M]$ e $\text{Var}[M]$ indicano rispettivamente media e varianza del margine di sicurezza M .

Quando M è lineare nelle variabili base X_i , $i = 1, \dots, n$, e queste sono tutte normal-distribuite, sussiste la seguente

relazione:

$$P_f = \phi(-\beta) \Leftrightarrow \beta = -\phi^{-1}(P_f) \quad (4)$$

dove ϕ è la funzione di distribuzione normale standard e P_f è la probabilità di rottura.

M e β , per definizione, riflettono l'arbitrarietà introdotta nella scelta di una funzione di rottura.

Per sopperire a questa deficienza, Hasofer e Lind (Rif. 10) hanno dato un'altra definizione di indice di affidabilità. Essi definirono β come "la minima distanza della superficie di rottura dall'origine". Il punto sulla superficie di rottura più vicino all'origine è definito punto di progetto.

Questo è il punto che ha la maggior probabilità di occorrenza.

Le 2 definizioni di β coincidono quando la superficie di rottura è lineare, cioè un iperpiano nello spazio delle variabili base.

Normalmente M non è funzione lineare delle variabili base. Dalla considerazione precedente segue che l'equazione (4) si manterrà espandendo M in serie di Taylor attorno al punto di progetto. Ciò consiste nel sostituire alla superficie di rottura l'iperpiano ad essa tangente in questo punto.

Sono stati proposti altri metodi per il calcolo di P_f e di β . Quanto illustrato resta tuttavia il più utilizzato per la sua semplicità.

3. MODELLAZIONE PROBABILISTICA DELLA RESISTENZA A FATICA DELLA CONDOTTA

La crescita di un difetto per fatica può essere, in generale, formulata come un problema di stato limite, in cui si possono individuare due differenti criteri di rottura:

$$a_c - a \leq 0 \quad (5)$$

$$K_{IC} - K \leq 0 \quad (6)$$

Nel primo caso la dimensione critica del difetto a_c è selezionata sulla base di considerazioni sui limiti di operatività della struttura. Il secondo caso è chiaramente un limite ultimo, in quanto ove K superi il valore K_{IC} la propagazione diventa instabile.

Quest'ultimo criterio non si presta alla progettazione di condotte sottomarine e pertanto non verrà preso in esame.

La funzione di rottura $f(x_i)$ relativa al primo criterio, può essere scritta rispettivamente, per carichi di ampiezza costante e variabile, come:

$$f(x_i) = (a_c) - (a) = \int_{a_0}^{a_c} \frac{dz}{C b(z)^m (\sqrt{\pi z})^m} - CS^m N \quad (7)$$

$$f(x_i) = (a_c) - (a) = \int_{a_0}^{a_c} \frac{dz}{C b(z)^m (\sqrt{\pi z})^m} - C \sum_{i=1}^N S_i^m \quad (8)$$

Nelle due precedenti equazioni la crescita della cricca è descritta tramite la legge di Paris ed Erdogan (Rif. 10)

$$\frac{da}{dN} = C (K)^m ; \text{ con } K = \sigma b(a, c) \sqrt{\pi a} \quad (9)$$

dove : a è la semiampiezza della cricca; N è il numero di cicli; da/dN è la velocità istantanea di propagazione della cricca; C ed m sono parametri che dipendono dal materiale;

K è l'ampiezza della variazione del fattore di intensificazione degli sforzi K ; σ è il valore della tensione misurata lontano dalla zona fessurata; b è una funzione della geometria della cricca e della sua posizione nella struttura.

A questo modello è possibile associare un certo numero di incertezze dovute ai valori assegnati ai parametri in gioco ed al fatto che i modelli utilizzati non riproducono "fedelmente" i fenomeni reali.

In un approccio probabilistico è possibile tener conto delle varie incertezze associando ad ogni parametro una distribuzione della probabilità di occorrenza.

Fra le tante ci limiteremo ad elencare quelle impiegate per descrivere:

- parametri C ed m nella legge di Paris
- funzione geometria della fessura b
- dimensione critica del difetto a_c
- dimensione iniziale del difetto a_0
- tensioni residue indotte dal procedimento di saldatura.

Sulle tecniche per definire statisticamente i parametri C ed m esiste una ricca letteratura. Gli esperimenti di Virkler (Rif. 13) indicano che il materiale è inomogeneo e che la fessura cresce attraverso zone di resistenza variabile. Per rispettare queste condizioni bisogna ammettere una variabilità di parametri C e/o m con le dimensioni del difetto. Lidiard (Rif. 14) ha descritto un modello dove C è

una variabile casuale mentre m è costante. Alternativamente, Engesvik e Moan (Rif. 15) hanno usato un modello nel quale m è casuale e C è una funzione deterministica di m . Gurney e Tanaka (Rif. 16, 17) riportano una stretta correlazione fra m e C . Quest'ultimo inoltre mostra che m e C potrebbero essere riguardate rispettivamente come normale e log-normale distribuite. Slatcher (Rif. 18), infine, raccomanda di fissare il valore di m e trattare C come casuale.

La qualità iniziale di un componente nei riguardi della fatica può essere caratterizzata dalla dimensione iniziale a_0 del difetto presente e/o dal tempo richiesto perchè un tale difetto si generi. Entrambi questi parametri sono delle variabili casuali con una certa distribuzione statistica. La distribuzione delle dimensioni dei difetti presenti in una struttura messa in servizio include difetti considerati accettabili in sede di progetto e quelli non rivelati dalle ispezioni effettuate. Determinare la probabilità di occorrenza dei difetti in tutte le forme, posizioni e orientamenti con cui si presentano è uno sforzo enorme. Per semplificare il modello si assume che i difetti siano tutti dello stesso tipo orientati normalmente alla direzione della tensione principale nella posizione in cui si trovano. Con l'avvento delle tecniche di saldatura automatica su quasi tutti i pontoni posatubi, si verifica una defectologia generalmente caratterizzata da difetti piani di "mancata penetrazione e/o fusione" (Rif. 19). Poichè i difetti piani sono del tutto simili ad una cricca, il numero di cicli perchè il processo di fatica inizi è piccolo comparato con la vita totale. Il periodo T_0 è, così, considerato nullo in questo tipo di situazione.

In generale i difetti superficiali sono solitamente più pericolosi dei difetti interni perchè spesso localizzati in punti di concentrazione degli sforzi ed orientati normalmente alla tensione principale. La distribuzione statistica di a_0 dipende, quindi, dal metodo di ispezione utilizzato per la verifica delle saldature.

La funzione di geometria b dipende fortemente dalla forma del difetto. E' difficile poter conoscere esattamente la forma di un difetto. Di solito un controllo (radiografico, ad ultrasuoni ecc.) stabilisce o meno la presenza di un certo tipo di difetto e, nel caso di ultrasuoni, si riesce qualche volta a dare la dimensione massima.

Alcune ipotesi sono introdotte, in un'analisi di fatica, per descrivere la forma del difetto (Rif. 20, 21):

- Il difetto superficiale ha forma semiellittica con profondità a e lunghezza t dove t è lo spessore della parete del tubo.
- Il difetto interno ha forma ellittica con profondità a e lunghezza $2t$.

- La lunghezza iniziale rimane costante fintanto che non si raggiungono le condizioni

$$a = t/2 \quad \text{per il difetto superficiale}$$
$$a = t \quad \text{per il difetto interno.}$$

La funzione di geometria per il tubo è assunta uguale a quella di una lastra piana ed esistono formule analitiche che approssimano i risultati ottenuti con la tecnica degli elementi finiti. Le variazioni della funzione di geometria sono assai modeste. E' ragionevole, pertanto assumere un valore costante per definire questo parametro.

Definire la distribuzione da associare al CTOD comporta un gran numero di prove di materiale da eseguire in laboratorio su provini o meglio ancora su elementi di tubo di opportuna grandezza. A tutt'oggi numerose specifiche di progetto non stabiliscono che il valore del CTOD debba soddisfare requisiti particolari. Il valore scelto è, di solito, quello riportato su alcune normative, ad esempio BS 4515 (Rif. 22), attraverso dei diagrammi che richiedono la conoscenza della tensione di plasticizzazione e dello spessore della parete del tubo. E' da notare, inoltre, che tali valori sono basati su procedure di saldatura, normalmente, applicate a terra, che possono differire da quelle usualmente utilizzate nelle applicazioni offshore. Alcuni recenti lavori (Rif. 25,26) hanno evidenziato come la sensibile dispersione dei risultati delle prove per la determinazione del CTOD renda improponibile un'analisi deterministica. La scelta del valore più basso, scaturito dalle prove, genererebbe un risultato conservativo ma irrealistico. Inoltre migliori capacità di resistenza e di tenacità sono espresse dal materiale per prove eseguite su elementi di tubo anzichè sui provini standard.

Il processo di saldatura introduce un insieme abbastanza complesso di stress residui nella tubazione. Grandezza e distribuzione di questi stress non sono facilmente identificabili. Per una struttura saldata, le PD 6493 (Rif. 21) raccomandano una stima conservativa per la sollecitazione residua pari al valore della sollecitazione di snervamento nella direzione della tensione principale. Calcoli numerici ed esperimenti eseguiti da Josefson (Rif. 24) indicano che lo stress residuo di trazione, trasversale al cordone di saldatura, è circa il 70% della sollecitazione di snervamento.

4. APPLICAZIONE

- a) Determinazione della massima lunghezza ammissibile di tubazioni in campata per fatica nei giunti saldati: approccio deterministico.

Tale valore è evidentemente dipendente sia dalle caratteristiche strutturali e di funzionamento della condotta, che dall'area attraversata.

Il caso descritto riguarda un'area affetta principalmente da moto ondoso e una tubazione X65 da 28" per uno spessore di 22.2 mm con 5 cm di guniti di appesantimento.

Il primo passo è la determinazione delle condizioni meteomarine caratteristiche del sito, in termini di altezza d'onda, periodo associato e numero di eventi per ogni direzione di provenienza (Fig. 5). Successivamente viene calcolato, con metodi noti, il carico per unità di lunghezza sia nella direzione di propagazione delle onde che in quella ad essa normale, causato da effetti di resistenza e di portanza (Fig. 6). L'effetto di ciascuno di questi carichi periodici si concretizza, per una campata di lunghezza data, in un'ampiezza di risposta da cui si può ricavare la sollecitazione ciclica associata.

In Fig. 7 sono riportate, per una campata di 100 m, le ampiezze di risposta adimensionalizzate con il diametro esterno, associate al numero di cicli per varie direzioni di provenienza del moto ondoso, rappresentata da numeri. I numeri scritti a caratteri grandi rappresentano l'ampiezza di risposta su piano orizzontale, quindi a caratteri piccoli l'ampiezza sul piano verticale.

Le concavità di queste curve, quando presenti, rappresentano situazioni di risonanza tra la frequenza del carico pulsante indotto dall'onda e quella naturale delle tubazioni in campata.

In Fig. 8 sono rappresentate le ampiezze di sollecitazione ciclica nei due piani, adimensionalizzate con il valore della sollecitazione di snervamento, ricavate dalle ampiezze di risposta di cui sopra.

Le singole curve sono il risultato di un fitting atto a tener conto, nel numero di cicli, dell'effetto cumulativo dato, a parità di ampiezza della sollecitazione ciclica, dalle varie direzioni di propagazione del moto ondoso.

In questo grafico sono contenute, evidentemente, tutte le informazioni necessarie per calcolare la vita a fatica di una condotta in campata di lunghezza data tramite l'ipotesi di Palmgren-Miner (Rif. 12, 13), e cioè le ampiezze di sollecitazione ciclica e il numero di cicli corrispondente cui sarà soggetta la campata durante la sua vita operativa.

Il numero di cicli a rottura corrispondente ad ogni ampiezza di sollecitazione ciclica è calcolato utilizzando la curva S-N caratteristica del caso in esame, ricavata tramite una simulazione di propagazione di difetto fino alla dimensione critica basata su teorie di meccanica della frattura (Rif. 21).

Di grande importanza, a questo proposito, sono le ipotesi di partenza relative al difetto iniziale, in termini di dimensioni e posizione all'interno dello spessore di saldatura, nonché quelle relative al valore di tenacità assunto (CTOD). La variazione di tali ipotesi all'interno di campi di normale accettabilità, infatti, può portare a differenze fino a un ordine di grandezza nel risultato ultimo per gradi di conservatività crescente.

Nel nostro caso, il risultato ultimo si traduce nella Fig. 9, in cui vengono rappresentate le vite a fatica stimate per campate di lunghezza crescente, nei piani orizzontale e verticale.

I punti cuspidali (minimi relativi) rappresentano situazioni di risonanza.

L'intersezione tra la parte discendente di ciascuna curva e una retta orizzontale tracciata in corrispondenza della vita di progetto per un certo fattore di sicurezza rappresenta la lunghezza di campata ammissibile.

- b) Determinazione della probabilità di collasso per fatica di una condotta in condizioni operative: approccio probabilistico.

Durante le ispezioni di Statpipe che hanno preceduto l'avviamento della linea, sono state evidenziate situazioni di sospensione della condotta piuttosto frequenti, come risultato della frequente rimozione del sedimento sabbioso da sotto la condotta da parte delle correnti (Rif. 6).

La condotta è un X65 da 36" per uno spessore di 22.2 mm e, nella zona interessata dalla erosione, appesantita da un rivestimento di cemento di 70 mm.

La lunghezza massima dei tratti sospesi era inferiore ai 60 m e la massima distanza tubo-fondo era minore di 80 cm.

Era necessario prendere una decisione se intervenire estensivamente con un processo di abbassamento artificiale della condotta in una trincea, ovvero lasciare la condotta esposta alle azioni idrodinamiche e alla evoluzione delle azioni ambientali.

L'analisi deterministica ha fornito una serie di risultati (Rif. 6) piuttosto confortanti, in quanto si mostrava la non necessità di un intervento sulla condotta in ragione della natura delle azioni idrodinamiche e della risposta strutturale di una campata indotta da erosione.

La notevole incertezza su alcuni parametri concernenti la resistenza a fatica delle saldature ha giustificato un approccio probabilistico che si è praticamente incentrato sull'aspetto della propagazione del singolo difetto presente sulla saldatura, assunta posizionata nella zona centrale del tratto sospeso, fino a diventare passante a seguito della azione ciclica dei carichi idrodinamici.

Il modello probabilistico è stato basato su 17 variabili base riassunte in Tab. 1 (Rif. 25), mentre un esempio dei risultati dell'analisi probabilistica è riportata in Fig. 10. In essa sono evidenti le curve per 0 anni, da intendersi come curve di probabilità di rottura fragile, e curve per un numero dato di anni in condizioni operative.

Si è quindi passati verso un'analisi probabilistica estesa a tutta la lunghezza della condotta interessata dal fenomeno di erosione, introducendo:

- una distribuzione assegnata di tratti sospesi lungo la rotta;
- una distribuzione del tutto casuale della posizione delle saldature e del difetto all'interno dei tratti sospesi;
- una distribuzione assegnata dei difetti delle saldature lungo la tratta interessata.

Lo scopo era quello di valutare le probabilità di un "evento di rilascio di gas" nella zona in esame durante la vita operativa della condotta.

Il risultato ha confermato che il livello di rischio per la condotta risultava essere ben al di sotto del livello di accettabilità, per cui non era richiesto alcun intervento di scavo ed abbassamento in trincea della linea.

5. CONCLUSIONI

Tecniche di progettazione probabilistica sono opportune per quelle situazioni ove esiste una grande incertezza nelle variabili di progetto e nei modelli interpretativi applicati.

Nella applicazione probabilistica si è mostrato come sia possibile trattare eventi caratterizzati da una elevata indeterminazione, ma le cui caratteristiche di distribuzione statistica siano note, nel caso esaminato la distribuzione di campate da erosione, determinabile sulla base di campagne di rilevamento.

Va aggiunto che nei casi ove il livello di indeterminazione sia nella definizione delle variabili di progetto che nella formulazione dei modelli risulti particolarmente pesante, le tecniche probabilistiche consentono di evidenziare le aree che richiedono particolari approfondimenti, attraverso le analisi dei fattori di sensibilità e di importanza (Rif. 27).

6. RIFERIMENTI

- 1) Berti, A et al. : "Some Aspects of the Technology Relating to Submarine Pipelines Crossing Uneven Seabed Area"; in Case Histories in Offshore Engineering, G. Maier editor, CISM No. 283; Springer Verlag, 1985
- 2) Bruschi, R. et al. : "Scour Induced Free Span Analysis"; Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symp, Tokio 1986.
- 3) Bruschi, R. et al. : "Deep Water Pipeline Design"; Offshore Technology Conference OTC Paper No. 4235, Houston 1982.
- 4) Celant, M. et al.: "Fatigue Characterization for Probabilistic Design of Submarine Pipelines"; Corrosion Sciencem Vol. 23, No. 6, 1983.
- 5) Bruschi, R. et al.: "Vortex Shedding Oscillations for Submarine Pipelines"; Offshore Technology Conference, OTC Paper No. 4232, Houston 1982.
- 6) Eide, L.O. et al.: "The Experience from the Statpipe System on Free Span Development and Analysis"; Proc. of the Offshore Pipeline Seniorm NPD Stavanger, 1988
- 7) Bernetti, R. et al.: "Pipelines Placed on Erodible Seabeds"; Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symp., Houston 1990.
- 8) Bruschi, R. et al. : "An Application of Structural-Hydroelastic- Fatigue Models to the Safe Life Calculation of a Submarine Pipeline"; Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symp. New Orlean 1984.
- 9) Cornell, C.A.: "A Probability Based Structural Code"; ACI Journal Vol. 66, 1969.
- 10) Hasoferm A.M. and N.C. Lind : "An Exact and Invariant First Order Reliability Format."; Asce, J. Eng. Mech. Div., 1974.
- 11) Paris, P. and Erdogan, F. : "A critical analysis of crack propagation laws"; Journal of Basic Engineering, Trans. ASME (1963).

- 12) Miner, M. A. : "Cumulative Damage in Fatigue"; Journal of Applied Mechanics, ASME, 1945.
- 13) Palmgren, A. : "Die Lebensdauer von Kugellagern"; Zeitschrift der Vereines Deutesches Ingenieure, 1924.
- 14) Virkler, D.A., et al : "The Statistical nature of fatigue crack propagation"; J. Eng. Materials and Tech. Trans. ASME, 1979.
- 15) Lidiard, A.B. : "Probabilistic fracture mechanics, Proc. Fracture mechanics - current status, future prospects, 1979.
- 16) Engensvik, K.M. and Moan, T. : "Probabilistic analysis of the uncertainty in the fatigue capacity of welded joints"; Engineering Fracture Mechanics, 1983.
- 17) Gurney, T.R. : "An analysis of some fatigue crack propagation data for steel subjected to pulsating tension loading"; The Welding Institue Report, 1978.
- 18) Tanaka, S. et al : "Variability of m and C in the fatigue crack propagation law $da/dN = C(K)_m$ "; Int. J. of Fracture, 1981.
- 19) Slatcher, S. : "Modelling material resistance in probabilistic fracture mechanics"; Proc. PRADS'87, 1987.
- 20) Jones, D.G. et al.: "Assessment of weld defects in offshore pipelines"; Offshore Pipeline Technology Symp., 1987
- 21) Anon. : "Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptable Levels for Defects in Fusion Welded Joints"; BSI PD 6493, 1980.
- 22) DnV, : "Rules for the Design, Construction and Inspection of Offshore Structures"; Appendix C Steel Structures, Det Norske Veritas, 1982.
- 23) Anon., : "Process of welding of steel pipelines on land and offshore"; BS 4515, 1984.
- 24) Josefson, L. : "Annealing of Butt Welded Pipes"; PhD Thesis, Division of Solid Mechanics, Chalmers University of Technology, 1983.

- 25) Larsen, E.N. et al. : "Assessment of Pipeline Reliability Under the Existence of Scour-Induced Free Spans"; OTC Paper 1986.
- 26) Kirkemo, F., : "Application of probabilistic fracture mechanics to offshore structures"; Appl. Mech. Rev., 1988.
- 27) Madsen, H.O. et al.: "Methods of Structural Safety", Prentice Hall Inc., 1986.

SCOUR INDUCED FREE SPANS



UNEVENNESS INDUCED FREE SPANS



STEEP SLOPE INDUCED FREE SPAN



ROCK PEAK INDUCED FREE SPAN



DEEP TRENCH INDUCED FREE SPAN



Fig. 1

Figure

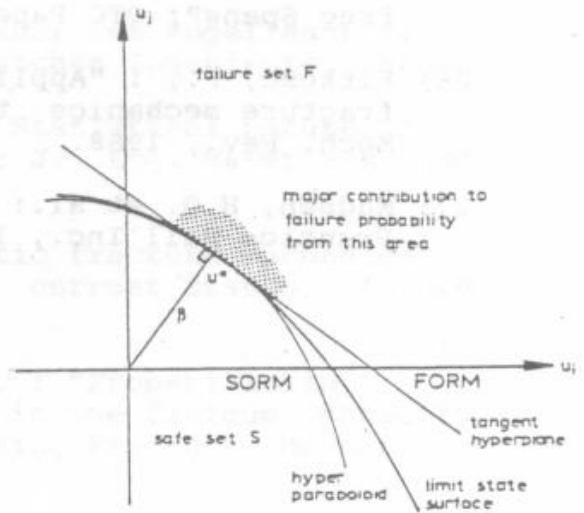


Fig. 4

NOMINAL BENDING STRESS / ALLOWABLE BENDING STRESS

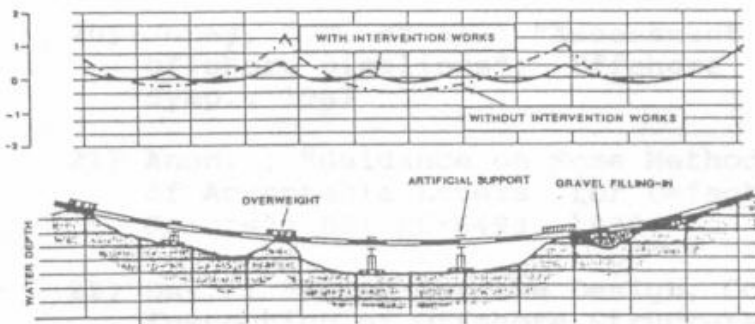


Fig. 2

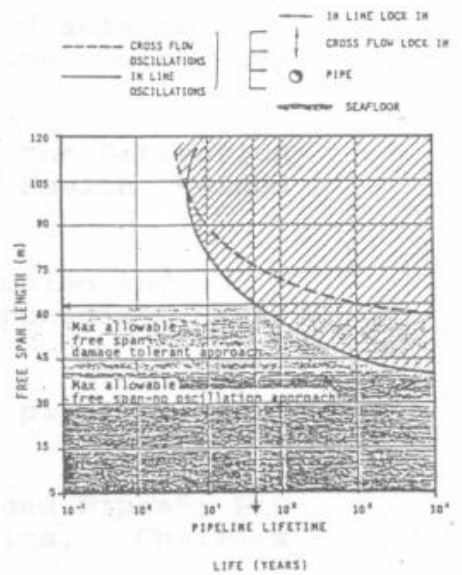


Fig. 3

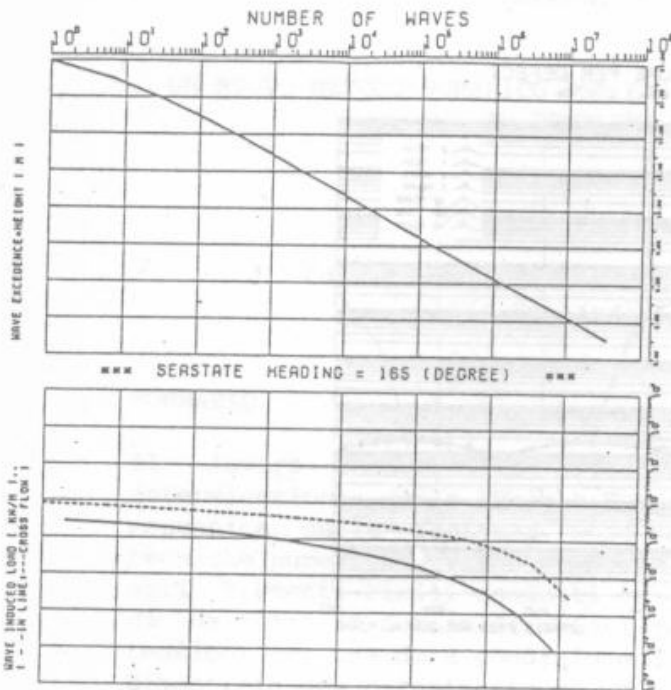


Fig. 5-6

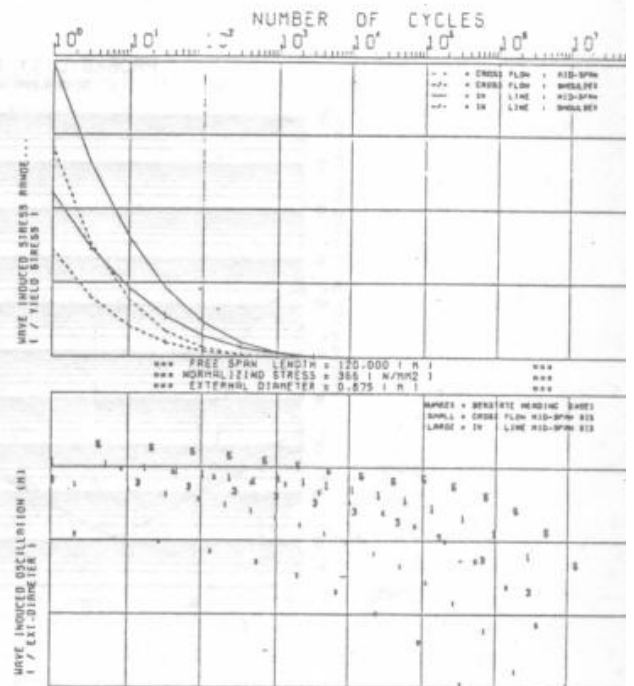


Fig. 7-8

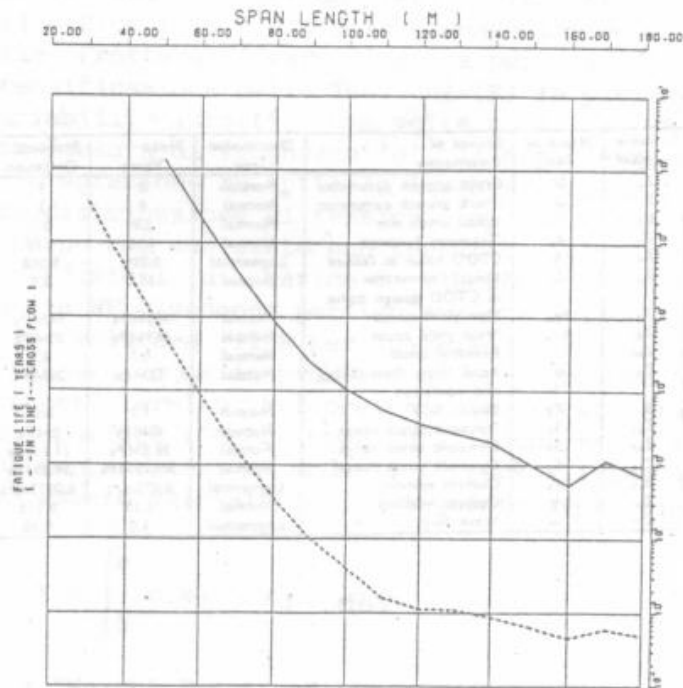


Fig. 9

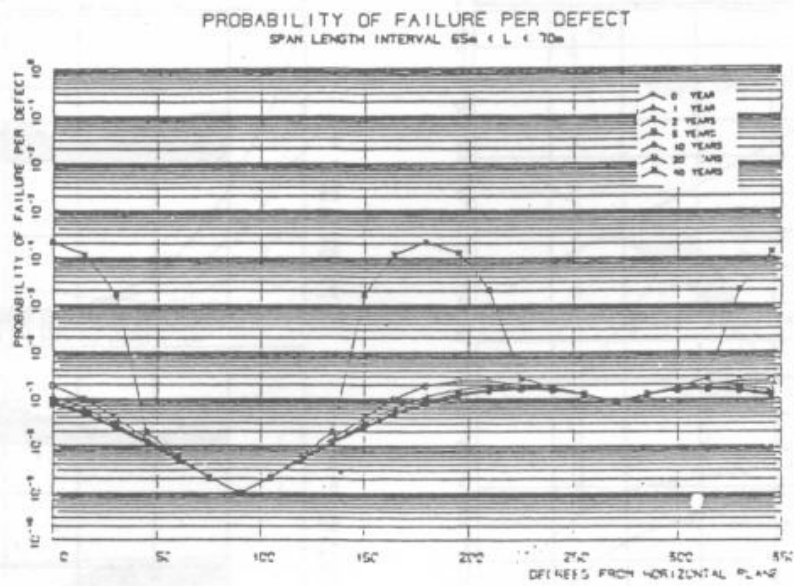


Fig. 10

Variable Number	Name in Text	Source of Uncertainty	Distribution Type	Mean Value	Standard Deviation
Z ₁	U ₁	Crack growth parameter	Normal	0	1
Z ₂	U ₂	Crack growth parameter	Normal	0	1
Z ₃	U ₃	Initial crack size	Normal	2.0	0.1
Z ₄	b ₁	Geometry function	Normal	1.10	0.10
Z ₅	δ	CTOD value at failure	Lognormal	0.099	0.068
Z ₆	l _c	Model correction in CTOD design curve	Normal	11.7	2.0
Z ₇	σ _{Y,p}	Pipe yield stress	Normal	483MPa	14MPa
Z ₈	σ _{Y,w}	Weld yield stress	Normal	663MPa	20MPa
Z ₉	A	Residual stress	Normal	0.7	0.1
Z ₁₀	σ ₁	Axial stress from laying and operation	Normal	72MPa	20MPa
Z ₁₁	K _T	Elastic SCF	Normal	1.1	0.05
Z ₁₂	S ₁	Dynamic stress range	Normal	48MPa	2MPa
Z ₁₃	S ₂	Dynamic stress range	Normal	58.5MPa	11.1MPa
Z ₁₄	S ₃	Dynamic stress range	Normal	303.75MPa	69.2MPa
Z ₁₅	V ₀	Current velocity	Lognormal	0.073m/s	0.0073m/s
Z ₁₆	γ	Current velocity	Normal	1.15	0.115
Z ₁₇	I _r	Wave force	Lognormal	1.0	0.10

Tab. 1