表面欠陥材の疲労下限界の R 曲線法による予測[†]

田 中 啓 介* 秋 庭 義 明**
森 田 和 博*** 脇 田 将 見****

Prediction of Fatigue Thresholds of Steels with Surface Defects

by

Keisuke TANAKA*, Yoshiaki AKIWIWA**, Kazuhiro MORITA*** and Masami WAKITA****

The resistance-curve (R-curve) method was used to assess the effect of the diameter of drilled holes on the fatigue threshold of a carbon steel (JIS S45C) and a spring steel (SUP190). The specimens of the carbon steel with various hole diameters were subjected to tension-compression fatigue tests, and those of the spring steel to rotating bending and torsional fatigue tests. The fatigue crack made near the fatigue thresholds of drill-holed specimens of the carbon steel was modeled by the ring crack around the equator of the semi-cubic hole or by the quarter-circle at the corner of the cylindrical hole. When the diameter of drill holes was $d = 0.05$ and 0.1mm , the experimental data of the fatigue threshold agreed well with the prediction obtained under the assumption of the propagation threshold of the ring crack. The assumption of the quarter-circle crack gave a better prediction for the diameters of $d = 0.3$ and 0.5mm . For the case of the spring steel, on the other hand, the threshold value predicted from the crack propagation was far below the experimental data. The critical value of the stress intensity factor for crack nucleation was determined in order to obtain a better agreement with the experimental data. The critical value thus determined was nearly double the threshold stress intensity range for crack propagation. The nucleation condition of fatigue cracks controlled the fatigue threshold of the spring steel.

Key words : Fatigue, Surface defects, Threshold, R-curve method, Fatigue crack growth, Fatigue crack initiation

1 緒 言

微小欠陥を有する金属材料の疲労限度の評価には、村上^{1)~5)}による $\sqrt{\text{area}}$ による手法が広く用いられており、材料のビッカース硬さが与えられると、欠陥寸法の代表値としての $\sqrt{\text{area}}$ によって、疲労限度が予測される。この手法は多くの欠陥および鉄鋼材料に対する実験結果を基に提案された実験法則であり利用しやすい手法であるが、微小欠陥からの疲労き裂の発生と進展を区別していないことなどから、疲労機構との関連は必ずしも明確でない。

田中・秋庭は欠陥からの疲労き裂の発生および進展限界を予測する手法として R 曲線法を提案した。⁶⁾ この手法により炭素鋼の引張圧縮あるいは曲げを受ける切欠き部材、^{7)~8)} さらに貫通円孔を有する薄肉円筒試験片を使用して引張圧縮、ねじり単独、および複合負荷の場合について R 曲線法が有効であることを示した。⁹⁾

本研究では、R 曲線の手法を表面にドリル孔を有した試験片の疲労限度の予測に適用する。材料として前報^{7)~9)}の研究で用いた炭素鋼 (JIS S45C) を使用し、ドリル孔を有する平板に引張圧縮荷重が負荷される場合について

検討する。さらに、ばね鋼 (JIS SUP190) に関しては、ドリル孔を有する丸棒の回転曲げおよびねじりの場合について検討する。実際のばねにおいては、ねじり荷重が負荷される場合が多いため、表面欠陥材のねじり疲労限度の評価が重要である。

2 き裂進展抵抗曲線法による疲労下限界の予測

2・1 き裂進展抵抗曲線法

これまでの研究^{6)~9)}において、き裂が停留するときの有効応力拡大係数範囲の下限界 ΔK_{effth} は、切欠き形状や応力振幅によらない材料定数であり、長いき裂に対する $\Delta K_{\text{effth}\infty}$ に等しいことを示した。次式に示すように、最大応力拡大係数の下限界値 K_{maxth} は、き裂進展下限界でのき裂の開口応力拡大係数 K_{opth} と $\Delta K_{\text{effth}\infty}$ の和で得られる。

$$K_{\text{maxth}} = K_{\text{opth}} + \Delta K_{\text{effth}\infty} \quad (1)$$

き裂長さに対する K_{maxth} の変化が得られれば、R 曲線法を基に疲労下限界と停留き裂長さを決定できる。

R 曲線法の概念図を Fig. 1 に示す。この図において、縦軸を K_{max} とした。R 曲線を実線で、また一定の応力振幅下において負荷される K_{max} 値を破線で描いた。疲労き裂発生下限界 σ_{w1} は、ステージ I き裂長さ c_1 において負

[†] 原稿受理 平成 19 年 3 月 22 日 Received Mar. 22, 2007 ©2008 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 名城大学理工学部機械システム工学科 〒468-5802 名古屋市天白区塩釜口, Dept. of Mech. Eng., Meijo Univ., Tenpaku-ku, Nagoya, 468-5802

** 正 会 員 名古屋大学大学院工学研究科機械理工学専攻 〒464-8603 名古屋市千種区不老町, Dept. of Mech. Sci. & Eng., Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

*** 学生会員 名古屋大学大学院工学研究科 〒464-8603 名古屋市千種区不老町, Graduate School, Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

**** 正 会 員 中央発條(株) 〒470-0225 愛知県西加茂郡三好町, Chuo Spring Co. Ltd., Nishikamo-gun, Aichi, 470-0225

Fig. 1 Resistance-curve method for predicting fatigue thresholds.

荷される $K_{\max}$ 値と ΔK_{effth} が等しくなるときの応力振幅である。疲労き裂破断下限界 σ_{w2} は、負荷される $K_{\max}$ 曲線が R 曲線に接するときの応力振幅である。 σ_{w1} と σ_{w2} の間の応力振幅において、R 曲線と負荷曲線の交点として停留き裂長さが決定される。複合荷重下においても、停留き裂はモード I のステージ II き裂であるので、多軸応力下での疲労下限界は、単に負荷される $K_{\max}$ 曲線を変えるだけで R 曲線法を基に計算できる。ここで、負荷曲線はき裂進展に対する駆動力を表す曲線である。

本研究で用いる炭素鋼 (JIS S45C) の場合、既報において疲労下限界特性は以下のように得られている。⁷⁾ 平均応力が零の両振りの場合、停留き裂長さ c_{np} に対する K_{opt} の変化は次式のようになる。

$$K_{\text{opt}} = 98.8 \sqrt{c_{np} - c_1} \quad (c_1 \leq c_{np} \leq c_2) \quad (2a)$$

$$K_{\text{opt}} = K_{\text{optth}} \quad (c_1 \leq c_{np}) \quad (2b)$$

ここで、 c_2 は $K_{\text{opt}} = K_{\text{optth}}$ となるときのき裂長さであり、 c_1 はき裂の発生長さで、長いき裂の有効応力拡大係数範囲 ΔK_{effth} と平滑材の疲労限度 σ_{w0} より次式で決まる。

$$c_1 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{\text{effth}}}{\alpha \sigma_{w0}} \right)^2 \quad (3)$$

ここで、 α はき裂の形状に依存する定数で、例えば平板の片側貫通き裂の場合には 1.1215 となる。また、炭素鋼では $K_{\text{maxth}} = 5.3 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ 、 $\Delta K_{\text{effth}} = 2.9 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ 、平滑材の疲労限度は $\sigma_{w0} = 223 \text{ MPa}$ である。

一方、ばね鋼 (JIS SUP190) の下限界近傍のき裂進展挙動の結果を付録に述べたが、長いき裂の下限界は $K_{\text{maxth}} = 3.2 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ であり、このときのき裂開口応力拡大係数は零で、 $3.2 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ が有効応力拡大係数範囲の下限界となる。つまり、 $K_{\text{opt}} = 0$ で R 曲線は Fig. 1 において水平線となる。このような材料に対するき裂進展抵抗曲線法の適用は従来検討されていない。

2・2 表面欠陥から発生したき裂の応力拡大係数

R 曲線法では、抵抗曲線は材料特有のものとされ、欠陥形状や負荷条件は負荷の応力拡大係数に反映される。そこで、Fig. 2 に示すようなドリル孔から進展したき裂について応力拡大係数を求める。き裂として Fig. 3

Fig. 2 Shape of drill hole.

に示すように (a) リングき裂と、(b) 4 分の 1 き裂の 2 つのモデルを考える。ここで (a) のリングき裂では、き裂がドリル穴を覆うように全周に渡って発生している場合を仮定しており、かつドリル穴を半球で置き換えている。一方、(b) の 4 分の 1 き裂はドリル穴の表面との交点 (Fig. 2 中の点 O) に発生したき裂をモデル化している。

リングき裂は、初期のドリル孔から周囲に渡ってき裂が進展している場合に対応するが、半球からリング状に発生したき裂の応力拡大係数で置き換える。このとき、球にリングき裂が存在するときの応力拡大係数で近似する。村上ら¹⁰⁾による体積力法 (BFM) による解は遠方応力を σ とし、次式で近似できる。

$$K = \sigma \sqrt{\pi c} \cdot F(c) \quad (4)$$

$$F'(c) = \frac{1.1215 \times 1.929 + 169.205(c/\rho) + (2/\pi) 290.52(c/\rho)^2}{1 + 72.1114(c/\rho) + 290.52(c/\rho)^2} \quad (5)$$

$$F(c) = 1.144 \cdot F'(c) \quad (6)$$

ここで、 $F'(c)$ は $c = 0$ で、 1.125×1.929 となるが、1.1215 は表面補正係数、 $1.929 = 27/14$ はボアソン比が 0.3 のときの球の応力集中率である。また、 $F'(c)$ は c が無限大になると、円盤き裂の補正係数 $2/\pi$ に近づく。表面の半円き裂の補正係数の数値解は Newman ら¹¹⁾によると 1.144 ($2/\pi$) である。そこで、表面でのき裂の応力拡大係数を求めるため、半円き裂の表面の補正係数と一致させるため 1.144 を乗じて、式 (6) の $F(c)$ を補正係数とする。

次に 4 分の 1 き裂の場合の補正係数は、Beretta ら¹²⁾と同様の重み関数法で求める。Fig. 3(b)において、y 方向 (Fig. 2 参照) の応力分布はないものとして、x 方向のみの応力分布を考慮する。き裂は 4 分の 1 円で、表面での応力拡大係数を求める。Fig. 2 のドリル孔に軸力およびせん断応力を負荷したときの弾性応力分布を有限要素法で求めた。この時のドリル孔の表面での応力集中率は軸力で 2.025 であり、せん断の場合で 2.398 であった。この値は Beretta ら¹²⁾の値に近い。き裂はドリル孔上の最大主応力が生じる位置に生じ、主応力に垂直に進展する

(a) Ring crack model (b) Quarter-circle crack model

Fig. 3 Fatigue crack models at thresholds.

ものとする。このときの、き裂面に垂直に作用する応力分布を Fig. 4 に示す。なお、縦軸の局所応力はドリル孔縁の最大応力で正規化した。この応力分布が Fig. 3(b) の 4 分の 1 き裂に作用するとして応力拡大係数を、白鳥ら¹³⁾の重み関数法で求める。応力分布を次の多項式で表す。

$$\sigma = \sum_{n=0}^3 A_n \cdot \eta^n \cdot \sigma_0 \quad (7)$$

ただし、 σ_0 は Fig. 4 で示す応力分布のき裂先端位置での応力、 $\eta = 1-x/c$ で c はドリル孔縁からのき裂長さである。このとき、対応する応力拡大係数は白鳥ら¹³⁾によって次式で求められている。

$$K = \sum_{n=0}^3 A_n \cdot K_n \quad (8)$$

ここで、 K_n は数値として与えられている。

最終的に、この手法で求めた応力拡大係数値の式 (4) における補正係数は次式で近似される。

$$F(c) = \frac{1.2373 \cdot (2/\pi) K_I + w_1 (c/\rho) + 1.2373 \cdot (2/\pi) w_2 (c/\rho)^2}{1 + w_3 (c/\rho) + w_2 (c/\rho)^2} \quad (9)$$

上式の係数は軸力およびねじりの場合について Table 1 に示す。上記の 1.2373 が白鳥ら¹³⁾による 4 分の 1 円の表面補正係数である。 $F(c)$ のき裂長さに対する変化を Fig. 5 に示す。

き裂発生時のき裂長さは式 (3) で与えられるが、平滑材の疲労限度におけるき裂は半円表面き裂と仮定する。このときの α は

$$a = (2/\pi) \times 1.144 = 0.728 \quad (10)$$

である。

3 実験方法

3・1 材料および試験片

材料は炭素鋼 (JIS S45C) とばね鋼 (JIS SUP190) である。炭素鋼は前報^{7)~9)}と同一材料で 850℃ 1h の焼鈍材である。降伏応力は 316MPa で、平滑材の疲労限度は 223MPa である。試験片は平行部の幅が 10mm で、厚さが 3mm の平板試験片で、中央に 50, 100, 300, 500 μ m のドリル孔を入れた後、エメリー紙による研磨後、電解研磨し、その後に 0.05 μ m のアルミナ研磨を行った。ド

Fig. 4 Stress distribution around drill hole.

Table 1 Coefficients for stress intensity factor of a quarter-circle crack.

	K_I	w_1	w_2	w_3
Uniaxial loading	2.02492	12.8936	28.8143	9.09344
Torsion	2.39767	7.23291	14.3852	6.15691

Fig. 5 Correction factor of stress intensity factor for a quarter-circle crack.

リル孔の深さは直径の半分である。疲労試験前に 923K 1h のひずみ取り焼鈍を行った。試験片のビッカース硬さは 166 である。

ばね鋼 (SUP190) の化学成分は C 0.47, Si 1.94, Mn 0.70, P 0.021, S 0.003, Ni 0.55, Cr 0.21, V 0.19 (mass%) である。試験片には、形状に仕上げた後に、直径 100, 250, 600 μ m のドリル孔を入れた。また、ドリル孔のない平滑材も製作した。試験片を製作後に、1223K 1h 保持後油焼き入れした後、698K で 1h の焼き戻しをした。熱処理後に 1 μ m のダイヤモンドペーストによりバフ研磨仕上げをし、疲労試験に供した。回転曲げ疲労試験片の試験部は直径 8mm の丸棒であり、ねじり疲労試験片は直径 6.2mm の丸棒である。また、試験片のビッカース硬さは 532 である。また、X 線で測定した残留応力は 20MPa 以下で非常に小さい。

3・2 疲労試験およびき裂の観察

炭素鋼の試験片には電気油圧サーボ疲労試験機を用いて引張圧縮の両振り繰返し荷重を負荷した。応力比 $R = -1$ で、周波数は 2 ~ 30Hz である。疲労試験は荷重一定で行った。繰返し数 10^6 でき裂が発生しない場合には、650℃ で 1h のひずみ取り焼鈍をして、荷重レベルを増加して疲労試験した。き裂の観察は移動式光学顕微鏡 (200 倍) で行った。

ばね鋼の回転曲げ疲労試験には小野式回転曲げ疲労試験機 (島津 7 型) を使用した。周波数は 60Hz である。また、ねじり試験には共振型の曲げねじり疲労試験機 (島津 TB10 型) を使用した。周波数は 33Hz である。疲労試験では破断繰返し数を測定し、 10^7 回を打ちきりとした。疲労試験後にき裂および破面の観察を光学顕微鏡および走査型電子顕微鏡で行った。

4 実験結果

4・1 炭素鋼の疲労強度

疲労試験の結果を Table 2 にまとめる。それぞれについて実測したドリル孔の直径と深さ、それから求められる $\sqrt{\text{area}}$ と負荷した応力振幅を示す。この試験条件で、 $N=10^7$ まで繰り返してき裂が認められなかった場合を No crack で示す。き裂進展速度が 10^{-11}m/cycle 以下の停留き裂が認められた場合を Nonprop. crack で示す。表中では一例について観察できたが、このときの停留き裂の表面での全長は円孔も含めて 0.21mm であった。また表中ではき裂が連続進展した場合を Fracture で記す。破断はいずれの場合もドリル孔が起点となった。ドリル孔の直径が大きくなると疲労限度は小さくなる。

4・2 ばね鋼の疲労強度

ばね鋼の場合の回転曲げ疲労試験の結果を Table 3 に、ねじり疲労試験の結果を Table 4 にまとめる。ばね鋼の場合には停留き裂は認められなかった。また、試験片の破断は回転曲げあるいはねじりにかかわらずドリル孔が起点となった。また、平滑材の曲げ疲労およびねじり疲

Table 2 Tension-compression fatigue data for carbon steel.

Notch diameter, d μm	Notch depth, h μm	$\sqrt{\text{area}}$ μm	Stress amplitude, σ_a (MPa)	Remark
50.6	26.6	31.2	200	No crack
50.6	26.6	31.2	220	Fracture
55.5	21.6	27.5	210	No crack
55.5	21.6	27.5	215	Fracture
100	88.0	85.8	150	No crack
100	88.0	85.8	170	No crack
100	88.0	85.8	190	Fracture
115	62.7	72.8	170	No crack
115	62.7	72.8	175	Nonprop. Crack
300	182	204	150	No crack
300	182	204	175	No crack
300	182	204	180	No crack
300	182	204	190	Fracture
500	250	298	163	No crack
500	250	298	173	Fracture

Table 3 Rotating bending fatigue data for spring steel.

Notch diameter, d μm	Notch depth, h μm	$\sqrt{\text{area}}$ μm	Stress amplitude, τ_a (MPa)	Remark
115	45.0	57.2	520	Not fracture
142	50.0	64.7	540	Fracture
145	46.0	60.3	550	Fracture
237	95.0	120	500	Not fracture
234	112	135	510	Not fracture
245	97.0	123	520	Fracture
241	98.0	123	540	Fracture
550	255	311	430	Not fracture
590	245	307	450	Fracture
550	285	336	480	Fracture

Table 4 Torsional fatigue data for spring steel.

Notch diameter, d μm	Notch depth, h μm	$\sqrt{\text{area}}$ μm	Stress amplitude, τ_a (MPa)	Remark
118	49.0	61.4	460	Not fracture
122	48.0	60.9	470	Not fracture
121	49.0	61.8	480	Fracture
119	53.0	65.3	500	Fracture
230	99.0	123	440	Not fracture
238	107	131	450	Fracture
268	86.0	113	460	Fracture
570	266	324	350	Not fracture
560	257	314	370	Not fracture
560	295	346	380	Fracture
575	255	314	400	Fracture

労限度は 750MPa , 510MPa である。平滑材およびドリル孔を有する試験片ともに、 10^7 で破断しなかった試験片にはドリル孔縁に停留き裂の存在は確認できなかった。

5 考察

5・1 炭素鋼の下限界の予測

ドリル径が 0.1mm の場合でリングき裂を仮定したときの R 曲線を Fig. 6 に示す。ここで、 $c_1=0.10\text{mm}$ で、 $c_2=0.65\text{mm}$ である。また、実線が R 曲線で、破線がそれぞれき裂発生限度 σ_{w1} , 破断限界 σ_{w2} に対応する。この間では停留き裂が認められる。同様の予測は 4 分の 1 円き裂を仮定した場合にも計算できる。

Fig. 7 には疲労限度とドリル径との関係を実験結果と比較した。ここで、(a) がリングき裂を仮定した場合で、(b) が 4 分の 1 円き裂を仮定した場合である。ドリル径が 0.05 , 0.1mm の場合にはリングき裂モデルによる予測が実験結果とよく一致しているが、 0.3 , 0.5mm の場合には 4 分の 1 円き裂の予測が実験結果とよく一致する。このことは、疲労限度に対応する応力での停留き裂が、ドリル径が小さいときにはリングき裂となるが、ドリル径が大きい場合には 4 分の 1 円き裂となることを示しているものと考えられる。この遷移は、材料に依存する発生き裂長さ c_1 とドリル径の相対的な大きさに依存するものと予想される。なお、停留き裂が認められたのは、円孔直径 $d=0.1\text{mm}$ の場合で、表面観察によると停留き裂は孔の左右の縁から認められ長さは、孔縁から 0.03 と 0.07mm であった。この値は Fig. 6 のリングき裂を仮定したときの予測したき裂の半長 0.15mm より短い。停留き裂長さは材料組織の影響が大きいと考えられ試験片数を多くした検討が必要である。

5・2 ばね鋼の下限界の予測

ばね鋼に対する長いき裂の下限界近傍の疲労き裂進展特性については付録で述べた。長いき裂の最大応力拡大係数の下限界値 $K_{\max th}$ は $3.2\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、また、き裂開口応力拡大係数は零であるので、有効応力拡大係数範囲の下限界値 $\Delta K_{\text{eff th}}$ も $3.2\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。 R 曲線はき裂発生からき裂長さに依存せず一定で、水平である。

Fig. 6 Resistance-curve method of carbon steel. The diameter of drill hole is $d=0.1\text{mm}$, and a ring crack is assumed.

Fig. 7 Relation between fatigue limit and hole diameter for carbon steel.

つまり、き裂が発生したら停留することなく破断することを意味する。

上記の下限界値を使用し、4分の1き裂モデルを用いてR曲線法により疲労限度を予測した結果をFig. 8中の破線で示す。予測値は実験結果よりかなり小さい。そこで逆に下限界応力拡大係数を仮定し、それから求められる疲労限度が実験結果と一致するようにして下限界値を決定した。ここでは、下限界値を仮定し回転曲げの疲労限度 $\sigma_{w0} = 750 \text{ MPa}$ より式(3)を用い c_1 を定めた。このようにして求めた下限界は $K_{\max th} = \Delta K_{\text{eff th}} = 5.8 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ で、 $c_1 = 0.031 \text{ mm}$ である。ある。Fig. 8に予測値を実線で示す。ここで、(a)は回転曲げの場合、(b)はねじり疲労の場合である。疲労限度の予測は回転曲げの場合にはやや低めであり、ねじりの場合にはやや高めとなるが、全体としてはほぼ一致している。

ここで、ばね鋼において、き裂発生に対応する下限界 $5.8 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ が、長いき裂の下限界 $3.2 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ より大きいことは興味深い。つぎに、上述してきたき裂の発生条件を、き裂の形成条件と形成されたき裂の進展開始条件に分けて、両材料における相違を検討する。

炭素鋼では、疲労き裂は c_1 の長さ(結晶粒径オーダー)で形成され、この形成されたき裂が結晶粒界などの障害を越えて進展を開始するかどうかによってき裂の発生が

Fig. 8 Relation between fatigue limit and hole diameter for spring steel.

判定される。き裂の形成条件は、き裂の進展開始条件より低く、かつき裂の進展開始限界条件は、長いき裂の下限界有効応力拡大係数範囲で与えられる。進展を開始したき裂が停留するのはき裂閉口の上昇に起因し、これをき裂進展抵抗曲線法で予測する。一方、ばね鋼では、き裂の形成条件が進展開始条件より厳しく、長さ c_1 のき裂が形成されると、そのき裂の応力拡大係数はすでに長いき裂の下限界値より大きく、形成されたき裂は進展を開始し、かつ停留することなく進展する。ばね鋼のように、き裂の形成条件で疲労限度が決まっている場合には、長いき裂の下限界値を用いた予測が適用できないことを意味する。

き裂の進展開始の下限界条件は、き裂先端からの転位の放出限界に対応する値と考えられるのに対して、き裂形成限界はすべり変形の不可逆成分の蓄積が行われその部分がき裂となる限界応力である。この形成条件を支配する応力は c_1 領域の平均的な応力であると考えられる。ここでは、き裂形成条件を表示するパラメータとして、応力拡大係数を用いた。ばね鋼では、 c_1 のき裂に対する下限界 $5.8 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ である。なお、き裂の形成条件が応力拡大係数で表示されるかどうかは現在明確でなく、き裂の発生の微視機構に関する今後の定量的な研究が必要である。

5・3 $\sqrt{area}$ 法との比較

村上は材料欠陥を有する材料の単軸応力下の疲労限度 σ_w (MPa) が次式で表されることを提案した。²⁾

$$\sigma_w = \frac{1.43(HV+120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (11)$$

ここで、 HV はビッカース硬さで、 $\sqrt{area}$ (μm) は欠陥の主応力面への投影面積である。また、ねじり疲労限度 τ_w (MPa) に対しては次式を提案した。⁴⁾

$$\tau_w = 0.8\sigma_w = \frac{1.14(HV+120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (12)$$

本実験結果と上式との比較を Fig. 9 示す。ここで、(a) は炭素鋼、(b) はばね鋼の場合である。炭素鋼の場合、村上による予測は $\sqrt{area}$ が小さい領域でやや高めである。一方、ばね鋼の場合、予測はやや低めとなっている。特に、ねじり場合には低めの予測となっている。

$\sqrt{area}$ 法による予測に必要な材料定数は HV のみであり、簡便で非常に使いやすく有用な方法であることには疑いの余地がない。本研究で提案する R 曲線法は、長いき裂の下限界値と平滑材の疲労限度が必要であるが、き裂の進展機構に基づいている予測で、疲労き裂発生、き裂進展限界、停留き裂長さが予測できる利点がある。本研究では、炭素鋼の表面欠陥材に関しては有効であるこ

(a) Carbon steel. (S45C)

(b) Spring steel (SUP190)

Fig. 9 Fatigue limit as a function of $\sqrt{area}$.

とが確かめられたが、ばね鋼に関しては修正が必要である。ばね鋼に対してはき裂の形成条件のみで疲労限度が決まっており、この予測に使用するき裂形成の下限界値は長いき裂の進展下限界値より大きい値である。

6 結 言

炭素鋼およびばね鋼の疲労限度に及ぼすドリル孔の影響を R 曲線法による予測値と実験結果を比較した。炭素鋼に対しては引張圧縮疲労を、またばね鋼に対しては、回転曲げ疲労およびねじり疲労を行った。得られた結果をまとめると次のようになる。

(1) ドリル孔から発生するき裂のモデルとして半球からのリングき裂および応力集中部の角にできる 4 分の 1 き裂に対して、応力拡大係数の近似式を求めて、 R 曲線法のき裂進展抵抗曲線を求めた。

(2) 炭素鋼の長いき裂の下限界値より R 曲線を求めて予測したき裂の発生限度（形成き裂の進展開始限度）、およびき裂進展限界を実験結果と比較した結果、ドリル径が 0.05, 0.1mm の場合にはリングき裂モデル、0.3, 0.5mm の場合には 4 分の 1 き裂のモデルによる予測が実験結果とよく一致する。

(3) ばね鋼においては長いき裂の下限界値から予測したねじりおよび回転曲げ疲労限度は、実験結果より低い値を与えた。ばね鋼の疲労限度は、き裂発生限度（き裂の形成限度）に対応する応力拡大係数が一定の条件で予測することが可能である。この場合のき裂発生（き裂形成）に対応する応力拡大係数の下限界値は、長いき裂に対する進展下限界値より大きい。

付録 ばね鋼の下限界近傍の疲労き裂進展挙動

ばね鋼の片側切欠き材を使用して疲労き裂進展試験を行った。板幅 12mm、板の長さ 70mm、板厚 2mm の平板に深さ 2mm の片側切欠きを放電加工した。切欠き底からの疲労き裂進展試験を行った。切欠きの開口変位をクリップゲージ式変位計（島津ダイナストレイン）で計測し、開口変位と荷重のコンプライアンスからき裂長さ

Fig. 10 Relation between crack propagation rate and stress intensity factor for spring steel.

を自動的に算出した。これをもとに応力拡大係数 K の減少試験を自動で行い、その後に荷重一定で K 上昇試験をした。応力比は $R = -1$ である。下限界近傍の K の減少率は漸減率 $(1/K)(dK/da) = -0.074\text{mm}^{-1}$ である。

き裂進展速度と最大応力拡大係数との関係を Fig. 10 に示す。また、下限界値は $K_{\max th} = 3.2\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。また、下限界での荷重とひずみゲージの関係を Fig. 11(a)に、除荷コンプライアンスを引き去った後の関係を Fig. 11(b)に示す。き裂開口応力はほぼ零である。また、応力拡大係数が高い領域でもほぼ零であった。このことから下限界の有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{\text{eff th}}$ も $3.2\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。

参 考 文 献

- 1) Y. Murakami and T. Endo, "Effects of small defects on fatigue strength of metals", Int. J. Fatigue, Vol.2, pp.23-30 (1980).
- 2) Y. Murakami, "Metal fatigue : Effects of small defects and nonmetallic inclusions" (1993) Yokendo Ltd..
- 3) Y. Murakami and T. Endo, "Effects of defects, nonmetallic inclusions and inhomogeneities on fatigue strength", Int. J. Fatigue, Vol.16, pp.163-182 (1994).
- 4) Y. Murakami, K. Takahashi, M. Takada and T. Toriyama, "Quantitative evaluation of effect of artificial small defects on torsional fatigue strength", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.64, No.618, pp.271-277 (1998).
- 5) M. Endo, "Effect of small defects on the fatigue strength of steel and ductile iron under combined axial/torsional loading", Small Fatigue Cracks : Mechanics, Mechanisms and Applications, Edited by Ravichandran et al. pp.375-3387 (1999) Elsevier Science Ltd..
- 6) K. Tanaka and Y. Akiniwa, "Resistance-curve method for predicting propagation threshold of short fatigue cracks at notches", Engng Fract. Mech., Vol.30, pp.863-876 (1988).
- 7) Y. Akiniwa, K. Tanaka and L. Zhang, "Prediction of notch fatigue threshold based on R-curve method", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.62, No.594, pp.356-362 (1996).
- 8) Y. Akiniwa and K. Tanaka, "Prediction of fatigue limits of engineering components containing small defects", ASTM STP 1372, pp.304-318 (2000).
- 9) K. Tanaka, Y. Akiniwa, K. Morita and S. Wakita, "Resistance-curve method for predicting fatigue thresholds in holed specimens under combined torsional-axial loadings", transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.72, No.720, pp.1137-1144 (2006).
- 10) Y. Murakami, T. Norikura and T. Yasuda, "Stress intensity factors for a penny-shaped crack emanating from an ellipsoidal cavity", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.48, No.436, pp.1558-1565 (1982).
- 11) J. C. Newman, Jr. and I. S. Raju, "Stress intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies", NASA Technical Memorandum 83200, 1-49 (1981).
- 12) S. Beretta and Y. Murakami, "SIF and threshold for small cracks at small notches under torsion", Fatigue Fract. Engng Mater. Struct., Vol.23, pp.97-104 (2000).
- 13) M. Shiratori, T. Miyoshi and K. Tanikawa, "Analysis of stress intensity factors for surface cracks subjected to arbitrarily distributed surface stresses (2nd Report, analysis and application of influence coefficients for flat plates with a semielliptical surface crack)", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.52, No.474, pp.390-398 (1986).

(a) Relation between load and displacement.

(b) Relation between load and modified displacement.

Fig. 11 Unloading compliance method for determining crack opening point.