

(昭和 59 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

ランダム荷重下での疲労き裂伝播に及ぼす 荷重頻度分布形状の影響

正員 岩 崎 紀 夫* 正員 加 藤 昭 彦*
正員 川 原 正 言*

Fatigue Crack Growth Behaviour under Random Amplitude Loadings

by Toshio Iwasaki, *Member*

Akihiko Katoh, *Member*

Masanori Kawahara, *Member*

Summary

The effect of the shape of load exceedance distribution on fatigue crack growth behaviour under random amplitude loadings has been investigated.

Fatigue crack growth tests were conducted under load spectra which were derived from a two-parameter Weibull distribution,

$$Q(\Delta P/\sigma) = \exp(-k(\Delta P/\sigma)^{1/k})$$

Q : Probability of ΔP exceeding σ

ΔP : Load range

σ, k : Weibull parameters

Three kinds of spectra, i. e. convex, linear and concave shapes in load-log exceedance curve were generated choosing the Weibull parameter, k , in the above equation as 1/2, 1 and 2 respectively.

The fatigue crack growth behaviour under the spectra was discussed in terms of equivalent stress intensity factor, ΔK_{eq} , which was calculated from a linear cumulative damage law.

The effect of the shape of the load exceedance distribution on the fatigue crack growth was significant in order of the concave, the linear and the convex shape in low ΔK_{eq} region. In this region, the fatigue cracks under the random loadings propagated faster than those under constant amplitude loading. Even in the region where the ΔK_{eq} was smaller than ΔK_{th} obtained from the constant amplitude test, fatigue crack growth was observed under the load spectra.

On the other hand, the difference in crack growth among the spectra was not found in intermediate ΔK_{eq} region. The fatigue crack growth retardation was observed in this region.

The relationship between crack growth rate and stress intensity factor range under the random amplitude loadings was examined for various orders of equivalent stress intensity factor, such as root-mean-square, root-mean-cube values. It is concluded that the fatigue propagation lives under the random amplitude loadings can be conservatively estimated in terms of the equivalent stress intensity factor which corresponds to the slope of $\log da/dN$ - $\log \Delta K$ relationship obtained from the constant amplitude test, if the ΔK_{th} is ignored.

1 緒 言

海洋構造物、船舶、橋梁など、稼動中に多くの繰返し荷重を受ける構造物の設計において、近年、Fail-Safe Design, Damage-Tolerant Design, Fracture Controlled Design など新しい設計法が採用されつつある。これらの設計法では、より正確な疲労寿命の推定、より

適切な検査間隔の設定がこれまで以上に重要性を増し、構造物が稼動中に受ける変動荷重下での疲労強度の把握、特に疲労き裂伝播挙動の把握が不可欠な課題となっている。

構造物がその稼動中に受ける繰返し変動荷重は、設計段階においては、長期分布に基づいた累積荷重頻度の形で与えられる場合が多い。対象とする構造物(構造部材)が異なれば、当然、この荷重頻度分布形状は異なったも

* 日本鋼管(株)中央研究所

のとなる。たとえば、海洋構造物の場合には荷重と累積頻度（対数目盛）の関係を示す曲線は、海表面近傍の部材に対しては上に凸の形状のものが、海面下の部材に対しては直線状のものが、疲労試験における標準的な荷重頻度分布曲線として提案されつつある¹⁾。また、船舶の場合には²⁾、直線のものから従来しばしば用いられており、橋梁の場合には³⁾、海洋構造物とは逆に、上に凹な形状が一般的なようである。

ランダム荷重下での疲労の問題に対しては、これまで S-N Curve Approach, Fracture Mechanics Approach (Fatigue Crack Growth Approach) の両面から種々実験的な検討がなされ、主として Miner 則で代表される線形累積被害則の適用の是非が考察されてきた^{4)~10)}。しかしながらこれらの研究では、各研究者が Rayleigh 分布、 p 分布をはじめとする種々の荷重頻度分布を用いていること、さらにはランダム荷重の繰返し長さ（ブロック長さ）がまちまちであることから、疲労に及ぼすランダム荷重の荷重頻度分布形状の影響を系統的に明らかにするまでには至っていない。また疲労き裂伝播の研究においても、伝播速度が比較的に速い領域を取り扱っているものが多く、寿命の大半を占める低き裂伝播速度域でのランダム荷重の効果も明確にされていない。

本論文では、変動荷重の荷重頻度分布曲線の形状が異なった場合に、疲労き裂伝播挙動、特に Threshold 近傍の低き裂伝播速度域での挙動がどのような影響を受けるかを明らかにするため、2パラメータ Weibull 分布から導かれる荷重一累積頻度（対数目盛）曲線の形状が上に凸、直線、上に凹な3種類の分布形状に対して疲労き裂伝播試験を実施し、実験的な考察を試みた。

2 荷重頻度分布曲線と等価荷重範囲

構造物に働く荷重の長期頻度分布が Two-Parameter の Weibull 分布に従うと仮定すると、荷重範囲 ΔP の超過累積確率 Q は次式で与えられる。

$$Q(\Delta P/\sigma) = \exp\{-k(\Delta P/\sigma)^{1/k}\} \quad (1)$$

(1) 式において、 σ, k は Weibull パラメータであり、 σ は通常瞬時値の rms 値がとられる。いま、それぞれの k の値に対して、あるブロック長さ N_0 内に1サイクルだけ発生する最大荷重範囲を $\Delta P_{\max}$ とし、 σ との比を

$$\beta = \Delta P_{\max}/\sigma \quad (2)$$

で定義すると、 N_0 内に $\Delta P_{\max}$ が1サイクルだけ発生する確率は

$$Q(\Delta P_{\max}/\sigma) \equiv 1/N_0 = \exp\{-k\beta^{1/k}\}$$

となり、 $\Delta P_{\max}, \sigma, N_0$ の間には次の関係が成り立つ。

$$\ln N_0 = k \cdot \beta^{1/k} \quad (3)$$

(2), (3) 式より、(1) 式を $\Delta P/\sigma$ の代わりに $\Delta P/$

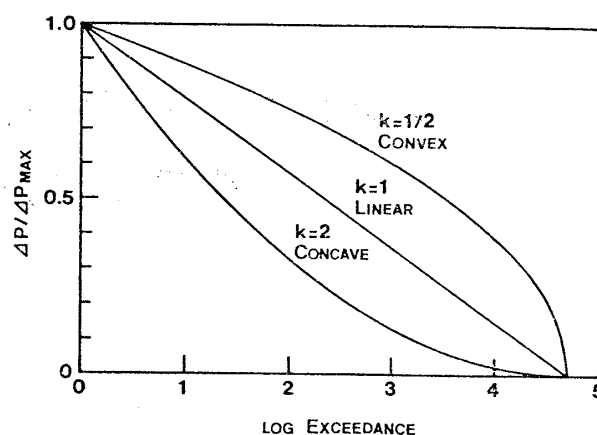


Fig. 1 Typical load-log exceedance curves

$\Delta P_{\max}$ で表示すれば次式が得られる。

$$Q(\Delta P/\Delta P_{\max}) = \exp\{-(\Delta P/\Delta P_{\max})^{1/k} \cdot \ln N_0\} \quad (4)$$

(4) 式を図示すれば、Fig. 1 に示すように、 k の値によって $\Delta P/\Delta P_{\max} \sim \log Q(\Delta P/\Delta P_{\max})$ の関係が片対数グラフ上で上に凸、直線、上に凹の形状を得ることができる。本研究では、Fig. 1 に示すように、 k の値を $1/2, 1, 2$ ととることにより、Convex, Linear, Concave の荷重頻度分布とした。

$$\left. \begin{array}{l} k=1/2: \text{Convex (Rayleigh Spectrum)} \\ k=1: \text{Linear (Laplace Spectrum)} \\ k=2: \text{Concave} \end{array} \right\} \quad (5)$$

(1), (4) 式で示される荷重の長期頻度分布に対して、 m 次の等価荷重範囲 ΔP_{eq} は次式により計算できる。

$$\begin{aligned} \Delta P_{\text{eq}}/\sigma &= \left\{ \int_0^\infty (\Delta P/\sigma)^m q(\Delta P/\sigma) d(\Delta P/\sigma) \right. \\ &\quad \left. \int_0^\infty q(\Delta P/\sigma) d(\Delta P/\sigma) \right\}^{1/m} \end{aligned} \quad (6)$$

ここに、 $q(\Delta P/\sigma)$ は確率密度関数である。

(6) 式右辺の最初の積分は

$$t = k(\Delta P/\sigma)^{1/k} \quad (7)$$

なる変数変換を行えば

$$\begin{aligned} I_1 &= \int_0^\infty (\Delta P/\sigma)^m \cdot q(\Delta P/\sigma) d(\Delta P/\sigma) \\ &= \frac{1}{k^{k/m}} \int_0^\infty t^{km} e^{-t} dt \\ &= \frac{1}{k^{k/m}} \Gamma(km+1) \end{aligned} \quad (8)$$

ここに、 Γ は完全ガンマ関数である。

同様に、(6) 式右辺の第2の積分は、

$$\begin{aligned} I_2 &= \int_0^\infty q(\Delta P/\sigma) d(\Delta P/\sigma) \\ &= \int_0^\infty e^{-t} dt \\ &= 1 \end{aligned} \quad (9)$$

(6), (8), (9)式より m 次の等価荷重範囲は次式のように表現できる。

$$\Delta P_{eq} = \sigma(1/k)^k [\Gamma(km+1)]^{1/m} \quad (10)$$

また, (10)式において, σ の代わりに(4)式から求まる ΔP_{max} , N_0 で表示すれば次式のようになる。

$$\Delta P_{eq} = \Delta P_{max} \frac{1}{(\ln N_0)^k} [\Gamma(km+1)]^{1/m} \quad (11)$$

(10), (11)式で示される ΔP_{eq} は, スペクトル上での ΔP_{max} の値が実際の疲労試験においてクリップされない場合の値である。 ΔP_{max} がある値 $\Delta P_{max \text{ applied}}$ でクリップされる場合には, (8)式の積分区間上限が ∞ から有限値になり, ΔP_{eq} は(10), (11)式の完全 Γ 関数を不完全 Γ 関数におきかえることにより計算できる。

またこの ΔP_{eq} を用いて, 疲労き裂伝播を推定する際には, すべての荷重範囲がき裂の進展に寄与し, かつき裂の伝播速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係が両対数グラフ上で1本の直線(傾きが m)で表現できる場合にのみ, 線形累積被害則と一致し, ΔK_{th} が存在する場合, あるいは $\log(da/dN)$ と $\log(\Delta K)$ の関係が1本の直線で表示できない場合には, ΔP_{eq} によるき裂伝播の推定は厳密には線形累積被害則とは一致しない。

3 実 験

疲労き裂伝播試験は, 一定振幅荷重下, および(1), (5)式における $k=1/2$ (Convex), $k=1$ (Linear), $k=2$ (Concave)の3種類のランダム振幅荷重下で実施した。

供試材は板厚 20 mm の HT 80 であり, き裂の進展方向は板の圧延方向に直交方向とした。供試材の化学成分および機械的性質を Table 1 に示す。

一定振幅荷重下での疲労試験は, 容量 5 ton f の油圧サーボ型疲労試験機により, 繰り返し荷重速度 20~45 Hz, 応力比 $R=0$ の条件下で実施した。用いた試験片は, 板厚 $B=20$ mm, 板幅 $W=60$ mm, スパン $S=240$ mm の3点曲げ試験片である。

この試験では, 低き裂伝播速度域のデータを得るために, Proposed ASTM Test Method¹¹⁾に準拠した荷重

漸減法を用いた。ただし, $da/dN < 2 \times 10^{-6}$ mm/cycle 以下のデータでは, $\Delta a > 0.5$ mm, $|C| = |(1/\Delta K) \cdot (dK/da)| < 0.08$ mm⁻¹ の条件を満足していないものもある。

ランダム振幅荷重下での疲労試験は, 容量 20 ton f の計算機制御の油圧サーボ疲労試験機により, 繰返し荷重速度 7 Hz, 応力比 $R=0$ の条件下で実施した。用いた試験片は, 板厚 $B=20$ mm, 板幅 $W=60$ mm, 内スパン $S_1=200$ mm, 外スパン $S_2=300$ mm の4点曲げ荷重試験片である。

ランダム荷重は以下のような手法により発生させ, 一旦フロッピーディスクに記憶させた後, 疲労試験に供した。まず, $N_0=49152$ の疑似乱数 A を

$$A_n = \text{小数部}(9821 \times A_{n-1} + 0.211327) \quad (12)$$

に従って発生させ, (4)式の $Q(\Delta P/\Delta P_{max})$ に代入して $\Delta P/\Delta P_{max}$ を求めた。なお, 繰返し荷重の下限荷重は各サイクルとも零とした。したがって, 今回用いたランダム振幅荷重は, $N_0=49152$ サイクル毎に, 同じ荷重パターンが繰返されている。

$k=1/2, 1, 2$ に対応した Convex, Linear, Concave の荷重頻度分布形状を有するランダム荷重パターンに対し計7本の疲労き裂伝播試験を実施した。Fig. 2 (a), (b)に, Load Range~log Exceedance の関係を示すが, 疲労試験における最大荷重範囲は 10 ton f でクリップした。Table 2 にランダム振幅荷重の特性値をまとめて示す。また, Fig. 3 にシンクロスコープで観察したランダム荷重パターンを示す。

なお, ランダム振幅荷重下での疲労試験に先立ち, 試験片には一定振幅荷重下で疲労予き裂を導入しているが, その荷重範囲はランダム振幅荷重の最大荷重範囲の約 1/2 である。また, ランダム振幅荷重試験においては, ΔP_{eq} の荷重漸減は行っていない。

き裂長さの測定は, D.C. Potential Drop 法によった。Fig. 4 に示すように, 押し治具から絶縁された試験片に 10 A 程度の一定直流電流を通電し, き裂をはさむ Probe 間での電圧変化を 0.01 μ V 分解能のデジタルボルトメーターで読み取った。電圧変化から, き裂長さへの換算は次式によった¹²⁾。

Table 1 Chemical composition and mechanical properties

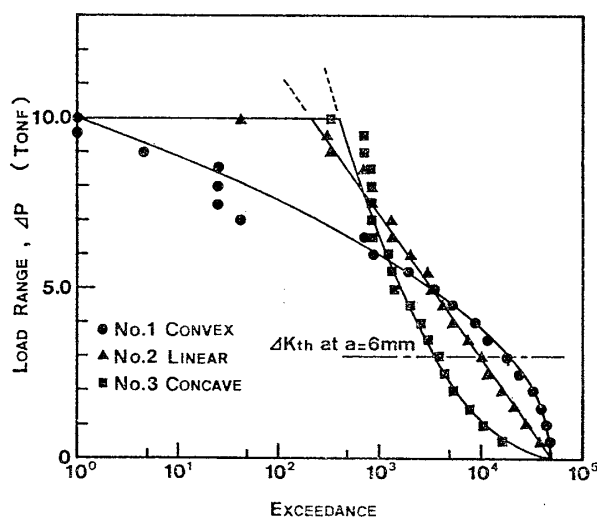
Chemical Composition (%)									
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V
0.12	0.24	0.94	0.012	0.004	0.23	0.94	0.52	0.33	0.04

Mechanical Properties			
Y. P (kgf/mm ²)	T. S (kgf/mm ²)	El (%)	2mmV Charpy (kgf·m)
86	92	33	21.4 at -15°C

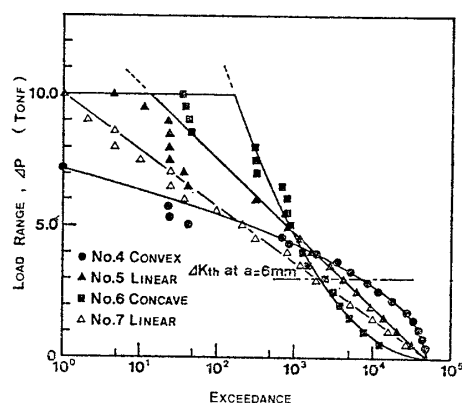
Table 2 Test conditions and equivalent load range

No.	Spectrum	k	Pmax. spect.	Pmax. appl.	Equivalent Load Range, ΔP_{eq}							
					m=2.0		m=2.8		m=3.0		m=4.0	
					Cal.	Exp.	Cal.	Exp.	Cal.	Exp.	Cal.	Exp.
1	Convex	1/2	10.00	10.00	3.04	3.04	3.29	3.28	3.35	3.34	3.62	3.61
2	Linear	1	20.00	10.00	2.49	2.59	2.99	3.15	3.11	3.28	3.64	3.89
3	Concave	2	50.00	10.00	1.53	1.83	2.15	2.63	2.30	2.82	2.98	3.68
4	Convex	1/2	7.15	7.15	2.18	2.18	2.35	2.35	2.40	2.39	2.59	2.58
5	Linear	1	13.20	10.00	1.72	1.72	2.10	2.09	2.19	2.18	2.64	2.60
6	Concave	2	36.00	10.00	1.24	1.37	1.80	2.01	1.94	2.16	2.59	2.87
7	Linear	1	10.00	10.00	1.31	1.30	1.61	1.59	1.68	1.64	2.05	1.97

unit in tonf



(a)



(b)

Fig. 2(a), (b) Load-log exceedance curves in this study

$$a = \frac{2W}{\pi} \cos^{-1} \sqrt{\frac{1-B_1^2}{B_2-B_1^2 B_3}} \quad (13)$$

$$B_1 = (e^{V/2k} - 1) / (e^{V/2k} + 1)$$

$$B_2 = \text{sech}^2(\pi f/2 W)$$

$$B_3 = \text{sech}^2(\pi d/2 W)$$

$$k = V_0 / \left(2 \cdot \ln \left| \frac{\alpha + \beta}{\alpha - \beta} \right| \right)$$

$$\alpha = (|\text{sech}^2(\pi f/2 W) \cos^2(\pi a_0/2 W) - 1|)^{1/2}$$

$$\beta = (|\text{sech}^2(\pi d/2 W) \cos^2(\pi a_0/2 W) - 1|)^{1/2}$$

 V_0 : 初期 Potential drop a_0 : 初期き裂の長さ $2f$: Probe 間隔 $2d$: 電流の入力, 出力間の間隔

なお, 本方法では, $0.1 \mu V$ の電圧変化は十分に読み取ることが可能であり, き裂長さの変化精度は 0.05 mm 以下と考えられる。

4 結果と考察

(1) 一定振幅荷重下での疲労き裂伝播

Fig. 5 に一定振幅荷重下での疲労き裂伝播試験より得られた応力比 $R=0$ の条件下におけるき裂伝播速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を示す。なお ΔK は次式を用いて算出した¹³⁾。

$$\Delta K = \frac{6 \cdot \Delta M \sqrt{a}}{B W^2} f(a/W)$$

 ΔM : 曲げモーメント範囲 $= \Delta P \cdot W$

$$f(a/W) = 1.93 - 3.07(a/W) + 14.53(a/W)^2 - 25.11(a/W)^3 + 25.80(a/W)^4$$

Fig. 5 中の実線は次式で表示される各データのベストフィットカーブである。

$$da/dN = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (14)$$

$$C = 3.46 \times 10^{-10} \quad \left. \begin{array}{l} m = 2.8 \end{array} \right\} \text{Unit: } \begin{array}{l} da/dN \text{ (mm/cycle)} \\ \Delta K \text{ (kgf/mm}^{3/2}\text{)} \end{array}$$

(14) 式は以下に示す手順により求めた。まず, da/dN が $5 \times 10^{-6} \sim 1 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$ の範囲のデータに対し, $\log(\Delta K)$ を独立変数, $\log(da/dN)$ を従属変数として最小二乗法により直線回帰し, 次式を求めた。

$$da/dN = C' \Delta K^{m'} \quad (15)$$

$$C' = 3.08 \times 10^{-10}$$

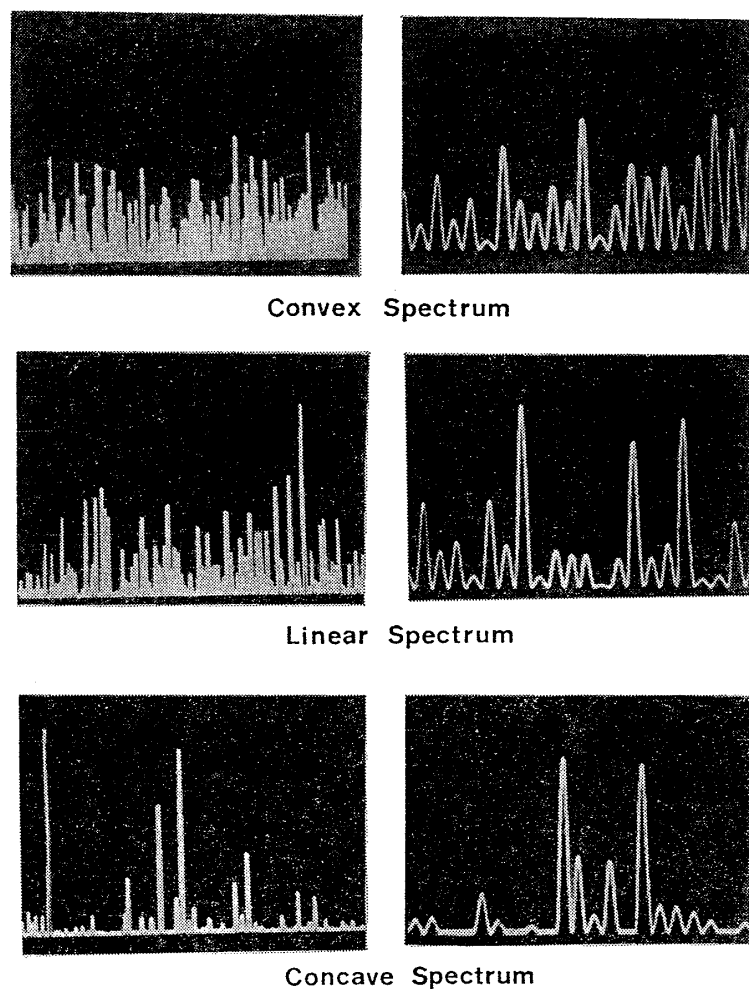


Fig. 3 Spectrum loading patterns

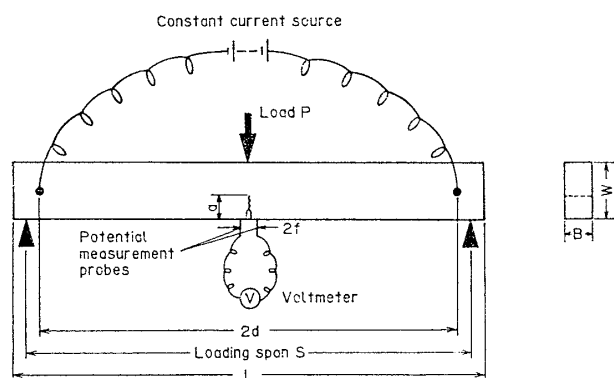
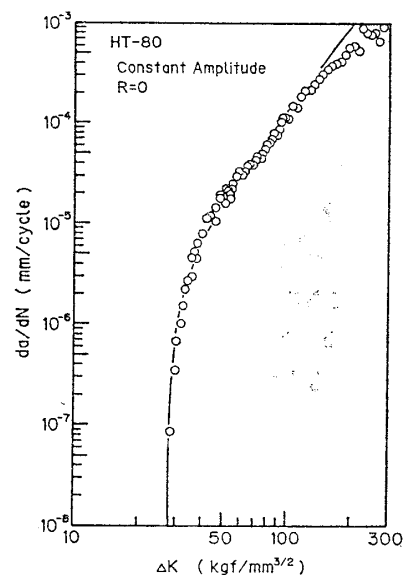


Fig. 4 Electrical connections for D.C.P.D. measurement

$$m' = 2.8$$

次に, ΔK_{th} の値を, $da/dN = 1 \times 10^{-7} \text{ mm/cycle}$ に対応する ΔK 値とし, $\Delta K_{th} = 28 \text{ kgf/mm}^{3/2}$ を用いて (14) 式の係数 C を求めるために, ΔK が $150 \text{ kgf/mm}^{3/2}$ 以下の全データについて $\log(\Delta K)$ と $\log(da/dN)$ の間で前述した回帰を行った。

(2) ランダム振幅荷重下での疲労き裂伝播挙動に及ぼす荷重頻度分布形状の影響

Fig. 5 da/dN vs ΔK under constant amplitude loading

ランダム振幅荷重下での疲労き裂伝播曲線を Fig. 6 (a), (b) に示す。Fig. 6(a), (b) の各伝播曲線は, それぞれ Fig. 2(a), (b) に示した荷重頻度分布曲線に

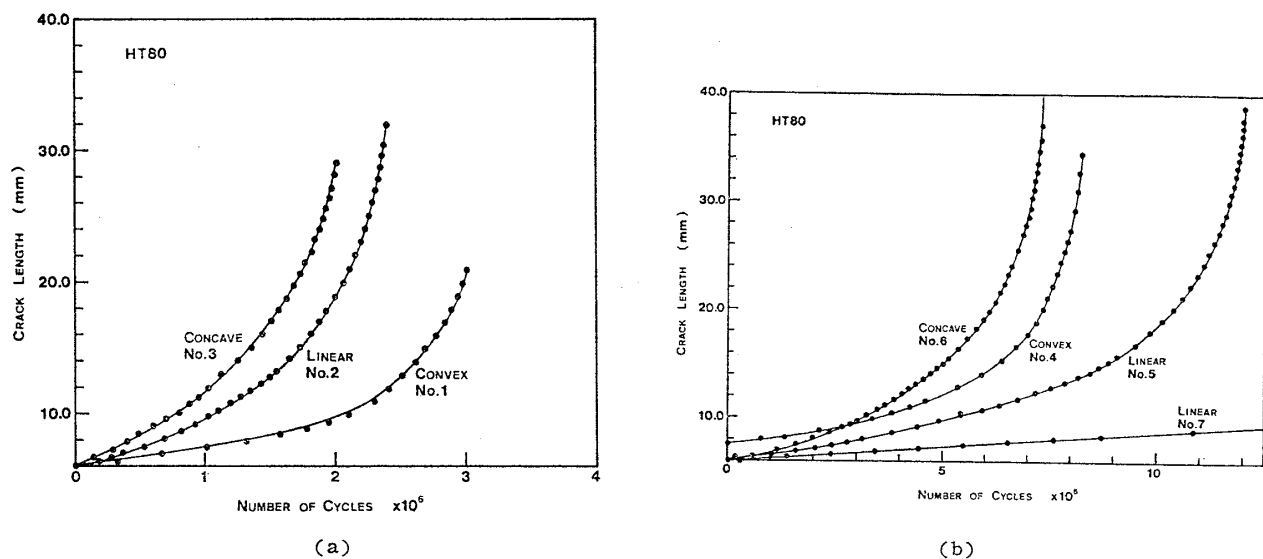
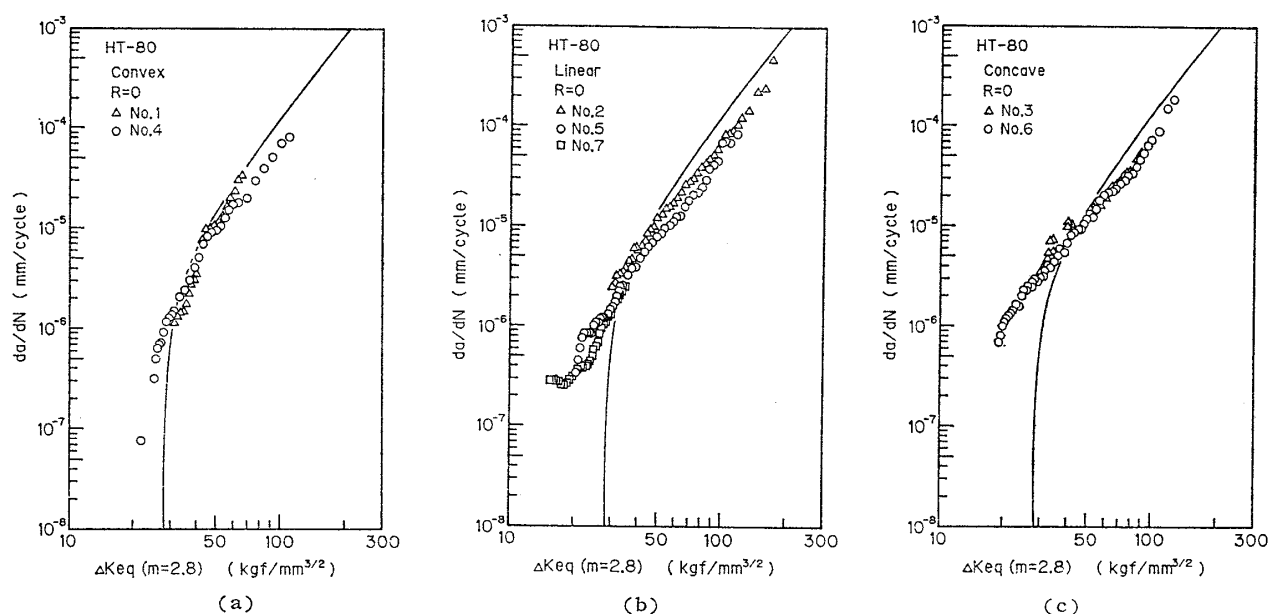


Fig. 6(a), (b) Fatigue crack growth curves under random loadings

Fig. 7 da/dN vs ΔK_{eq} ($m=2.8$)

(a) Convex, (b) Linear, (c) Concave

対応したものである。

Fig. 6(a), (b)より, Convex, Linear, Concave の荷重頻度分布のもとでのき裂伝播速度 da/dN と, 一定振幅荷重下における勾配 $m=2.8$ を用いて得られた等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} ($m=2.8$) の関係を求めたのが Fig. 7(a), (b), (c) である。なお, ΔK_{eq} は次式を用いて算出した¹³⁾。

$$\Delta K_{eq} = \frac{6 \Delta M_{eq} \sqrt{a}}{BW^2} \cdot g(a/W)$$

$$\Delta M_{eq} : \text{等価曲げモーメント範囲} = \frac{\Delta P_{eq}(S_2 - S_1)}{4}$$

$$g(a/W) = 1.99 - 2.47(a/W) + 12.97(a/W)^2 - 23.17(a/W)^3 + 24.80(a/W)^4$$

Fig. 7 の結果から, ΔK_{eq} ($m=2.8$) を用いて表示した

場合, $da/dN > 1 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$ の領域では荷重頻度分布曲線の違いによる伝播速度の違いはほとんど現われていない。また, この領域では, いずれの荷重頻度分布条件下の伝播速度とも, 一定振幅荷重下の伝播速度よりも遅い結果となっている。

一方, き裂伝播寿命の大半を占める低き裂伝播速度域では, ランダム振幅荷重下での伝播速度は, Convex, Linear, Concave いずれの荷重頻度分布条件下の結果も, 一定振幅荷重下における伝播速度よりも速くなっている。また一定振幅荷重下で得られた ΔK_{th} 以下の ΔK_{eq} 域でもき裂の進展が認められ, 特に Concave, Linear の分布形状に対しては ΔK_{eq} の減少に伴い, 急激に da/dN が減少する傾向が現われておらず, ランダ

ム振幅荷重下での ΔK_{th} の存在は確認できなかった。この領域では、き裂伝播に及ぼす荷重頻度分布曲線の形状の影響が現われており、Concave, Linear, Convex の順でき裂伝播速度は速くなっている。

Fig. 7 から、ランダム荷重下における荷重相互干渉効果は、疲労き裂伝播速度が $1 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$ よりも大きい領域では、遅延効果が優先するものと判断できる。一方、それ以下の低伝播速度域においては、加速効果が顕著であり、一定振幅荷重下の ΔK_{th} 値をランダム荷重下の等価応力拡大係数範囲に対して直接適用すると危険側の寿命予測を与えることが示唆されている。低 ΔK_{eq} 領域でのき裂伝播の加速は、ランダム振幅荷重サイクル中の大きな荷重範囲負荷に直接的に起因するものではなく、菊川¹⁴⁾、小寺沢¹⁵⁾が指摘している変動荷重下における ΔK_{th} 以下の荷重サイクル負荷時のき裂進展の寄与と考えられる。

この見地に立てば ΔK_{th} 以下の低き裂伝播速度域において、Concave, Linear, Convex の順序でき裂伝播速度が速くなる理由を、 ΔK_{th} 以下の小さな ΔK レベルにおける疲労き裂伝播量が各分布形状間で異なることから説明できる。菊川ら、小寺沢らは ΔK_{th} をはさむ2段、あるいは3段の変動荷重下における疲労き裂伝播試験を行い、詳細な破面観察の検討結果をもとに、 ΔK_{th} 以下の小 ΔK レベルでも疲労き裂が進展することを指摘している。今回の実験では、 ΔK_{eq} が等しい場合には、当然、Concave, Linear, Convex の順に ΔK_{th} レベル以下の荷重負荷回数は多い。したがって ΔK_{th} 以下の ΔK レベルにおける疲労き裂進展が加速現象の主要原因であると考えれば、平均的な疲労き裂伝播速度は同一の ΔK_{eq} 値に対して Concave, Linear, Convex の順で速

いことになる、実験結果の傾向と一致する。

なお、今回の実験で $\Delta P_{\max \text{ applied}}$ を 10 ton f にクリップしたことによる疲労き裂伝播への影響は Fig. 7 (b)に示した No. 2, 5, 7 の3体の実験結果から判断する限り現われていない。

(3) 等価荷重範囲と疲労き裂伝播挙動の関係

Barsom⁵⁾ は、種々の橋梁用鋼材についての疲労き裂伝播試験結果から、 ΔK_{rms} (本報告の表現では ΔK_{eq} ($m=2$)) で整理すれば、一定振幅荷重と Rayleigh 分布 (本報告の表現では Convex 分布) に従うランダム荷重下での疲労き裂伝播速度は、 $da/dN > 5 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$ 以上の領域で1本の直線で表わし得るとしている。また Holmes⁶⁾ は S-N Curve Approach であるが、 ΔS_{rms} により $k=1/2, 1$ の場合のランダム荷重下での疲労強度と一定振幅荷重下での疲労強度がよく一致するとしている。

Fig. 8 (a), (b), (c) は今回のデータを $m=2$ に対応する ΔK_{eq} すなわち ΔK_{rms} を用いて整理したものである。 $da/dN > 1 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$ の領域では、Convex, Linear の分布形状の伝播速度は、一定振幅荷重下の伝播速度とほぼ一致しているものの、Concave の分布形状の場合には一定振幅荷重下よりも速くなっている。また低き裂伝播速度域では、Concave, Linear, Convex の順序で、ランダム振幅荷重下での伝播速度が、一定振幅荷重下の伝播速度よりも速くなっており、ランダム振幅荷重下と一定振幅荷重下両者間の差異は $m=2.8$ に対応した ΔK_{eq} で整理した Fig. 7 (a), (b), (c) の場合よりもさらに大きくなっている。

Fig. 8 の結果は一定振幅荷重下での試験結果から rms 概念を用いてランダム振幅荷重下での疲労き裂伝播寿命

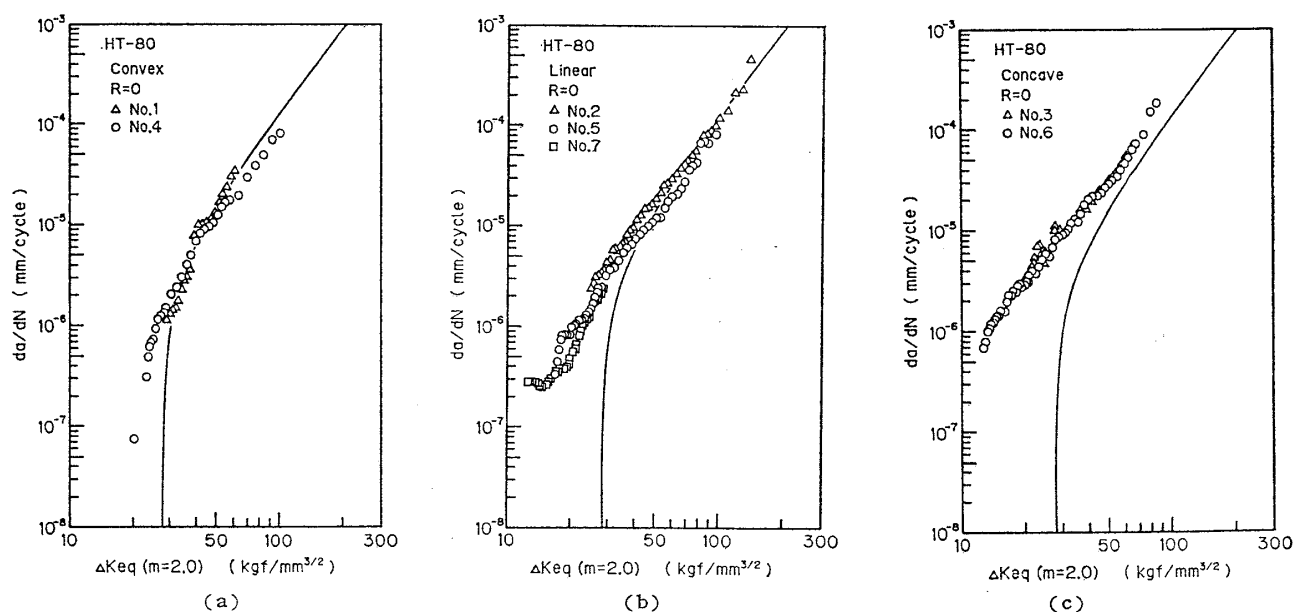


Fig. 8 da/dN vs ΔK_{eq} ($m=2$)

(a) Convex, (b) Linear (c) Concave

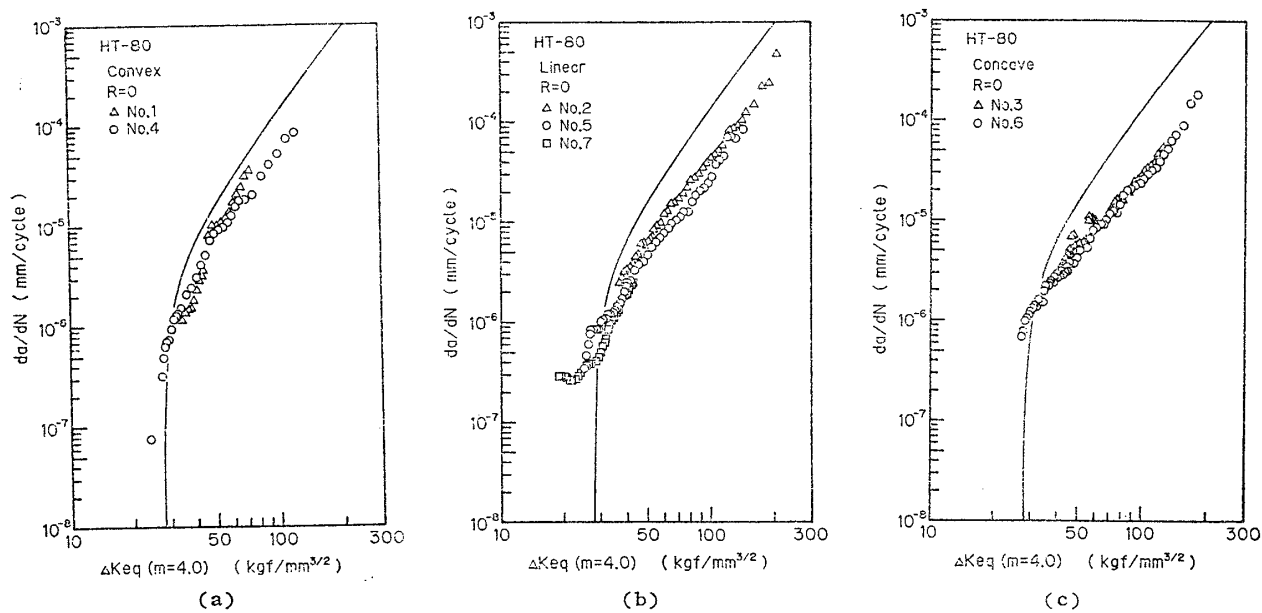


Fig. 9 da/dN vs ΔK_{eq} ($m=4$)
(a) Convex, (b) Linear, (c) Concave

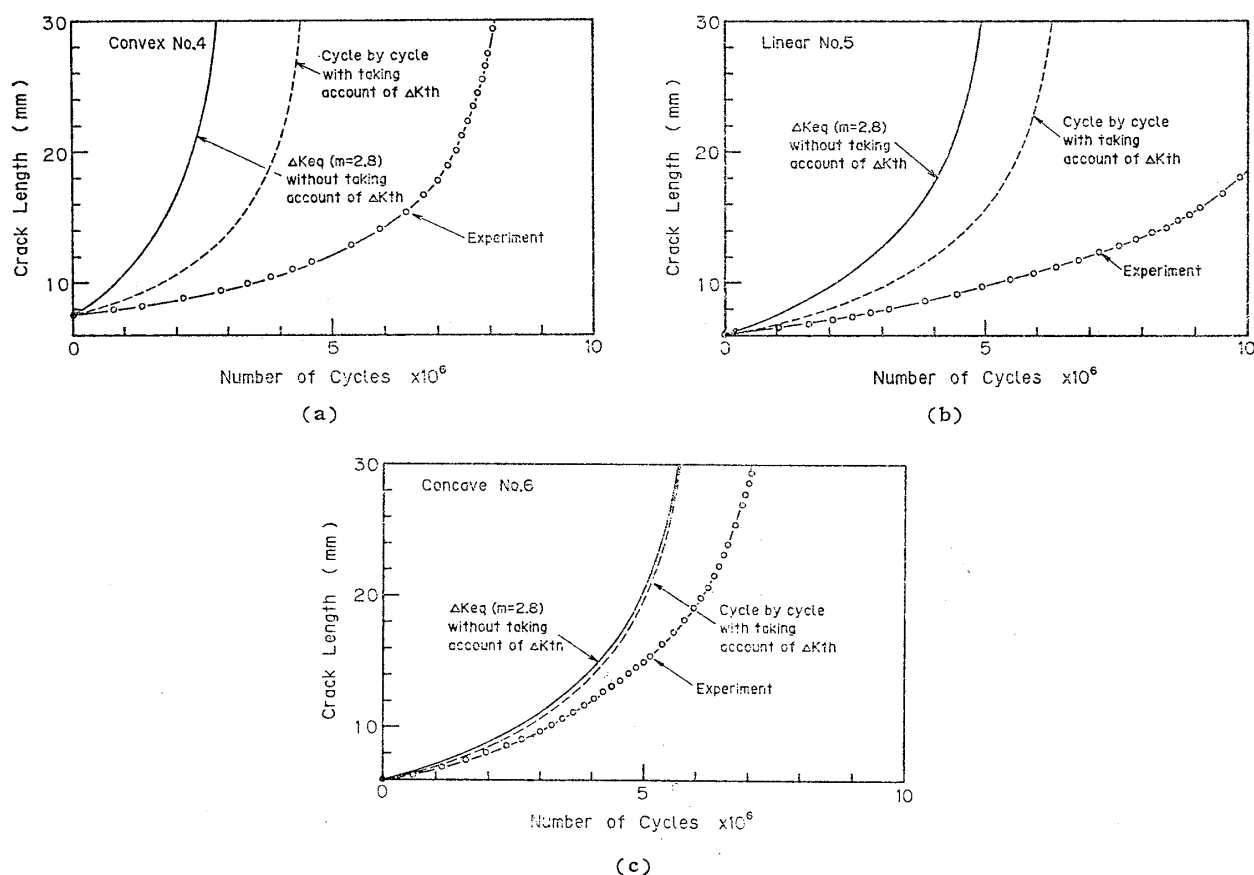


Fig. 10(a), (b), (c) Comparison of fatigue crack growth curves

を予測した場合、非安全側の評価となることを意味している。

Fig. 9(a), (b), (c) に $m=4$ に対応した ΔK_{eq} による整理結果を示す。この場合には、 $m=2$ の場合とは逆に、一定振幅荷重下での伝播速度よりもかなり遅い伝播速度を与える結果となっている。

(4) ランダム振幅荷重下での疲労寿命予測

Fig. 7~9 に示した ΔK_{eq} による整理は、2章でも述べたように一定振幅荷重下での da/dN と ΔK の関係に現われる ΔK_{th} の存在、および低き裂伝播速度域での m の変化を考慮しておらず、厳密な意味での線形累積被害則とはいえない。S-N Curve Approach の場合に

は、 $S-N$ 線図を両対数グラフ上で直線近似すると、(10)、(11) 式で表わした等価荷重範囲 ΔP_{eq} を用いることで、線形累積被害則に基づく疲労度を簡単に計算できる。また疲労限の存在は、(10)、(11) 式に含まれる Γ 関数を不完全 Γ 関数におき換えることで比較的容易に数式上処理できる。しかしながら、Fracture Mechanics Approach の場合には、 $S-N$ Curve Approach の疲労限に対応する ΔK_{th} と ΔK の大小判定に、荷重とき裂長さの 2 つのパラメータが含まれるため、線形累積被害則を厳密に取り扱うには、cycle-by-cycle (1 cycle 毎) のき裂伝播計算が必要となる。Fig. 10(a), (b), (c) は (14) 式を用いて cycle-by-cycle の計算により求めたき裂長さ a と繰返し数の関係を示したものである。図中には実測のき裂伝播および、 $m=2.8$ の場合の ΔK_{eq} を用いて一定振幅荷重下での ΔK_{th} を考慮しないき裂伝播速度式 (15) 式から求めた $a-N$ 関係もあわせて図示した。 ΔK_{th} を考慮した cycle-by-cycle の計算結果でも、実測き裂伝播よりも速いき裂伝播を推定している。これは、ランダム振幅荷重の中の大きな荷重範囲に対応する中間 ΔK 域で、Fig. 7 に示したように計算に用いた一定振幅荷重下での伝播速度が実測の各プロットよりも速いことが原因であろう。すなわち、この中間 ΔK 領域での差異が、 ΔK_{th} 以下でのき裂伝播を無視することよりも、き裂伝播量の絶対値には大きく寄与しているものと考えられる。しかし、cycle-by-cycle のき裂伝播計算は、多大の時間を要し、あまり得策とはいえない。

一定振幅荷重試験で得られた中間 ΔK 域での $\log(da/dN) \sim \log(\Delta K)$ 関係の傾きに対応した ΔK_{eq} を用いて、 ΔK_{th} の存在を無視したき裂伝播速度式 (15) から求めた寿命はいずれの頻度分布形状に対しても安全側の寿命推定となっている。ただし、この ΔK_{eq} を用いても、 ΔK_{th} を考慮に入れてしまうと、き裂伝播の初期段階で $\Delta K_{eq} < \Delta K_{th}$ となりき裂は全く伝播しないことになる。

したがって、ランダム荷重下での ΔK_{th} の低下量を定量的に決定できない現状では、一定振幅下での $\log(da/dN)$ と $\log(K)$ の傾きに対応した ΔK_{eq} を用いて、一定振幅荷重下での ΔK_{th} の存在を無視するき裂伝播寿命の推定法が工学的に簡便であり、かつ安全側の評価を与えるものと考えられる。

5 結 言

荷重頻度分布曲線の形状が上に凸、直線、上に凹の 3 種類のランダム振幅荷重疲労き裂伝播試験を実施し、疲労き裂伝播に及ぼす荷重頻度分布形状の影響を実験的に考察し、次の結論を得た。

(1) 疲労き裂伝播に及ぼす荷重頻度分布形状の影響は、中間き裂伝播速度域ではほとんどみられないもの

の、低伝播速度域で生じる。

(2) 低き裂伝播速度域では、荷重頻度分布曲線の形状が上に凹、直線、上に凸の順序でき裂伝播速度が速く、かつ一定振幅荷重下よりも加速する。これは、 ΔK_{th} 以下の小 ΔK レベルでも疲労き裂が進展しており、3 分布間で小 ΔK レベルの荷重負荷回数が異なるためと考えられる。

(3) 一定振幅下とランダム荷重下での疲労き裂伝播速度を ΔK_{eq} を用いて比較すると次のようになる。

(i) 一定振幅下での m と等しい $m=2.8$ に対応した ΔK_{eq} では、

中間速度域で da/dN (Const. Amp.) $> da/dN$ (Random. Amp.)

低速度域で da/dN (Const. Amp.) $< da/dN$ (Random. Amp.)

(ii) $\text{rms}(m=2)$ に対応した ΔK_{eq} では

中間速度域で da/dN (Const. Amp.) $\approx da/dN$ (Random. Amp.)

低速度域で da/dN (Const. Amp.) $\ll da/dN$ (Random. Amp.)

(iii) $m=2$, および $m=2.8$ に対して、 ΔK_{th} を下回る ΔK_{eq} の領域でもランダム振幅荷重下ではき裂の進展がみられる。

(4) ランダム振幅荷重下での疲労き裂伝播寿命推定には、一定振幅荷重下での中間速度域における $\log(da/dN)$, $\log(\Delta K)$ 関係の傾き m に対応する ΔK_{eq} を用い、かつ ΔK_{th} を無視する方法が、工学上簡便であり安全側の評価を与える。

参 考 文 献

- 1) Pook, L. P.: Proposed standard load histories for fatigue testing relevant to offshore structures, NEL Report No. 624 (Oct. 1976).
- 2) 真能, 中生, 上野: 航海記録からみた波浪曲げモーメントの長期分布についての考察, 日本造船学会論文集, 第 131 号 (1972).
- 3) BS 5400: Steel, Concrete and Composite bridges, Part 10. Code of practice for fatigue, British Standards Institution, London (1980).
- 4) Iwasaki, T., Katoh, A. and Kawahara, M.: Fatigue crack growth under random loading, Naval architecture and ocean engineering, the society of naval architects of Japan, Vol. 20 (1982).
- 5) Barsom, J. M.: Fatigue crack growth under variable-amplitude loading in various bridge steels, ASTM STP595, (May 1976).
- 6) Holmes, R. and Booth, G. S.: Fatigue and corrosion fatigue of welded joints under narrow band random loading, Int. Conf. on Steel

- in Marine Structures, Paper No.7.2., Paris, (Oct. 1981).
- 7) 飯田, 洪: p 分布荷重による累積疲労被害 (第2報), 日本造船学会論文集, 第152号 (1983).
 - 8) 町田, 大岡, 渡辺, 森田: 実働荷重下の疲労き裂伝播の研究, 日本造船学会論文集, 第154号 (1983).
 - 9) 八木, 浅田, 富田, 杉本, 橋本: ランダム荷重下での疲労挙動に関する研究, 日本造船学会論文集, 第154号 (1983).
 - 10) 小林, 橋内, 井野, 成本, 岩館, 飯田: p 分布プログラム荷重下の疲労き裂進展の評価, 日本機械学会論文集 (A編), 50 巻, 452 号, (1984).
 - 11) Proposed ASTM test method for measurement of fatigue crack growth rates, ASTM STP 738 (1981), p.340.
 - 12) Cooke, R. J. and Robinson, J. L.: Some further considerations of the potential drop method for measuring crack growth, Dept. of. Physical Metallurgy and Science of Materials, Univ. of Birmingham Report (Jan. 1973).
 - 13) William, F., Brown, Jr. and Srawley, J. E.: Plane strain crack toughness testing of high strength metallic materials, ASTM STP 410 (Dec. 1967).
 - 14) 菊川, 城野, 近藤: 低 ΔK 領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動と進展速度の評価法, 日本機械学会論文集 (A編), 47 巻, 417 号 (1982).
 - 15) 小寺沢, 森崎, 山田: 過大過小応力下の疲労き裂伝播と伝播速度の推定, 材料, 第31巻, 第364号 (1982).
-