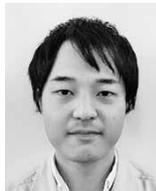


(論文)

一体型クランク軸用低合金鋼の超高サイクル疲労域まで含めた疲労特性に及ぼす介在物サイズの影響

Effect of Inclusion Size on Fatigue Properties in Very High Cycle Region of Low Alloy Steel Used for Solid-type Crankshaft



矢倉亮太*¹
Ryota YAKURA



松田真理子*¹
Mariko MATSUDA



酒井達雄*² (博士(工学))
Dr. Tatsuo SAKAI



上野 明*² (博士(工学))
Dr. Akira UENO

A study was conducted to grasp the fatigue properties, including the properties in a very high-cycle fatigue region, of a low-alloy steel used for the solid-type crankshaft of a 4-cycle diesel engine. Fatigue tests were conducted on specimens, some of which were taken from a solid-type crankshaft and others taken from a round forged bar. The relation between the inclusion size at crack initiation sites and the fatigue property was studied on the basis of fracture mechanics. The study developed a relation equation between the fatigue life and inclusion size, as well as a relation equation between the threshold stress intensity range and inclusion size, for fracture initiated from the surface and internal inclusions. These equations show that decreasing inclusion size improves not only the fatigue strength working against surface fracture but also that attributable to internal fracture.

まえがき = 近年、船舶および陸上発電用の4サイクルディーゼルエンジンの高出力化、コンパクト化が望まれている^{1)~4)}。これに伴い、4サイクルディーゼルエンジンに搭載される一体型クランク軸の高強度化が求められており、現在では、引張強さ900~1,100MPaの低合金鋼が主流の材料となっている。

また当社では、材料の高強度化に加えて高疲労強度化技術の開発にも注力している。一体型クランク軸を含む大型鍛鋼品中には、不可避的に介在物が含まれる。こうした介在物は疲労き裂の起点となり、その大きさに応じて疲労強度を低下させることが知られている⁵⁾。そこで、鍛鋼品中の介在物の量と大きさを減少させることによって疲労強度を改善した高纯净度鋼を開発し^{6)~8)}、一体型クランク軸への適用を開始している。

一方、4サイクルディーゼルエンジンの機器寿命を全うするまでの間、一体型クランク軸には 10^9 回にも達する繰り返し応力が負荷される。応力負荷繰り返し数が 10^9 回までの疲労は超高サイクル疲労と呼ばれ、現在も多数の研究が行われている⁹⁾。一体型クランク軸用材料についても、超高サイクル域まで含めた疲労特性の把握が必要と考えられるが、そういった研究事例は少ない^{10), 11)}。そこで、超高サイクル域における疲労破壊の有無、および疲労限度に及ぼす介在物サイズの影響の把握を目的に、一体型クランク軸用低合金鋼を対象とする疲労試験を行ない、疲労寿命および疲労限度と介在物サイズの関係について検討を行った。

1. 超高サイクル域での疲労破壊の特徴

従来、鉄鋼材料の疲労破壊は、応力負荷繰り返し数 10^7 回までに現れる疲労限度（以下、疲労限度という）以下の応力では生じないと考えられてきた。しかし、とくに高強度の鉄鋼材料において $10^7 \sim 10^9$ 回の繰り返し数で疲労限度よりも低い応力で疲労破壊が生じる現象、すなわち超高サイクル疲労の存在が近年の研究によって明らかにされている。

通常の疲労破壊は、金属表面もしくは表面に存在する介在物を起点に生じるが、超高サイクル疲労破壊におけるき裂の起点は、一般的に内部に存在する介在物とされている⁹⁾。こういった内部介在物を起点とした超高サイクル疲労破壊は、軸受鋼¹²⁾ やばね鋼¹³⁾、工具鋼¹⁴⁾ などの引張強さ1,200MPa以上の高強度鋼で起こりやすいとされているが¹⁵⁾、引張強さ900~1,100MPa程度の一体型クランク軸用低合金鋼では超高サイクル疲労破壊が起こるかどうか明らかにされていない。

2. 調査・試験方法

2.1 供試材

供試材は、重量12~65トンの鋼塊から作製した。鋼種は当社開発鋼40CrMo8に加えて34CrNiMo6、36CrNiMo4、および42CrMo4 (DIN規格鋼) を用いた。これらの鋼の成分の狙い値とS、O量の範囲を表1に記す。40CrMo8については、S、O量やスラグ組成などを調整することで介在物を種々の大きさに制御し、高纯净度鋼

*¹ 鉄鋼事業部門 鍛鋼事業部 技術開発部 *² 立命館大学 理工学部機械工学科

(S<20ppm, O<15ppm) および従来鋼を作製した。

これらの鋼塊を用い、鍛錬比3以上熱間鍛造によりφ450~620mmの丸棒形状に成形した。また、40CrMo8製の重量約65トンの高純度鋼および従来鋼の鋼塊を、熱間鍛造により主軸径480mmの一体型クランク軸に成形した。

成形した素材に焼入れ・焼戻しを施し、丸棒材を引張強さ800~1,100MPaの範囲、クランク軸材を引張強さ1,000MPa級(950~1,050MPaの範囲)に調質した。

試験片は図1に示すとおり、クランク軸の場合は実働中に最も負荷がかかるピンフィレット部から採取し、丸棒の場合は、表面からの深さと試験片長手方向に対する鍛流線の方向が、クランク軸ピンフィレット部から採取した試験片と同等になるように採取した。

2.2 疲労試験

2.2.1 高サイクル疲労試験

高純度鋼と従来鋼の 10^7 回までの疲労限度の比較を目的に、小野式回転曲げ疲労試験を実施した。また、クランク軸から採取した試験片については、軸力疲労試験を行った。

小野式回転曲げ疲労試験は、丸棒材から採取した平行部φ10×30mmの平滑試験片を用いて、試験周波数60Hzで行った。試験方法は階差法とし、試験片ごとの疲労限度 σ_w を求めた。具体的には、ある応力振幅 σ_a で疲労試験を実施し、 3×10^6 回未破断の場合、 σ_a を20MPaずつ増加させて破断するまで試験を繰り返し、破断した応力から20MPaを引いた σ_a を σ_w とした。この方法を用いることで、 σ_w と介在物寸法の関係を直接検討することができる。

軸力疲労試験は、平行部φ10×30mmの平滑試験片を用いて、応力比-1で行った。試験周波数は30~45Hzとし、試験打ち切り繰り返し数は 10^7 回とした。

表1 供試材の化学成分

Table 1 Target of chemical compositions of test steels

| Material | (mass%) | | | | | | | |
|-----------|---------|------|------|------|------|------|------------|------------|
| | C | Si | Mn | Ni | Cr | Mo | S | O |
| 40CrMo8 | 0.38 | 0.25 | 0.90 | - | 2.00 | 0.25 | <60 ppm | <50 ppm |
| 34CrNiMo6 | 0.34 | 0.25 | 0.65 | 1.50 | 1.50 | 0.25 | | |
| 36CrNiMo4 | 0.36 | 0.25 | 0.65 | 1.00 | 1.00 | 0.25 | | |
| 42CrMo4 | 0.42 | 0.25 | 0.75 | - | 1.10 | 0.23 | | |

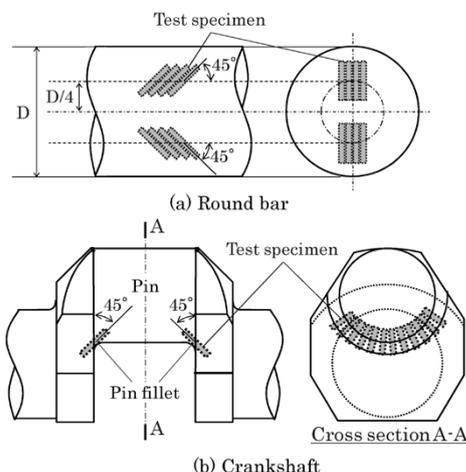


図1 試験片の採取方法

Fig. 1 Preparation of specimens

2.2.2 超高サイクル疲労試験

高純度鋼と従来鋼の超高サイクル域までの疲労特性の比較を目的に、片持ち式回転曲げ疲労試験¹⁶⁾を行った。試験片は、軸力疲労試験片と同様にクランク軸材から採取し、最小断面部φ4mm砂時計型形状とした。試験周波数は52.5Hzとし、試験打ち切り繰り返し数は 10^9 回とした。なお、上述の疲労試験は、すべて常温大気中で行った。

2.3 破面観察および介在物サイズの測定

破断した疲労試験片の破面をSEMによって観察した。疲労き裂の起点が介在物の場合は、その形状を外接する楕円で近似し、楕円の面積の平方根を介在物サイズの代表値 \sqrt{area} とした。 \sqrt{area} は、疲労強度に対する介在物サイズの影響を評価するパラメータとして有効であることが知られている⁵⁾。

3. 試験結果

3.1 高サイクル疲労試験の結果

小野式回転曲げ疲労試験によって得られた40CrMo8高純度鋼と、40CrMo8および他の3鋼種を含む従来鋼の疲労限度 σ_w を、800~1,100MPaの強度範囲で比較した結果を図2に示す。高純度鋼および従来鋼ともにばらつきはあるものの、引張強さが増加すると疲労限度も増加する傾向が認められた。また、ばらつきの上限は高純度鋼と従来鋼で同程度であるが、ばらつきの下限は高純度鋼の方が高かった。すなわち、高純度鋼の σ_w は従来鋼に比べて安定して高いといえる。

つぎに、40CrMo8の高純度鋼および従来鋼の軸力疲労試験結果を図3に示す。なお、軸力疲労試験では、

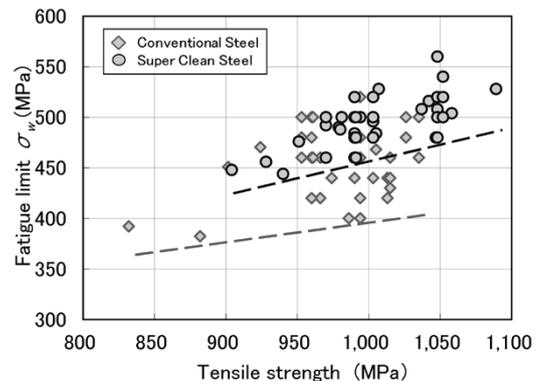


図2 小野式回転曲げ疲労試験の結果

Fig. 2 Results of rotating bending fatigue tests

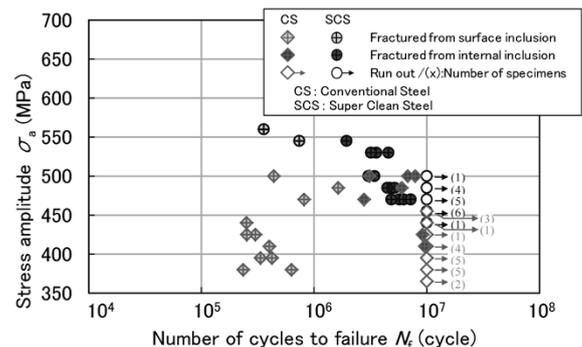


図3 40CrMo8の軸力疲労試験の結果

Fig. 3 Results of axial load fatigue tests of 40CrMo8

小野式回転曲げ疲労試験の結果から疲労限度付近と思われる応力振幅を重点的に実施した。軸力疲労試験では、疲労き裂の起点が表面介在物と内部介在物の2種類の破壊形態が確認された。表面介在物を起点とした疲労破壊は、主に 10^6 回未満で発生した。一方、内部介在物を起点とした疲労破壊は、すべて 10^6 回以上で生じた。破断した応力振幅の最小値は、表面介在物起点型破壊において高純度鋼および従来鋼でそれぞれ545MPaおよび380MPa、内部介在物起点型破壊においてはそれぞれ470MPaおよび410MPaで、いずれの破壊形態においても従来鋼よりも高純度鋼の方が高かった。

3.2 超高サイクル疲労試験の結果

40CrMo8の高純度鋼および従来鋼の片持ち式回転曲げ疲労試験結果を図4に示す。 σ_w は、高純度鋼および従来鋼でそれぞれ582.5MPa、525MPaであり、高純度鋼の方が約11%高かった。疲労き裂の起点は、高純度鋼で全て金属表面、従来鋼で全て表面介在物であった。軸力疲労試験に見られたような内部介在物起点型破壊は生じず、 $10^6 \sim 10^9$ 回の繰り返し数域での疲労破壊も生じなかった。

3.3 破面観察の結果

破面観察結果の一例として、SEMにより撮影した反射電子像を図5に示す。前述のとおり、金属表面(図5

(a)、表面介在物(図5(b))、および内部介在物(図5(c))および(c)中の介在物を拡大した(d)の3種類の疲労き裂の起点が確認された。介在物の大きさ \sqrt{area} は、高純度鋼および従来鋼でそれぞれ20~60 μ m、20~150 μ m程度であった。

4. 考察

4.1 破壊形態に応じたS-N関係

図6に、片持ち式回転曲げ疲労試験と軸力疲労試験の結果を合わせて示す。図6では、高純度鋼と従来鋼を識別せず、試験方法と破壊形態に応じてデータ点の表示方法を変えた。図6から、金属表面(Surface)、表面介在物(Surface inclusion)および内部介在物(Internal inclusion)の疲労き裂起点位置に応じたS-N関係が成り立っているように見受けられた。疲労寿命は、疲労き裂の起点が表面介在物の場合が最も短く、次に金属表面の場合が短く、内部介在物の場合が最も長かった。最小破断応力は、内部介在物起点型破壊よりも表面介在物起点型破壊の方が低かった。しかし、軸力疲労試験では 10^7 回を打ち切り回数としたため、 10^7 回以上の繰り返し数域で表面介在物起点型破壊の最小破断応力よりも低い応力振幅下で内部介在物起点型破壊が生じる可能性を否定できない。また、片持ち式回転曲げ疲労試験では、内部介在物を起点とした長寿命域($10^6 \sim 10^9$ 回)の疲労破壊は生じていないが、軸力疲労試験に比べて試験片サイズが小さいため、内部に介在物が含まれにくく、その結果内部介在物起点型破壊が現れなかった可能性もある。すなわち、 10^7 回以降の繰り返し数域における内部介在物起点型破壊の発生有無、およびそのS-N関係は依然不明のままである。そこで、 10^7 回以降の繰り返し数域における内部介在物起点型破壊の挙動を予測するため、以下の検討を行った。

4.2 疲労寿命と介在物サイズの関係

介在物をき裂とみなしたときの初期応力拡大係数範囲 ΔK は、 \sqrt{area} と応力振幅 σ_a を用いて式(1)で表される⁵⁾。

$$\Delta K = M \sigma_a (\pi \sqrt{area})^{1/2} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、Mは応力拡大係数の補正係数で、疲労き裂の起点が表面介在物の場合0.65、内部介在物の場合0.50であることが知られている⁵⁾。また、式(1)によって求め

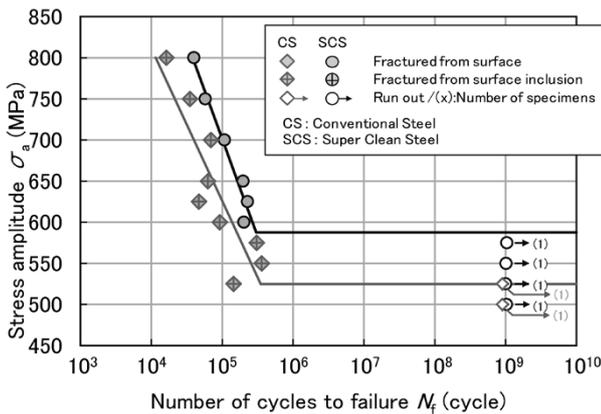


図4 40CrMo8の片持ち式回転曲げ疲労試験結果

Fig. 4 Results of cantilever rotating bending fatigue test of 40CrMo8

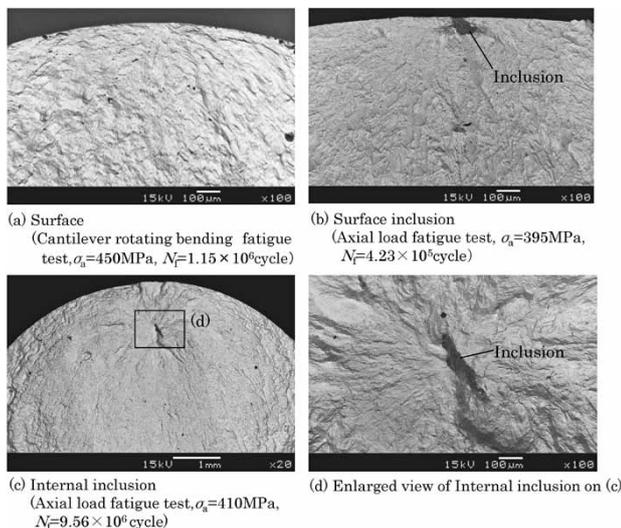


図5 疲労き裂起点の観察例

Fig. 5 Examples of fatigue crack initiation sites

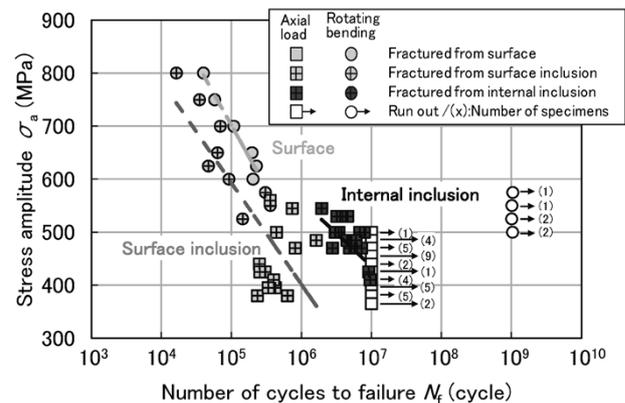


図6 40CrMo8の軸力及び片持ち式回転曲げ疲労試験結果

Fig. 6 Results of axial load and cantilever rotating bending fatigue tests of 40CrMo8

られる ΔK は、疲労寿命 N_f を \sqrt{area} で除したパラメータ (N_f/\sqrt{area}) との間で式 (2) の両対数直線関係が成り立つとされている¹⁰⁾。

$$\Delta K = \alpha (N_f/\sqrt{area})^\beta \quad \dots\dots\dots (2)$$

1,000MPa級40CrMo8の軸力および片持ち式回転曲げ疲労試験結果とSEM破面観察結果に基づき、 ΔK と (N_f/\sqrt{area}) の関係について実験点をプロットした結果を図7に示す。図7から、式(2)の α は表面介在物起点型破壊で25、内部介在物起点型破壊で44、 β は表面介在物起点型破壊で-0.21、内部介在物起点型破壊で-0.23と推定された。式(2)と図7から求めた α および β を用いて、任意の σ_a と \sqrt{area} を与えることで、表面および内部起点型破壊における N_f を予測することができる。

4.3 疲労限度と介在物サイズの関係

一般的に、鋼の疲労限度はき裂の発生限界ではなく、発生したき裂の伝播停止限界と考えられている⁵⁾。したがって、き裂が進展を開始する閾値(いきち)である下限応力拡大係数範囲 ΔK_{th} と \sqrt{area} の関係を明らかにすることにより、介在物サイズが疲労限度に及ぼす影響も明らかになる。

図8に、1,000MPa級40CrMo8の小野式回転曲げ疲労試験および軸力疲労試験の結果と、SEM破面観察結果から式(1)を用いて算出した ΔK と \sqrt{area} の実験値をプロットした結果を示す。

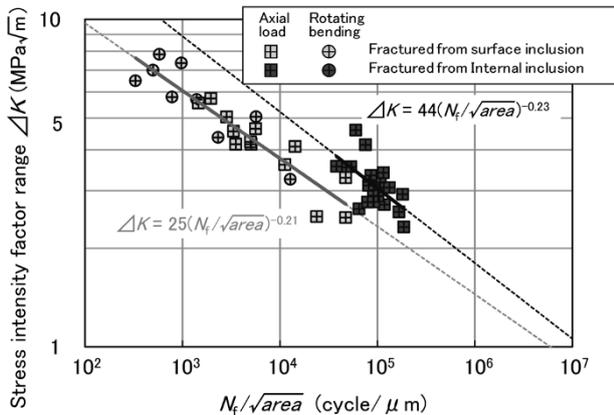


図7 40CrMo8における ΔK と(N_f/\sqrt{area})の関係
Fig. 7 Relationship between ΔK and (N_f/\sqrt{area}) for 40CrMo8

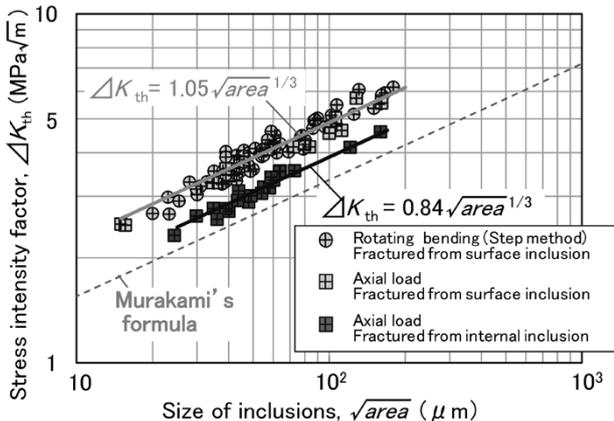


図8 40CrMo8における ΔK_{th} と \sqrt{area} の関係
Fig. 8 Relationship between ΔK_{th} and \sqrt{area} for 40CrMo8

階差法で行った小野式回転曲げ疲労試験からは、試験片ごとの σ_w と \sqrt{area} が得られる。これらを式(1)の σ_a と \sqrt{area} に代入して求めた ΔK は、疲労き裂が進展を開始する閾値である ΔK_{th} とみなすことができる。

一方、軸力疲労試験で得た破断応力 σ_f と \sqrt{area} を式(1)の σ_a と \sqrt{area} に代入して求めた ΔK は、本来 ΔK_{th} とみなすことはできない。しかしながら、軸力疲労試験が疲労限度付近と思われる応力振幅下で行われたことと、表面介在物起点型破壊において階差法と軸力疲労試験のデータ点が良く一致したことから、ここでは上記 ΔK を ΔK_{th} として扱い、内部介在物起点破壊の ΔK_{th} と \sqrt{area} の関係の定式化に用いた。

図8において、表面および内部介在物起点型破壊の双方で式(3)に示した村上の式⁵⁾に類似した傾向が見られたため、 ΔK_{th} は(\sqrt{area})^{1/3}に比例すると仮定して式(4)を得た。

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-2} (HV+120) (\sqrt{area})^{1/3} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\Delta K_{th} = \gamma (\sqrt{area})^{1/3} \quad \dots\dots\dots (4)$$

図8から、1,000MPa級40CrMo8では、係数 γ は表面介在物起点型破壊で1.05、内部介在物起点型破壊で0.84と推定された。また、式(4)から、任意の \sqrt{area} を与えることで表面および内部介在物起点型破壊における ΔK_{th} を予測することができ、ひいては、次節で述べるとおり σ_w を推定することも可能である。

4.4 S-N曲線の予測と介在物サイズの影響の推定

以上に述べた N_f および ΔK と \sqrt{area} の関係を表す式(1)、(2)および、 ΔK_{th} と \sqrt{area} の関係を表す式(4)から、1,000MPa級40CrMo8について、任意の大きさの介在物を起点とした表面および内部介在物起点型破壊のS-N曲線を予測する。

まず、想定される介在物サイズを \sqrt{area} として、式(1)に任意の応力振幅 $\sigma_{a,i}$ を与えると、 $\sigma_{a,i}$ に応じた応力拡大係数範囲 ΔK_i が算出される。算出された ΔK_i と \sqrt{area} を式(2)に与えると、 \sqrt{area} および $\sigma_{a,i}$ に応じた破断繰り返し数 $N_{f,i}$ が求まる。同様の方法で、ほかの $\sigma_{a,i}$ についても $N_{f,i}$ を求めることで、図9中の①の曲線で示した有限寿命域のS-N曲線を予測できる。つぎに、式(4)に \sqrt{area} を与えて求まる下限応力拡大係数範囲 ΔK_{th} に相当する応力振幅を式(1)から求めると σ_w および直線②が得られる。図9中の曲線①と直線②の交

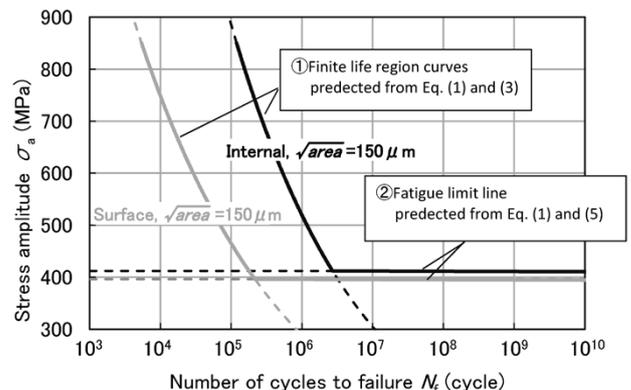


図9 S-N曲線の予測方法
Fig. 9 Prediction method of S-N curves

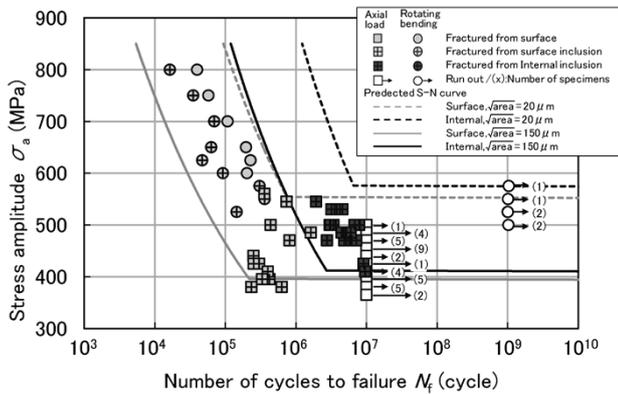


図10 40CrMo8のS-N曲線の予測結果
Fig.10 Predicted S-N curves for 40CrMo8

点よりも下側部分を曲線①から、左側部分を直線②から除去することで、S-N曲線を予測できる。

実際にS-N曲線を予測した結果を図10に示す。疲労試験片の破面上に観察された介在物の大きさが $\sqrt{areae} = 20 \sim 150 \mu\text{m}$ 程度であったため、その下限値の $20 \mu\text{m}$ および上限値の $150 \mu\text{m}$ の2条件で表面および内部介在物起点型破壊のS-N曲線の予測を行った。

予測の結果、表面および内部介在物起点型破壊のほぼ全てのデータ点が、それぞれの破壊形態における $\sqrt{areae} = 20 \mu\text{m}$ と $\sqrt{areae} = 150 \mu\text{m}$ の予測S-N曲線の間に収まった。また、片持ち式回転曲げ疲労試験で 10^9 回未破断となった σ_a の最大値(=575MPa)と、 $\sqrt{areae} = 20 \mu\text{m}$ で予測した内部介在物起点破壊のS-N曲線の σ_w (水平部)がおおむね一致した。以上の結果から、本手法により予測したS-N曲線は妥当なものと考えられる。

図10の予測S-N曲線から、1,000MPa級40CrMo8の超高サイクル域まで含めた疲労特性について、以下のことが言える。まず、予測した $\sqrt{areae} = 20 \mu\text{m}$ と $150 \mu\text{m}$ のS-N曲線を比較すると、表面および内部介在物起点型破壊ともに $\sqrt{areae} = 20 \mu\text{m}$ のS-N曲線のほうが $\sqrt{areae} = 150 \mu\text{m}$ のものよりも長寿命側に位置し、 σ_w も高い。この結果から、高纯净度化、すなわち介在物サイズの低減により、表面介在物起点型破壊だけでなく、内部介在物起点型破壊における疲労限度も同様に改善が可能と思われる。また、同じ \sqrt{areae} で予測した内部介在物起点型破壊と表面介在物起点型破壊のS-N曲線を比較すると、表面介在物起点型破壊の σ_w よりも内部介在物起点型破壊の σ_w のほうが高い。すなわち、表面と内部に同じ大きさの介在物が存在する場合、表面介在物起点型破壊の σ_w 以下の応力では、内部介在物を起点とした疲労破壊は生じないことが示唆された。さらに、いずれのS-N曲線も、傾斜部と水平部の交点が 10^7 回よりも低サイクル側に位置していることから、 10^7 回以降の繰返し数域では表面介在物起点型だけでなく、内部介在物起点型破壊も生じないことが示唆された。

むすび=一体型クランク軸に用いられる高纯净度鋼および従来鋼について、超高サイクル域まで含めた疲労特性を調査した。また、疲労寿命および疲労限度に及ぼす介在物サイズの影響について検討を行った。得られた結果を以下に記す。

- 1) 最大繰返し数 10^9 回までの片持ち式回転曲げ疲労試験を実施した結果、高纯净度鋼・従来鋼ともに 10^7 回以上の繰返し数で疲労破壊は生じなかった。
- 2) 当社製一体型クランク軸用低合金鋼の表面および内部介在物起点型破壊における疲労寿命 N_f と介在物サイズ \sqrt{areae} の関係式、および下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} と介在物サイズ \sqrt{areae} の関係式を得た。
- 3) 2)の関係式を用いて、介在物サイズ $\sqrt{areae} = 20 \sim 150 \mu\text{m}$ の範囲で表面および内部介在物起点型破壊それぞれのS-N曲線の予測が可能である。
- 4) 介在物サイズの低減によって、表面介在物起点型破壊だけでなく内部介在物起点型破壊における疲労限度も同様に改善が可能と思われる。

参考文献

- 1) 真壁 稔. 第75回マリンエンジニアリング学術講演会予稿集. 2006, p.77.
- 2) Franz Koch. The new MAN B&W L21/31 Engine-Design Development and Experience. 2004, No.174.
- 3) Juha Kytola. Development of the Waertsilae 4-stroke engine range. 2004, No.123.
- 4) Yutaka Miyawaki et al. The new DAIHATSU DC-17 4-stroke medium speed diesel engine. 2004, No.101.
- 5) 村上敬宜. 金属疲労. 微小欠陥と介在物の影響, 1993.
- 6) 篠崎智也ほか. R&D神戸製鋼技報. 2009, Vol.59, No.1, p.94-97.
- 7) T. Shinozaki, et al. International Symposium on Marine Engineering. 2009.
- 8) R. Yakura, et al. CIMAC Congress (2013), Paper No.442.
- 9) Tatsuo Sakai. Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering. 2009, Vol.3, No.3, p.425-439.
- 10) 小俣重雄ほか. 日本マリンエンジニアリング学会誌. 2003, Vol.38, No.7, p.55-62.
- 11) 矢倉亮太ほか. 日本材料学会第63期学術講演会予稿集. 2014, 講演番号206.
- 12) 酒井達雄ほか. 材料. 2000, Vol.49, No.7, p.779-785.
- 13) 阿部孝行ほか. 日本機械学会論文集(A編). 2001, Vol.67, No.664, p.112-119.
- 14) 塩澤和章ほか. 材料力学部門講演会講演論文集. 2001, p.243-244.
- 15) K. Kanazawa et al. NRIM Fatigue Data Sheet Technical Document, 1989, No.9.
- 16) Taizoh Yamamoto et al. Proceedings of VHCF-5. 2011, p.439-444.