残留応力場における2段繰返し変動荷重下の 下限界近傍疲労き裂進展挙動†

城 野 政 弘* 菅 田 淳* 岩 橋 拓**

Near Threshold Fatigue Crack Growth Behavior under Repeated Two-step Loadings in Residual Stress Fields

by

Masahiro JONO*, Atsushi SUGETA* and Hiroshi IWAHASHI**

In order to make clear the effect of residual stress on fatigue crack growth behavior, fatigue crack growth tests under constant amplitude and repeated two-step loadings were carried out on SM50A steel in the near threshold region by using the specimens with or without longitudinal residual stress. The crack length and crack opening point were measured by the unloading elastic compliance method.

The results obtained are as follows.

(1) Under varying loadings, a fatigue crack was found to grow in the residual stress field even when the low level effective stress intensity range $(\Delta K_{eff})_L$ was less than $(\Delta K_{eff})_{th}$.

(2) However, the fatigue crack growth rate under low level load $(da/dn)_L^*$ was influenced by the number of cycles of low level load N_L . When N_L was rather large, the crack growth increment Δa_L became saturated and the averaged growth rate decreased.

(3) The modified Miner type linear accumulation law of crack growth in terms of ΔK_{eff} was confirmed to give a conservative estimation of near threshold fatigue crack growth rate under varying loadings even in the residual stress field.

Key words : Fatigue crack growth, Varying loading, Residual stress field, Estimation method of crack growth rate, Crack closure

1 緒 論

残留応力は多くの構造部材において溶接や切削などの製作過程に発生することは避け難く、この残留応力が疲労き裂進展挙動に多大な影響を及ぼすことはよく知られている。したがって構造部材の信頼性確保や余寿命評価を行うためには、残留応力場における疲労き裂進展挙動を明らかにする必要がある、多くの研究がなされてきている^{1)~10)}。残留応力の影響の定量的評価法としては、初期残留応力を用いて残留応力による応力拡大係数を解析し、重ね合わせの原理を適用して、残留応力の効果を応力比の変化として考慮する方法が提案されており、その有効性が確認されている^{1)~4)}。また残留応力の影響を直接受けと考えると考えられるき裂開閉挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を用いれば、残留応力の効果を説明できることも明らかにされている^{5)~8)}。

しかしながら、これらは一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動についてのものが多く、実機においてよくみられる変動荷重下のき裂進展挙動についての研究は少な

いようである⁹⁾。筆者らは前報において初期残留応力を持つ試験片を用いて、2段繰返しおよび定常ランダム変動荷重試験を行い、疲労き裂進展の中間速度領域 ($5 \times 10^{-9} \sim 5 \times 10^{-7} \text{m/cycle}$) では、残留応力場においても ΔK_{eff} がき裂進展速度の支配力学パラメータであること、および変動荷重下の疲労き裂進展速度が ΔK_{eff} を用いて一定振幅荷重試験の $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係から線形加算則で見積る速度推定法により評価できることなどを報告した。

一方、実機のき裂進展寿命はそのほとんどがき裂進展速度の遅い低 ΔK 領域で占められており、その重要性から、き裂進展の下限界値 ΔK_{th} 付近についても残留応力場における変動荷重下の疲労き裂進展挙動を明らかにする必要がある。

そこで本研究では、初期残留応力を持つ試験片を用いて一定振幅および2段繰返し変動荷重試験を下限界値 ΔK_{th} 近傍の K 値範囲を主にして行い、変動荷重下の下限界近傍疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響を調べるとともに、 ΔK_{eff} に基づく線形加算則の

† 原稿受理 昭和63年12月23日 Received Dec. 23, 1988

* 正会員 大阪大学工学部 吹田市山田丘, Department of Mechanical Engineering, Osaka University, Yamadaoka, Suita

** 学生会員 大阪大学大学院 吹田市山田丘, Graduate Student, Osaka University, Yamadaoka, Suita

考え方の下限界近傍領域への拡張を検討した。

2 供試材料および試験方法

供試材料は溶接構造用圧延鋼 SM50A で、その化学成分、機械的性質を Table I, II に示す。試験には Fig. 1 に示す中央き裂引張 (CCT) 試験片を用いた。

残留応力は本田らの方法⁽¹⁾を用い、400°C および 500°C で2時間保持した後、水で急冷することにより与えた。以下これをそれぞれ 400°C 水冷却材、500°C 水冷却材と呼ぶことにする。また残留応力は北川らが開発した磁化法による応力検出器⁽¹⁴⁾を用いて板幅方向に9点測定した。その初期残留応力分布の測定結果を最小自乗法の4次回帰曲線と共に Fig. 2 に示す。横軸は試験片中央からの距離 X 、縦軸は残留応力 σ_r である。

試験は、電気油圧サーボ疲労試験機により応力比 $R=-1$ 、繰返し速度 20 ~ 2 Hz の範囲で荷重制御下で行った。き裂長さおよびき裂開口点の測定は、クリップゲージにより試験片中央部開口変位を検出し、ミニコンピュータを用いた除荷弾性コンプライアンス法⁽¹⁵⁾により行った。

Table I. Chemical composition of material used (%).

	C	Mn	Si	P	S	Al
SM50A	0.14	1.24	0.37	0.016	0.008	0.037

Table II. Mechanical properties of material used.

	Yield point (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
SM50A	352	508	27

Fig. 1. Test specimen configuration.

3 試験結果および考察

3・1 一定振幅荷重試験結果

試験は 400°C、500°C 水冷却材の2種類の残留応力試験片と、比較のために無残留応力試験片を用いて、

Fig. 2. Initial residual stress distribution.

下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} を菊川らが提案している K 漸増法⁽¹⁶⁾により求め、引続き前段階荷重の影響を受けないように K 増加率を $(dK_{max} / da) / K_{max} = 0.15 \text{ mm}^{-1}$ とした K 漸増法にて行った。

Fig. 3 に 400°C および 500°C 水冷却材および無残留応力材の一定振幅荷重下のき裂進展速度 da/dn を応力拡大係数範囲 ΔK で整理した結果をそれぞれ Δ 、 $\diamond$ 、 $\circ$ 印で示す。図からわかるように残留応力場においては ΔK_{th} の低下と進展速度の ΔK に関する加速が認められ、疲労き裂進展挙動に対する引張残留応力の効果を見逃した場合の危険性が大きいことがわかる。

実測したき裂開口点 K_{op} を最大応力拡大係数 K_{max} で整理した結果を Fig. 4 に示す。なおき裂が全荷重範囲で開口し、荷重-引算変位ヒステリシス上に開口点が認められなかった場合には、図中の K_{min} 線の上にデータをプロットした。両水冷却材とも低い K_{max} 領

Fig. 3. Fatigue crack growth rate da/dn as a function of ΔK .

Fig. 4. Crack opening stress intensity K_{op} as a function of K_{max} .

Fig. 5. Relationship between actual stress ratio R' and crack opening ratio U under constant amplitude loadings (500°C water cooling).

域ではき裂は全荷重範囲で開口しており、き裂開口現象が現れるのは 400°C 水冷却材では $K_{max}=4 \text{ MPa m}^{1/2}$ 、500°C 水冷却材では $K_{max}=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ である。またその K_{op} の値は、全試験範囲で正の値を取る無残留応力材の場合と比べて非常に低くなり、見掛け上圧縮荷重においてもき裂が開口し、引張残留応力の影響が認められる。開口点の低下の程度は水冷却を行う際の保持温度が高いほど、すなわち初期残留応力が大きいほど大きい。

Fig. 5 にき裂進展に伴い残留応力によって誘起される応力拡大係数 K_r を用いて算出されるき裂先端での実効応力比 R' とき裂開口比 U との関係を 500°C 水冷却材について示す。ただし実効応力比 R' とは、

$$R' = (K_{min} + K_r) / (K_{max} + K_r) \quad (10)$$

で表され、また図中実線は前報で報告した無残留応力材の一定振幅荷重下 ($\Delta K = 6 \sim 20 \text{ MPa m}^{1/2}$) での $R-U$ 関係である。残留応力材の $R'-U$ 関係はほぼ無残留応力材の $R-U$ 関係に一致しており、実効応力比 R' によるき裂開口比 U の推定法の有効性が認められる。前報でも指摘した通り $R-U$ 関係が ΔK および K_{max} に依存して変化することは一般に認められているが、その影響が特に顕著に現れると考えられる低 ΔK 領域では、引張残留応力の影響により R' が比較

Fig. 6. Fatigue crack growth rate da/dn as a function of ΔK_{eff} .

的高い値となり、 U は常に 1 となるため、高 ΔK 領域で得られた $R-U$ 関係に $R'-U$ 関係が一致し、 ΔK 、 K_{max} 依存性を考慮する必要がなかったものと考えられる。

Fig. 6 は da/dn をき裂開口挙動を考慮した ΔK_{eff} で整理した結果である。400°C、500°C いずれの水冷却材の $da/dn-\Delta K_{eff}$ 関係も、中間進展速度領域からき裂進展の下限界 ($\Delta K_{eff})_{th}$ 付近までの広い領域で無残留応力材の $da/dn-\Delta K_{eff}$ 関係とよく一致している。

以上のことから、残留応力場においてもき裂進展の下限界領域から中間進展速度領域に至る広い範囲で有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} が疲労き裂進展挙動の支配力学パラメータであることが確認された。

3・2 2 段繰返し変動荷重試験結果

試験は Fig. 7 に示すような高、低両荷重レベルの負荷応力比が $R=-1$ の 2 段繰返し変動荷重波形により、頻度比、高、低レベル K 値を種々変化させて行った。高レベル K 値 ΔK_H を無残留応力材の ($\Delta K_{eff})_{th}$ 以上の値に設定し、低レベル K 値 ΔK_L を ($\Delta K_{eff})_{th}$ 以下の領域を含む広い範囲に変化させた。本研究で行った試験条件は Table III に示す通りである。なお、荷重-引算変位ヒステリシスの計測例は誌面の都合上省略するが、 ΔK_H が非常に高い場合に高レベル荷重下で一部き裂の閉口が認められたが、その他の条件ではき裂は高、低両レベルの全荷重範囲で開口していた。

Fig. 7. Repeated two-step loading pattern.

Table III. Test conditions and prediction ratio of crack growth rate.

N_H/N_L	ΔK_H MPam ^{1/2}	ΔK_L MPam ^{1/2}	$\lambda_{K,R}$	$\lambda_{K,R}$	$\lambda_{K,eff}$
1/100	5.18	2.59	∞	6.12	0.43
	6.25	3.13	∞	13.19	0.86
	7.76	3.88	∞	1.30	1.01
	8.93	4.46	573.09	1.06	1.02
	10.17	5.08	167.39	1.01	1.01
1/100	8.15	2.66	∞	4.42	0.69
	9.15	2.98	105.01	5.73	0.84
	11.89	3.85	63.96	1.49	1.11
	16.21	5.20	59.34	1.03	1.03
1/100	11.39	2.22	13.56	1.56	0.64
	11.74	2.99	32.00	4.00	0.95
	11.85	3.87	59.28	1.40	1.09
	13.33	4.72	70.54	1.04	1.04
10/100	5.19	2.69	∞	1.81	0.68
	5.74	3.12	∞	2.36	0.86
	7.61	4.04	∞	1.09	1.00
	9.72	5.11	33.80	0.96	0.96
	10.85	5.56	28.24	0.98	0.98
1/10	6.93	2.11	∞	2.30	1.24
	6.65	2.17	∞	2.17	1.16
	7.27	2.21	∞	2.53	1.26
	6.74	2.57	∞	2.63	1.08
1/30	5.03	1.54	∞	1.25	0.50
	4.93	1.80	∞	1.93	0.58
	5.32	2.23	∞	3.20	0.87
	5.23	2.90	∞	6.39	1.00
	5.26	3.67	∞	1.86	1.07
1/300	5.14	2.08	∞	3.65	0.12
	5.20	2.89	∞	26.16	0.45
	5.14	3.65	∞	1.27	0.69

Fig. 8, 9 に低レベル荷重下の疲労き裂進展速度 $(da/dn)^*$ を実測した $(\Delta K_{eff})_L$ に対して示す（本試験条件では、上述のように低レベル荷重下でき裂は全荷重範囲で開口しており、 $(\Delta K_{eff})_L = \Delta K_L$ となる.）。Fig. 8 は ΔK_H を各条件で固定し頻度比を変えた場合の結果で、Fig. 9 は N_L を 100 に固定して K 値レベル、 N_H を種々に変化させた場合の結果である。本実験で行った荷重レベルでは高、低各レベル下でのき裂進展量は微小であるためそれぞれを巨視的に分離して測定することは困難である。そこで、 $(da/dn)^*$ はき裂進展量に関する線形加算則を仮定して一定振幅試験結果を用いて次式により算出した。

$$(da/dn)^* = \left\{ (da/dn)_{HL} \times (N_H + N_L) - (da/dn)_{HL} \times N_H / N_L \right\}$$

ここで $(da/dn)_{HL}$ は変動波形 1 ブロックに対する実測された平均き裂進展速度であり、 $(da/dn)^*$ は高レベル荷重の $(\Delta K_{eff})_H$ に対する一定振幅荷重下の進展速度である。なお図中の実線は一定振幅荷重試験における

Fig. 8. Fatigue crack growth rate $(da/dn)^*$ under repeated two-step loading as a function of $(\Delta K_{eff})_L$ (1).

Fig. 9. Fatigue crack growth rate $(da/dn)^*$ under repeated two-step loadings as a function of $(\Delta K_{eff})_L$ (2).

$da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係である。この両図から、全ての試験条件において一定振幅荷重下の $(\Delta K_{eff})_{HL}$ 以下の ΔK_{eff} においても、頻度比によりその進展速度に差がみられるもののき裂の進展が認められており、残留応力場においても菊川らが報告しているように、変動荷重下では $(\Delta K_{eff})_{HL}$ が消失することが認められる。 $(da/dn)^* - (\Delta K_{eff})_L$ 関係は頻度比が 1/100 より大きく、 $(\Delta K_{eff})_L$ が 3 MPam^{1/2} 以上の試験条件においては、一定振幅荷重試験で得られた $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係を $(\Delta K_{eff})_{HL}$ 以下まで延長した直線上（図中破線）に位置している。しかしながら Fig. 8 にみられるように同一頻度比に対しても $(\Delta K_{eff})_L$ が小さくなると $(da/dn)^*$ は直線から離れ始め、その直線からの進展速度の低下の程度は $(\Delta K_{eff})_L$ が小さいほど大きくなっている。また頻度比が小さくなるにつれて直線から離れ始める $(\Delta K_{eff})_L$ 値は高くなり、 $(da/dn)^* - (\Delta K_{eff})_L$ 関係は下

Fig. 10. Fatigue crack growth increment in one loading block Δa_L as a function of number of cycles of low level load N_L .

方に位置し、上式で算出される平均き裂進展速度に頻度比、 $(\Delta K_{eff})_L$ のレベルの影響が現れていることがわかる。

このような低レベル荷重下の平均き裂進展速度への頻度比の影響について以下考察する。Fig. 10 は低レベル荷重 1 ブロック当りのき裂進展量 Δa_L を 3 種類の $(\Delta K_{eff})_L$ レベルについて低レベル荷重の繰返し数 N_L に対して両対数線図上にプロットした図である。図に示したいずれの $(\Delta K_{eff})_L$ 値レベルにおいても N_L が小さい場合には、 N_L の増加につれて Δa_L は傾き 45° の直線にしたがって比例的に増加しており、低レベル荷重下の全荷重サイクルでき裂が進展していることがわかる。またそのときの進展量は一定振幅荷重下の $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係を $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下に延長した直線上の進展速度を持つと考えた場合の進展量にほぼ一致する。しかしながら、 N_L がある大きさに達すると、それ以上 N_L が増えても Δa_L は増加せず、き裂進展の飽和現象が認められる。この結果として、平均き裂進展速度で整理した場合には、 N_L が増えるにしたがって平均進展速度は低下することになり、頻度比の進展速度に及ぼす影響が現われたものと考えられる。またこの進展の飽和サイクル数が $(\Delta K_{eff})_L = 2.2 \text{ MPam}^{1/2}$ の場合は約 30 cycle、 $(\Delta K_{eff})_L = 2.9 \text{ MPam}^{1/2}$ の場合は約 200 cycle、 $(\Delta K_{eff})_L = 3.7 \text{ MPam}^{1/2}$ の場合は 300 cycle 以上と $(\Delta K_{eff})_L$ が大きくなるにしたがって大きくなるため、平均き裂進展速度の低下の程度が ΔK_{eff} の大きさに依存したものである。また $N_L = 100$ の実験で、 $N_H = 1$ として ΔK_H を変化させても、 N_H を 10 に増加しても、Fig. 9 に見られるようにその結果は一致しており、 N_H 、 ΔK_H のレベルは飽和進展量にはあまり影響を与えないようである。

なお、菊川および著者の一人らは、無残留応力材を用いて同様の試験を行い、変動荷重下では $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下の ΔK_{eff} に対してもき裂が進展することを明らかにしているがその際、S35C 材の場合には、 $N_H/N_L = 40/40000$ と非常に頻度比が小さい場合にもこのようなき裂進展の飽和現象は認められないのに対して、A5083-0 材では $N_L = 4000$ 程度で低レベル荷重下のき裂進展量が飽和することを指摘した。また試験結果は省略するが、SM50A 材の無残留応力材の試験においても同様な飽和現象が認められた。以上のことより、このようなき裂進展の飽和現象は材質に依存する現象かと思われるが、その詳細については今後の研究課題としたい。

次にき裂進展速度推定法の定量的評価のため、実際のき裂進展量 Δa と各進展速度推定法により算出される予想き裂進展量 Δa^* の比で定義されるき裂進展速度比 λ によって実験結果の整理を行う。疲労き裂進展寿命推定法として以下に示す 3 通りの方法を考える。

(a) 負荷応力拡大係数範囲 ΔK と負荷応力比 R を用いて、無残留応力材の一定振幅荷重試験の $da/dn - \Delta K$ 関係からき裂進展量に関する線形加算則により求められるマイナ形の推定法 (以下 $\lambda_{K,R}$ と表す)。

(b) ΔK と実行応力比 R' を用いて、 $da/dn - \Delta K$ 関係から線形加算則により求められるマイナ形の推定法 (以下 $\lambda_{K,R'}$ と表す)。

(c) 実測した ΔK_{eff} を用いて一定振幅荷重下の $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係を下限条件 $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下まで延長した修正進展速度曲線から線形加算則により求められる修正マイナ形の推定法 (以下 $\lambda_{K_{eff}}$ と表す)。

それぞれの λ の算出結果を前出の Table III の右 3 欄に示す。 $\lambda_{K,R}$ は引張残留応力の効果とさらに変動荷重下におけるき裂進展下限条件 $(\Delta K_{eff})_{th}$ の消失を考慮に入れていないために、14 以上の大きな値を持つ。さらに、見掛け上高、低両荷重レベルとも ΔK_{th} 以下の場合でもき裂が進展するため、 ∞ となる場合もあり、引張残留応力の効果と荷重変動の影響を無視した場合の危険性が非常に大きいことを示している。実効応力比 R' を用いた $\lambda_{K,R'}$ は本試験結果のように、高・低両レベル荷重下でき裂が完全に開口するような場合には、本質的には残留応力の影響を考慮した ΔK_{eff} に関するマイナ形の進展速度推定法によるものと同じであり、 R' を用いることにより残留応力の効果は考慮されている。しかしながら、前述したような変動荷重下で認められる $(\Delta K_{eff})_{th}$ の消失を無視しているので $(\Delta K_{eff})_L$ が $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下となる試験条件においては 1 以上の危険側の値になっている。一方残留応力の効果、 $(\Delta K_{eff})_{th}$ の消失とともに考慮に入れた $\lambda_{K_{eff}}$ は、比較的頻繁に高レベル荷重が負荷されるよ

うな場合にはほぼ1の値を取るが、頻度比が小さくなり上述したき裂進展量の飽和が認められるようになると0.12まで低下する。以上のように一定振幅荷重下における $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係を $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下まで延長した修正進展速度曲線を用いた修正マイナ形の線形加算則によるき裂進展速度推定法は、本材のように低レベル荷重下での飽和が起りやすい材料では若干安全側過ぎる結果を与える場合もあるが、危険側の結果を与えることはなく有用であると考えられる。

4 結 論

初期残留応力を持つSM50A鋼の試験片を用いて、き裂進展の下限界近傍から中間進展速度領域にいたる広い範囲で一定振幅荷重試験、2段繰返し変動荷重試験を行い、変動荷重下の疲労き裂進展に及ぼす残留応力の影響を調べるとともに、疲労き裂進展速度推定法の検討を行った。得られた結果は次の通りである。

(1) 残留応力場においても、一定振幅荷重下におけるき裂進展の下限界条件 $(\Delta K_{eff})_{th}$ をはさむ2段繰返し変動荷重下では、 $(\Delta K_{eff})_{th}$ の消失が起り、き裂は $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下でも進展する。

(2) 低レベル荷重下の $(da/dn)^* - (\Delta K_{eff})_L$ 関係は、頻度比が大きく、 $(\Delta K_{eff})_L$ が比較的大きい試験条件では、一定振幅荷重試験で得られた $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係を $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下まで延長した直線上に位置する。しながら頻度比が小さいか、 $(\Delta K_{eff})_L$ が小さい条件では、低レベル荷重下でき裂進展量に関する飽和現象が生じ、平均き裂進展速度に頻度比の影響が現れ低下するようになる。

(3) 残留応力場においても、変動荷重下の疲労き裂進展速度は、実際のき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を用いて、一定振幅荷重試験の $da/dn - \Delta K_{eff}$ 関係を $(\Delta K_{eff})_{th}$ 以下まで延長した

修正進展速度曲線から線形加算則で見積る速度推定法により安全側の評価が可能である。

本実験の遂行に当たり当時大阪大学学生曾我賢征君(現 本田技研工業)の助力を得た。記して謝意を表する。

(昭和63年11月9日 第19回疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 本田和男, 鳥居太始之, 戸井詔彦, 元木克行, 材料, **31**, 908 (1982).
- 2) A. P. Parker, ASTM STP776, 13 (1982).
- 3) P. V. Nelson, ASTM STP776, 172 (1982).
- 4) 小林英男, 轟 章, 材料, **35**, 401 (1986).
- 5) 本田和男, 鳥居太始之, 戸井詔彦, 材料, **33**, 1513 (1984).
- 6) 橋内良雄, 日本機械学会論文集, A-50, 1811 (1984).
- 7) 橋内良雄, 材料, **32**, 304 (1983).
- 8) 大路清嗣, 久保司郎, 辻 昌宏, 小川秀樹, 桜田欣也, 日本機械学論文集, A-53, 1516 (1987).
- 9) A. Ohta, T. Konno and T. Nishijima, Eng. Fract. Mech., **21**, 521 (1985).
- 10) 城野政弘, 菅田 淳, 材料, **36**, 1071 (1987).
- 11) 菊川 真, 城野政弘, 三上省二, 材料, **31**, 483 (1982).
- 12) 菊川 真, 城野政弘, 近藤良之, 日本機械学会論文集, A-49, 278 (1983).
- 13) 城野政弘, 宋 智浩, 菅田 淳, 材料, **33**, 1179 (1984).
- 14) 北川 茂, 定池幹夫, 吉川嘉雄, 非破壊検査協会, 第15回応力, ひずみ測定シンポジウム前刷集 (1983).
- 15) 菊川 真, 城野政弘, 田中健一, 近藤良之, 田畑文夫, 村田洋一, 材料, **29**, 1240 (1980).
- 16) 菊川 真, 城野政弘, 近藤良之, 材料, **30**, 276 (1981).
- 17) 菊川 真, 城野政弘, 近藤良之, 材料, **27**, 1096 (1978).