疲労き裂伝ばに及ぼす応力 2 軸性の影響†

原 田 昭 治* 遠 藤 達 雄* 山 本 浩**

Assessment of Stress Biaxiality Effect on Fatigue Crack Growth Rate of a Low Carbon Steel Based on the Measurement of Crack Closure

by

Shoji HARADA*, Tatsuo ENDO* and Hiroshi YAMAMOTO**

To clarify the effect of stress biaxiality on the fatigue crack growth rate, biaxial (torsional) and uniaxial fatigue crack propagation tests were carried out on a mild carbon steel. The torsional fatigue tests were performed using the tubular specimens with an initial slit 45°-inclined to the specimen axis. The behavior of fatigue crack closure was measured in each test by means of an unloading elastic compliance method. In the biaxial fatigue, the crack growth rate was faster under pulsating loading than under fully reversed loading, when the results were compared by using a parameter of usual cyclic stress intensity factor range ΔK . This difference in crack growth rate disappeared when the data were characterized in terms of a parameter of effective cyclic stress intensity factor range ΔK_{eff} . Furthermore, it was found that the crack growth rate is faster under biaxial stressing than under uniaxial stressing.

キー・ワード：疲労き裂伝ば速度，応力 2 軸性，き裂閉口，有効応力拡大係数

1 緒 言

疲労き裂伝ばに関する研究は，破壊力学の援用により近年著しい進歩を遂げた．特に基本となる単軸（1 軸）応力下モード I のき裂伝ばについてはすでに膨大な資料が集積され，その取り扱い手法も今日ではほぼ確立されている．しかし，種々の複雑な組合せ荷重を受ける実用構造部材中に発生したき裂を想定した場合，その成長挙動は応力多軸性の影響により単軸応力下の場合と異なることも考えられる．

多軸または組合せ応力下の疲労き裂伝ばを考える際，一般的にはいわゆる混合モード下のき裂問題が議論の対象となる．ここでは簡単化のため，2 軸応力下のき裂問題に限定し，基本となるき裂面に平行に作用する繰返し応力のき裂伝ば速度に及ぼす影響について検討することにする．前報で述べたように，この種の¹⁾²⁾問題については静的応力負荷の場合も含めすでに多くの研究^{3)~18)}が行われている．しかし，応力 2 軸性のき裂伝ば速度に及ぼす影響については，相反する傾向の結果も含め多様な結果が報告されており，現在までのところ一般的な結論を得る段階にまで至っていないようである．

線形弾性破壊力学の知見によれば，無限遠方で様な 2 軸応力を受ける無限板中のき裂において，き裂面に平行に作用する様な応力はモード I 応力拡大係数 K_I に関与しない．しかし，き裂先端部に形成される塑性域寸法は応力 2 軸性の影響を受けて変化する．そ

れ故，応力 2 軸性のき裂伝ば速度に及ぼす影響の評価には，き裂先端部塑性域寸法またはそれと密接に関連するき裂開閉口挙動に注目した取り扱いが有力と考えられる．

著者らはこれまでにタフピッチ銅および S25C 炭素鋼を用いて 1 軸および 2 軸応力下の疲労き裂伝ば試験を行い，両材料とも 2 軸応力によるき裂伝ばの加速を示すことを明らかにした¹⁹⁾²⁰⁾．本研究では，このき裂伝ば加速要因をき裂開閉口挙動に着目して検討した．また一部破面観察も行い，加速要因について微視的観点からも考察を加えた．

2 実験材料および方法

供試材は前報と同様市販の庄延丸棒（S25C 炭素鋼，素材径 22 mm）である．素材の化学成分および機械的性質をそれぞれ Table I および Table II に示す．Fig. 1 に 1 軸応力下用試験片の形状を示す．板厚 5 mm の平板部中央の片側にマイクロカッターを用いて初期スリット（幅 0.5 mm，長さ 2 mm，先端半径 0.5 mm）を導入した．機械加工後，平板部をき裂観察用

Table I. Chemical composition of the material tested (wt%).

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.24	0.28	0.42	0.013	0.018	0.01	0.01	0.02

† 原稿受理 昭和61年7月16日 Received July 16, 1986

* 正 会 員 九州工業大学工学部 北九州市戸畑区仙水町, Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology, Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu

** (株)本田技術研究所朝霞東研究所 朝霞市, Honda Motors Company, Ltd., Asaka

Table II. Mechanical properties of the material tested.

S25C (annealed)		
Upper yield point	(MPa)	299
Lower yield point	(MPa)	268
Tensile strength	(MPa)	442
Elongation	(%)	35.8
Reduction of area	(%)	75.6

Fig. 1. Specimen geometry for uniaxial pulsating loading.

に紙やすりで #06 番まで仕上げ, さらに 650℃, 30 min の真空焼なましを施した. 疲労試験は電気油圧式サーボ試験機 (島津サーボベット Lab-5 型) を用い, 繰返し速度 20~25 Hz で実施した. また, 移動式顕微鏡を用いて一定の繰返し数ごとに両表面のき裂長さを測定し, それらの平均値でき裂長さを代表させた.

2 軸応力下の疲労試験は, Fig. 2 に示すような薄肉中空円筒試験片 (中央平行部外径 16 mm, 肉厚 1 mm) の繰返しねじりを利用して行った. 試験片中央部の主応力軸方向に, 放電加工により初期スリット (幅約 0.2 mm, 長さ 3 mm, 先端半径約 0.1 mm) を導入した. 試験片の表面仕上げおよび熱処理は 1 軸応力用試験片の場合と同様である. 疲労試験は曲げ-ねじり疲労試験機 (島津 TB-10 型, 最大容量 98 N·m) を用い, 繰返し速度 2 000 cpm で実施した. き裂長さの測定はレプリカ法を利用して行った. なお, 試験機の構造に起因する, き裂進展に伴う軸圧縮力発生による試験片の座屈を避けるため, レプリカ採取時に試験片取

Fig. 2. Specimen geometry for biaxial (torsional) loading.

り付け部片側のコッターを取りはずし, 横方向の拘束を解いた後再固定した. さらに, 1 軸および 2 軸応力下試験ともに試験片の取り付けには細心の注意を払った. すなわち, 各試験片に抵抗線ひずみゲージを貼付し, 初期曲げが最小 (曲げ応力が繰返し応力の約 3% 以下) となるように調整して試験片を取り付けた.

さて, 1 軸および 2 軸応力下の疲労き裂伝ば試験におけるき裂の開閉口の測定には, 菊川ら²¹⁾による除荷弾性コンプライアンス法を用いた.

3 実験結果および考察

3.1 巨視的き裂伝ば速度

1 軸応力下疲労試験は, 片振引張荷重条件下で, 最大引張応力 $\sigma_{\max}$ および応力比 R の組合せを $\sigma_{\max} = 80$ MPa, $R = 0.06$ および $\sigma_{\max} = 78$ MPa, $R = 0.10$ に選んで行った. 初期スリットの影響を除くため, スリット先端から発生したき裂が約 1 mm 成長した段階より有効値とみなして採用した. Fig. 3 にき裂伝ば速度 dl/dN と有効応力拡大係数幅 ΔK_{eff} ²²⁾ の関係を示す. ただし, K 値の算出には Brown の式を用いた. 2 軸応力比の場合とも $dl/dN \sim \Delta K_{\text{eff}}$ 関係は両対数線図上でほぼ 1 本の直線関係を満たしている. なお, ΔK_{eff} の小さい領域の結果に多少のばらつきが見られるが, き裂長さが短い場合のき裂開口点の測定精度が関与したものと考えられる.

Fig. 3. Crack propagation rate dl/dN versus ΔK_{eff} relation under uniaxial pulsating loading.

繰返しねじり方式の 2 軸応力下疲労試験は, ねじりの応力振幅 τ_a を ± 60 MPa に保った完全両振応力条件と最大応力 $\tau_{\max}$ が 75 MPa の完全片振応力条件下の場合について検討した. Fig. 4 にき裂伝ば速度 dl/dN (ただし, l : き裂の半長) と見かけ上の繰返し応力拡大係数幅 ΔK の関係を示す. ただし, K 値の算

Fig. 4. Crack propagation rate dl/dN versus ΔK or ΔK^* relation under biaxial loading.

出は Pook と Denton に従い次式で与えられる簡便式を用いて評価した。

$$\Delta K = \Delta \tau_n \sqrt{\pi l} \quad (\Delta \tau_n: \text{公称応力振幅})$$

図より明らかなように、両振応力下に比べて片振応力下の方がき裂伝ばは加速されている。なお、図中の破線は薄肉円筒試験片の曲率の影響を考慮して、前報と同様 Lekshminarayana と Murthy の解析結果を用いて K 値を補正した場合の結果である。

Fig. 5 は Fig. 4 における横軸 ΔK の代りに有効応力拡大係数幅 ΔK_{eff} を用いて整理し直したものである。図中の破線は Fig. 4 の場合と同様曲率の影響を考慮して ΔK_{eff} を補正した値 ΔK_{eff}^* を用いて評価した結果である。 ΔK_{eff} (または ΔK_{eff}^*) を用いて伝ば速度

Fig. 5. Assessment of the biaxial crack propagation rate using the parameter of effective stress intensity factor range ΔK_{eff} or ΔK_{eff}^* .

を評価した場合、 ΔK を用いて整理した際に認められた片振応力と両振応力条件下でのき裂伝ば速度にはほとんど差は認められず、両者はほぼ一致する。以上の結果より、応力条件の相違によるき裂伝ば速度の差異を統一的に解釈する上で、パラメータ ΔK_{eff} は有効であることが分る。これは、緒言でも述べた応力多軸性の影響の問題も含め、 ΔK_{eff} が応力条件によるき裂先端部に形成される塑性域寸法の相違を通じてき裂伝ば速度を規定するパラメータであることを反映しているのに他ならない。

Fig. 6 に 1 軸および 2 軸応力下でのき裂伝ば速度を ΔK_{eff} および ΔK_{eff}^* を用いて評価し、比較した結果を示す。同図より、2 軸の方が 1 軸よりき裂伝ばが速く、かつ伝ば速度曲線の直線こう配も大きい。このような 2 軸と 1 軸応力下との間に認められる伝ば速度差の傾向は、前報の結果および横堀らの結果と符合する。なお、直線こう配の相違について検討した研究例はほとんど見あたらないが、直線こう配が 2 軸 > 1 軸となる結果については、横堀らも同様な結果を報告している。

Fig. 6. Comparison of the crack propagation rate between the uniaxial and biaxial loadings.

3.2 破面形態

Fig. 7 (a), (b), (c) にそれぞれ 1 軸片振、2 軸両振および片振条件下での巨視的破面形態を示す。全般的特徴として、1 軸と 2 軸両振りの破面が比較的滑らかであるのに比べ、2 軸片振りの破面はやや凹凸状である。また 1 軸と 2 軸の間で比較しても、比較的明りょうな特徴の相違が認められる。1 軸の場合、巨視的き裂伝ば方向に対して直角方向に細いすじ状模様が観察されるのに対し、2 軸では、すじ状模様はき裂伝ば方向に沿っており、1 軸に比べ太い。さらに、2 軸下でも、

Direction of crack propagation

Fig. 7. Examples of macrofractographs.

Direction of crack propagation

Fig. 8. Examples of microfractographs observed at a position 3 mm ahead of the initial slit in each test.

すじ状模様は片振条件の方が両振りより太く、より明りょうである。Fig. 8 (a), (b), (c)にそれぞれ1軸および2軸条件下で、初期スリットの前方約3 mmの位置で観察した破面写真の例を示す。上述の巨視的破面上に見られた応力条件による凹凸の程度やすじ状模様の形態の相違がよく理解される。なお、破面上で観察される介在物の割合は2軸の方が1軸の場合より多かった。

1軸と2軸応力条件下の巨視的および微視的破面形態で確認される上述のような特徴の相違は、圧延材に特有の金属組織である繊維組織によって誘起されたものと考えられる。すなわち、1軸の場合、き裂は繊維組織を直角に切断する方向に伝ばするのに対し、2軸の場合にはき裂は繊維組織と 45° で交差する方向に伝ばする。著者の一人がこれまでに行った圧延鋼板や鍛造鋼板の疲労き裂伝ばに関する一連の研究結果によると、上述のように、き裂が繊維組織と直角または 45° で交差して伝ばする場合、伝ば速度および形態は交差角によって異なる。一般に繊維組織によって誘起され

る伝ば速度の異方性はあまり大きくはないが、 $4K$ の小さい領域で小さく、 $4K$ の増加とともに拡大する傾向を示す。図に見られた1軸と2軸の伝ば速度差の傾向にもこのような要因が関与したことが考えられる。なお、伝ば形態に関しても、たとえばFig. 7, 8に示した破面上に観察されるすじ状模様はき裂が繊維組織を横切る際に形成された段差と考えられ、段差は従来の結果より判断して、1軸（交差角 90° ）では伝ばの減速、2軸（交差角 45° ）では加速要因として作用したものと解釈される。さらに、2軸の両振りと片振りの間で見られたすじ状模様の特徴の相違も両条件におけるき裂伝ば速度差を誘起する要因の一つで、平行応力の影響によるものと考えられる。

前節の結果も併せて総合的に判断すると、本研究における1軸と2軸および2軸の片振りと両振りで認められる各き裂伝ば速度差は、主としてき裂開口等の力学的因子によって誘起され、付随的に繊維組織によってもたらされた伝ば速度および形態の異方性が関与したものと考えられる。

Fig. 9. Effects of stress biaxiality and cyclic loading condition on fatigue crack opening and closing behaviors¹⁹⁾.

3.3 考察

疲労き裂伝ばに及ぼす応力2軸性の影響がき裂先端部に形成される塑性域およびそれと密接に関係するき裂開閉挙動を通じて現れ、力学的条件で評価し得るという立場を前提として検討を進めているが³⁾、ここでは本研究の結果と他の研究例との関係について若干の検討を試みる。

Fig. 9 (a), (b)に小倉らによる¹⁹⁾²⁰⁾、2軸応力下疲労き裂開閉挙動の弾塑性 FEM シミュレーション解析結果を示す。ただし、解析ではき裂面平行応力は静的負荷応力が想定されている。片振引張りの場合 (Fig. 9 (b)), 平行応力はき裂開口比 U (一般には $\Delta K_{eff}/\Delta K$, Fig. 9 では $\Delta K_{eff}/K_{max}$) に影響を及ぼさないが、両振 (Fig. 9 (a)) 条件下では平行応力が圧縮の方が引張りに比べ U は大きい。すなわち、両振下では圧縮平行応力によるき裂伝ばの加速が予想される。さて、本研究の場合、負荷は Fig. 9 の表示に従えば、 $\sigma_1 = \pm 60$, $\sigma_2 = \mp 60$ (符号同順, 同位相, 両振り) および $\sigma_1 = 0 \sim +75$, $\sigma_2 = 0 \sim -75$ (片振り) である。負荷形式の相違により解析結果と直接比較できないが、Fig. 4, 5 に示した実験結果と併せて考えると、片振りにおける $0 \sim$ 圧縮の片振平行応力の作用により、 U が両振りに比べて大となり、き裂伝ばが見かけ上加速されたものと判断される。

田中・星出らは¹³⁾¹⁴⁾ SM41C 鋼を用い、十字型試験片を利用して検討を行っている。応力比 R を $0, -1, 2$ 軸比 η (き裂面平行応力と直角応力の比) を $-1, 0, 1$ と変えた際、伝ば速度は R と η の組合せによって変化し、 $R = -1, \eta = -1$ (本研究の2軸両振り) が最も速く、また $R = 0, \eta = -1$ (本研究の2軸片振り) で最も遅く本研究の結果と相反する結果となっている。また、北川・結城らも^{15)~18)} 応力2軸性の影響評価に関連して一連の系統的な研究を行っている。平行応力の影響はき裂長さや応力レベル、さらには材料や破壊機構によ

って異なることを明らかにし、結果を他の研究結果も含め、 $a \sim \sigma_{Lmax}/\sigma_{ys}$ (a : き裂半長, σ_{Lmax} : き裂面直角最大応力, σ_{ys} : 降伏応力) 関係を用いて分類整理し、平行応力の影響が現れるか否かを識別する方法を提案している。

以上応力2軸性の影響について、関連する一部の研究例を参照して議論したが、力学的因子のみでは説明できない側面もあり、問題は複雑である。非特異応力である平行応力の影響評価には、上述の議論から明らかなように、き裂先端部塑性域と関連して応力2軸性の影響を内包するパラメータ ΔK_{eff} や COD を用いた取り扱いが有力と考えられるが、破壊機構等の材料因子を考慮した総合的な角度からの検討が今後必要である。

4 結 言

疲労き裂伝ばに及ぼす応力2軸性の影響について検討するため、S45C 鋼を用い、繰返しねじり応力条件で両振りおよび片振りの2軸疲労試験を行った。また、比較のため、片振引張りの1軸疲労試験も実施した。疲労き裂伝ば速度をき裂開閉挙動に注目して評価し、以下の結果を得た。

- (1) 2軸応力下の場合、き裂伝ば速度を ΔK を用いて評価すると、片振りの方が両振りに比べき裂伝ばは見かけ上加速される。
- (2) (1)の結果をき裂開閉口を考慮し、 ΔK_{eff} を用いて整理すると両条件下でのき裂伝ば速度差は消失する。
- (3) 2軸と1軸応力下のき裂伝ば速度を比較すると、伝ば速度および伝ば速度曲線の直線こう配ともに2軸の方が大きい。
- (4) き裂伝ば方向と繊維組織の相対関係により破面形態は異なる。応力条件によるき裂伝ば速度差を論じる際には、平行応力による力学的効果とともに、組織によって誘起される伝ば速度および形態の異方性等の材料因子の影響を考慮する必要がある。

(昭和60年5月21日 日本材料学会第34期学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) 原田昭治, 大路清嗣, 小倉敬二, 材料, **31**, 14 (1982).
- 2) S. Harada and T. Endo, Memoirs of the Kyushu Institute of Technology., Engng., No.13, 11 (1983).
- 3) R.H. Christensen and M.B. Harman, ASTM STP 415, 5 (1967).
- 4) J.J. Kibler and R. Roberts, J. Engng for Industry, Trans. ASME., Ser. B., **92**, 727 (1970).
- 5) S.R. Joshi and J. Shewchuk, Exper. Mech., **10**, 529 (1970).
- 6) L.P. Pook and K. Denton, Int. J. Frac., **8**, 118 (1972).
- 7) S.Y. Zamrik and M.A. Shabara, J. Pressure Vessel Technology, Trans. ASME., Ser. J., **99**, 137 (1977).
- 8) C.D. Hopper and K.J. Miller, J. Strain Analysis., **12**, 137 (1977).
- 9) P.S. Leever, J.C. Radon and L.E. Culver, Int. J. Frac., **13**, 874 (1977).
- 10) P.S. Leever, L.E. Culver and J.C. Radon, Engng. Frac. Mech., **11**, 487 (1979).
- 11) S. Taira, K. Tanaka, S. Ogawa and M. Kan, Proc. 21st Japan Congress on Material Research, 50(1978).
- 12) S. Taira, K. Tanaka, M. Kan and A. Yamada, Proc. 22nd Japan Congress on Material Research, 130 (1979).
- 13) K. Tanaka, T. Hoshide, A. Yamada and S. Taira, Fatigue of Engng. Mater. Struct., **2**, 181 (1979).
- 14) T. Hoshide and K. Tanaka, Fatigue of Engng. Mater. Struct., **4**, 355 (1981).
- 15) 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, 角田義秋, 日本機械学会論文集, A-**45**, 707 (1979).
- 16) 結城良治, 北川英夫, 東郷敬一郎, 日本機械学会論文集, A-**47**, 981 (1981).
- 17) 結城良治, 北川英夫, 東郷敬一郎, 田辺正人, 材料, **33**, 1271 (1984).
- 18) 結城良治, 北川英夫, 東郷敬一郎, 田辺正人, 日本機械学会論文集, A-**51**, 2057 (1985).
- 19) K. Ogura, K. Ohji and Y. Ohkubo, Int. J. Frac., **10**, 609 (1974).
- 20) K. Ogura, K. Ohji and K. Honda, Proc. 4th Int. Conf. on Frac., Waterloo., **2**, 1035 (1977).
- 21) 菊川 真, 城野政弘, 田中健一, 高谷 勝, 材料, **25**, 91 (1976).
- 22) W.F. Brown and J.E. Strawley, Jr., ASTM Standard-410, 1 (1967).
- 23) H.V. Lakshminarayana and M.V.V. Murthy, Int. J. Frac., **12**, 547 (1976).
- 24) 横堀武夫, 高木清寿, 横堀寿光, 阿部 明, 日本機械学会講演論文集, No.780-13, 163 (1978).
- 25) 例えば, 原田昭治, 圧力技術, **20**, 210 (1982).