欠陥材の疲労限度の定量評価法と
球状黒鉛鑄鉄によるその検証*杉山 好弘^{*1}, 浅見 克敏^{*1}, 松岡 忍^{*2}Quantitative Evaluation Method of Fatigue Limit of Materials
with Defects and its Investigation using Ductile Cast Iron

Yoshihiro SUGIYAMA, Katsutoshi ASAMI and Shinobu MATSUOKA

In order to establish a quantitative evaluation method for the fatigue limit of materials with defects, a 4-parameter method, based on tensile strength σ_B , Vicker's hardness HV, threshold stress intensity range ΔK_{th} and maximum defect size a_{max} , was proposed and applied to three kinds of ductile cast iron and those austempered materials. As the result, the fatigue limit values estimated by the 4-parameter method agreed well with the experimental values.

Key Words: Fatigue, Tensile Properties, Hardness, Stress Intensity Factor, Statistical Treatment, Defect Size, Ductile Cast Iron

1. 緒 言

欠陥材の疲労限度 σ_w は、図 1 に示すように欠陥寸法 a が小さいため疲労限度に影響しない平滑材の疲労限度 σ_{w0} と、大きな欠陥に相当するき裂材の疲労き裂進展下限界値 ΔK_{th} の 2 パラメータクライテリオンにより評価⁽¹⁾されてきた。しかし、 σ_w と a の関係は図 1 のように 3 領域よりなり、両クライテリオンの間に位置する領域 II の定量評価は明確でなかった。

そこで本報では、領域 II に村上らによって提案された微小欠陥材の疲労限度の評価法⁽²⁾を適用し、欠陥材の疲労限度に対する定量評価法の検討を行った。そして、その妥当性を化学成分、鑄込み寸法およびオーステンパ処理条件などが異なる 9 種類の球状黒鉛鑄鉄を用いて実証した。

2. 欠陥材の疲労限度の定量評価法
(4 パラメータ法)

図 1 の領域 II に村上らによって提案された微小欠陥材の疲労限度の評価法⁽²⁾を適用すると、疲労限度 σ_w

と欠陥寸法 a の関係は図 2 のように表示でき、欠陥材の疲労限度は領域 II あるいは領域 III に位置することになる。そして、各領域の疲労限度 σ_w (MPa) は以下の式からおおよそ評価 (推定) できる。

領域 I の場合⁽³⁾

$$\sigma_w = 0.5 \sigma_B \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 σ_B は引張強さ (MPa) である。

領域 II の場合⁽²⁾

$$\sigma_w = \alpha \times (HV + 120) / (\sqrt{\text{area}})^{1/6} \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 α は欠陥 (き裂) の位置に関する係数で表面の

図 1 2 パラメータクライテリオンを用いた欠陥材の疲労限度と欠陥寸法の関係

* 平成 4 年 4 月 1 日 第 69 期通常総会講演会において講演、原稿受付 平成 4 年 4 月 7 日。

^{*1} 正員、武蔵工業大学 (〒158 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)。

^{*2} 武蔵工業大学大学院。

場合は 1.43, 内部の場合は 1.56 である。また, HV はピッカース硬さ, $\sqrt{\text{area}}$ は最大欠陥を最大主応力面に投影した面積の平方根 (μm) である。

領域Ⅲの場合⁽²⁾⁽⁴⁾

$$\sigma_w = \Delta K_{Ih} / [F \times (\pi \times \sqrt{\text{area}} \times 10^{-6})^{1/2}] \quad \cdots \cdots (3)$$

ここで, ΔK_{Ih} は疲労巨視き裂の進展下限界値, F は欠陥(き裂)の位置に関する係数で表面の場合は 0.65, 内部の場合は 0.50 である。また, $\sqrt{\text{area}}$ は領域Ⅱと同様である。

図 2 を参照し, 欠陥材の疲労限度は式(1)から推定される領域Ⅰの疲労限度が打ち切り条件となる。そして, 領域Ⅱあるいは領域Ⅲにある欠陥材の疲労限度を定量評価するには, さらに部材に存在しうる最大欠陥寸法を知る必要がある。一般に, 高強度鋼平滑材の疲労破壊は欠陥(非金属介在物)を起点としている。村上らの研究結果⁽²⁾によると, その最大欠陥寸法は極値統計を利用して予測できる。そこで本研究でも, 破面上に観察された破壊起点の欠陥に同様の手法が適用できると考える。

したがって, ここで提案する欠陥材の疲労限度の定量評価法は引張強さ σ_B , ピッカース硬さ HV , 疲労き裂進展下限界値 ΔK_{Ih} および部材に存在しうる最大欠陥寸法 $a_{\max}$ の 4 因子からなり, 以後 4 パラメータ法と呼ぶことにする。

3. 球状黒鉛鋳鉄による

4 パラメータ法の実証

3・1 供試材および熱処理 供試材はその化学成分を表 1 に示す球状黒鉛鋳鉄で, 後述の引張試験結果(表 4 参照)より JIS G 5502 の FCD 400 (パーライト組織率 0%), FCD 450 (パーライト組織率 40%) および FCD 700 (パーライト組織率 95%) に相当する。なお, 各材の黒鉛性状は表 2 に示すとおりである。欠陥寸法を変えるため, 図 3 に示す形状の試験ブロックに

鋳込み, そこから JIS 1 号疲労試験片(直径 8 mm, 平行部 20 mm) をそれぞれ採取した。

このような鋳放し材のほか, σ_B , HV および ΔK_{Ih} を幅広く変えるため, 表 3 に示す部分および完全オーステンパ処理を行った。部分オーステンパ材はフェライトとベイナイトの 2 相基組織からなり, ベイナイトの組織率は FCD 400 が 90%, FCD 450 が 80%, FCD 700 が 55% であった。また, 完全オーステンパ材はほぼベイナイトの単相基組織であった。

表 1 供試材の化学成分

Material	C	Si	Mn	P	S	Hg	Cu	Cr	Mo
FCD 400	3.82	2.21	0.31	0.012	0.015	0.036	0.04	0.04	0.02
FCD 450	3.69	2.82	0.36	0.029	0.015	0.038	—	—	—
FCD 700	3.80	2.17	0.48	0.019	0.016	0.048	0.37	—	—

表 2 各材の黒鉛性状

	FCD 400	FCD 450	FCD 700
Mean Graphite Diameter D_m (μm)	26.4	37.8	30.9
Modularity H_g			
Area method S' (%)	76.5	80.1	77.3
Shape factor method K' (%)	79.5	83.4	80.9
Area Fraction F_g (%)	8.4	11.7	10.5
Module Count N_g (/mm ²)	136	83	123

(a) FCD 400, FCD 700

(b) FCD 450

図 3 試験片採取位置

図 2 欠陥材の疲労限度と欠陥寸法の関係
(4 パラメータ法)

各材の静的引張特性を表4に示す。FCD 700の部分オーステンパ材を除き、引張強さ σ_B は両オーステンパ材のほうが鑄放し材よりも大きく、その程度は完全オーステンパ材のほうが高い。

黒鉛は欠陥とみなせることから、4パラメータ法のHVとしては前報⁽⁵⁾で定義したように各相の硬さと体積率を考慮して求めた基地組織の平均硬さHV(m)を採用することにする。微小硬度計(0.98 N)で測定した各相の硬さと基地組織の平均硬さHV(m)を表5に示す。両オーステンパ材の平均硬さHV(m)は鑄放し材よりも大きく、その程度は完全オーステンパ材のほうが高い。

3・2 試験方法 軸荷重疲労試験は±294 kN電気油圧式万能疲労試験機を用い、正弦波の完全両振り($R=-1$)、周波数15 Hzで、また回転曲げ疲労試験は98 N-m小野式回転曲げ疲労試験機を用い、回転数2820 r.p.m.で行った。なお、両疲労試験とも室温大気中で行った。

疲労破壊した起点部の破面を走査型電子顕微鏡で観察し、起点となった欠陥の寸法を求めた。

3・3 疲労試験結果 本実験で得られた各材のS-N曲線を図4~6に、疲労限度を表6に示す。表4と表6をみると、引張強さと疲労限度の間に一般の鋼材などでみられる比例関係が必ずしも認められない。これ

は、図7(a)にその例を示すように、本実験で用いた球状黒鉛鋳鉄が欠陥を起点として疲労破壊したためと考えられる。このような破壊起点はほとんど試験片の表面付近にあった。

なお、各材とも回転曲げの疲労限度は軸荷重の結果よりも常に大きい。これは、前報⁽⁵⁾で報告したように、破壊起点となった欠陥が表面付近にあることと負荷応力分布の違いに依存しており、これらの点を考慮すれば軸荷重の結果から推定できる。したがって、以降の

表4 各材の静的引張特性

Material	Condition	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ψ (%)
FCD 400	F (As cast)	263	406	25	25
	F+B (830°C)	583	830	9	12
	B (900°C)	842	1072	8	8
FCD 450	F+P (As cast)	347	483	11	11
	F+B (830°C)	513	735	10	9
	B (900°C)	899	1072	6	4
FCD 700	P (As cast)	435	754	9	8
	F+B (800°C)	418	649	9	13
	B (850°C)	902	1096	7	9

F: Ferrite, P: Pearlite, B: Bainite

表5 各相の硬さおよび平均硬さ

Material	Condition	Vickers hardness (kgf/mm ²)			
		Ferrite	Pearlite	Bainite	HV(m)
FCD400	F (As cast)	183	—	—	183
	F+B (830°C)	*	—	431	428
	B (900°C)	—	—	483	438
FCD450	F+P (As cast)	204	310	—	241
	F+B (830°C)	*	—	417	394
	B (900°C)	—	—	505	505
FCD700	P (As cast)	*	290	—	289
	F+B (800°C)	190	—	462	346
	B (850°C)	—	—	438	438

F: Ferrite, P: Pearlite, B: Bainite, *: Non-measurement

表3 オーステンパ処理条件

Material	Austenitizing		Isothermal treating	
	Temp.(°C)	Time(min.)	Temp.(°C)	Time(min.)
FCD400	* 830	◇ 900	375	60
FCD450	* 830	◇ 900		
FCD700	* 800	◇ 850		

*: Partial-austenitizing temperature
◇: Full-austenitizing temperature

(a) 軸荷重疲労試験

(b) 回転曲げ疲労試験

図4 S-N曲線 (FCD 400)

(a) 軸荷重疲労試験

(b) 回転曲げ疲労試験

図 5 S-N 曲線 (FCD450)

(a) 軸荷重疲労試験

(b) 回転曲げ疲労試験

図 6 S-N 曲線 (FCD700)

表 6 各材の疲労限度

Material	Condition	Axial load (R=-1)		Rotating bending
		σ_{WA} (MPa)	σ_{WR} (MPa)	
FCD400	F (As cast)	175	210	1.20
	F+B (830°C)	265	305	1.15
	B (900°C)	255	305	1.20
FCD450	F+P (As cast)	162	236	1.46
	F+B (830°C)	240	296	1.23
	B (900°C)	221	250	1.13
FCD700	P (As cast)	205	265	1.29
	F+B (800°C)	239	281	1.18
	B (850°C)	295	322	1.09

F: Ferrite, P: Pearlite, B: Bainite

検討では軸荷重疲労試験の結果を対象とする。

3・4 最大欠陥寸法の予測 4パラメータ法の妥当性を明らかにするには、まず各材に存在する最大欠陥寸法を予測する必要がある。そこで、破壊起点となった欠陥寸法の分布は極値統計に従うと考える。そして、欠陥を図7(b)に示すようにく形で近似し、そ

(a) 観察例

(b) 模式図の例

図 7 破壊起点

の面積から求めた $\sqrt{\text{area}}$ を極値確率紙にプロットしてみたのが図8である。図8より、欠陥寸法の累積頻度分布関数はほぼ直線で近似できる。この直線関係を用い、再帰期間 T (試験片本数) = 200 における破壊確率 F ($= (T-1)/T$) からその欠陥寸法を求め、その値を各材の最大欠陥寸法と見なすことにする。このようにして求めた最大欠陥寸法は、FCD 400 が 658 μm 、FCD 450 が 1150 μm 、そして FCD 700 が 474 μm となり、数倍程度の違いがある。

3.5 4 パラメータ法の妥当性 破壊起点となった欠陥はほぼ試験片の表面にあった。したがって、式(2)の α は 1.43、式(3)の F は 0.65 となる。また、軸荷重疲労試験は $R = -1$ で行われているため、 ΔK_{th} としては $R \leq 0$ における $K_{max, th}$ を用いることになる。しかし、その値は求められていない。そこで、FCD 450

は以前報告した⁽⁶⁾ $R=0.1$ の $K_{max, th}$ を、FCD 400 および FCD 700 は類似材⁽⁶⁾⁽⁷⁾ における $R=0.1$ の $K_{max, th}$ を採用した。それらの値を表7に示す。

表4, 5, 7の値を用い、式(1)~(3)より得られた各材の疲労限度と欠陥寸法の関係を図9に示す。これらの図を参照すると、予測した最大欠陥寸法 a_{max} における各材の疲労限度の大小関係は実験結果とよく一致している。また、 a_{max} が位置する領域に注目すると、すべての鑄造材と部分オーステンパ材は領域IIに、そして完全オーステンパ材はFCD 400 と FCD 700 が領域IIと領域IIIの境界、FCD 450 が領域IIIに位置している。

そこでまず、疲労限度と欠陥寸法の関係が領域IIにある場合を想定し、式(2)を用いて a_{max} における疲労限度の推定値を求め、実験値と比較したのが表8である。領域IIIに位置すると考えられる FCD 450 の完全オーステンパ材を除き、ほかの材料では実験値と推定値の比がほぼ1に近く、両者は一致していると言える。

次に、疲労限度と欠陥寸法の関係が領域IIIにある場合を想定し、式(3)を用いて同様の検討を行った結果

図8 極値統計的手法による最大欠陥寸法の推定図

表7 各材の ΔK_{th}

Material	Condition	$\Delta K_{th, R=0.1}$ ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)
FCD400	F (As cast)	12.5
	F+B (830°C)	12.8
	B (900°C)	7.3
FCD450	F+P (As cast)	12.5
	F+B (830°C)	15.1
	B (900°C)	7.3
FCD700	P (As cast)	9.1
	F+B (800°C)	16.2
	B (850°C)	7.3

F: Ferrite, P: Pearlite, B: Bainite

図9 各材の疲労限度と欠陥寸法の関係

表 8 予測した最大欠陥寸法におけるビッカース硬さ HV および疲労き裂進展下限界値 K_{th} ($R \leq 0$) からの推定値と実験値の比較

Material	Condition	Fatigue limit estimated by HV	Axial load	Fatigue limit estimated by K_{th}	Axial load
		σ_{wH} (MPa)	σ_{wA}/σ_{wH}	σ_{wK} (MPa)	σ_{wA}/σ_{wK}
FCD400	F (As cast)	147	1.19	470	0.37
	F+B (830°C)	266	1.00	480	0.55
	B (900°C)	292	0.87	274	0.93
FCD450	F+P (As cast)	162	1.00	356	0.46
	F+B (830°C)	227	1.06	427	0.56
	B (900°C)	280	0.79	207	1.07
FCD700	P (As cast)	209	0.98	403	0.51
	F+B (800°C)	239	1.00	718	0.33
	B (850°C)	286	1.03	323	0.91

F: Ferrite, P: Pearlite, B: Bainite, K_{th} : Threshold of stress intensity factor

を表 8 に示す。領域Ⅲに位置すると考えられる完全オーステンパ材では実験値と推定値の比が 1 に近く、両者は一致していると言える。しかし、領域Ⅱに位置すると考えられるほかの材料では、その比が 1 を下まわり、かなり危険側の評価になる。

なお、FCD 400 と FCD 700 の完全オーステンパ材の場合、式(2)および式(3)による推定値がともに実験値と一致した。これは、 a_{max} における両材の疲労限度が領域Ⅱと領域Ⅲの境界に位置していたためである。

以上の結果より、欠陥を起点として疲労破壊した球状黒鉛鋳鉄の疲労限度は提案した 4 パラメータ法により定量評価できるものと判断される。したがって、引張強さ σ_B 、ビッカース硬さ HV 、疲労き裂進展下限界値 ΔK_{th} および極値統計より予測した最大欠陥寸法 a_{max} に基づく 4 パラメータ法は、欠陥材の疲労限度の定量評価に適用できるものと結論される。なお、 σ_B あるいは HV に基づく式(1)、(2)は平均的な傾向を示すものである。また、式(3)における ΔK_{th} は当然ばらつきをもつ。したがって、本報で提案した 4 パラメータ法による疲労限度の定量評価にはこれらのことによる推定誤差(ばらつき)が生じ、表 8 の結果よりそれは 15%程度と考えられる。

4. 結 言

欠陥材の疲労限度の定量評価法として、従来の 2 パラメータクライテリオンに村上らの微小欠陥材の疲労限度の考え方⁽²⁾を適用した 4 パラメータ法を提案した。そして、球状黒鉛鋳鉄を用いて 4 パラメータ法の妥当性を検討した。その結果、引張強さ σ_B 、ビッカース硬さ HV 、疲労き裂進展下限界値 ΔK_{th} および極値統計より予測した最大欠陥寸法 a_{max} に基づく 4 パラメータ法によって欠陥材の疲労限度は定量評価できることが実証された。本結果は球状黒鉛鋳鉄以外の欠陥材にも十分適用できると考えられ、多くの材料に対する検討が望まれる。

最後に、本供試材を提供いただいた明電鑄工(株)ならびに日立金属(株)の関係者各位、また画像処理による黒鉛性状の調査に際して御指導いただいた電気通信大学の越智保雄助教授に謝意を表する。

文 献

- (1) 例えば、小林・李、機論、52-477, A(1986), 1204.
- (2) 村上・宇宿、機論、55-510, A(1989), 213.
- (3) 中沢・本間、金属の疲労強度、(1982), 23, 養賢堂.
- (4) 村上・遠藤、機論、49-438, A(1983), 127.
- (5) 杉山・浅見・松岡、機論、58-549, A(1992), 788.
- (6) 杉山・浅見・松岡、材料、40(1991), 675.
- (7) 杉山・浅見・黒岩、機論、56-523, A(1990), 482.