

信頼性理論に基づく栈橋鋼管杭の疲労・腐食評価

氏家久芳*・佐々木 明**・稲田 裕***・鈴木 誠****

1. はじめに

作用する荷重の不確定性が大きく、劣化の激しい海岸・海洋構造物は、供用期間中にメンテナンスフリーとするには多額の建設費を伴ってしまう。そこで、ある程度の損傷を許容する維持・保全を考慮した設計がなされており、種々の不確定性を統計・確率に基づいて扱う信頼性理論を適用する研究がこれまで行われてきた(Bogdanoff, 1978a, 1978b, 1978c, 1980; 島田, 1984; 藤本, 1989)。また、最近では鋼管を対象とした検査計画の最適化の研究(Fujimoto, 1991)も見られる。

本研究では、揚炭栈橋の鋼管杭を対象とし、信頼性理論による検査計画の最適化について検討する。鋼管杭は、腐食による板厚減少や波浪荷重による疲労き裂のため耐荷力が低下し、大規模な損傷を生じる可能性がある。しかし、従来の栈橋の設計では、上載荷重や最大風荷重などに対して波浪荷重は発生応力が小さいことから考慮されないことが多い。そこで、波浪荷重による発生応力を定量的に評価し、信頼性理論により疲労・腐食などの劣化損傷を評価できる解析システムを示す。さらに、供用期間を考慮し、期待総費用最小化基準に基づいた最適な検査間隔を検討する。

2. 信頼性理論に基づく解析手法

(1) 変数の変動性を考慮した解析システムの構築

海岸構造物の波浪に対する応答を評価する場合、対象海域の波の不規則性を考慮することが重要である。また構造物の破壊の評価では、材料定数や疲労特性は変動性をもつ変数であり、劣化の過程を確率過程として扱う必要がある。本研究ではマルコフ連鎖モデルを用いて劣化や損傷を評価し、検査時期の最適化を行なう解析システムを開発する。ここで、疲労過程をマルコフ過程でモデル化する手法はBogdanoff (1985)により考案され、最近では藤本らや島田らにより劣化や破壊の特性が明らかにされている。しかし、彼らの研究では波荷重や応答の

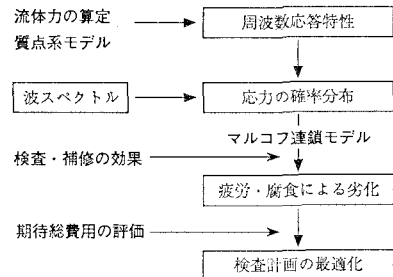


図1 解析システムのフロー

評価から統一的に扱った実構造物への適用は示されていない。したがって、変数の変動性を考慮して求めた波力や応力に基づいて劣化を評価する一貫したシステムが必要であると思われるが、そのような研究は未だ行われていない。そこで、本論文では図-1に示すような解析手法を提案し、実構造物に適用しその有効性を示す。

(2) マルコフ連鎖モデルによる劣化の評価

始めに、藤本らの行なった研究(1989)を基にして、疲労による劣化の進展をマルコフ連鎖モデルにより表わす。遷移確率行列 P は Unit Step B-model (Bogdanoff, 1985)を用い、 P は時間により変化しない定常モデルとした。また、状態 i にいたものが単位時間経過後に状態 $i+1$ に推移する割合 r_i は i に関わらず一定とした。いま、疲労の進展過程を b_1 段階の発生過程と b_2 段階の伝播過程に離散化し、 (b_1+b_2-1) 行からなる1つの遷移確率行列に組み込む。

次に、各過程の寿命の分布を推定する。き裂の発生寿命 N_C は $S-N$ 線図を直線で表わした式

$$N_C = C_1 (\Delta\sigma/2)^{-m_1} \quad \dots\dots\dots (1)$$

から求められる。また、き裂の伝播寿命 N_P はパリズ則を用い、き裂幅が a_0 から a に進展するまでにかかる時間として定義すると、次式のようになる。

$$N_P = 2 / \{ C_2 (2 - m_2) (\Delta\sigma)^{m_2} \pi^{m_2/2} \} \times (a^{1-m_2/2} - a_0^{1-m_2/2}) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 $C(C_1, C_2)$ と $m(m_1, m_2)$ は、材料により決まるパラメータである。

また、構造物に作用する応力範囲 $\Delta\sigma$ は、後に示すように次式のレイリー分布に従う。

* 正会員 東北電力(株) 電力技術研究所土木研究室長
 ** 正会員 東北電力(株) 電力技術研究所
 *** 正会員 工修 (株)大崎総合研究所
 **** 正会員 工博 (株)大崎総合研究所

$$f(\Delta\sigma) = 4\Delta\sigma/\alpha^2 \times \exp[-2(\Delta\sigma/\alpha)^2] \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 α はレイリー分布のパラメータである。そして作用応力の変動性を考慮して求められる寿命をき裂発生および伝播寿命の平均値とすると、

$$E[N_0] = C_1(\alpha/2\sqrt{2})^{-m_1}/\Gamma(1+m_1/2) \dots\dots\dots (4)$$

$$E[N_P] = \frac{2^{1+m_2/2}(a^{1-m_2/2} - a_0^{1-m_2/2})\alpha^{-m_2}}{C_2(2-m_2)\pi^{m_2/2}\Gamma(1+m_2/2)} \dots\dots\dots (5)$$

となる。また、 C が対数正規分布に従う確率変数であるとすれば $N(N_0, N_P)$ の分布もまた対数正規分布となり分散は次式で求められる。ただし、 m は確定値とする。

$$\text{Var}[N] = E^2[N] \times \{\exp[\text{Cov}^2[C]] - 1\} \dots\dots\dots (6)$$

材料実験により C の分布と m の値がそれぞれ決められれば、き裂発生、伝播寿命の分布を推定できる。そして、マルコフ連鎖モデルの寿命の平均と分散

$$E[T] = (b-1)(1+r) \dots\dots\dots (7)$$

$$\text{Var}[T] = (b-1)r(1+r) \dots\dots\dots (8)$$

に代入し、き裂の発生、伝播寿命についてそれぞれ連立方程式を解けば、遷移確率行列 $\mathbf{P}$ が決められる。

(3) 破壊事象の発生

次に、疲労過程の状態 i にいたものが破壊事象に推移する確率 S_i を求め、遷移確率行列の (b_1+b_2) 列に組み込み、破壊事象への推移を考慮したマルコフ連鎖モデルを作成する。

始めに、発生する破壊モード l は塑性崩壊によるもの ($l=1$) とき裂崩壊によるもの ($l=2$) を考え、各破壊を生じる曲げモーメント M_l を求める。角度 θ のき裂を持つ断面が塑性崩壊を生じる曲げモーメント M_1 は次式で表される。

$$M_1 = 4R^2t \{ \cos[\theta/2] - \sin[\theta/2] \} \sigma_Y \dots\dots\dots (9)$$

一方、き裂崩壊の条件は破壊評価線図を直線近似した藤本らによる式を用いた。塑性崩壊時の応力をテラー展開を用いて σ_Y と K_{IC} の線形結合で近似すると、き裂破壊の発生するモーメントの平均と分散は次式のようになる。

$$E[M_2] = \pi R^2 t \times \frac{1.1LE[\sigma_Y]E[K_{IC}]}{\sqrt{\pi a}LE[\sigma_Y] + 0.5hE[K_{IC}]} \dots\dots\dots (10)$$

$$\text{Var}[M_2] = (\pi R^2 t)^2 \times \left[\left(\frac{\partial S}{\partial \sigma_Y} \left| \frac{E[\sigma_Y]}{E[K_{IC}]} \right. \right)^2 \text{Var}[\sigma_Y] + \left(\frac{\partial S}{\partial K_{IC}} \left| \frac{[\sigma_Y]}{[K_{IC}]} \right. \right)^2 \text{Var}[K_{IC}] \right] \dots\dots\dots (11)$$

鋼管に曲げモーメント M_0 が作用しているとすれば、各破壊モード l の生起確率 $(P_f)_l$ は次のように定義される。

$$(P_f)_l = P(Z_l \leq 0) = P(M_l - M_0 \leq 0) \dots\dots\dots (12)$$

さらに波浪条件を $m=1, 2, \dots$ とし、その発生確率を P_m 、

平均周期を T_m とおき、1次ガウス近似法により破壊の生起確率を算定し $[(P_f)_l]_m$ とおく。単位時間長さ t における各モード破壊確率 S_l は、

$$S_l = \sum_n (1 - \{1 - [(P_f)_l]_n\}^{1/T_n}) \cdot P_n \dots\dots\dots (13)$$

となる。簡単のため、2つの破壊事象が独立と仮定すると、すべての破壊の生起確率は次式のようになる。

$$S = 1 - \prod_{i=1}^2 (1 - S_i) \dots\dots\dots (14)$$

そして、状態に対して求められた破壊確率 S を、遷移確率行列中の S_i とする。

(4) 維持・補修効果の評価

モデルを簡単にするため、各部材は統計的に同じ強さを持ち、同じ荷重状態にあるものとする。さらに、検査によってき裂が発見できたときは補修を行い、補修された部材は完全に初期状態に戻る(完全補修モデル)とする。これにより、時点 n での検査後の状態確率ベクトル $A'(n)$ の要素 $a'_i(n)$ ($i=1, b$) は次式のように得られる。

$$\left. \begin{aligned} a'_i(n) &= a_i(n) \times \{1.0 - E_i\} \quad i=2, 3, \dots, b-1 \\ a'_1(n) &= 1.0 - \sum_{i=2}^{b-1} a'_i(n), \quad a'_b(n) = 0.0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 E_i はき裂発見確率を表わし、き裂深さ x_i にしたがって次式のように仮定した。

$$E_i = 1 - \exp[-d(x_i - x_0)] \dots\dots\dots (16)$$

ここで、 x_0 は検出可能な最小のき裂深さである。ある時点 n において発見され補修を受けるき裂の割合を補修率 P_D と定義すると、この値は次式で表わされる。

$$P_D = \sum_{i=1}^{b-1} a_i(n) \times E_i \dots\dots\dots (17)$$

(5) 期待総費用を用いた検査時期の最適化

ある検査時点 n で必要な費用は、それまでに行われた各回の検査ごとに累積された費用と、その時点における部材破壊による損失費の期待値の和と考えることができる。そして、 k 回目の検査時の部材 j に対する費用 $C_{k,j}$ は、検査にかかる費用と発見された損傷を補修する費用の合計として次式のように表わされる。

$$C_{k,j} = (C_I + P_D \times C_R)_{k,j} \dots\dots\dots (18)$$

ただし、 C_I は検査費、 C_R は補修費を示す。ただし検査のためのシステムダウンによる損失費は考えていない。さらに部材破壊による損失費 $C_F(n)$ は次式となる。

$$C_F(n) = \sum_j (P_f \times C_F)_j \dots\dots\dots (19)$$

ここで、 C_F は破壊時損失費、 P_f は各部材 j の破壊確率である。以上の結果から、ある期間 $(n, n+\Delta t)$ の期待総費用を、次式のように定める。

$$CT(n, n+\Delta t) = \sum_j \left[\sum_{k=1}^{n/\Delta t} (C_I + P_D \times C_R)_{k,j} + (P_F \times C_F)_j \right] \dots\dots\dots (20)$$

3. 実構造物への適用

(1) 対象栈橋のモデル化と波浪条件の設定

栈橋は長手方向に鉛直な入射波に対する応答に着目し、図-2に示す2次元問題としてモデル化した。入射波は x の正の方向に進行する。また、地盤は土質調査を基に図中の2層にモデル化した。鋼材は炭素鋼で、降伏応力 $\sigma_Y=27\text{ kg/mm}^2$ 、限界応力拡大係数 $K_{IC}=700\text{ kg/mm}^{1.5}$ である。さらに、降伏応力と限界応力拡大係数は変動係数がそれぞれ $\text{Cov}[\sigma_Y]=0.11$ 、 $\text{Cov}[K_{IC}]=0.35$ の正規分布に従うものとして、材料特性の変動性を考慮する。

次に、対象海域の波浪観測記録から、常時波浪と低気圧による異常時波浪の2つの状態についてそれぞれ設計波高と周期を決定し、プレットシュナイダー・光易の式を用いて不規則波の特性を周波数スペクトルで表した。

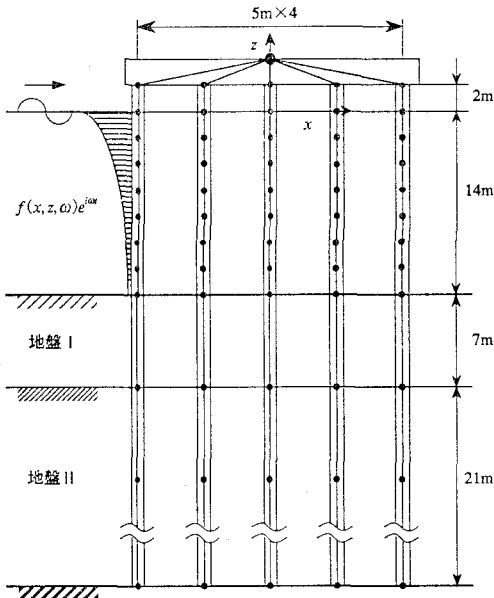


図-2 解析モデル

(2) 流体力と構造物の応答解析

杭に働く流体力は、線形化したモリソン式

$$F(z, t) = C_I \dot{v}_x + C_D \sqrt{8/\pi} \sigma_v v_x \quad (21)$$

を用いて評価する。ただし、 v_x は水平方向の水粒子速度、 σ_v は水粒子速度の分散を表わしている。

微小振幅波理論により杭の中心軸上の点 (x, z) まわりの単位長さにかかる水平方向の波力 F は、

$$\left. \begin{aligned} F(x, z, \omega, t) &= f(x, z, \omega) e^{i\omega t} \\ f(x, z, \omega) &= g k \exp(-ikx) \cdot \frac{\cosh[k(z+d)]}{\cosh kd} \\ &\quad \times \left(iC_I + \frac{1}{\omega} C_D \sqrt{8/\pi} \sigma_v \right) \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

となる。ここで、 d は水深、 k は波数を示す。

構造物の応答は2次元の質点系モデルを用いて評価した。まず、各杭について深さ方向に海底面より上の部分を2m間隔、海底面下の部分を7m間隔で分割し、13個の質点とそれをつなぐ12本のはりとして表わした。上部構造物は変形を考慮せず、1列の死荷重を合計し1質点とした。そして、波力は各質点まわりにかかる波圧分布を質点荷重に変換して与える。また、地盤の影響はNovakの手法により地盤反力係数の周波特性を解析的に求め、複素ばねとして質点に付けた。応答解析の結果から、杭の頂部に生じる曲げ応力の振幅が最も大きく、疲労き裂の発生の可能性が高いことがわかった。そこで、以下では頂部継手における疲労・腐食について評価を行なう。

(3) 部材の疲労・腐食特性

継ぎ手の位置がスプラッシュゾーンにあり、腐食疲労により通常の大気中の疲労特性により特性が悪化する可能性がある。また、腐食による板厚減耗が発生すると、部材抵抗が減少し破壊の生じる確率が大きくなる。そこで、大気中の疲労特性とする場合、海水中の疲労特性を用い腐食疲労とする場合、そして腐食による板厚減耗を組み込む場合の3種類の劣化特性について比較を行う。なお、疲労き裂は半径 $a_0=1.5\text{ mm}$ の半円形の表面き裂が発生するとし、予備計算から単位時間の破壊確率が著しく大きくなる $a=40\text{ mm}$ のき裂長さに達する時間をき裂伝播寿命と仮定した。また、疲労特性を、藤本ら、島田ら、Hannaら(1989)の結果から次のように仮定した。

$$\begin{aligned} m_1 &= 5.48 \quad (3.69) & E[C_1] &= 3.4 \times 10^{10} \quad (2.0 \times 10^8) \\ \text{Cov}[C_1] &= 0.3 \\ m_2 &= 3.35 \quad (3.35) & E[C_2] &= 3.0 \times 10^{-11} \quad (4.8 \times 10^{-11}) \\ \text{Cov}[C_2] &= 0.11 \end{aligned}$$

ただし、()内は海水中の条件を示す。

さらに、板厚減耗がある場合は、腐食による板厚減耗が年間減耗率 $R_t(\text{mm/year})$ で直線的に生じると考えた。

4. 数値計算結果とその検討

(1) 応力範囲の確率分布

入射波力のスペクトル $S_f(\omega)$ と波面上昇に対する曲げ応力の周波数伝達関数 $H(\omega)$ が求められると、応力のスペクトルは次式で与えられる。

$$S_{\sigma\sigma}(\omega) = |H(\omega)|^2 \cdot S_f(\omega) \quad (23)$$

そして、応力の分布がレーリー分布に従うとみなすと、応力範囲 $\Delta\sigma$ の確率密度関数は次式のように表わされる。

$$f_{\Delta\sigma}(\Delta\sigma) = 4\Delta\sigma/(\Delta\sigma_s)^2 \times \exp[-2(\Delta\sigma/\Delta\sigma_s)^2] \quad (24)$$

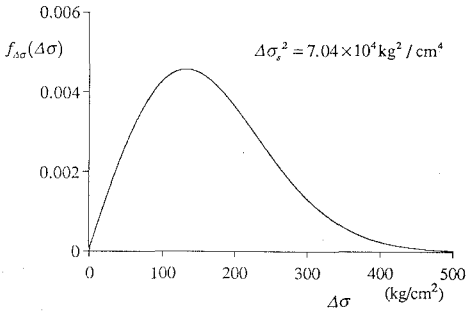


図-3 応力範囲の確率分布

ただし、 $\Delta\sigma_s$ は応力範囲 $\Delta\sigma$ の有義値であり、応力振幅のスペクトル $S_{\sigma\sigma}(\omega)$ より次式で求められる。

$$(\Delta\sigma_s)^2 = 16 \int_0^\infty S_{\sigma\sigma}(\omega) d\omega \quad \dots\dots\dots (25)$$

式 (23)~(25) より応力範囲 $\Delta\sigma$ の確率分布が得られる。得られた結果のうち、異常時の波浪条件における応力範囲の確率密度関数を例として 図-3 に示す。

(2) 破壊確率の経時変化

まず、大気中と海水中の疲労特性を用いた場合について破壊確率の経時変化を求め、その結果を 図-4 に表わす。求められた破壊確率は非常に小さく、破壊の可能性は非常に低い。海水中の条件では100年程度でき裂が発生し、破壊確率の増加の割合が大きくなっている。

次に、 R_t を 0.05, 0.10 および 0.15 mm/year として得られた結果を 図-5 に示し、板厚減耗の影響を評価す

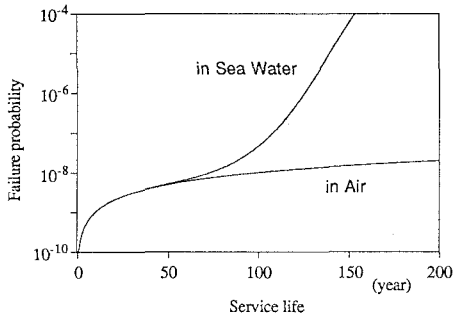


図-4 破壊確率の経時変化

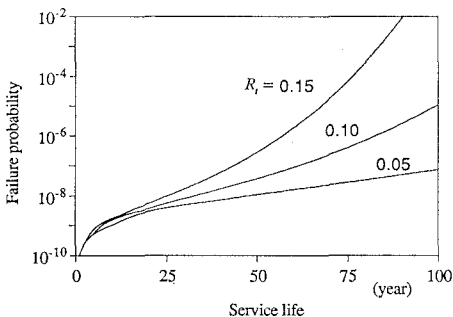


図-5 腐食による板厚減耗の影響

る。結果から板厚減耗の影響は非常に大きいことがわかる。また、板厚減耗を考えると疲労特性による違いはほとんど見られないことから、以降の検討では海水中の疲労特性を用いた結果のみを示す。

(3) 維持・補修効果の検討

検査間隔が状態変化に与える影響を考察するために、検査間隔 Δt を 2 年と 10 年とした場合の破壊確率の経時変化を求め、検査を行わない場合と比較して 図-6 に示す。ただし、板厚減耗率は $R_t = 0.10$ mm/year とした。検査間隔が短いとき検査の効果は明らかで、得られた破壊確率は供用期間を通じてかなり小さくなっている。ただし、この検査の効果は供用期間が長くなるほど小さくなる。

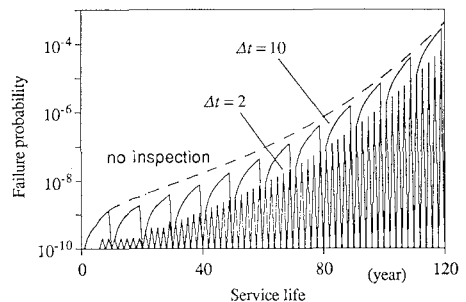


図-6 維持・補修の及ぼす影響

(4) 期待総費用を用いた経済性の検討

次に、鋼管杭 1 本当たりの期待総費用を次に示すような仮定に基づいて求め、経済性の評価の指標とする。栈橋の建設費と揚炭機の設定費から杭 1 本当たりの破壊時の費用は 2,656 万円となる。これに諸費用を加え 1 本当たりの損失費を 3,000 万円とする。また、補修費は破壊時損失費の約 3 千分の 1 の 1 万円、検査費はさらにその百分の 1 の 0.01 万円とした。

各検査間隔について、期待総費用の経時変化を求め、検査間隔が 2 年の場合と 10 年の場合の結果を 図-7 に示す。供用期間が短い範囲では検査費が支配的であり、検査回数に伴い期待総費用はほぼ一様に増加している。し

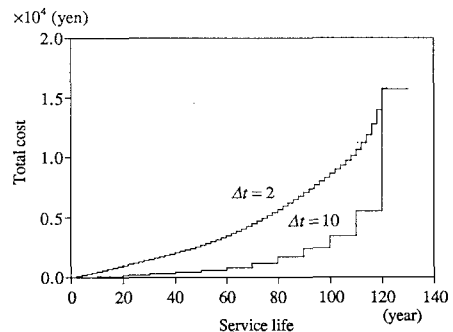


図-7 期待総費用の経時変化

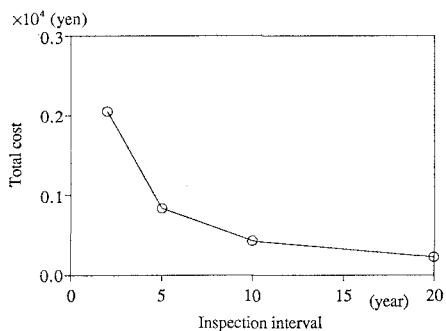


図-8 期待総費用の比較 (供用期間 40 年)

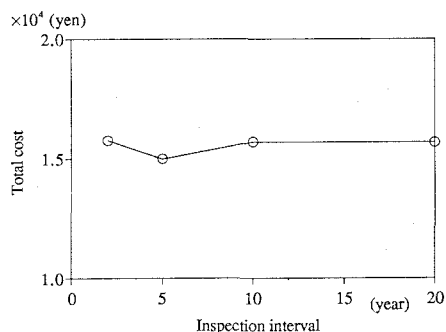


図-9 期待総費用の比較 (供用期間 120 年)

かし、供用期間が100年以上になると、破壊確率による損失費の割合が大きくなり、期待総費用の増加の割合も大きい。この傾向は検査間隔が長いほど明らかである。

次に、供用期間を40、120年とした場合について期待総費用を求め、検査間隔の最適化への適用を試みる。図-8、9に検査間隔と期待総費用の関係を示す。供用期間が短い場合、検査間隔が短いほうが期待総費用が高くなっている。一方、供用期間を長くすると、破壊による損失費の影響が大きくなり期待総費用も増加する。供用期間が120年のケースでは、検査間隔を5年とすると期待総費用が最小で経済的に有利であると評価することができる。

5. まとめ

本研究では、現行設計法ではあまり考慮されておらず、なおかつ設計者が経験的に実施していた構造物の維持・保全の問題を取り上げ、棧橋の鋼管杭を対象に検査計画に対する最適化手法の実用化の可能性を検討した。特に、信頼性理論により劣化の進展の状態や損傷に至る確率を求める解析手法を開発し、疲労き裂の進展や腐食による破壊の発生について検討した。さらに、期待総費用最小化基準によって検査時期の最適化が可能であることを示した。

本論文では、解析システムの開発と感度解析に重点をおいた。経年劣化を受け維持・補修を想定した土木構造物に対して本解析法は有効であると考えられる。

参考文献

- 島田佳弘・中川隆夫・特納久隆 (1984): マルコフ連鎖モデルを用いた疲労き裂進展寿命の信頼性解析, 材料, Vol. 33, No. 367, pp. 475-481.
- 藤本由起夫・出口章生・岩田光正 (1989): マルコフ連鎖モデルによる劣化型損傷部材の信頼性評価, 日本造船学会論文集, Vol. 166, pp. 303-314.
- Bogdanoff, J. L. (1978a): A New Cumulative Damage Model—Part 1, ASME, J. of Applied Mechanics, Vol. 45, No. 2, pp. 246-250.
- Bogdanoff, J. L., W. Krieger (1978b): Part 2, Vol. 45, No. 2, pp. 251-257.
- Bogdanoff, J. L. (1978c): Part 3, Vol. 45, pp. 733-739.
- Bogdanoff, J. L., F. Kozin (1980): Part 4, Vol. 47, No. 1, pp. 40-44.
- Bogdanoff, J. L., F. Kozin (1985): Probabilistic Models of Cumulative Damage, J. Wiley & Sons, New York, 341 p.
- Fujimoto, Y., A. M. Swiem, I. Mitsumasa, K. Nagai (1991): Inspection Planning for Deteriorating Structures Based on Sequential Cost Minimization Method, Journal of The Society of Naval Architects of Japan, Vol. 170, pp. 755-768.
- Hanna, S. Y., D. I. Karsan (1989): Fatigue Model for Reliability Based Inspection and Repair of Welded Tubular Offshore Structures, Proc. of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Eng., pp. 657-665.