オーステンパ処理球状黒鉛鑄鉄の長寿命域における疲労強度*

加 藤 容 三^{*1}, 高 藤 新 三 郎^{*2}

Fatigue Strength of Austempered Ductile Cast Iron in a Long Life Regime

Yozo KATO and Shinzaburo TAKAFUJI

This paper describes the effects of shot peening and artificial small defects on the fatigue strength of austempered ductile cast iron (ADI). The fatigue strength of smooth specimens was increased by shot peening in a short life regime and the increments reached about 33 and 29% at 10^5 and 10^6 cycles, respectively. The improvement of fatigue strength, however, almost disappeared in a long life regime of 10^8 cycles. Small drilling holes were used as artificial defects. The diameters of the holes were 0.1, 0.2, 0.3 and 0.4 mm and their depths were almost the same as the diameter. The fatigue strength of the specimens with a 0.1 mm drilling hole did not decrease when compared with that of the smooth specimens, but the fatigue strengths of the specimens with 0.2~0.4 mm drilling holes decreased. The experimental results of the specimens with 0.2~0.4 mm drilling holes were consistent with the prediction by Murakami's $\sqrt{area}$ parameter model. The maximum size, $(\sqrt{area})_{max}$, of the pre-existent defects in ADI was equivalent to the defect of the specimen with a 0.1 mm drilling hole and was estimated to be about 90 μm by the above model.

Key Words: Fatigue, Crack Propagation, Life Prediction, Shot Peening, Austempered Ductile Cast Iron, Artificial Defect, Micro Crack, Long Life

1. 緒 言

最近、軽量化と低コスト化の要望に応えるために、強度部材への球状黒鉛鑄鉄の適用が増加している。とりわけ、オーステンパ処理球状黒鉛鑄鉄(ADI)は、高じん性と高強度をかね備えた優れた鑄鉄として注目を浴びている⁽¹⁾。また、このADIを強度部材へ適用するためには、その疲労特性を明かにする必要がある、この分野の研究も活発になってきている⁽²⁾⁻⁽⁸⁾。このような状況のもとで、機械部品・構造部材のいっそうの軽量化のためには、合金元素の添加、熱処理等による基地組織の改善が必要であるが、これに加えて、機械的表面硬化処理による疲労強度の向上も重要となる。そのため、ADIの疲労限度に及ぼすショットピーニングの影響に注目した研究が行なわれている⁽¹⁾⁻⁽³⁾。一般に、ショットピーニングによる強化因子としては、試験片表面層の圧縮残留応力とひずみ硬化が、また、弱化的

子としては、表面粗さの増加が挙げられている。しかし、残留オーステナイトとフェライトからなるADIの場合には、これらの強化因子に加えて、残留オーステナイトのマルテンサイト化(加工誘起マルテンサイト変態)と黒鉛の扁平化が挙げられている⁽¹⁾。特に、前者の加工誘起マルテンサイト変態は、圧縮残留応力よりも重要な強化因子であるとの指摘も行なわれている⁽²⁾。

一般に、表面硬化処理材の場合には、長寿命域において表面破壊モードから内部破壊モード(フィッシュ・アイ型破壊)への遷移が起こるため、 σ_s-N_f 曲線が2段に折れ曲がるとされている⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。ADI材についても、同じ傾向が認められており、しかも、その際、 10^7 回を超えた長寿命域で内部破壊モードへの遷移が起こるため、一般に定義されているような 10^7 回の繰返しに耐えた応力によって疲労限度を決定することはできない⁽⁵⁾⁽⁶⁾。なお、土居ら⁽⁶⁾によると、ADI材の場合には、ショットピーニングのような表面効果処理を施さなくても、試験片加工時に起こるマルテンサイト変態によって表面層が硬化されるから、2段に折れ曲がる σ_s-N_f 曲線が観察されている。

* 1994 年 10 月 13 日 平成 6 年度材料力学部門講演会および 1996 年 3 月 8 日東海支部第 45 期総会講演会において講演、原稿受付 1996 年 9 月 19 日。

^{*1} 正員、(自宅：〒500 岐阜市大宮町 2-16)。

^{*2} 正員、大同工業大学工学部 (〒457 名古屋南区大同町 2-21)。

このように、長寿命域では、内部破壊モードが支配的となるから、表面硬化処理は無効となり、非硬化部の強度が問題となるようである。

以上のような表面硬化処理の問題とは別に、球状黒鉛鋳鉄は、潜在的に黒鉛、鑄巣等の欠陥を含んでいるから、疲労強度に及ぼすこれらの欠陥の影響を定量的に評価することは、信頼性設計の観点から重要な問題となる。潜在欠陥と疲労強度との関係について、遠藤⁽¹¹⁾は以下のように報告している。取り扱った材料は、ADIではなく、フェライト基地(FDI)およびブルスアイ基地(BDI)の球状黒鉛鋳鉄である。潜在欠陥として黒鉛と鑄巣に注目し、これらの欠陥に対して、村上ら⁽¹²⁾による $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルを適用する。極値統計から求めた最大寸法の黒鉛と最大鑄巣のうち、大きいほうの欠陥によって、疲労強度が決定される。

以上の研究を参照し、本報では、ADIの長寿命域における疲労強度に注目し、次の諸点について調査した。

(1)疲労強度に及ぼすショットピーニング効果、特に、長寿命域における効果。この際、破壊モードに注目。

(2)平滑試験片表面に人工微小欠陥として小さなドリル穴を付し、疲労強度を低下させない限界の人工欠陥寸法から、潜在欠陥寸法の評価。

2. 実験材料および実験方法

供試材として、入手の時期の異なる2種類のADIを使用している。これらをC材およびD材として区別する。C材およびD材は、それぞれ疲労強度に及ぼすショットピーニングの影響および人工欠陥の影響を評価するために使用されている。両材の化学組成および機械的性質をそれぞれ表1および表2に示す。

Table 1 Chemical compositions (wt %)

	C	Si	Mn	P	S	Mg	Cu
C	3.66	2.06	0.34	0.025	0.006	0.039	0.61
D	3.66	2.12	0.35	0.020	0.016	0.040	0.74

Table 2 Mechanical properties

	$\sigma_{0.2}$ MPa	σ_B MPa	ϕ %	ψ %	HV
C	662	1015	10	-	410
D	868	1025	10	6	431

$\sigma_{0.2}$: 0.2%Proof stress, σ_B : Tensile strength,
 ϕ : Elongation, ψ : Reduction of area

これらの材料の球状化率、平均黒鉛寸法、黒鉛の面積率を表3に示す。

Table 3 Microstructural parameters related to Graphite

	Nodularity %	Mean size of graphite nodules μm	Area fraction of graphite %
C	80	22	14
D	87	27	12

図1には代表的にD材の組織写真を示す。入手の時期の異なるC材の組織も、これとほとんど変わらない。

Fig.1 Microstructure of material D

C材およびD材に対して使用した疲労試験機は、それぞれ小野式回転曲げ形式および片持ち式回転曲げ形式であり、繰返し速度は約55 Hzである。オーステンパ処理を受けた素材は、日立金属株式会社から提供されたもので、直径15 mm、長さ110 mmである。これを図2の試験片形状に機械加工し、#400~#2000のエメリー紙によって試験部表面を研磨後、最終的にはバフ研磨を施している。なお、片持ち式回転曲げ試験片は、図示のように軸方向で5 mm長さの区間が平等強さのはりとなるよう直径を変化させており、この領域に直径および深さの等しいドリル穴を付している。ドリル穴の直径は0.1 mm、0.2 mm、0.3 mmおよび0.4 mmの4種類を選んでいる。

Fig.2 Size and dimensions of specimens

ショットピーニング処理条件を表4に示す。

このショットピーニング処理によって生じた表面粗さは以下のようなものである。未ショット材およびショット材の最大高さ R_{max} はそれぞれ $2.3\mu m$ および $14.5\mu m$ となり、この処理によって表面はかなり粗くなっている。

Table 4 Details of shot peening procedure

Shot media		Peening condition	
Material	Round cut wire	Machine	Air blast machine
Hardness	HV 520	Air pressure	0.54 MPa
Size	600 μm	Projection time	120 sec
		Coverage	300 %
		Almen intensity	0.3mmA

なお、ショットピーニング処理後のX線回折($\sin^2\psi$ 法)による残留応力測定結果は以下のようなものである。試験片表面から深さ方向に約 $100\mu m$ にわたって生じた圧縮残留応力の値は $600MPa \sim 680MPa$ 程度である。一方、未ショット材の表面層にも圧縮残留応力が認められた。その値は試験片表面で約 $300MPa$ であるが、 $50\mu m$ 内部では、ほとんど消失している。土居ら⁽⁶⁾の指摘のように、試験片加工時に残留オーステナイトのマルテンサイト化が起こり、この変態に伴う体積膨張のため⁽¹³⁾、未ショット材にも、残留応力が生じたものであろう。

3. 実験結果および考察

3・1 疲労強度に及ぼすショットピーニングの影響

表4の条件下でショットピーニングを施し、回転曲げ疲労試験を行なった。その σ_a-N_f 曲線を図3に示す。

未ショット材およびショット材の実験点を、それぞれ(□印)および(○, ●印)によって示す。実験点のばらつきが大きいから、両材の σ_a-N_f 曲線には、ばらつき帯の幅が示されている。短寿命側では、ショットピーニングによって疲労強度は向上している。例えば、 10^5 回の疲労強度(ばらつき帯の中央値)に注目すると、未ショット材の疲労強度 $430MPa$ に対して、ショット材の疲労強度は約33%上昇して $570MPa$ となる。しかし、長寿命側に近づくに連れて、ショットピーニング効果は減少し、 10^8 回付近に至ると、その効果はほとんど消滅している。

ここで、破壊の起点に注目する。ショット材の実験点(○, ●印)のうち、○印は破壊の起点が試験片表面であり、また、●印はその起点が表面下数百 μm で認められたものである。未ショット材では、総て、表面破壊型である。ショット材では、短寿命側では表面破壊型であるが、長寿命側になると、表面破壊型と内部破壊型とが混在している。

上述のように短寿命側でショットピーニングによる疲労強度の上昇が認められる場合は、ショット材ならびに未ショット材の両材とも、破壊モードは表面破壊型である。

Fig.3 S-N diagram showing the effect of shot peening on fatigue strength in ADI

これに対して、 $10^6 \sim 10^8$ 回の領域において表面破壊型と内部破壊型とが混在する場合には、すなわち、内部破壊型が関与するようになると、ショットピーニング効果が減少するわけである。この領域におけるショット材の実験点に注目し、表面破壊型の○印と内部破壊型の●印とを区別して、それぞれ σ_a-N_f 曲線を描くと、図中の2種類の1点鎖線を得る。実験点のばらつきが大きいから両曲線の間の有意差の有無については問題が残る。しかし、 $10^7 \sim 10^8$ 回の領域において、表面破壊型の○印の実験点には未破断を表わす一印を付したものが多く含まれているのに対して、内部破壊型の●印の実験点は、総て破断したものである。したがって、 $10^7 \sim 10^8$ 回のような比較的長寿命域では、表面破壊型の実験点の○印のほうが、内部破壊型の実験点の●印よりも、高強度側に位置していると判断して差し支えない。この結果は、次のことを意味する。

(1)内部欠陥寸法が相対的に小さいために、表面破壊型(○印)が現れる場合には、ショットピーニング効果が存在し、内部破壊型よりも長寿命側・高強度側に位置する。

(2)内部欠陥寸法が相対的に大きいために、内部破壊型(●印)が支配的になる場合には、ショットピーニング効果が消滅し、短寿命・低強度側に位置する。

(3) $10^6 \sim 10^8$ 回の領域において、負荷応力と内部欠陥寸法に依存して破壊モードが異なるために、表面破壊型と内部破壊型とが混在するようになる。

(4)さらに長寿命域になると、内部破壊型が支配的になるものと期待される。

現状では、ショット材ならびに未ショット材の両材とも、硬化の程度に違いがあるにしても、表面硬化材と見なすことができる⁽⁶⁾。表面硬化材であれば、2段

に折れ曲がる σ_a - N_f 曲線が期待されるわけであるが、この研究で行なった 10^8 回程度までの寿命域では、折れ曲がり認められなかった。これを確認するためには、さらに長寿命域の実験が必要と考えられる。

σ_a - N_f 曲線の 2 段折れ曲がりの問題については、今後の課題とするけれども、 10^8 回以上のような長寿命域で、ショットピーニングが無効となるのは、従来の指摘⁽⁵⁾⁽⁶⁾と一致して、表面硬化領域では破壊しないで、内部の非硬化領域で破壊するためである。

3.2 オーステンパ処理球状黒鉛鋳鉄 ADI の疲労強度に及ぼす人工欠陥の影響

平滑試験片および 4 種類のドリル穴試験片について、片持ち回転曲げ形式により、 10^8 回付近まで行なった疲労試験結果を図 4 に示す。この結果に注目すると、 10^7 回を超えてからも、しばしば破断する場合が認められる。例えば、0.1 mm のドリル穴材の場合 (▲印) には、440 MPa および 410 MPa において、それぞれ 8.41×10^7 回および 4.17×10^7 回で破断している。また、平滑試験片の場合 (○印) には、 3.64×10^8 回で破断するような例も見受けられる。したがって、この材料の場合には、ふつう行なわれているような 10^7 回までの繰返しでは、疲労限度が決定されず、 10^8 回でも決定は困難と思われる。そこで、以下では、疲労限度という語句を使用しないで、主として 10^8 回の疲労強度に注目する。

Fig. 4 The effect of drilling hole on fatigue strength in ADI

ここで、最大黒鉛寸法 $(\sqrt{area})_{max}$ 、鑄巣寸法 $\sqrt{area}$ および村上⁽¹²⁾のモデルによる疲労強度予測値 $\sigma_{w,p}$ に注目する。上例の 0.1 mm ドリル穴材の場合、試験片表面から観察する限り、ドリル穴以外の箇所から破断している。このことは材料中に含まれる黒鉛または鑄巣等の欠陥寸法 $\sqrt{area}$ が、0.1 mm ドリル穴材の $\sqrt{area}$ よりも、大きいことを意味する。そこで、20 箇所の

観察領域を選び、各領域ごとに黒鉛寸法の最大値を求め、この最大値の分布から極値統計によって、最大の黒鉛寸法 $(\sqrt{area})_{max}$ を推定した。最大黒鉛寸法は、試験片 1~10 本あたり、82~94 μm 程度である。次に、上例の 410 MPa $\cdot 4.17 \times 10^7$ 回で破断した 0.1 mm ドリル穴材の場合、ドリル穴以外の表面下約 200 μm の鑄巣で破断している。その疲労破面から求めた内部の鑄巣寸法の $(\sqrt{area})_i$ を表面欠陥寸法に換算⁽¹²⁾すると、等価欠陥寸法 $(\sqrt{area})_e$ は約 93 μm となる。

これらの潜在欠陥寸法のほか、3 種類のドリル穴材の $\sqrt{area}$ 値を求めた。これらの値を村上⁽¹²⁾の式に適用して求めた疲労強度の予測値 $\sigma_{w,p}$ および疲労強度の実測値 $\sigma_{w,exp}$ を表 5 に示す。また、これらの疲労強度と $\sqrt{area}$ との関係を図 5 に示す。参考のため、村上⁽¹²⁾の式を示すと、

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

ここで、 σ_w : 疲労限度 MPa, HV : ビッカース硬さ kgf/mm², $\sqrt{area}$: 主応力軸に直角な断面に投影した欠陥面積の平方根 μm である。前述のように、ここでは疲労限度の存在が確認されていないから、表 5 では疲労強度と称している。

この実験では、表 2 の D 材を使用している。そのビッカース硬さ HV=431 である。村上モデルの適用に際しては、基地組織の硬さが必要であるが、上記の硬さ測定値には、黒鉛の影響が含まれている。遠藤⁽¹¹⁾の方法に倣って、黒鉛の体積率を考慮して、修正されたビッカース硬さ HV=450 が表 5 に示されている。

Table 5 Values of $\sqrt{area}$ and fatigue strength

	Defect size ($\sqrt{area}$) _{max} μm	Fatigue strength MPa	
		$\sigma_{w,p}$	$\sigma_{w,exp}$
Graphite	82~94	390~380	Smooth 440
Microshrinkage	93	383	
Drilling hole size mm	0.1	93	383
	0.2	185	341
	0.3	278	319
	0.4	370	304

$\sigma_{w,p}$: Prediction by $\sqrt{area}$ model (HV=450)

$\sigma_{w,exp}$: Fatigue strength at 10^8 cycles

表 5 によると、0.2~0.4 mm のドリル穴材の疲労限度は、この人工欠陥によって明かに低下しており、その値 $\sigma_{w,exp}$ は、図 5 に示すように村上⁽¹²⁾の式(1)から予測される値 $\sigma_{w,p}$ とほぼ一致している。なお、0.1 mm のドリル穴の疲労限度 $\sigma_{w,exp} = 400$ MPa は、前述のようにドリル穴以外の箇所から破断していることを考慮して、平滑試験片の疲労強度と見なしている。以上のように、

潜在欠陥と見なされる最大黒鉛寸法および鑄巣寸法は、いずれも、 $90\mu\text{m}$ 程度であり、 0.1mm のドリル穴の欠陥寸法 $93\mu\text{m}$ とほぼ等しい。これより、球状黒鉛鉄中に含まれる潜在欠陥は 0.1mm の人工欠陥とほぼ等価と見なすことができる。

Fig.5 Relationships between fatigue strength and defect size

3・3 平滑試験片の疲労強度のばらつき

D材の未ショット材について、片持ち曲げ負荷のもとで、平滑試験片の 10^8 回疲労強度に注目する。上述のように 0.1mm ドリル穴は、実質的に鑄巣等の潜在欠陥とほぼ等価であるから、 0.1mm ドリル穴材の疲労強度 400MPa は、相対的に大きな潜在欠陥($\sqrt{\text{area}}=93\mu\text{m}$)が存在するときの平滑試験片の疲労強度と見なすことができる。一方、ドリル穴を付さない平滑試験片に注目すると、図4(○印)に示したように、 440MPa のもとで 3.64×10^8 回で破断している。したがって、この平滑試験片の 10^8 回疲労強度は 440MPa となる。SEMによる破面観察を行なうと、表面層直下には内部破壊型の起点となるような鑄巣は存在しないで、破壊モードは表面破壊型であった。実際に、試験片表面における微小き裂進展挙動を観察すると、以下のものであった。図6は、試験片表面の光学顕微鏡写真である。図6(a)は、 1.02×10^8 回の時点で、まだ破断していなかった試験片の表面で観察された微小き裂である。黒鉛を起点とした約 $25\mu\text{m}$ 長さのき裂である。その後、再度同じ応力レベルで疲労試験を続行し、 5.0×10^4 回ごとに、このき裂を追跡した。 1.2×10^6 回繰返した時点で図6(b)に示すように、き裂は約 $4\mu\text{m}$ 進展していたけれども、その後は、総計 2.67×10^8 回に至るまで停留したままであった。このように一時的には微小き裂が停留しているけれども、最終的には進展して破断に至っている。

(a) 1.02×10^8 cycles

(b) 2.67×10^8 cycles

Fig.6 Photomicrograph showing nonpropagating crack developed from graphite($\sigma_a=440\text{MPa}$)

図6において、微小き裂の発生源となった黒鉛粒径は、表面から観察する限り $70\sim 75\mu\text{m}$ である。この黒鉛が表面に対してどのような位置を占めていたかが問題となるが、いま、この直径の球状黒鉛の上端が、試験片表面に接してしていると仮定して、最大の $\sqrt{\text{area}}^{(12)}$ を推定すると、 $62\sim 66\mu\text{m}$ 程度となる。この寸法は、 400MPa の疲労強度を示すときの欠陥寸法 $90\mu\text{m}$ よりも小さいから、結果として 440MPa という相対的に高い疲労強度を示したものと考えられる。実際には、この黒鉛の $\sqrt{\text{area}}$ はもう少し小さく、逆に、図5から 440MPa の疲労強度を得るための $\sqrt{\text{area}}$ を推定すると約 $30\sim 40\mu\text{m}$ となる。

以上のように、最大黒鉛寸法またはそれに匹敵する大きな鑄巣($\sqrt{\text{area}}=90\mu\text{m}$)が関与する場合の平滑試験片の疲労強度が 400MPa であり、破壊モードは内部破壊型となる可能性がある。一方、このような大きな内部欠陥が存在しない場合の疲労強度が 440MPa であって、この場合の破壊モードは表面破壊型となる。このように、平滑試験片の疲労強度のばらつきおよび破壊モードは、表面層の強度と欠陥の分布状態に大きく依存している。

3・4 疲労限度の存在について

表面硬化材の場合、長寿命域では、内部破壊モードが支配的となるから、疲労限度の存在を確認するためには、非硬化部または非硬化材の疲労挙動に注目しなければならない。ADIの場合には、ショット材はもち

ろん、未ショット材さえも試験片加工時のマルテンサイト変態のため、いくらか硬化している。この加工時の硬化層を除去しようとして電解研磨を施すと、黒鉛が脱落してしまうから、この処理は不適切である。また、仮に、理想的な非硬化材が得られたとしても、応力繰返し中に起こる残留オーステナイトのマルテンサイト化が、微小き裂の発生、成長、停留の諸挙動にどのように関与するかといった問題⁽³⁾に注目しなければならない。これらの問題点については、今後の研究課題とするけれども、非硬化材に比較的近い挙動を示す未ショット材において、 3.64×10^8 回のような長寿命域で、なお、破壊モードが表面破壊型となることを考えると、非硬化材の疲労限度存在の有無を確認するためには、かなり長期間にわたる疲労試験が必要となろう。

なお、0.2~0.4mmのドリル穴材では、ドリル穴が破壊の起点となる。したがって、もし、疲労限度が存在するとすれば、ドリル穴から発生した微小き裂の停留の有無が問題となる⁽¹²⁾。そこで、これらのドリル穴材について、 10^8 回近傍で未破断の試験片について、穴周辺の顕微鏡観察を行なったが、微小き裂の発生は認められなかった。このような微小欠陥材についても、微小き裂の発生、その成長および停留挙動を通じての疲労限度の存在の有無を議論するためには、さらに長時間にわたる疲労試験が必要となろう。

4. 結 論

オーステンパ処理を施した球状黒鉛鋳鉄ADIの平滑試験片について、 10^8 回程度の長寿命域までの回転曲げ疲労試験を行ない、疲労強度に及ぼすショットピーニングの影響について評価した。これに引続き、直径と深さの等しい4種類(0.1~0.4mm)のドリル穴試験片についても疲労試験を行ない、疲労強度を低下させない限界の人工欠陥寸法から、ADIに含まれる黒鉛、鑄巣等の潜在欠陥寸法の推定を試みた。これより、次の結果を得た。

(1) 10^5 回のような短寿命域では、ショットピーニング効果が認められ、その疲労強度の上昇率は約33%である。この場合、ショット材、未ショット材の両材とも、破壊モードは表面破壊型である。

(2) 10^6 回から 10^7 回へと長寿命域に近付くにつれて、ショットピーニング効果は次第に減少し、 10^8 回のような長寿命域に至ると、ショットピーニングによる疲労強度の向上は望めない。

(3)ショット材について、ショットピーニング効果が次第に減少する 10^6 回から 10^8 回までの比較的長寿命域

においては、表面破壊型と内部破壊型の両破壊モードが混在する。疲労強度に関する実験点のばらつきはかなり大きいけれども、表面破壊型を示す場合の実験点は、内部破壊型を示す実験点よりも、高強度・長寿命側に位置する傾向が認められる。すなわち、表面破壊型の場合には、短寿命域ほどではないけれども、ショットピーニングによる疲労強度の上昇が起こり得る。一方、内部破壊型の実験点は、ショットピーニング効果が期待できないから、相対的に低強度・短寿命側に位置する。

(4)ショット材の場合、同じ負荷レベルでも、内部欠陥寸法によって、破壊モードが異なり、この寸法が相対的に小さい場合には表面破壊型となって疲労寿命が長くなり、逆に、内部欠陥寸法が大きいと内部破壊型となって、疲労寿命が短くなる。すなわち、内部欠陥寸法のばらつきが、破壊モードの違い、したがって疲労寿命のばらつきの原因となる。

(5)未ショット材について、 $\sqrt{area}$ パラメータモデルによって欠陥寸法を評価した場合、極値統計から推定された最大黒鉛寸法および破面から実測された鑄巣の寸法は、いずれも、約 $90 \mu\text{m}$ である。この寸法は、0.1mmのドリル穴の欠陥寸法 $93 \mu\text{m}$ とほぼ等しい。したがって、このドリル穴材の 10^8 回疲労強度の400MPaは、内部破壊型で破断する場合の平滑試験片の疲労強度と見なされる。一方、表面破壊型で破断した平滑試験片の 10^8 回疲労強度は440MPaである。このような破壊モードの違いが未ショット材の平滑試験片の疲労強度のばらつきの原因となる。

おわりに、この研究を行なうにあたり、有益なご討論をいただいた岐阜大学工学部の戸梶恵郎教授ならびに長谷川典彦教授に、また、材料を提供された日立金属株式会社に、深く感謝の意を表します。

文 献

- (1) 矢野満, 球状黒鉛鋳鉄の進歩とその応用, 機械学会講習会教材, No.910-14(1991), 15-24.
- (2) A. Ebenau・ほか3名, Shot Peening, ICSP, 4(1990), 389-398.
- (3) 田中雄一・石井裕士, 鋳物, 63-8(1991), 699-705.
- (4) 橋本宗到・ほか3名, 機論, 61-585, A(1995), 889-893.
- (5) 鈴木秀人, 機論, 61-585, A(1995), 906-912.
- (6) 土居滋・ほか4名, 機論, 62-595, A(1996), 589-593.
- (7) 鈴木秀人・ほか4名, 機論, 62-595, A(1996), 621-626.
- (8) 鈴木秀人・ほか4名, 機論, 62-595, A(1996), 627-631.
- (9) 江村秀樹・浅見克敏, 機論, 55-509, A(1991), 45-50.
- (10) 齊藤康弘・ほか3名, 機論, No.940-37, A(1994), 397.
- (11) 遠藤正浩, 材料, 38-433(1989), 1139-1144.
- (12) 村上敬宜, 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂(1993), 54-72.
- (13) 鈴木秀人・ほか2名, 機論, 57-537, A(1991), 1029-1034.