人工欠陥を有する高強度鋼の片振りねじり疲労特性*

早川 守**, 寺本真也**, 小澤修司**, 根石 豊**, 牧野泰三**

Fatigue Property of High Strength Steel with Artificial Defects under Cyclic Torsion with a Shear Stress Ratio of 0.1

Mamoru HAYAKAWA, Shinya TERAMOTO, Shuji KOZAWA,
Yutaka NEISHI, and Taizo MAKINO

In this paper, torsional fatigue tests of high strength spring steel were conducted for bar-shaped specimens with artificial small defects of various sizes at a stress ratio of $R=0.1$. The shear fatigue limit decreased with the increase in defect size. The relationship between fatigue limit and the square root of the projected area of the defect $\sqrt{area}$ was evaluated. The relationship was defined by El Haddad's short crack correlation substituting an intrinsic defect size $\sqrt{area_0}$ for an intrinsic crack depth. The relationship was characterized by the approximate formulation using the $\sqrt{area_0}$ parameter; thus, the fatigue limit with a small defect can be accurately estimated by the $\sqrt{area_0}$ parameter.

Keywords : Torsional Fatigue, Defect Size, Fatigue Limit Estimation, El Haddad's Short Crack Correlation

1. 緒 言

機械要素部品として用いられるコイルばねは引張や圧縮の変位を受ける。この時、コイルばねの素線にはねじりが作用する。引張/圧縮コイルばねにはそれぞれ引張/圧縮方向にのみ繰返し変形が作用するので、素線には片振りの繰返しねじりが負荷される。この繰返しねじり負荷が駆動力となり、表面部に生じる線間接触傷、腐食によるピット、鋼材内部に存在する介在物といった、微小欠陥が起点となる疲労破壊を引き起こされる¹⁾。このため、微小欠陥が疲労強度に及ぼす影響が、ばねの設計において重要視されている。

微小欠陥起点のねじり疲労破壊のクライテリアとして、式(1)～(3)が提案されている²⁾。

$$\tau_w = \frac{0.93(HV+120)}{F(b/a)\sqrt{area}^{1/6}} \cdot \left\{ \frac{1-R}{2} \right\}^\alpha \quad (1)$$

$$F(b/a) = 0.095 + 2.11(b/a) - 2.26(b/a)^2 + 1.09(b/a)^3 - 0.196(b/a)^4 \quad (2)$$

$$\alpha = 0.226 + HV \times 10^{-4} \quad (3)$$

ここで、 τ_w はせん断疲労限度[MPa]、 HV は母材のビッカース硬さ、 $\sqrt{area}$ は最大主応力方向に投影した欠陥寸法の面

積の平方根[μm]、 F は応力特異場の形状補正係数で表面欠陥のアスペクト比 b/a の関数である。この予測式は、簡単に疲労限度を見積もることができるため、コイルばねの疲労強度設計に広く適用可能である。

また、疲労強度に及ぼす微小欠陥寸法の影響について、Haddadらの提唱した潜在き裂長さによるモデル化がなされている^{3),4)}。これは平滑材には材料組織固有の潜在き裂が存在すると仮定したモデルである。この潜在き裂の物理的な意味については不明確であるものの、実験事実を良く整理でき、曲げや軸力負荷に対しては材料特性を定量的に評価できる長所がある。しかし、式(1)のモデル、Haddadらのモデルのいずれも主に回転曲げ疲労試験の結果を基に回帰して構築された経験式であり^{2),3),5)~7)}、微小欠陥を有する高強度鋼を対象とした片振りせん断繰返し負荷条件への適用には議論の余地があり、実験的検証が必要である。

本研究では、高強度鋼のねじり疲労限度に及ぼす欠陥寸法の影響を明らかにすることを目標に、丸棒表面に異なる寸法の人工微小欠陥を導入した試験片を用いて、片振りねじり疲労試験を実施した。疲労試験後の破面SEM観察から欠陥寸法を測定し、欠陥寸法と疲労限度の関係を評価した。さらに、き裂長さを欠陥寸法投影面積に修正したHaddadらのモデルを用いて、試験結果を整理した。

原稿受付日 2017年10月23日

* 日本ばね学会2016年度秋季講演会

** 新日鐵住金株式会社NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL CORP.

2. 試験方法

2.1 供試材

供試材には、ばね用鋼SAE9254にバナジウム(V)を添加した $\phi 4\text{mm}$ の線材を用いた。この供試材を調質処理することによって、焼戻しマルテンサイト組織とし、Table 1の機械的性質を得た。

Table 1 Mechanical properties of tested material.

Tensile strength [MPa]	Yield stress [MPa]	Elongation[%]	HV
2076	1804	24.8	590

2.2 試験片

試験片は丸棒形状であり、評点部に異なる寸法の人工欠陥を導入したものをを用いた。試験片形状をFig. 1に示す。試験片は概寸 $\phi 3.5 \times \text{L}60\text{mm}$ の丸棒形状で評点部断面径は $\phi 2.3\text{mm}$ である。この試験片を、調質処理した $\phi 4\text{mm}$ の線材から直接採取し、試験片評点部をダイヤモンドバフ#3000まで研磨後に、ドリル加工で異なる寸法の微小穴をあけ、人工欠陥とした。代表的な穴加工の様子をFig. 2に、微小穴の狙い寸法をTable 2に示す。

Fig. 1 Shape and dimension of specimen.

Fig. 2 Image of artificial surface defects.

2.3 試験条件、評価法

Fig. 1に示した試験片を用いて片振りねじり疲労試験を行った。試験機には自製の小型ねじり疲労試験機を用いた。ねじり疲労試験機の形状と概要をFig. 3に示す。この試験機はフレーム、モーター((株)NSK製、M-PS1006KN002)、トルクセル((株)昭和測器製、TP-1000NCR)、A/Dボード、ファンクションジェネレータ、制御PCで構成されている。制御PCにはLabView®で自作した専用プログラムが導入されており、トルク振幅と平均トルクが一定となるようにモーターの回転角を制御することが可能である。このため、応力比の異なるトルク制御のねじり疲労試験が可能である。また、フレームは軸方向のスライドガイドを有しており、試験片には軸力が生じず、純せん断応力が負荷できる構造である。

疲労試験はトルク制御で行った。せん断応力比 $R=0.1$ 、入力波形は正弦波とし、周波数10~20Hz、打ち切り繰返し数は 10^7 回とした。試験結果を、評点部外表面で発生する最大せん断応力振幅 τ_a と破断繰返し数 N_f で整理し、疲労限度を求めた。破面を側面および破面垂直方向からSEMで観察し、人工欠陥の寸法を測定した。

(a) View of self-made torsion fatigue tester

(b) Scheme of torsion fatigue tester

Fig. 3 Scheme of torsional fatigue tester.

Table 2 Dimension of artificial surface defects.

Mark	Diameter $2a$ [μm]	Depth b [μm]	Defect size $\sqrt{area}$ [μm]	Aspect ratio b/a
Smooth specimen	-	-	-	-
$\phi 30 \mu\text{m}$	30	30	26.6	2.00
$\phi 45 \mu\text{m}$	45	30	32.6	1.33
$\phi 80 \mu\text{m}$	80	32	44.8	0.80
$\phi 150 \mu\text{m}$	150	60	84.1	0.80

3. 試験結果

S-N線図をFig. 4に示す. 疲労破壊はその多くが 10^5 回未満の繰返し数で発生した. 平滑材のプロットを見ると, 疲労限度近傍で破断寿命にばらつきが生じ, 同応力条件でも 10^6 回程度で破断する試験片もあれば, 10^7 回まで未破断の試験片もあった. 各欠陥寸法における疲労限度と最大応力をTable 3に示す. 人工欠陥の寸法が大きくなるに従い, 疲労限度が低下する傾向を示した. 疲労試験後の破面SEM観察結果をFig. 5に示す. Fig. 5 (a)の平滑材では軸方向に微小き裂が発生し, それが 45° 方向に屈曲し, その後 90° 方向に進展方向を変え, 最終破断に至った. 起点部には介在物等の欠陥は検出されなかった. 一方, 人工欠陥を起点に破断した試験片では, Fig. 5(b)~(e)に示すようにすべて 45° 方向にき裂進展していた. これは, 最大主応力方向に垂直な面であるので, SEM観察より測定された人工欠陥の幅と深さを有する半楕円形状の欠陥であるとみなし, 主応力面の投影欠陥寸法 $\sqrt{\text{area}}$ を求めた. また, 人工欠陥が $\phi 30\mu\text{m}$ の試験片は, Fig. 5(b)の例を除き, 人工欠陥以外を破壊起点としており, 平滑材と同様の破壊形態を示した. この結果, 人工欠陥が $\phi 30\mu\text{m}$ の試験片の疲労限度は平滑材よりも高くなったため, 平滑材と同じとみなした. なお, 10^7 回の疲労試験後未破断であった試験片において人工欠陥周辺を観察したが, き裂は観察されなかった.

Fig. 4 S-N curves (torsional fatigue with artificial defects).

Table 3 Torsional fatigue limits with different artificial defect sizes ($R=0.1$).

Mark	Fatigue limit, 10^7 cycle τ_w [MPa]	Maximum stress at fatigue limit $\tau_{\max}$ [MPa]
Smooth specimen	585	1300
$\phi 30\mu\text{m}$	585	1300
$\phi 45\mu\text{m}$	523	1163
$\phi 80\mu\text{m}$	518	1150
$\phi 150\mu\text{m}$	450	1000

Fig. 5 SEM images of origin of fatigue crack in surface views of specimens and on fracture surfaces.

4. 考 察

4.1 欠陥寸法と疲労限度の関係の評価式の構築

Cristea et al. は, Haddadの式を修正した式(4)を用いて, 欠陥寸法と片振り曲げ疲労限度の関係を精度良く表現した⁸⁾.

$$\sigma_w = \sigma_{w0} \sqrt{\frac{\sqrt{area_0}}{\sqrt{area} + \sqrt{area_0}}} \quad (4)$$

ここで, σ_w は欠陥を有する材料の疲労限度, σ_{w0} は平滑材の曲げ疲労限度(応力振幅), $\sqrt{area_0}$ は材料の潜在欠陥寸法である. 式(4)はHaddadの式におけるき裂長さを, 破面より観察された初期欠陥の投影面積の平方根 $\sqrt{area}$ に修正したものである. 本研究では, 平滑材の軸方向の微小き裂と人工欠陥である円孔ともに主応力方向の垂直方向である45°方向にき裂が進展したことから, 主応力を対象とした式(5)を用いて試験結果を整理した.

$$\begin{aligned} \tau'_{w(R=0.1)} &= \sigma'_{w-45^\circ} \\ &= \sigma_{w-45^\circ} \sqrt{\frac{\sqrt{area_0}}{\sqrt{area} + \sqrt{area_0}}} \quad (5) \end{aligned}$$

ここで, $\tau'_{w(R=0.1)}$ は $R=0.1$ における $\sqrt{area}$ の欠陥を有した材料のせん断疲労限度, σ'_{w-45° は $\tau'_{w(R=0.1)}$ における主応力振幅, σ_{w-45° は平滑材のせん断疲労限度における主応力振幅である. 本研究では上記式(5)を修正Haddadの式と呼称する. ねじり負荷時は純せん断状態であるため, せん断応力と主応力の値は等しい. せん断疲労限度は引張強さに比例し, 引張強さは硬さと非線形の相関性があるとの前提に立ち, 硬さと疲労限度の相関予測式を構築した. 疲労限度 $\tau'_{w(R=0.1)}$ と引張強さ σ_{UTS} の相関を式(6)に, 引張強さ σ_{UTS} と硬さ HV の関係を式(7)に示す.

Fig. 6 Fatigue limits of specimen with artificial defect (Strength at 10^7 cycles).

$$\sigma_{w-45^\circ} = \tau_{w(R=0.1)} \cong 0.288 \cdot \sigma_{UTS} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{UTS} &= -767.52 + 13.268 HV \\ &\quad - 0.046999 HV^2 \\ &\quad + 9.0606 \times 10^{-5} HV^3 \\ &\quad - 5.9865 \times 10^{-8} HV^4 \quad (7) \end{aligned}$$

式(6)は引張強さとせん断疲労限度の関係式⁹⁾を今回の試験結果に合うよう係数を修正したもので, 式(7)は引張強さと硬さの関係式であり¹⁰⁾, ASTM E140に準拠し, 160~600HVの材料の硬さと引張強さの関係を4次式で近似したものである. これらの式を試験結果と最小二乗近似し, $\sqrt{area_0}$ を求めた. 試験結果およびフィッティング結果をFig. 6に示す. なお, 平滑材の $\sqrt{area}$ は10 μm と仮定して整理した. この結果, $\sqrt{area_0}$ を166 μm とすることで試験結果を良く整理できた. 今回の結果は, 修正Haddadの式の $\sqrt{area_0}$ を求めることで, 微小欠陥を有する高強度材料のせん断疲労限度を高精度に予測できる可能性を示唆している.

4.2 修正Haddadの式の妥当性

前節で提案した修正Haddadの式による平滑疲労限度予測の妥当性検証のため, 過去に行われた $R=0\sim0.1$ における平滑材のねじり疲労試験結果^{11)~13)}との比較をFig. 7に示す. 比較のため, 両振りせん断疲労限度と硬さの関係である式(8)⁷⁾, およびこれに式(1), (3)の応力比依存性を乗じた式(9)も図中に示す.

$$\tau_w = 0.54(HV + 120) \quad (8)$$

$$\tau_w = 0.54(HV + 120) \cdot \left\{ \frac{1-R}{2} \right\}^\alpha \quad (9)$$

Fig. 7 Prediction of fatigue limits with different hardness material (Strength at 10^7 cycles).

この結果、提案した修正Haddadの式による予測値は、過去の試験結果に良く対応した。なお、評価対象が平滑疲労限度であったため、予測に用いた修正Haddadの式は、実質的には式(6)、(7)である。Fig. 7の結果は式(6)、(7)の妥当性を示すものである。一方、式(8)、(9)は試験結果との差が大きい。これは、式(8)のねじり疲労限度と硬さの関係が、HV<450の低・中強度鋼に対して、疲労限度のばらつきの下限値を予測し、HV>400の高強度鋼に対しても安全側となる⁸⁾定式化がなされたためと推定される。

4.3 潜在き裂長さの支配因子

前節までに提案した修正Haddadの式に用いられる潜在き裂長さ $\sqrt{area_0}$ がどのような物理量と相関があるか比較検討した。まず、Haddadらの定義による潜在き裂長さ a_0 と比較した。Bauschkeらが報告しているSAE9254の下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th\infty}$ は4.2~5.2 MPa $\cdot\sqrt{m}$ であり¹⁴⁾、式(10)を用いて a_0 を算出した⁴⁾。

$$a_0 = \frac{\Delta K_{th\infty}^2}{\pi \Delta \sigma_{w0}^2} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $\Delta \sigma_{w0}$ は引張-圧縮負荷における疲労限度の応力範囲である。平滑材のねじり疲労限度はミーゼス相当応力で整理すると引張-圧縮疲労限度と対応することが知られている。そこで、3章で得られた平滑材のねじり疲労限度 $\tau_w (=585\text{MPa})$ を、ミーゼス相当応力範囲による疲労限度 $\Delta \sigma_{eq,w} (=2027\text{MPa})$ に換算し、 $\Delta \sigma_{w0}$ に代入した。この結果得られる a_0 は1.37~2.09 μm となり、き裂半長と面積の平方根という形状差を考慮しても、4.1節で求めた $\sqrt{area_0}$ (=166 μm)に比べて極端に小さくなった。また、欠陥相当のき裂の停留が、き裂に対し垂直方向、すなわち45°方向応力に支配されると考え、式(10)の $\Delta \sigma_{w0}$ に、平滑材の疲労限度を45°方向応力範囲による疲労限度 $\Delta \sigma_{w,45^\circ} (=1170\text{MPa})$ を代入した。この場合、 a_0 は4.10~6.29 μm となり、 $\sqrt{area_0}$ に比べて極端に小さい状況は変わらない。

一方、 a_0 には結晶粒径依存性があり、低炭素鋼の引張疲労($R=0$)の場合、結晶粒径の4.8倍、引張圧縮疲労($R=-1$)の場合、結晶粒径の17倍との報告がなされている¹⁵⁾。本供試材は、焼戻しマルテンサイト組織であるので、同様な挙動を示すか不明であるが、旧 γ 粒径が10 μm 程度であるとすると、 a_0 は48~170 μm と見積もられる。この a_0 を無限板中の貫通き裂の半長であるとして、同じ応力拡大係数を与える表面半円き裂の $\sqrt{area_0}$ に換算すると、表面部と最深部の形状補正係数の平均値を用いれば、 $a_0/0.399$ と計算され¹⁶⁾、120~426 μm となる。4.1節で得られた $\sqrt{area_0}$ は166 μm であったことから、ここで得られた範囲と対応する。

次に、塑性域寸法と $\sqrt{area_0}$ を比較した。田中と中井による阻止すべり帯モデルによれば、 a_0 はき裂先端に存在する破壊進行域や繰返し塑性域に対応し、式(11)で示される。

$$a_0 = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{yc}} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$\Delta K = \Delta \sigma_{eq} \sqrt{\pi \cdot a_0} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここで、 ΔK は応力拡大係数範囲、 $\Delta \sigma_{eq}$ は無限遠上で負荷される相当応力範囲、 σ_{yc} は降伏応力である。式(11)、(12)に前述の換算係数を用いて、き裂長さをき裂投影面積の平方根に記述し直した、式(13)、(14)を用いて塑性域寸法 $\sqrt{area_{p*}}$ を求めた。

$$\sqrt{area_{p*}} = \frac{1}{3\pi \cdot 0.399} \left(\frac{\Delta K}{\Delta \sigma_{yc}} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$\Delta K = \Delta \sigma_{eq} \sqrt{\pi \cdot 0.399 \sqrt{area}} \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 $\Delta \sigma_{yc}$ は繰返し降伏応力範囲で、逆降伏の影響を考慮して σ_{yc} の2倍の値 $2\sigma_{yc} (=3608\text{MPa})$ を代入している。こうして得られた $\sqrt{area_{p*}}$ は、2.7~6.7 μm となり、 $\sqrt{area_0}$ より極端に小さくなった。ばね鋼では繰返し降伏応力が静的降伏応力に対し低下すること¹⁷⁾が報告されているが、この低下を考慮しても、傾向は変わらない。

次に、繰返し降伏応力、逆降伏および相当応力の影響を考慮したDugdaleモデル¹⁵⁾ (式(15))を用いて、塑性域寸法との比較を行った。

$$\omega = c \left(\sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\Delta \sigma_{eq}}{\Delta \sigma_{yc}} \right) - 1 \right) \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 ω は塑性域長さ、 c はき裂長さである。式(15)を参考に、前述の換算係数を用いて、 ω および c を塑性域寸法 $\sqrt{area_p}$ と $\sqrt{area}$ に置き換えた式(13)で、 $\sqrt{area_p}$ を算出し、 $\sqrt{area_0}$ と比較した。

$$\begin{aligned} & 0.399 \sqrt{area_p} \\ &= 0.399 \sqrt{area} \left(\sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\Delta \sigma_{eq}}{\Delta \sigma_{yc}} \right) - 1 \right) \quad \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

ここで、 $\Delta \sigma_{yc}$ には逆降伏の影響を考慮して $2\sigma_{yc} (=3608\text{MPa})$ を代入している。計算結果はTable 4に示す通りで、 $\sqrt{area_p}$ は数十 μm の大きさとなり、 $\sqrt{area_0}$ に比べて一桁小さい寸法となった。なお、ばね鋼の繰返し降伏応力は単調負荷の降伏応力に比べて低いため¹⁷⁾、これを模擬するため、平滑材のねじり疲労限度における相当応力範囲 $\Delta \sigma_{eq,w}$ が $\Delta \sigma_{yc}$ であると仮定した計算も行った。この仮定は、 $\Delta \sigma_{eq,w}$ の繰返し負荷が加わると、転位の運動やすべりなど微視的な塑性変形が生じ、疲労損傷が生じるとの考えに基づく。具体的には平滑材の疲労限度におけるせん断応力範囲 $\Delta \tau$ の相当応力範囲は2027MPaであり、これを式(16)中の $\Delta \sigma_{yc}$ とした。この時、 $\phi 45\mu\text{m}$ 、 $\phi 80\mu\text{m}$ 、 $\phi 150\mu\text{m}$ の条

Table 4 Calculation results of plastic zone size assuming Dugdale model.

Mark	Plastic zone size (Dugdale model, $\Delta\sigma_{yc}=2\sigma_y$) $\sqrt{area_p}$ [μm]	Plastic zone size (Dugdale model, $\Delta\sigma_{yc}=\Delta\sigma_{eq,w}$) $\sqrt{area_p}$ [μm]
$\phi 30\ \mu\text{m}$	16.2	∞
$\phi 45\ \mu\text{m}$	13.6	163
$\phi 80\ \mu\text{m}$	21.2	237
$\phi 150\ \mu\text{m}$	30.6	196

件で $\sqrt{area_p}$ は163～237 μm となり、 $\sqrt{area_0}$ と同程度の値となった。また、平滑材、 $\phi 30\ \mu\text{m}$ の条件では、 $\sqrt{area_p}$ が無限大となり、欠陥近傍のみでなく試料表面全体において微視的に塑性変形し破壊起点となりうる状態であることを意味し、実現象と対応する結果であると考えられる。

以上の結果より、過去の研究で得られた低炭素鋼における a_0 の結晶粒径依存性をそのまま適用した場合、もしくは塑性域の結合力が相当応力による疲労限度レベルであると仮定してDugdaleモデルに基づき $\sqrt{area_p}$ を求めた場合、本報の $\sqrt{area_0}$ と同等の塑性域寸法が得られた。

なお、本節の冒頭で、Haddadらの定義による潜在き裂長さ a_0 が今回の修正Haddadの式に用いた数値より極端に小さいことを記した。両者を整合させるには、巨視き裂の下限界値 ΔK_{th} を実際より大きい15～30 $\text{MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$ 程度に設定する必要がある。これは、本研究で得られたFig. 6の疲労限度と欠陥寸法の関係において、欠陥寸法が巨視き裂と呼ばれるレベルまで大きくなった場合に、その疲労限度が線形破壊力学から予想される疲労限度よりも格段に高いことを意味する。

上記した疲労限度の差異は、欠陥、すなわち切欠きとき裂の疲労限度差に起因していると推定される。村上らは回転曲げを受けるS45C焼鈍し材やマルエージング鋼を対象に、微小穴とき裂はその $\sqrt{area}$ が同じであれば、疲労限度は同等であることを示した^{18),19)}。しかしながら、このような結果となるのは、疲労限度がき裂の停留条件で決まっている場合に限られる。前述したように今回の試験では未破断品の欠陥にはき裂が認められなかったことから、本研究の片振りねじり疲労を受けるばね用鋼では、き裂の停留条件のみでは決まらず、微小穴とき裂で $\sqrt{area}$ が同じでも異なる疲労限度になることが予想される。

本研究で提案した欠陥寸法と疲労限度の関係の評価式は、その元になったHaddadの式が線形破壊力学をベースにしているにもかかわらず、実験データを精度良く表わすことができた。これは、微小穴といえども疲労限度は応力集中係数のみではなく、穴縁近傍の応力分布に支配され、欠陥寸法依存性が見られたことから、Haddadの式中の潜在き裂長さを補正するのみで、同式のベースである線形破壊力学を見かけ上適用できたものと理解される。

上記したき裂と切欠きの相違に関する実験データの蓄積や、これらを考慮したより精緻な評価式の構築が今後の課

題である。

5. 結 言

高強度ばね鋼のねじり疲労特性に及ぼす欠陥寸法の影響明確化を目的に、丸棒表面に異なる寸法の人工微小欠陥 ($\phi 30\ \mu\text{m}$, $\phi 45\ \mu\text{m}$, $\phi 80\ \mu\text{m}$, $\phi 150\ \mu\text{m}$ のドリル穴)を導入し、片振りねじり疲労試験を行った。結果は以下のとおりである。

(1) 人工欠陥の寸法が大きくなるに従い、疲労限度が低下する傾向を示した。人工欠陥が $\phi 30\ \mu\text{m}$ の試験片ではその多くが人工欠陥以外を破壊起点としており、平滑材と同様の破壊形態を示した。 $\phi 45\ \mu\text{m}$ 以上の人工欠陥では、全て人工欠陥を起点として破断した。

(2) 最大主応力方向に投影した欠陥寸法の面積の平方根と疲労限度の関係を評価し、Haddadの式のき裂長さを投影面積に修正した式を用いて、試験結果を整理した。この結果、材料の潜在欠陥寸法 $\sqrt{area_0}$ を近似することで、試験結果を良く整理できた。この結果は $\sqrt{area_0}$ を求めることで、微小欠陥を有する高強度材料のせん断疲労限度を高精度に予測できる可能性を示唆している。

(3) $\sqrt{area_0}$ の予測の可能性について検討した結果、過去の研究で得られた低炭素鋼における潜在き裂長さ a_0 の結晶粒径依存性をそのまま適用した場合、もしくは塑性域の結合力が相当応力による疲労限度レベルであると仮定してDugdaleモデルから求めた塑性域寸法 $\sqrt{area_p}$ と同等とした場合、(2)で求めた寸法に近い値が得られた。

(4) 今回の修正Haddadの式を用いた $\sqrt{area_0}$ について、上記(2)、(3)で検討した値に対し、Haddadらの定義による潜在き裂長さは極端に小さかった。この差異は、欠陥、すなわち切欠きとき裂の疲労限度差に起因していると推定される。き裂と切欠きの相違に関する実験データの蓄積や、これらを考慮したより精緻な評価式の構築が今後の課題である。

謝 辞

本研究の試験機の製作には、神戸大学大学院工学研究科・塩澤大輝先生にご指導いただきました。また、試験機の製作、試験実施には新日鐵住金(株)技術開発本部尼崎研究支援室の藤川拓海氏に多大なご協力をいただきました。ここに御礼申し上げます。

引用文献

- 1) 小泉義明, 下田秀明, 斉藤鉄夫, ばね論文集, No. 28, (1983), 70, 71.
- 2) 高橋宏治, 村上敬宜, 日本機械学会論文集 (A編), 68-668 (2002), 645-652.
- 3) El Haddad, M. H., Smith, K. N., Topper, T. H., Trans. ASME, 101 (1979), 42.
- 4) 日本材料学会編, "疲労設計便覧", (2008), 183-200, 養賢堂.
- 5) 村上敬宜, 遠藤正浩, 日本機械学会論文集 (A編) 47-

- 415 (1981), 249-256.
- 6) 村上敬宜, 高橋宏治, 材料, 47-8 (1998), 846-851.
- 7) 村上敬宜, 高橋宏治, 高田昌幸, 鳥山寿之, 日本機械学会論文集 (A 編), 64-618 (1998), 271-277.
- 8) Cristea M. E., Beretta S., Altamura A., International Journal of Fatigue 41 (2012), 153.
- 9) Donzella G., Petrogalli C., Mazzù A., Procedia Engineering, 10 (2011), 749.
- 10) 中村祐三, 硬さの換算 (ASTM E 140 表2に準拠), <http://www.mech.kagoshima-u.ac.jp/~nakamura/hardness-conversion.pdf>
- 11) 河本実, 伊藤尚, 岩村幸祐, 材料試験, 5 (1956) 218.
- 12) Mayer, H., Schuller, R., Karr, U., Irrasch, D., Fitzka, M., Hahn, M., Bacher-Höchst, M., International Journal of Fatigue 93 (2016), 311.
- 13) 梅田守雅, ばね論文集, No.5, (1959), 183.
- 14) Timm Bauschke, Robert Brandt, Graded High-Strength Steels for Improved Corrosion Resistance through Inductive Heat Treatment, Materials Science Engineering 2014, http://www.mb.uni-siegen.de/lwf/downloadbereich/2014-09-22_vortrag-mse-graded-high-strength-steels-for-improved-corrosion-resistance-tua.pdf
- 15) 中井善一, 久保司郎, 破壊力学 (2014) 97, 124.
- 16) 岸本秀弘, 上野明, 河本洋, 浦幸雄, 材料 Vol. 38 (1989) No. 424 P36.
- 17) 阿部孝行, 松岡三郎, ばね論文集 No.46, (2001), 19.
- 18) 村上敬宜, 金属疲労 微小欠陥と介在物の影響 (1993) 64-69.
- 19) 鳥山寿之, 村上敬宜, 材料 42-481 (1993), 1160-1166.