

構造用鋼の変動応力下での疲労き裂進展速度の測定

Fatigue crack growth behavior under variable amplitude loading

山田健太郎^{*}、曹秋良^{**}、岡戸直樹^{***}

Yamada Kentaro, Cao Qiuliang and Okado Naoki

^{*}Ph.D. 名古屋大学教授 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区)^{**}工修 名古屋大学学生 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区)^{***}工修 JR西日本小倉新幹線保線区 (〒802-0002 北九州市小倉北区京町4-7)

Fatigue crack growth rates under variable amplitude stress cycles are measured on two center-cracked tension specimens made of SM520B steel. Four loading spectra, right-skewed and left-skewed β distributions with the minimum or maximum stress constant, are applied to the specimens. Based on the root-mean-cube stress range, the test results are compared with the fatigue crack growth behavior under constant amplitude loading with the same stress ratio. They are generally in good agreement, indicating that interaction effect within the variable amplitude stress cycles is small. When large number of stress cycles are in low stress range region, the effect of threshold stress intensity factor range is found to be large when crack size is small.

Key Words: fatigue crack growth rate, load interaction, variable amplitude loading

1. 概説

道路橋や鉄道橋では、一般にその供用期間中に、かなり多くの変動繰り返し荷重を受ける。そのため、応力範囲は比較的小さいものの、多大な繰り返し数を考えた疲労耐久性評価が不可欠になる。

変動応力を受ける鋼構造物の疲労設計では、マイナー則に代表される線形被害則に基づく疲労寿命予測が行われる。例えば、現行のBS5400¹⁾、ECCS²⁾、AASHTO³⁾、JSSC⁴⁾等の疲労設計指針では、多少の違いがあるものの、ほぼマイナー則に沿った方法で疲労寿命が評価される。このマイナー則は、疲労試験から求まるS-N線図を用いており、考え方が比較的簡単で分かり易く、特にS-N線図の直線領域では実験値とよく合うことが、設計指針によく用いられる理由であろう。

最近のヒストグラムレコーダ等に代表される計測技術の進歩と、橋梁の耐久性評価のニーズから、実働荷重下での繰り返し応力の計測結果が蓄積されてきた。計測された応力範囲頻度分布をみると、ほとんどの応力範囲が低応力範囲側に偏ることが多い。疲労耐久性評価は維持・管理・補修・補強、あるいは更新の重要な情報となるので、低応力範囲、長寿命域での変動荷重によるより精度の高い評価手法の開発が必要となる。

疲労設計指針によく用いられるマイナー則や等価応力範囲法には、大きく2つの問題が残されている。その1つは、応力の相互干渉効果、すなわち、応力が高→低

と変化した場合に、前に作用した応力の履歴の影響を受けることがあり、それが実用上どの程度問題であるかが明確になっていない点である。例えば、筆者らの行った単一過荷重(SOL)、周期過荷重(POL)、変動ブロック荷重(BL)等^{5,6,7)}による疲労き裂進展速度の測定でも、この荷重相互の干渉効果が顕著に現れている。ただし、これらの実験では、この効果が大きく現れるような実験パラメータを選んで、その効果を確認した。このデータは、き裂開閉口挙動を考慮した破壊力学による疲労き裂進展寿命解析法で追跡し、解析プログラムの評価に用いるものである。ここで述べられたき裂開閉口挙動を考慮した疲労き裂進展モデルは、1981年にNewmanにより初めて提案された⁸⁾。その後、幾多の研究者によりこの手法が検討されてきている。例えば、豊貞らは、き裂開口荷重に代えて、き裂先端に塑性歪みが蓄積しないという考えに基づくRPG荷重の概念を提案した。き裂の先端部の近傍の応力再分配を考慮することによってRPG荷重を計算するため、疲労き裂進展予測の精度は高められると思われる⁹⁾。

他の問題点は、道路橋、鉄道橋などに見られるように、応力範囲が、低応力範囲、長寿命域に偏っていることである。このような応力範囲による疲労試験は、時間とコストがかかるためデータが少なく、従って、マイナー則や等価応力範囲法を用いることの是非が必ずしも明確になっていない点である。このような領域での荷重相互干渉効果も不明であり、破壊力学を用いた疲労き裂進展寿

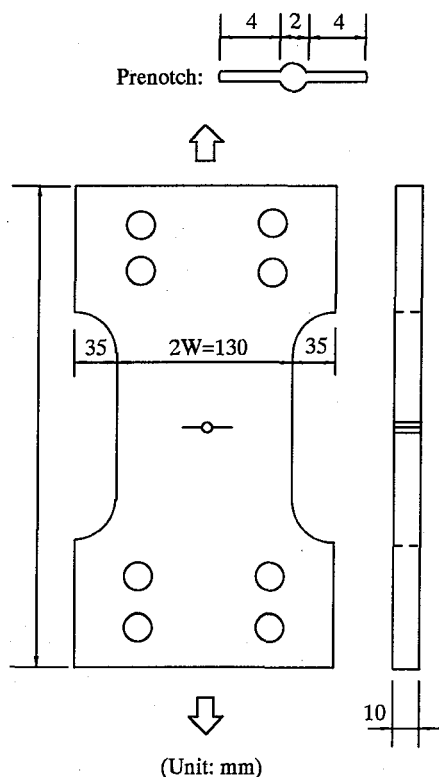


Fig. 1 CCT specimen

命の解析手法を用いて評価できれば、既設橋梁の疲労耐久性の精度が向上するものと思われる。

著者らは、上記の問題点を解析的に評価するための解析プログラムを開発し、その解析プログラムと比較するために、前述のような一連の疲労き裂進展速度の測定を行ってきた。さらに、これと並行して、同様な荷重による荷重非伝達のすみ肉溶接継手やガセット継手の疲労試験も行ってきた¹⁰⁾。

本研究では、SM520B鋼の中央切欠き（CCT）試験片に、 β 分布にもとづく変動応力振幅波をランダムに与え、そのときの疲労き裂進展速度を計測した。与えた応力は、(1) 高応力側、あるいは低応力側に偏った変動応力分布を、(2) 最小荷重一定、あるいは最大荷重一定（ある荷重から荷重が減じる方向で変動荷重を載荷）し、載荷荷重のパターン、および荷重相互干渉効果が、疲労き裂進展速度におよぼす影響について検討した。

2. 実験の概要

2.1 中央切欠き（CCT）試験片

疲労き裂進展速度の測定には、Fig. 9に示すSM520B鋼の中央切欠き（CCT）試験片を用いた。この鋼材の降伏点は402MPa、引張強度は539MPaである。試験体幅は中央で130mm、板厚10mm、中央の切欠きは、2mmφの円孔から放電加工で両側に4mmのノッチをつけた。疲労き裂進展速度の測定にあたっては、このノッチの両側からノッチの影響がないところ（3mm）まで疲労き裂を進展させてから行っ

Table 1 Normalized maximum and minimum stress ranges

	Maximum value	Minimum value
$\beta 1$	0.995	0.400
$\beta 3$	0.751	0.006

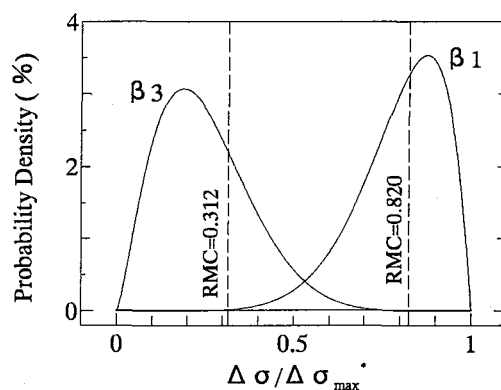


Fig. 2 Right-skewed and left-skewed probability density distributions with respect to normalized stress range

た。試験体や計測方法については文献5)に詳しく述べた。

2.2 載荷荷重のパターン

載荷荷重は、式1、式2に示す β 分布に従う荷重とした。

$$f(x) = \frac{1}{B(q,r)} \cdot \frac{(x-a)^{q-1}(b-x)^{r-1}}{(b-a)^{q+r-1}} \quad (a \leq x \leq b) \quad (1)$$

$$B(q,r) = \int_a^b (x-a)^{q-1}(b-x)^{r-1} dx \quad (2)$$

ここで、 x は最大応力範囲 $\Delta\sigma_{\max}^*$ で変動応力範囲 $\Delta\sigma$ を無

次元化したもの、 $\Delta\sigma_{\max}^*$ は、変動荷重の分布のうちで最大応力範囲であり、本研究では、133MPaとした。また、 $a=0$ 、 $b=1$ とした。

この β 分布から、Fig. 2に示すように、分布の山が最大応力範囲側にシフトした $\beta 1$ ($q=8.0$ 、 $r=2.0$)と、最小応力範囲側にシフトした $\beta 2$ ($q=2.5$ 、 $r=7.5$)を作り、この分布に従った荷重をランダムに発生させて試験片に載荷した。図に示すRMCの値は、無次元化された等価応力範囲で、式3に従って計算した。

$$RMC = \left(\frac{\sum_i (\Delta\sigma_i / \Delta\sigma_{\max}^*)^3}{\sum_i n_i} \right)^{1/3} \quad (3)$$

Table 2 Loading conditions for the four loading spectra used in the tests

Test No.	Limit	$\Delta\sigma$ Distribution	$\Delta\sigma_{RMC}$ (MPa)	Maximum Stress Range (MPa)	Maximum Stress (MPa)	Minimum Stress (MPa)
$\beta 1L$	Constant Minimum	$\beta 1$	109.0	132.3	152.3	20.0
$\beta 3L$		$\beta 3$	41.5	99.9	119.9	20.0
$\beta 1H$	Constant Maximum	$\beta 1$	109.0	132.3	153.0	20.7
$\beta 3H$		$\beta 3$	41.5	99.9	153.0	53.1

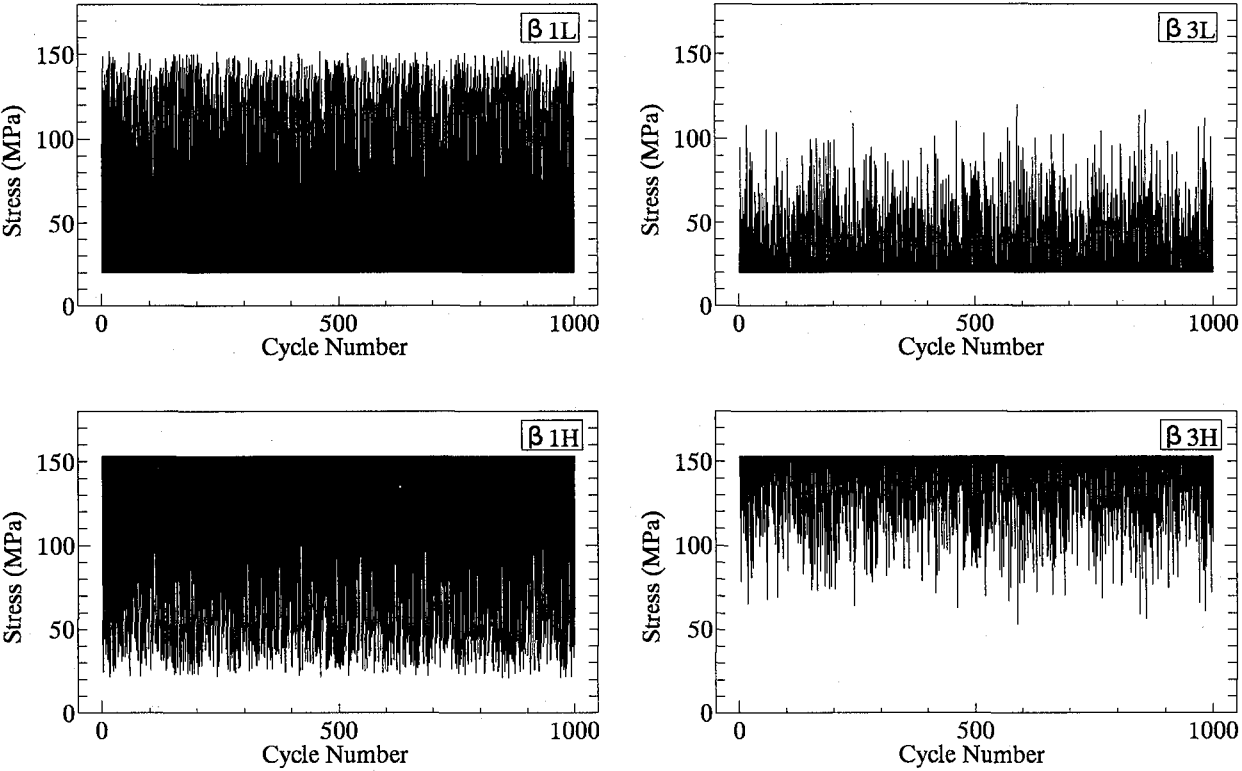


Fig. 3 1000-cycle loading blocks for the four loading spectra used in the test

2.3 最小応力、最大応力の与え方

実験では、実際の鋼構造物が置かれる状況を勘案して、つぎに示す2つのパターンの変動応力を与えた。最小応力を一定として、 β 分布に従った変動応力が増加するパターン（これにLの記号をつける）の応力を与えた。これに加えて、最大応力を一定として、応力が減じる方向で β 分布に従った変動荷重を与える実験（これにHの記号をつける）も行った。後者は、はりの圧縮フランジに溶接された部材で、引張り残留応力が存在することで、繰り返し荷重が最大値（引張り残留応力－死荷重応力）から下がる方向に作用するような場合をイメージしている。連続桁の負曲げモーメントを受ける圧縮側のフランジの溶接部で、降伏点に相当するような高い引張残留応力が存在するような部位なども、この応力繰り返しに相当する。なお、本実験で与えた最小応力は20MPaである。また、最大応力は153MPaであり、この鋼材の降伏点の約38%である。

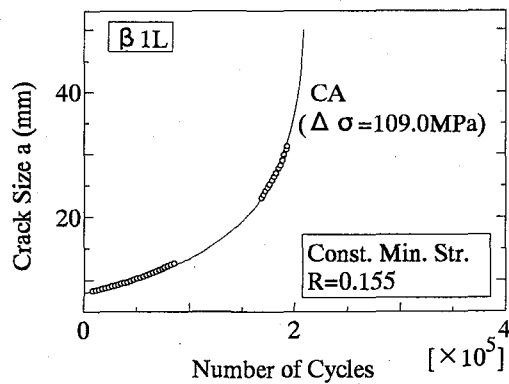
2.4 荷重の载荷条件

疲労き裂進展速度の測定では、上記のように求めた β 分布から、1000サイクル分の応力範囲をランダムにモンテカルロ法で求め、これを繰り返し载荷した。実際に β 分布からランダムに応力範囲を発生させた場合、分布内の最大応力範囲と最小応力範囲は、分布のすそ野に相当する部分で応力範囲が発生しない。このため、Table 1に示すように、最大値、最小値が必ずしも与えた最大値、最小値にならない。特に分布の山が最小応力側にシフトした $\beta 3$ 分布では、最大応力範囲は、与えた最大値（133MPa）の約75%であった。

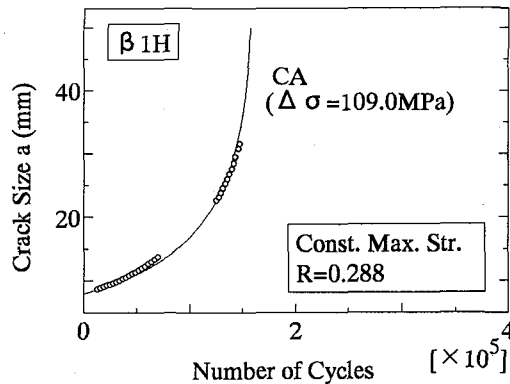
前述したように、分布のパターンは、 $\beta 1$ と $\beta 2$ 、それに最小応力一定（L）と最大応力一定（H）との組み合わせで、合計4パターンの応力波形を求めた。これらをFig. 3に示す。また、この4つのパターンの詳細を、Table 2にまとめる。

Table 3 Specimen arrangement

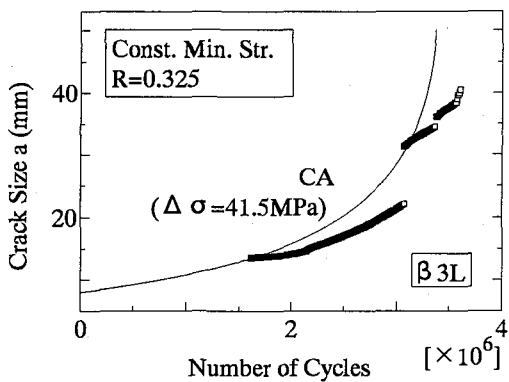
Specimen No.	Loading Spectrum	Starting Crack Size (mm)	Starting ΔK (MPa $\sqrt{m}$)	Ending Crack Size (mm)	Ending ΔK (MPa $\sqrt{m}$)
1	β 1L	8.1	17.4	13.4	22.8
	β 3L	13.4	8.7	22.0	11.7
	β 1L	22.0	30.8	31.2	39.1
	β 3L	31.2	14.9	40.4	19.5
2	β 1H	8.4	17.4	13.7	22.9
	β 3H	13.7	8.7	22.2	11.7
	β 1H	22.2	30.8	31.5	39.1
	β 3H	31.5	14.9	40.1	19.5



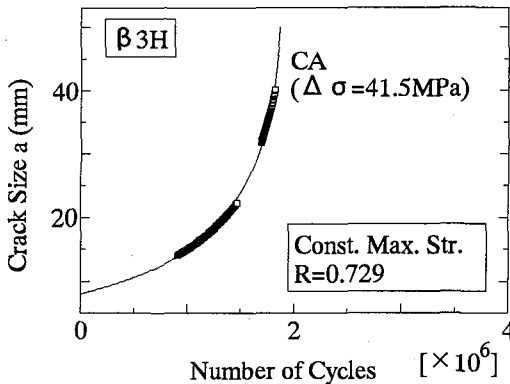
(a) β 1L



(b) β 1H



(c) β 3L



(d) β 3H

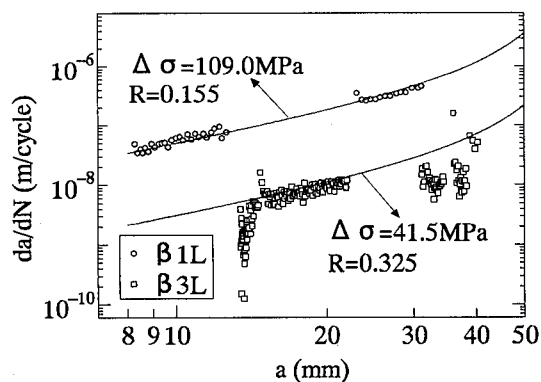
Fig. 4 a versus N relation of each loading spectrum

2.5 疲労き裂進展速度の測定

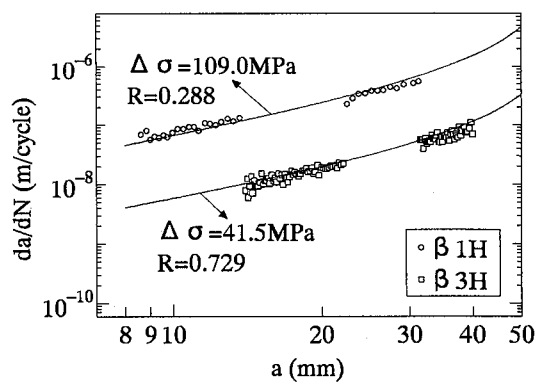
疲労き裂進展速度の測定は、ある繰り返し数毎 ($dN=3,000$ サイクル) に 25 倍の顕微鏡でき裂先端をモニターし、その間のき裂の進展量 da から、疲労き裂進展速度 da/dN を求めた。実験では、2 体の CCT 試験片を用い、それぞれ 2 つの変動応力パターンを 2 回づつ载荷した。すなわち、Table 3 に示すように、試験片 1 では β 1L、 β 3L、 β 1L、 β 3L と载荷し、き裂の小さい部分 (後述するように、応力拡大係数範囲 ΔK の小さい領域) と、き裂の大きい部分 (ΔK の大きい領域) で、データが取れる

ようにした。試験体 2 でも同様に、 β 1H と β 3H を繰り返し载荷した。Table 3 には、それぞれの試験で、測定開始時と終了時の疲労き裂の大きさ、そのときの ΔK の値を参考に示す。

疲労き裂進展速度の測定にあたっては、連続して測定した。ただし、 β 3L の 2 回目の载荷時に、疲労試験機が突然停止したため、後述するように疲労き裂進展速度に変化が見られた部分がある。このときのき裂の大きさは、 $a=35\text{mm}$ ($\Delta K=16.98\text{MPa}$) であった。



(a) Constant Minimum Stress (Specimen 1)



(b) Constant Maximum Stress (Specimen 2)

Fig. 5 da/dN versus a relations under constant minimum stress and constant maximum stress

3. 変動荷重の影響

3.1 比較に用いる一定荷重下での da/dN

本研究では、変動応力 (VA) 下での疲労き裂進展速度 da/dN の評価にあたって、定荷重振幅下 (CA) での da/dN と比較することとした。これは、前述したように、これまでの VA による疲労寿命評価が、基本的に CA での疲労挙動との比較で与えられていることによる。本論文でも、この流れに沿ったまとめを行う。また、応力比 R をパラメータとして用いるが、母材の CA の da/dN の評価では、き裂開閉挙動によって、 R が無視できないことによる。

本研究では、まず実験で用いた VA の R を決める必要がある。ここでは、最小応力一定の実験では式 4 を、最大応力一定の実験では式 5 を用いて R を決めることにした。これらはいずれも、等価応力範囲 (RMC) がこの VA を代表する応力範囲であると考えて、 R を求めたものである。この他にも、付録 1 に示すような方法も考えてみたが、いずれもほぼ同じ R の値を与える。

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\min} + \Delta\sigma_{RMC}} \quad (4)$$

$$R = \frac{\sigma_{\max} - \Delta\sigma_{RMC}}{\sigma_{\max}} \quad (5)$$

この様にして求めたそれぞれの VA の R に対して、比較に用いる CA の da/dN を推定した。この方法と結果については、付録 2 にまとめる。

3.2 VA による疲労き裂進展の挙動、 a - N 関係

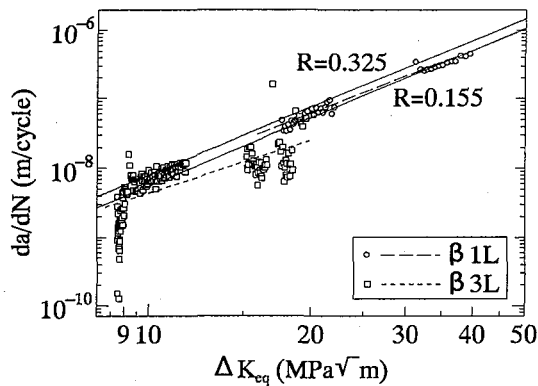
変動応力下でのき裂の進展の状況を Fig. 4 にまとめる。比較に用いた曲線は、それぞれの VA の R に相当する CA の推定値である。き裂進展は、 a の小さい領域と大きい領域でそれぞれ 2 回計測している。

この結果を見ると、Fig. 4(c) に示す $\beta 3L$ の場合を除いて、VA 下での疲労き裂進展は、相当する R と等価応力範囲の CA のき裂進展の挙動とほぼ同じとなっている。これに対して、 $\beta 3L$ では、CA の予想値より、疲労き裂進展がかなり遅くなっていることが解る。また、 $\beta 3L$ のき裂の大きい領域での a に測定値がシフトしたように見える部分がある。これは、前述したように、実験の途中で試験機が止まり、単一過荷重になるような影響があったものと思われる。

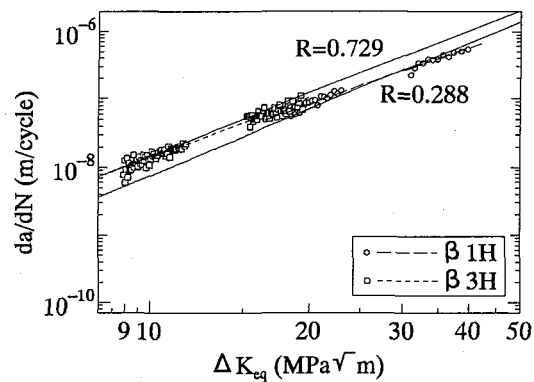
3.3 a - da/dN 関係

それぞれの試験体で、き裂の大きさ a に対して、そのときの da/dN をプロットしたものを、Fig. 5 に示す。比較に用いた曲線は、CA の推定値である。

まず、最小応力一定で行った試験片 1 の結果を Fig. 5(a) に示す。 β 分布の最大値に近い所に分布の山のある $\beta 1L$ では、き裂の小さい領域でも大きい領域でも、ほぼ CA に近い所にデータがプロットされている。それに比べて、 β 分布の最小値に近いところに分布の山のある $\beta 3L$ では、CA の推定値より、 da/dN が低くなっている。特に、 $\beta 1L$ から $\beta 3L$ のパターンにシフトした位置で顕著である。これは以下のような理由によるものと思われる。すなわち、 $\beta 3L$ の分布では、Table 2 に示すように、最大応力が 119.9 MPa である。また、Figs. 2, 3 に示すように、ほとんどの応力範囲が低応力範囲側にある。それに対して、 $\beta 1L$ の荷重の分布では、最大応力が約 1.27 倍の 152.3 MPa であり、 $\beta 3L$ の等価応力範囲に最小応力を加えたものと比較すると、約 2.5 倍となる。荷重のパターンをシフトした当初は、この最大応力があたかも過荷重 (OL) であったかのように作用して、 da/dN が小さくなったものと思われる。この影響は、しばらくすると消えて、CA の推定値より若干低い、ほぼそれに沿って進展していることが解る。この部分の da/dN に関しては、さらに $\beta 3L$ の応力範囲の多くの部分が、母材の応力拡大係数範囲のしきい値 ΔK_{th} 以下になることも影響している。この関係については後述する。

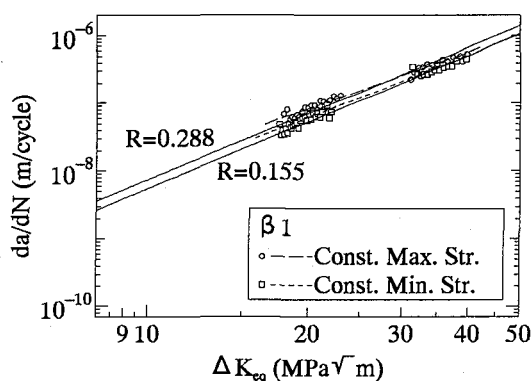


(a) Constant Minimum Stress (Specimen 1)

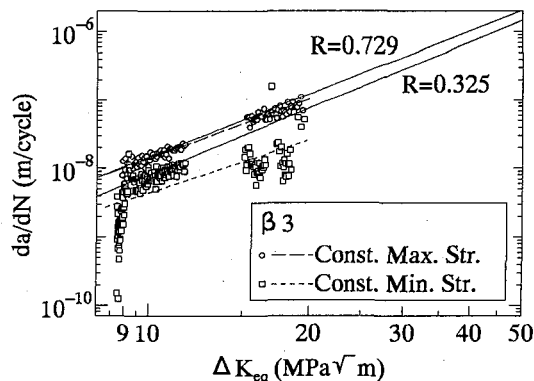


(b) Constant Maximum Stress (Specimen 2)

Fig. 6 da/dN versus ΔK relations under constant minimum stress and constant maximum stress



(a) $\beta 1$ loading pattern



(b) $\beta 3$ loading pattern

Fig. 7 da/dN versus ΔK relations under $\beta 1$ and $\beta 3$ loading patterns

また、き裂の大きい領域でも、 $\beta 3L$ は、 $\beta 1L$ からシフトした当初き裂進展が遅くなり、過荷重の作用した場合の挙動に似た da/dN を示した。前述したように、この計測の途中で、試験機が停止した。その後の da/dN でも過荷重載荷後に見られるような、 da/dN が低下した後に元に戻る挙動となっている。そのため、筆者らは、試験機の停止が過荷重の載荷によるものと判断し、その後のデータは、参考値と考えることにした。

最大応力を一定にして、そこから荷重が下がる方向で載荷した試験片2の結果をFig. 5(b)に示す。ここでは、 $\beta 1H$ の最大応力範囲は132.3MPa、 $\beta 3H$ の最大応力範囲は99.9MPaである。比較に用いたCAの da/dN の推定値と比較すると、最大応力一定で行った da/dN の結果は、ほぼそれに相当するCAの曲線に沿っていることが解る。

3.4 分布形が異なる場合の da/dN - ΔK の比較

これまでの疲労き裂進展挙動では、相当する R と等価応力範囲の場合のCAと比較してきた。ここでは、より一般的に、破壊力学で用いる da/dN - ΔK 関係で整理する。

まず、Fig. 6(a)では、最小応力一定の試験結果をまとめる。横軸はTable 2に示す $\Delta \sigma_{RMC}$ を用いて計算した応力

拡大係数範囲 ΔK_{eq} である。図中の実線は、相当するCAの da/dN の推定値である。また、変動応力による da/dN - ΔK の実験値の最小2乗法による推定線も波線と点線で示す。

Figure 6(a)で、 ΔK_{eq} の8~9MPa√mあたりのデータを見ると、疲労き裂進展速度が極端に小さくなっている部分がある。これは、前述したように、この $\beta 3L$ に入る前に載荷した $\beta 1L$ の最大値が152.3MPaであり、これが過荷重のように作用したのがその原因の一つである。また、 ΔK が9~12MPa√mあたりでもCAに比べて da/dN が低くなっている。 $\beta 3L$ ではかなり多くの応力が、母材の応力拡大係数のしきい値 ΔK_{th} を下回る。

ここでは、この母材の ΔK_{th} を推定し、どの程度の応力繰り返し数が ΔK_{th} を下回るかを推定する。一般に、母材の ΔK_{th} は、応力比 R の影響を受ける。金属材料技術研究所のデータによると、SM490Bクラスの構造用鋼材では、 $R=0.0$ で ΔK_{th} は、約9.0MPa√mである。溶接継手では、溶接残量応力の影響でき裂が常に開口する状態(closure-free)となり、 ΔK_{th} は約2.5MPa√mとなる。ここでは ΔK_{th} の概略値を推定するため、closure-freeの状態を $R=1.0$ と仮定して、 $R=0.0$ の間で直線内挿して所

Table 4 Probability of occurrence of below- ΔK_{th} cycles

	R	ΔK_{th} (MPa $\sqrt{m}$)	a^* (mm)	$\Delta\sigma_{th}$ (MPa $\sqrt{m}$)	$\Delta\sigma_{th}/\Delta\sigma_{max}$	Probability (%)
$\beta 1L$	0.155	8.0	10	44.5	0.335	0.1
			25	25.9	0.195	0.002
$\beta 1H$	0.288	7.1	10	39.5	0.297	0.04
			25	23.0	0.173	0
$\beta 3L$	0.325	6.9	15	30.7	0.231	49.4
			35	16.9	0.127	18.4
$\beta 3H$	0.729	4.3	15	19.2	0.144	23.2
			35	10.6	0.080	7.2

定のRに相当する ΔK_{th} を求めた。この結果を、Table 4に示す。ここでは、それぞれの変動応力パターンで、 da/dN を計測し始めたき裂の大きさに相当する ΔK の値を計算し、変動応力分布のどれだけが ΔK_{th} 以下になるかを示したものである。この表を見ると、最大応力範囲に近いところに分布の山がある $\beta 1L$ 、 $\beta 1H$ の分布では、ほとんどの応力繰り返しが ΔK_{th} 以上になっている。それに比べて、分布の山が最小応力範囲側にある $\beta 3L$ 、 $\beta 3H$ では、分布のかかなりの部分が ΔK_{th} 以下になっている。特に、 $\beta 3L$ のき裂が小さい領域では、約50%の繰り返し数が、 ΔK_{th} 以下になっている。これがFig. 8の ΔK が9~12 MPa $\sqrt{m}$ あたりで、き裂進展速度が小さくなっている原因である。この状況は、 $\beta 3L$ の2回目でも現れていて、相当するCAの場合より da/dN がかなり低くなっている。

最大応力範囲を一定にした試験片2の結果をFig. 6(b)に示す。この場合は、 $\beta 1H$ と $\beta 3H$ は、同じ傾向を示し、それぞれ相当するRのCAの da/dN に近い値となっている。従って、最大荷重一定の場合には、ほぼ等価応力範囲で表現した場合のCAの場合と近い値になる。強いて言えば、同じVAのパターンでは、 ΔK が大きくなると、 da/dN が少し小さくなる傾向が見える。 ΔK が大きくなると、変動応力分布の中の最大応力がき裂先端に大きな塑性域を形成するため、き裂の閉口が生じやすくなる。その分、CAの場合よりき裂進展が遅くなるのがその理由と思われる。

3.5 最小、最大応力一定の場合の比較

分布の山が最大応力範囲に近いところにある $\beta 1$ の試験で、最小応力一定と最大応力一定で試験した場合の結果を、Fig. 7(a)に示す。図を見ると、両者の差はそれほど大きくないが、最小応力一定の場合($\beta 1L$)の da/dN は、最大応力一定の場合($\beta 1H$)より小さくなっている。この差は、ほぼCAの応力比による差程度である。

これに比べて、分布の山が最小応力範囲に近いところにある $\beta 3$ の試験では、Fig. 7(b)に示すように、両者の差は大きい。まず、最大応力一定(153.0MPa)の $\beta 3H$ 場合、 $R=0.729$ のCAの場合に近い値となっているのに対して、最小値一定の $\beta 3L$ 場合は、それよりかなり低い。前述したように、その理由は、2つある。その1つは、载荷パターンの順序の問題で、 $\beta 3L$ の载荷の前に $\beta 1L$ があり、

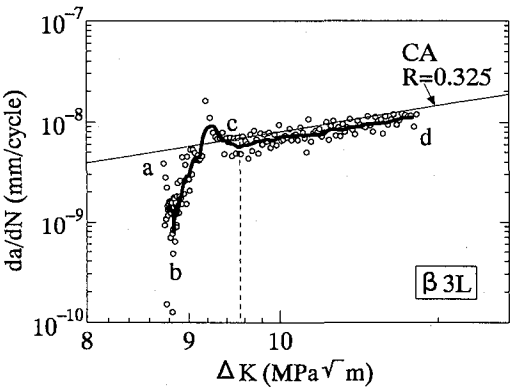


Fig. 8 Regression curves of fatigue crack growth behavior under $\beta 3L$ loading

その分布の中の最大応力が過荷重のような影響を与えたことである。もう1つは、 $\beta 3L$ の分布では、応力繰り返し数のかなりの部分が、き裂長さが小さいうちに ΔK_{th} より小さい ΔK をあたえ、疲労き裂進展に寄与しないことがあげられる。これについては、次節でさらに詳しく検討する。

4. 変動応力のパターンの影響

4.1 $\beta 3L$ の特徴

これまでの検討で、 $\beta 1H$ 、 $\beta 1L$ 、 $\beta 3H$ では、その da/dN は、その分布形の等価応力範囲(RMC)と応力比Rに相当するCAの da/dN で代表できることが解った。それら3つのパターンでは、Rの影響はあるものの、等価応力範囲(RMC)を代表値に選んでも良いと思われる。

しかしながら、分布の山が最小応力範囲側にシフトした分布形で、最小応力一定で試験した $\beta 3L$ は、 ΔK_{th} の影響や、それ以前に载荷された $\beta 1L$ 分布中の最大応力の影響を受けて、 da/dN がかなり小さくなっている。この $\beta 3L$ は、例えば単純プレートガーダ橋の主桁引張りフランジで、大型車を対象にした応力範囲頻度分布を計測すると求められるものである。橋梁の耐久性評価で重要と思われるので、さらに検討を加える。

4.2 ΔK の小さい領域の影響

前述したように、道路橋などでは、低応力範囲、長寿命域での疲労が問題となるため、 ΔK の小さい領域が重要になる。そこで、Fig. 8に $\beta 3L$ の試験結果の ΔK の小さい領域のデータを再度プロットする。この図では、き裂の進展に伴う da/dN の変化を太線で示す。これは、前後の測定点3点を加えて平均値をとったもので、3000回に1回き裂を測定することによる読みとり誤差を吸収したものである。

この図を見ると、a-b-cで示した部分は、前述したように、この前に載荷された $\beta 1L$ の中の最大値が $\beta 3L$ の応力より大きく、これまで過荷重の実験で観察されたき裂進展の遅延現象が生じている。さらに、遅延現象が終了した後も、c-dで示した部分のように、相当するCAの da/dN よりも小さいところにある。この部分は、 $\beta 3L$ の分布中の応力繰り返し数が、 ΔK_{th} を下回ることによって生じたものと思われる。 $\beta 3L$ では、Table 4に示すように、 $a=15\text{mm}$ のとき、49.4%の繰り返し数が ΔK_{th} 以下になる。低応力範囲長寿命域での疲労寿命推定では、 ΔK_{th} の影響を考慮すると、考慮しない場合より長寿命の推定となり、より精度の高い推定が可能と思われる。

4.3 変動応力の相互の干渉効果について

本実験では、変動応力の中で、応力が大きく変動する。この変動幅は、Table 1に示すように、応力範囲範囲の比で、 $\beta 1$ では約2.5倍、 $\beta 3$ ではそれ以上となっている。これまでの単一過荷重 (SOL)、周期過荷重 (POL)、および変動ブロック荷重 (BL) の実験からは、この比が大きいと、疲労き裂進展の遅延現象 (retardation) が顕著に起こることが解っている。ところが、今回の変動応力による実験結果は、同じRのCAの da/dN にほとんど一致している。このことは、変動応力の応力範囲相互の干渉効果は、ほとんど見られないことを意味している。この理由は、これまでのSOLからBLの実験では、応力が高→低と変化した後、低い応力範囲の繰り返しが続き、遅れて発生する疲労き裂進展速度の遅延現象 (delayed retardation) が現れる余裕があった。これに対して、変動応力の実験では、応力範囲の変化が頻繁に現れ、遅延現象が十分現れる余裕がなかったことによるものと思われる。

今回の実験では、注目する荷重パターンより以前に載荷された応力履歴の影響を大きく受けて da/dN の遅延現象が生じた。変動応力による疲労寿命の推定にあたっては、それ以前の応力履歴、特に高→低と変化する履歴に注意が必要である。

5. まとめ

本研究では、SM520B鋼のCCT試験片2体を用いて、 β 分布に従う変動応力を与えて、疲労き裂進展速度 da/dN を求めて比較した。疲労試験で与えた分布は、 β 分布の山が最大応力範囲側にある $\beta 1$ と、それが最小応力範囲側

にある $\beta 3$ 分布で、それぞれ最小応力一定 (20MPa) (L) と、最大応力一定 (153MPa) (H) の試験を行った。その結果を、同一の試験片で実施したこれまでの実験と対比しながら、変動応力による da/dN を評価した。得られた結果をまとめると以下ようになる。

- (1) CAによる実験値と比較するため、変動応力に対する応力比Rを定義した。本研究では、変動応力範囲から計算される等価応力範囲 (RMC) が、この分布を代表する応力範囲と考え、最小応力を最大応力で除することで、Rを求めた。最大応力、最小応力が変化する場合には、付録1にその方法を示した。
- (2) これまでの研究で、母材にCAが作用する場合の da/dN は、Rの影響を受けことが解っているので、それぞれの変動応力のRに対して、CAの da/dN を推定し、これと変動応力による da/dN とを比較することにした。
- (3) 変動応力による da/dN のデータは、同じRの場合のCAの da/dN と比較した。その結果、 $\beta 1L$ 、 $\beta 1H$ 、および $\beta 3H$ では、変動応力の da/dN は、おおむねそれに相当するCAの da/dN の推定値と同じ値を示した。しかしながら、分布の山が低応力範囲側において、最小応力一定で試験した $\beta 3L$ では、主に2つの原因で da/dN がそれに相当するCAの da/dN よりかなり低いものとなった。
- (4) その原因は、 $\beta 3L$ の前に試験した $\beta 1L$ の中の最大応力が152.3MPaであって、 $\beta 3L$ の最大値119.9MPaや等価応力範囲41.5MPaと比べても大きく、これが過荷重のように作用したことによる。さらに、 $\beta 3L$ がき裂の小さい領域 (例えば $a=15\text{mm}$) で作用した場合、50%程度の繰り返し数がこの母材の ΔK_{th} 以下になり、疲労き裂進展に寄与しないこともその原因である。
- (5) 従って、道路橋などで計測される $\beta 3L$ のような応力範囲の疲労寿命推定では、 ΔK_{th} の影響を考慮に入れて解析をする必要がある。
- (6) これまで実施してきたSOL、POL、BLなどの実験では、応力が高→低と変化した後に少し遅れて (delayed) 疲労き裂進展の遅延現象 (retardation) が顕著に生じた。これは、その後の低応力の繰り返しが十分あり、遅延現象が余裕があったためと思われる。今回実施した変動応力では、変動応力中の応力範囲相互の干渉効果は見られなかった。これは、変動応力がランダムに与えられるため、その中で高→低のパターンがあっても、き裂進展の遅延現象が遅れて発生する (delayed retardation) ため、それが支配的な要因にならなかったことによる。
- (7) 今回の実験では、それ以前の応力履歴の影響を顕著に受ける結果となり、低応力、長寿命側に疲労寿命推定ではこの点に注意を払う必要がある。

謝辞

本研究は、文部省科学研究費 (研究代表者：山田健太郎) の補助を受けて実施した。研究を遂行するにあたり、名城大学理工学部土木工学科教授の近藤明雅先生、程小

Table A1 Stress ratio calculated in three different ways

	β 1L	β 1H	β 3L	β 3H
定義1	0.155	0.288	0.325	0.729
定義2	0.163	0.311	0.414	0.775
定義3	0.157	0.349	0.330	0.794

Table A2 Constant C and m at various R levels

R	C	m	Test
0.0	1.892×10^{-12}	3.277	β 1L
0.155	2.984×10^{-12}	3.269	
0.220	3.572×10^{-12}	3.259	
0.288	4.173×10^{-12}	3.252	β 1H
0.325	4.641×10^{-12}	3.238	β 3L
0.729	1.201×10^{-11}	3.081	β 3H

華氏（前名大大学院、建設省土木研究所を経て、現Lehigh大学）からは、貴重な議論を賜った。ここに記して感謝の意を表します。

付録1 変動応力の応力比Rの与え方

変動応力が作用した場合には、応力範囲が変わるため、応力比Rを一義的に定義できない。そこで、ここでは、以下のような3種類のRの定義方法を考えた。

定義1：本研究では、疲労試験にあたり、最小応力一定、あるいは最大応力一定の実験を行った。そこで、本文で述べたように、等価応力範囲をあたかも変動応力を代表する応力範囲と考えて、式4、5を用いてRを定義した。

定義2：変動応力で下限値、上限値ともに変化する場合、それぞれの波形の応力比を計算し、その算術平均としてRが定義できる。

$$R_i = \frac{\sigma_{\min,i}}{\sigma_{\max,i}}, \quad R = \frac{\sum R_i}{\sum n_i} \tag{A1}$$

定義3：本研究のように、最小値、あるいは最大値が一定の場合、変動する側の応力の3乗平均をとって、最大応力、最小応力としてRを定義することもできる。

$$\sigma_{\max,RMC} = \left(\frac{\sum n_i \cdot (\sigma_{\max,i})^3}{\sum n_i} \right)^{1/3}, \quad R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max,RMC}} \tag{A2}$$

$$\sigma_{\min,RMC} = \left(\frac{\sum n_i \cdot (\sigma_{\min,i})^3}{\sum n_i} \right)^{1/3}, \quad R = \frac{\sigma_{\min,RMC}}{\sigma_{\max}} \tag{A3}$$

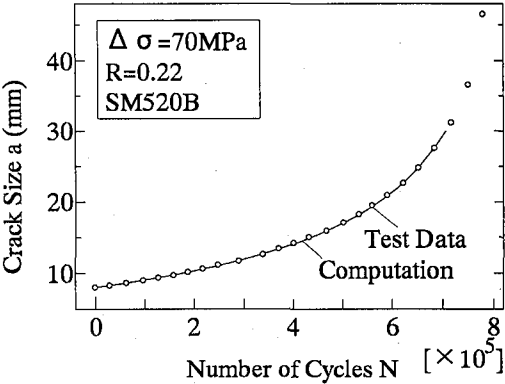


Fig. A1 Comparison between computation and test results for R=0.22 CA loading condition

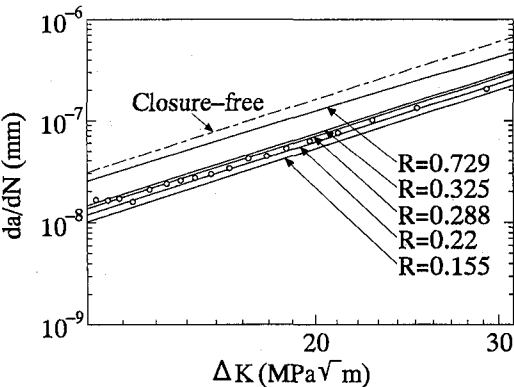


Fig. A2 Computed R-effect on crack growth behavior

本研究で用いた4種類の変動応力パターンのRをこの3種類の方法で計算した結果を、Table A1に示す。本文でも述べたように、3種類の方法は、いずれもよく似たRを与える。

付録2 定荷重下でのda/dNの評価

これまでの研究で、定荷重（CA）での疲労き裂進展速度da/dNは、き裂開閉の影響を受け、その結果応力比Rによって変わるda/dNが得られることが解った。そこで、変動応力のそれぞれについて、Rを求め、そのRに相当するCAでのda/dNを求めることにした。

付録1で述べたような定義で、変動応力のRを求めると、 β 1 Lで0.155、 β 1 Hで0.288、 β 3 Lで0.325、 β 3 Hで0.729となる。そこで、まずき裂開閉の影響を受けない（closure free）の基本的なda/dNを決め¹¹⁾、き裂開閉挙動を考慮した解析を行ってCAによるda/dNを求めた。この結果は、Fig. A1に示すように、以前に行った同じ材料のR=0.22のCAによるda/dNとよく一致した。そこで同様の解析を変動応力で定義したRについて行い、Fig. A2に示すように、比較に用いるCAのda/dNを求めた。なお、ここではda/dNの直線部分（ ΔK が約10MPa√mより大

きい範囲)を求め、式A4に示すパリス則で表現した。この式の係数CとmをTable A2に示す。

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad (A4)$$

参考文献

- 1) British Standard Institution: *Steel, Concrete and Composite Bridges, Part 10, Code of Practice for Fatigue*, BS5400, 1980.
- 2) ECCS, Technical Committee 6 - Fatigue: *Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures*, 1985.
- 3) American Association of State Highway and Transportation Officials: *Standard Specifications for Highway Bridges*, fourteenth version, 1989.
- 4) 日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針同解説、技報堂出版、1993.
- 5) Cheng, X. H. and Yamada, K.: Fatigue crack growth rate measurement of structural steel under overload conditions, *Structural Eng./Earthquake Eng.*, JSCE, Vol.11, No.1, pp.45-52, April, 1994.
- 6) Yamada, K., Cao, Q. L., Okuhara, Y. and Cheng, X. H.: Fatigue crack growth behavior of various structural steel after single and periodic overload, *Structural Eng./Earthquake Eng.*, JSCE, Vol.15, No.2, 191s-200s, July, 1998.
- 7) Yamada, K., Okado, N. and Cao Q. L.: Fatigue crack growth behavior under periodic overload and variable amplitude block loading, *Journal of Structural Engineering*, JSCE, Vol.44A, pp.1133-1140, Mar., 1998.
- 8) Newman, J. C., Jr.: A crack-closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading, *Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading*, ASTM STP 748, pp. 53-84, 1981.
- 9) 豊貞雅宏(研究代表者、九州大学工学部): 実動荷重下における疲労き裂伝播寿命推定法に関する研究、平成8年度科学研究費補助金研究成果報告書、平成9年3月。
- 10) 近藤明雅、山田健太郎: 変動荷重によるリブ十字溶接継手の長寿命疲労試験、構造工学論文集Vol.43A, pp.1171-1181, 1997.
- 11) Cheng, X. H.: Fatigue Life Evaluation of Welded Structural Members under Variable Amplitude Loadings, Doctoral Dissertation, Department of Civil Engineering, Nagoya University, Nagoya, Japan, p.93, June, 1994.

(1998年9月18日受付)