

疲労強度に及ぼす微小欠陥や非金属介在物の影響とその定量的評価法

村 上 敬 宜*

Quantitative Evaluation of Effects of Defects and Non-metallic Inclusions on Fatigue Strength of Metals

Yukitaka MURAKAMI

1. 緒 言

金属疲労における微小欠陥や非金属介在物の問題は歴史的に必ずしも新しいものではない。しかし、近年特にこの問題が重要視され注目を浴びてきたのは、機械や構造物の使用条件が過酷になり材料の強度特性に対する要求が厳しくなってきたからであると思われる。特に、静的強度が高い鋼の疲労強度は微小欠陥や非金属介在物の存在によって著しく低下し、またばらつきが大きいことはよく知られている。微小欠陥や非金属介在物が疲労強度に及ぼす影響は極めて複雑であり、その影響を統一かつ定量的に評価することは困難とされてきた。しかし、ここ数年、破壊力学の分野で疲労における微小き裂の問題が注目されるようになり¹⁾、さらに微小欠陥と微小き裂の関連^{2)~4)}も研究されるに及んで、非金属介在物の問題も解決の糸口が見えてきたように思われる。

本解説では、まず、これまでの研究を調査した結果から問題点を明らかにし、次に、種々の影響因子のうち最も支配的なものを考察する。最後に、影響の程度を定量的に評価するための評価式を紹介する。

2. 微小欠陥および非金属介在物に関するこれまでの研究

疲労強度に及ぼす微小欠陥や非金属介在物の影響についてはこれまで数多くの研究が行われてきた。しかし、欠陥や介在物の影響の仕方があまりにも複雑であるため統一的な定量的評価法は確立されていない。

欠陥の影響と介在物の影響とは本質的に異なるものとして見る研究者と類似のものとして見る研究者がいる。前者の見方では、非金属介在物の影響はさらに介在物の種類や形状などで異なると考える場合が多い。この問題

は重要であるが、以下では欠陥と介在物の影響についてはさしあたり区別しないまま議論をすすめることにする。

非金属介在物の問題に限っていえば、これまで総合的研究⁵⁾⁶⁾も実施され、総説^{7)~11)}もいくたびか書かれてきた。特に、西岡⁷⁾、渡辺⁹⁾、成田・伊藤¹⁰⁾、川田・児玉¹¹⁾らは過去の研究を詳細に調査、分析し問題の複雑さと難しさを指摘している。また、荒木・内山・角田ら^{6)12)~15)}は一連の研究を行っており、影響因子を詳細に分析している。

過去の研究結果は互いに矛盾する部分をもちながらも、共通の特徴も示している。これらの実験結果を整理し比較検討しながら最近の破壊力学的観点からながめてみることは解決の糸口を発見する手がかりになるものと思われる。

2.1 清浄度や介在物指数と疲労強度

介在物の種類は、一般に加工によって変形するかしないか、また分布の形態によって、A, B, および C 系の三つに分類されている¹⁶⁾。また、介在物測定法も各国で決められている。初期の研究には、これらの方法に基づく介在物指数や清浄度あるいは材料の密度や内部摩擦と疲労強度の相関を調べたものが多いが、相関は必ずしもよくないことが報告されている^{17)~21)}。これらの量は、介在物の数、寸法、形などのすべての因子に関連した量でありながら、同じ値が必ずしも同一の介在物数、寸法、形状の状態と一対一に対応しないところに問題がある。さらに、これらの量は荷重の種類や方向とはほとんど独立な量であることがもう一つの問題点である。同じ理由から介在物の体積率や欠陥のポイド率も疲労強度を評価するための合理的な指数とはいえない。

ATKINSON¹⁹⁾は、介在物の幅、介在物を欠陥とみなし

平成元年 2 月 2 日受付 (Received Feb. 2, 1989) (依頼解説)

* 九州大学工学部教授 (Faculty of Engineering, Kyushu University, 6-10-1 Hakozaiki Higashi-ku Fukuoka 812)

Key words : fatigue ; nonmetallic inclusions ; defects ; cracks ; high strength steels ; the Vickers hardness ; threshold stress intensity factor range ; fisheye ; fatigue limit ; statistics of extremes.

た応力集中係数および介在物の個数を考慮にいたした Fairey 介在物指数を定義し、これを用いると他の介在物指数を用いる場合よりかなり良い相関が得られることを示している。ばね研究会の非金属介在物評価グループでは、同様な方法にさらに多数の視野の観察結果を加味した評点係数法と呼ばれる評価方法を提案している²²⁾。角田ら⁶⁾は、介在物の影響は材料の基地性質によって変化すると考え、疲労限度低下率を加工硬化係数と介在物の大きさ、量、形状および分布状態の関数として表現することを試みた。加工硬化係数の影響については傾向を明らかにしているが、介在物の影響を実用鋼について陽に表現することは極めて困難であると述べている。以上の研究においては、非金属介在物を欠陥と見なす立場をとったものが多い。非金属介在物が疲労強度に及ぼす影響は介在物の種類によって異なるという見方も根強いが、界面の接着性など不明な因子が多いこともあり、簡単な仮定によって少しでも実用的な結論を得ることに重点をおいたものと考えられる。

2.2 介在物の寸法と疲労強度

介在物の形状は組織中の個々のものでまちまちであり、すべての形状を正確に把握することは不可能に近い。したがって、介在物の応力集中係数をもとにして実用材料の疲労強度を予測する方針は原理的に妥当かどうかの問題のほかに現実的ではない。そこで、介在物の寸法と疲労強度との関連を調べた結果を検討してみる。

UHRUS²⁰⁾は、玉軸受の実物疲労試験の結果に基づき 30 μm より大きい酸化物系介在物の数をパラメータにとると疲労寿命とよい相関があると報告している。

Fig. 1 は、DUCKWORTH ら²³⁾の実験結果で、パラメータには介在物直径をとっている。これによれば、同じ寸法の介在物でも表面のごく近傍に存在する場合と内部の深いところに存在する場合とでは影響の程度が異なること、また介在物寸法がある程度以下になれば疲労限度への影響はないことなどがわかる。

RAMSEY ら²⁴⁾は、介在物の長さとの幾何平均、de KAZINCZY²¹⁾は、介在物の外接円直径をパラメータに

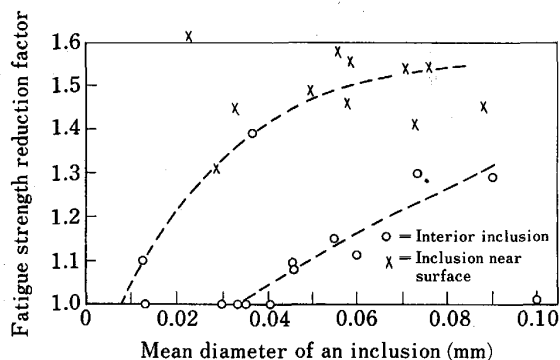
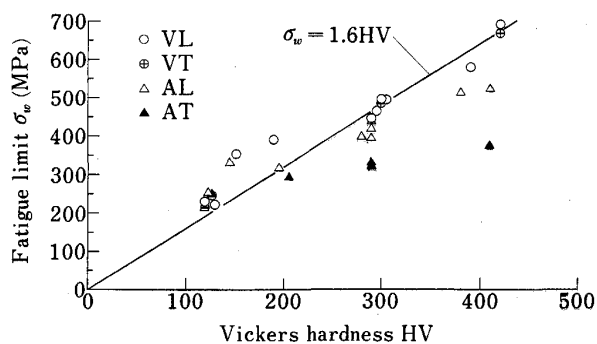


Fig. 1. Relationship between mean diameter of inclusions and fatigue strength reduction factor²³⁾.

とって実験結果を検討しているが、整理結果は幅広くばらついている。

Fig. 2 は、基地性質をかえた鋼の疲労強度特性に及ぼす介在物の影響に関する角田ら⁶⁾の実験結果を整理しなおしたものである。図の横軸にはピッカース硬さ HV をとっているの、介在物寸法の影響を直接明らかにすることはできないが、間接的、定性的には傾向を知ることができる。真空溶解材 (V) は介在物含有量は極めて少なく、HV < 400 では、圧延方向材 (VL) と圧延方向直角材 (VT) との差はない。これに対し、大気中溶解材 (A) は AL と AT との差が HV > 300 で見られるようになる。しかし、真空溶解材の VL と大気溶解材の AL との差はほとんどなく、疲労限度 σ_w は HV から経験式によって予測できる。これと同様な実験結果は他の研究者も報告しているが^{8)25)~30)} これらの実験結果



V: Vacuum-melting A: Open-melting
L: Specimen axis and loading direction are longitudinal
T: Specimen axis and loading direction are transverse

Fig. 2. Correlation among fatigue limit, the Vickers hardness, melting method and loading direction⁶⁾.

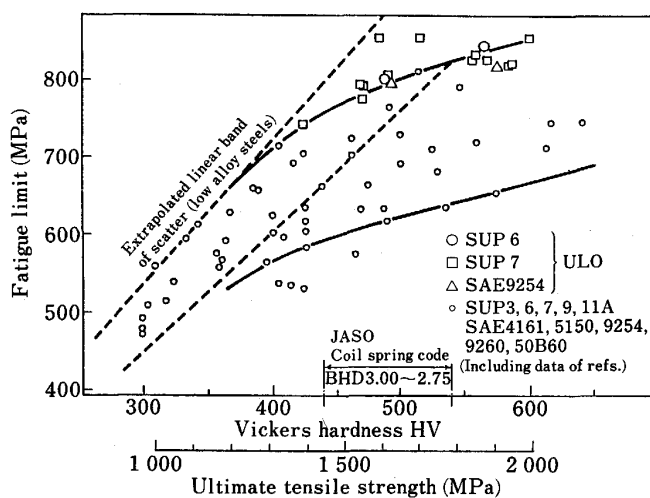


Fig. 3. Relationship between fatigue limit and the Vickers hardness of ultra-low-oxygen spring steels³³⁾.

からは介在物の影響が基地性質と関連して現れること¹⁷⁾, また, 疲労強度に影響を及ぼさない介在物があること¹⁷⁾¹⁸⁾³¹⁾³²⁾などが理解できるが定量的解釈は困難である.

Fig. 3 は, 斎藤・伊藤³³⁾の実験結果で, HV > 500 の超清浄ばね鋼の疲労強度 σ_w を他の材料と比較したものである. 他の材料の σ_w は, GARWOOD ら³⁴⁾が指摘したように, HV が 400 以上になると HV に比例して増加する傾向はなくなり, 静的強度のわりには σ_w は低い値を示すのに対し, 超清浄ばね鋼の疲労強度は低, 中強度鋼と HV の比例関係の延長線に近い値を達成している. 斎藤らの実験では介在物の寸法を制御してはいないが, 清浄度を上げることによって結果的に Photo. 1 に示すように介在物寸法が小さくなっている.

このような結果を総合すると, 介在物の影響が現れるためには引張強さ σ_B がある程度高いことが条件になることが予想される. FRITH ら²⁵⁾はこの限界の引張強さを $\sigma_B = 922$ MPa (無害), $\sigma_B = 1\,236$ MPa (圧延方向と直角方向の回転曲げ疲労強度に影響), $\sigma_B = 1\,697$ MPa (圧延方向の疲労強度に影響), CUMMINGS ら³⁵⁾は $\sigma_B = 922$ MPa, 成田ら¹⁰⁾は, $\sigma_B = 1\,275$ - $1\,471$ MPa, DUCKWORTH ら²³⁾は $1\,540$ MPa と見積もっている. しかし, これらの評価では介在物寸法を規定していないので片手落ちで

ある.むしろ, ある基地に対して限界の介在物寸法が存在すると考えるほうが合理的と思われる.

2.3 欠陥の寸法と疲労強度

材料がもともと含む内部欠陥の他に機械や構造物に存在する穴や切欠きも一種の欠陥と考えられるが, 材料中の内部欠陥は機械的に設けられた穴や切欠きに比べて寸法がはるかに小さいので, 穴や切欠きに対する従来の切欠効果の理論は適用できない³⁶⁾³⁷⁾. 一方, 先に述べたように, 非金属介在物を一種の切欠きと見なす考え方もある. このような事情を考慮すると, 材料内部の微小欠陥や非金属介在物と同程度の寸法の欠陥が疲労強度に及ぼす影響を詳細に調べることが, 疲労破壊に関与する欠陥や非金属介在物の決定的因子を明らかにするうえで本質的に重要な意味をもつといえる.

村上ら^{2)~4)38)~47)}は, このような観点から最近種々の材料について表面に直径 $40\ \mu\text{m}$ - $200\ \mu\text{m}$ までの人工微小穴を設けた試験片を用いて系統的な実験を行っている. Fig. 4 に実験結果の一例を示す³⁸⁾⁴⁰⁾⁴²⁾. これらの結果によると, いずれの材料の場合も表面にあげた微小穴の寸法が小さくなるに従い疲労限度は上昇し, ある限度 d_c で穴のない平滑試験片の疲労限度と同じになる. すなわち, 疲労限度の低下が起こらない限界の欠陥寸法が存在し, その限界寸法は材質と関係する. なお, Fig.

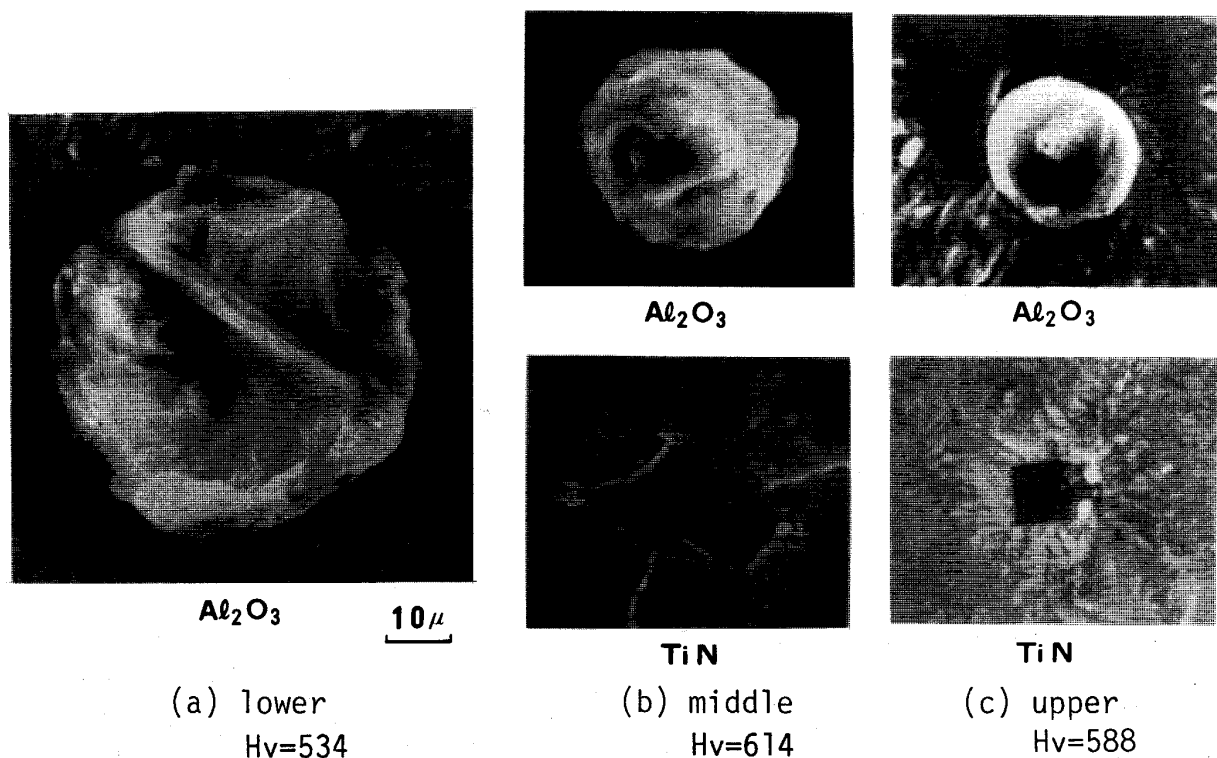


Photo. 1. Nonmetallic inclusions observed at fatigue fracture origin. Pictures show typical inclusions contained in each group of specimens and the fatigue limit of each group is at (a) the lower point in the scatter band, (b) the middle point in the scatter band and (c) the upper point in the scatter band of Fig. 3³³⁾.

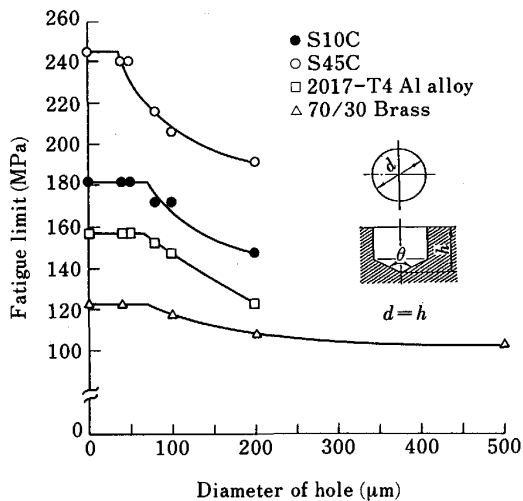


Fig. 4. Effect of an artificial hole on fatigue strength. The diameter of the hole d is equal to the depth h ⁽³⁸⁾⁽⁴⁰⁾⁽⁴²⁾.

4 に示す微小穴寸法は試験片寸法に比べるとはるかに小さく、形状はすべてほぼ相似形であることから応力集中係数はほとんど等しい。にもかかわらず、疲労限度は大きく異なるから欠陥や介在物の応力集中係数だけから疲労強度を予測するのは合理的ではない。

さて、限界欠陥寸法 d_c はなぜ存在し、どのようにして決まるのであろうか。村上ら⁽³⁸⁾⁽³⁹⁾⁽⁴⁷⁾ は、これを平滑材の疲労限度において観察される停留き裂の最大級のもの寸法 l_0 と対比して説明した。YAMADA ら⁽⁴⁸⁾ も同様な考察を行っている。疲労強度に関する長い歴史のなかで、炭素鋼などにおける疲労限度は疲労き裂を発生させる限界の応力と考えられてきたが、最近では、き裂発生限界応力ではなく、発生したき裂が伝ばを停止する限界の応力であると認識されている。発生したき裂が伝ばを停止している状態は、材料がそのき裂という欠陥を含んでいるということであり、もともと欠陥を含んでいなかった材料が繰返し応力のもとで自ら作った欠陥の拡大条件で自分自身の疲労限度を決めていると解釈することができる⁽³⁸⁾。このように考えると、材料が疲労限度において自ら作る停留き裂よりある程度小さい欠陥は、最初から存在していたとしても、致命傷とはならず強度の低下は起こらないことが予想される。以上の考察より、平滑材の疲労限度において存在する停留き裂の最大寸法 l_0 は欠陥材の疲労現象を解釈するうえで極めて重要な意味をもっていることがわかる。

Table 1 は、数種の鋼における l_0 の値を示したものである⁽²⁾。一般的な傾向としては、静的強度または硬さが増すと l_0 の値は減少する。このことは高強度鋼あるいは高硬さ鋼では l_0 が小さいため極めて小さい欠陥や介在物まで疲労強度に影響することを意味しており、疲労破壊起点は繰返しすべりによって生じるすべり帯き裂

Table 1. The length (l_0) of the maximum non-propagating crack observed at the fatigue limit an unnotched specimen.

Materials	$l_0(\mu\text{m})$	$\frac{\sigma_{w0}}{(D=6)}$	$\frac{\sigma_{w0}}{\sigma_B}$	$\frac{\sigma_{w0}}{\sigma_s}$
S10C : Annealed	~100	18.5	0.51	0.88
S45C : Annealed	~ 50	25.0	0.45	0.86
WT80C	~ 60	44.0	0.54	0.59
S45C : Quenched & Tempered	~ 20	80	—	—
S45C : Quenched	~ 20	90	—	—

D : Diameter of specimen
 σ_{w0} : Fatigue limit
 σ_s : Yield stress
 σ_B : Ultimate tensile strength



Crack tip Axial direction

The diameter of the hole = 100 μm and the depth = 100 μm
 Applied stress : $\sigma_w = 211 \text{ MPa}$
 Material : SAE 10 L 45

Photo. 2. Nonpropagating cracks emanated from an artificial defect.

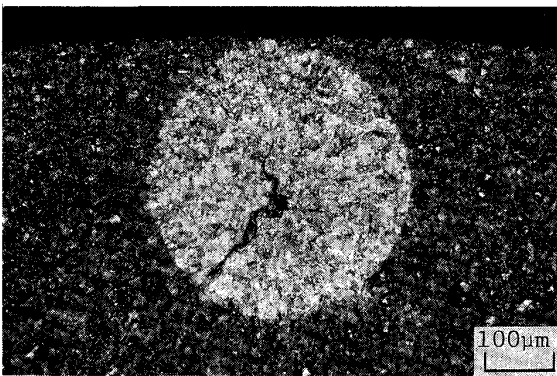
や粒界き裂よりむしろ組織中に含まれる微小欠陥や介在物であることが多いことになっている。

なお、Fig. 4 において $d > d_c$ の場合の疲労限度はもちろなき裂発生限界ではなく欠陥や切欠きから発生したき裂の停留条件で決まっている。Photo. 2 は、そのような停留き裂の例を示している⁽⁴⁶⁾。

2.4 非金属介在物と微小欠陥の影響の類似性と統一的解釈

非金属介在物の影響を定量的に明らかにするために、介在物の形状、寸法および種類を冶金学的に制御した試験片を製作して計画的な実験を行えばよいように思われるが⁽¹³⁾⁽²³⁾⁽³³⁾⁽⁴⁹⁾ この方法が非常に困難であることは多くの研究者が指摘しているとおりである。

疲労強度の低下に非金属介在物が影響していると推定される場合でも、硬さが高くない材料では、どの介在物がどのように影響を及ぼしたのかを知ることは困難であ



Material : SAE 10 L 45
 HV : 540
 σ : 588 MPa

Photo. 3. A fisheye observed on fatigue fracture surface.

る。例えば、Fig. 2 では、AL 材と AT 材の疲労強度に差があることから、AT 材の疲労強度の低下の原因は圧延方向に伸ばされた非金属介在物であることが想像できるが、決定的な影響を及ぼした介在物を同定することは難しい。

これに対して、硬さが高い鋼の疲労破断面には Photo. 3⁵⁰⁾ に示すようなフィッシュ・アイと呼ばれる模様が観察され、破断起点であるその中心には MnS (Photo. 3) や Photo. 1 に示すような種々の介在物が存在するので、少なくとも疲労破壊の原因となった介在物の種類、形状、寸法およびその部分が受けた応力を知ることができる。しかし、それでもなお、種々の影響因子の相互関係を明らかにすることは簡単ではない。

そこで、介在物を起点とする疲労破壊の基本的機構について考察してみる。

疲労破壊の起点に介在物が存在することは、最初介在物と基地組織の界面に疲労き裂が形成されるか、介在物そのものが割れてき裂となり^{6)(13)(15)(51)~57)}、これが基地組織中に拡大して破断に至る過程を経ることを示唆している。すでに述べたように、鋼の疲労限度は欠陥が存在する場合もしない場合もき裂が発生する限界応力ではなく発生したき裂が基地組織中で伝ばを停止して破断に至らない限界の応力である³⁸⁾⁽⁴⁷⁾。したがって、介在物が破断起点になる場合も界面または介在物中にき裂が発生する限界の応力が疲労限度ではなく界面き裂が基地組織中をわずかに進展して伝ばを停止する限界の応力が疲労限度となると考えるべきである。すなわち、界面または介在物中にき裂が生じた状態では介在物部分の応力が解放されているから実質的に Photo. 2 のように最初から欠陥あるいは空洞が存在していた場合と等価と考えることができるのである³⁾⁽⁴⁷⁾⁽⁵⁸⁾。この概念はきわめて重要であり、人工微小欠陥を導入した試験片の疲労強度から微小欠陥の形状と寸法の影響が法則化されれば介在物の影

響の問題も同様に解決されることが期待されるのである。

なお、これまで介在物を空洞とみなす考え方がなかった訳ではない。しかし、従来の考え方は、介在物と基地組織の接着条件が不明であるためや界面がはがれている場合の観察例などに基づいて簡単な仮定を行い多少とも実用的な結論を導こうとしたものである。そのため、介在物の影響は主としてその応力集中係数を通じて現れると考えたものが多い。さらに、介在物周辺には介在物の弾性係数が基地組織のそれと比較して大きくても小さくても遠方の応力より大きい応力が生じる^{59)~62)} ことに注意しなければならない。したがって、剛性の高い介在物でも低い介在物でもき裂発生起点の候補にはなりうるが、疲労限度は発生したき裂の停留条件できまるので介在物の影響のもっとも重要な因子はその大きさであり、その影響の定量的法則は人工微小欠陥に関する法則によって統一できる可能性がある。そこで、次章では人工微小欠陥の影響についてのべる。

3. 疲労強度に及ぼす人工微小欠陥の代表寸法 (幾何学的パラメーター) と基地組織の材質パラメーター

3.1 微小欠陥および微小き裂の影響を統一する幾何学的パラメーター

従来の研究において、介在物、微小欠陥および微小き裂を有する部材の疲労強度を統一的に見ることができなかった最大の原因は疲労限度 (Threshold) の状態が正しく把握されていなかったためと思われる。このような難点は疲労限度をき裂発生限界としてではなく発生したき裂が伝ばを停止した状態としてとらえることによって克服される²⁾⁽³⁾⁽⁴⁷⁾。すなわち、微小欠陥からき裂が発生して、その後停留した Fig. 5 (a) の状態は力学的には近似的に (b) と等価と考えることができる。したがって、介在物や微小欠陥の形状と寸法の影響はそれらを最大主応力方向に投影してできる等価なき裂の形状と寸法が力学的にどのような意味を持つかを調べればよい。破壊力学の観点からき裂の力学的効果を考えるとすれば当然応力拡大係数に注目すべきであろう。村上ら^{63)~65)} の三次元応力解析によれば、三次元き裂の前縁にそって応力拡大係数の値は変化するが、最大値 $K_{I\max}$ と最も関係の

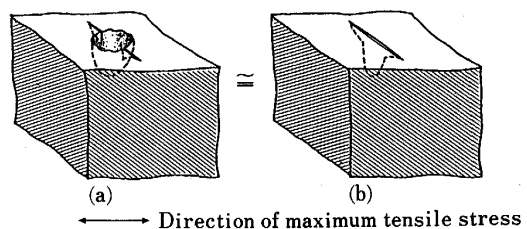


Fig. 5. Nonpropagating crack emanating from a small defect and its equivalent crack.

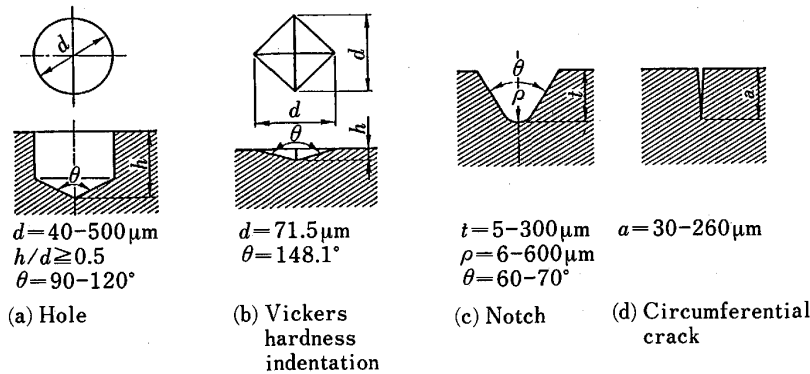


Fig. 6. Various artificial small defects and cracks introduced to simulate natural small defects.

深い代表寸法はき裂面積の平方根 \sqrt{area} であり、次の近似式が成立することが明らかにされている²⁾³⁾⁵⁰⁾⁶⁶⁾。

内部き裂: $K_{I,max} = 0.5 \sigma_0 \sqrt{\pi \sqrt{area_i}}$ (1)

表部き裂: $K_{I,max} = 0.65 \sigma_0 \sqrt{\pi \sqrt{area_s}}$ (2)

ここで、 σ_0 : 最大主応力, $area_i$: 内部き裂面積, $area_s$: 表面き裂面積である。

式(1), (2)の誤差は10%以内と考えてよい。ただし、極端に凹凸の著しいき裂や極端に細長いき裂については、若干の補正³⁾をすることによって実質的に有効な \sqrt{area} を評価することができる。

以上の考察をもとに、村上ら³⁾⁴⁷⁾は $\sqrt{area_s}$ をパラメーターとして、Fig. 6に示すような種々の人工微小欠陥を有する試験片の回転曲げ疲労強度に関する実験結果を整理した。それを Fig. 7に示す。ただし、 $\sqrt{area_s}$ の範囲は $\sqrt{area_s} < 1000 \mu\text{m}$ に限定されている。その理由は、次のようなことである。大きい試験片に大きいき裂が存在し、疲労履歴が比較的単調であるときには、下限応力拡大係数幅 ΔK_{th} は近似的に材質に固有な値となることが知られている。しかし、き裂寸法が小さい場合の ΔK_{th} は材料定数とならず、き裂寸法依存性を示し、その寸法依存性を明らかにすることが微小欠陥の問題を解明する鍵になるからである。

Fig. 7には、HV = 70~720の範囲の約120の実験結果が検討されている。Table 2に、採用したデータの材質HVおよび欠陥形状を示す。 $\sqrt{area_s} < 1000 \mu\text{m}$ の領域では、 ΔK_{th} と $\sqrt{area_s}$ の関係は近似的に直線関係になり、材質に無関係に次式が成立する。

$\Delta K_{th} \propto (\sqrt{area_s})^{1/3}$ (3)

3.2 疲労強度を左右する材質パラメーター

疲労強度を最も左右する材質パラメーターが何であるかということとそれが現場の技術者にとって利用しやすい量であるかどうかは本質的に異なる問題であるが、可能ならば現場の技術者が容易に求める量であるほうが望ましい。幸いなことに、低、中強度鋼の疲労強度 σ_{w0} と静的材料試験の結果との対応関係は経験的によく知ら

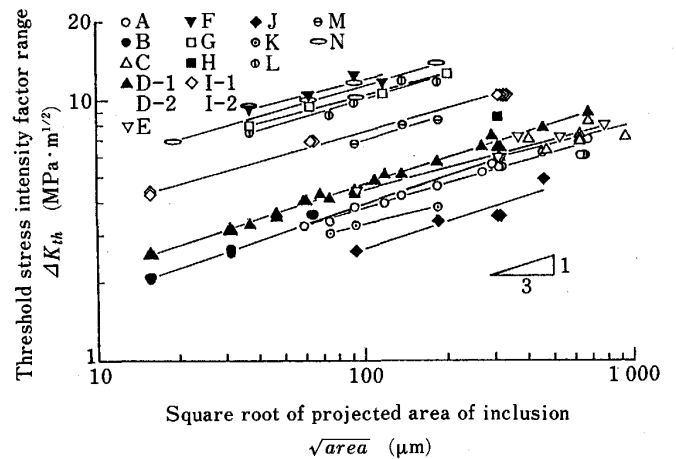


Fig. 7. Relationship between ΔK_{th} and \sqrt{area} for various defects and cracks. Letters correspond to the materials given in Table 2.

Table 2. The letters indicating the materials in Fig. 7, the Vickers hardness and the shape of defects.

Material	HV	Defect
A: S10C (Annealed)	120	Notch
B: S30C (Annealed)	153	Hole
C: S35C (Annealed)	160	Notch
D-1: S45C (Annealed)	180	Hole
D-2: S45C (Annealed)	170	Notch
E: S50C (Annealed)	177	Crack
F: S45C (Queched)		Hole
G: S45C (Queched and tempered)	650	Hole
H: S50C (Queched and tempered)	520	Hole
I-1: S50C (Queched and tempered)	319	Notch
I-2: S50C (Queched and tempered)	378	Notch
J: 70/30 brass	375	Notch
K: Aluminum alloy (2017-T4)	70	Notch
L: Stainless steel (SUS 603)	114	Hole
M: Stainless steel (YUS 170)	355	Hole
N: Maraging steel	244	Hole
	720	Hole

Vickers hardness indentation, hole and notch

れており、とくにビッカース硬さHVとは相関が強い。そこで、Table 2のHVとFig. 7の傾向を詳細に検討

した結果、 ΔK_{th} と HV の間に次の関係が近似的に成立することが明らかにされている³⁾⁴⁷⁾。

$$\Delta K_{th} \propto (HV + 120) \dots \dots \dots (4)$$

ΔK_{th} が HV に単純に比例せず、定数 (= 120) が関係するのは、低強度材では停留き裂が生じやすく、高硬度材では停留き裂は極めて短く、停留が困難な傾向を反映している⁴⁰⁾。角田ら³⁾や ARAKI¹⁵⁾は、材質パラメータとして加工硬化係数が適当であると報告しているが、疲労限度や ΔK_{th} が単純に HV に比例せず式(4)の形をとることと角田らの考察とは内容的に通じるところがある。

式(3)と(4)をまとめて、Fig. 6の全データを用いて最小二乗法で比例定数を決定し、 ΔK_{th} と疲労限度 σ_w の予測式をつくると、結局、次式がえられる³⁾⁴⁷⁾。

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{area_s})^{1/3} \dots (5)$$

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

(表面欠陥、表面き裂に対する予測式)

上式の単位は、 ΔK_{th} : MPa \cdot m^{1/2}, $\sqrt{area_s}$: μ m, HV: kgf/mm², σ_w : MPa である。

Fig. 8は、式(5)によってFig. 7の実験結果をまとめたものである。また、Fig. 9は、式(6)で実験結果をまとめたものである。HV = 70~720の高範囲の多くの実験結果がこれらの式で驚くほど統一的に整理されることがわかる。村上ら⁶⁷⁾は、その後、他の研究者による実験結果もふくめて約80の新しいデータについても同様な検討を行い、式(5)、(6)の妥当性を確認して

いる。

4. 非金属介在物の影響の定量的評価

すでに考察したように、非金属介在物が疲労強度に及ぼす影響は本質的に微小欠陥の影響と同じ、と考えることができる。したがって、非金属介在物の \sqrt{area} がわかれば、前節で得られた予測式はそのまま利用することができる。ただし、式(5)と(6)は表面の欠陥に対するものであるから、内部の非金属介在物が疲労破壊の起点になる場合には、これらの式を、内部き裂に対する応力拡大係数の式⁶⁶⁾を考慮して、若干修正する。すなわち、内部に破断起点がある場合の予測式は、介在物の \sqrt{area} を $\sqrt{area_i}$ と表すと、次のようになる⁵⁰⁾⁶⁶⁾。

$$\Delta K_{th} = 2.77 \times 10^{-3} (HV + 120) (\sqrt{area_i})^{1/3} \dots (7)$$

$$\sigma_w = 1.56 (HV + 120) / (\sqrt{area_i})^{1/6} \dots \dots \dots (8)$$

(内部欠陥、内部き裂、内部介在物に対する予測式)

ここで、 σ_w は表面の公称応力ではなく内部の介在物が存在する部分での応力を表していることに注意しなければならない。

Table 3は、軸受鋼の回転曲げ疲労試験結果をこのような考え方で整理してまとめたものである⁶⁶⁾。表中にフィッシュ・アイの中心の非金属介在物のスケッチを示している。 σ_w' が介在物が存在していた点の疲労限度の予測値である。実際に介在物部分にかかる応力 σ' がその部分の σ_w' より大きければ、その部分は破断起点になることを意味する。すべての場合で、 σ' は σ_w' より大

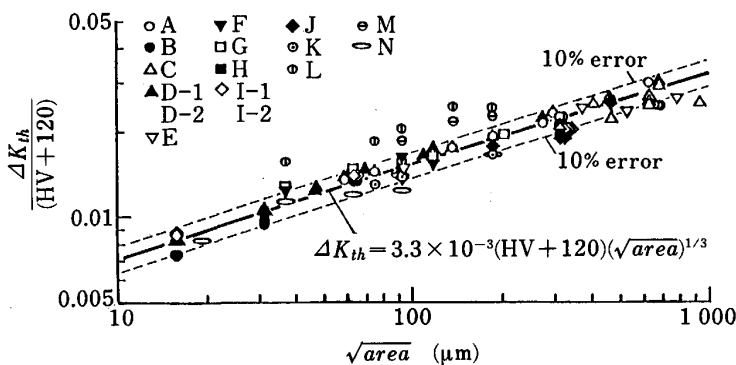


Fig. 8. Relationship between $\Delta K_{th} / (HV + 120)$ and \sqrt{area} for various defects. The same data as those in Fig. 7.

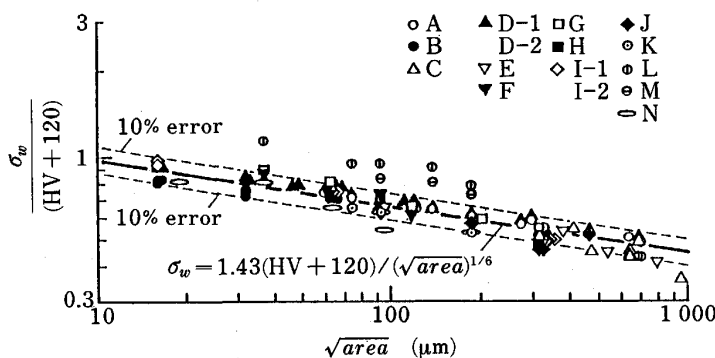


Fig. 9. Relationship between $\sigma_w / (HV + 120)$ and \sqrt{area} for various defects. The same data as those in Figs. 7 and 8.

Table 3. The nonmetallic inclusions found at the fatigue fracture surface of bearing steels and the comparison between the applied stress σ' at inclusion and the calculated fatigue limit σ_w' .

Materials & Hv	Nominal stress at surface σ (MPa)	Cycles to failure Nf	Inclusion size area(μm^2)	Distance from surface h(μm)	Shape of inclusions	Nominal stress at inclusion σ' (MPa)	Fatigue limit predicted by Eq. (8) σ_w' (MPa)	σ'/σ_w'	
Steel N Hv \approx 734	981	254.36×10^4	962	316		907	752	1.21	
	981	120.05	1343	370		895	731	1.22	
	932	429.54	1154	390		846	740	1.14	
	883	1280.50	962	120		858	752	1.14	
	981	192.51	1343	38		971	731	1.33	
	932	296.64	1501	420		839	724	1.16	
	912	134.21	808	63		898	763	1.18	
	883	277.34	416	14		879	806	1.09	
	883	729.50	857	857	295		821	759	1.08
Steel S Hv \approx 758	1030	125.25	577	310		954	806	1.18	
	1030	556.77	254	140		995	863	1.15	
	981	422.95	231	28		973	870	1.12	
	981	898.01	99	74		963	934	1.03	
	981	175.51	156	156	10		978	899	1.09
	1030	224.64	346	346	74		1011	841	1.20
	1030	30.52	491	491	24		1023	817	1.25
	1030	26.48	804	804	110		1003	784	1.28
	971	735.45	836	836	350		960	782	1.14
Steel V Hv \approx 685	981	50.11	1409	80		961	686	1.40	
	981	39.21	858	170		941	715	1.32	
	932	683.38	1056	1056	570		807	703	1.15
	883	138.24	2859	2859	200		841	647	1.30
	981	75.06	962	962	350		900	708	1.27
	932	160.35	654	654	240		878	732	1.20
	932	11.12	2206	2206	100		909	661	1.38
	932	23.40	10147	10147	1030		706	582	1.21
	834	420.00	4882	4882	600		715	619	1.16

大きく、実際に破断が生じたことがうなずける。

村上ら⁵⁰⁾⁶⁶⁾⁶⁸⁾は、他の数種の鋼についても同様な検討を行い、介在物が原因となる疲労破壊に式(8)または(6)を適用することの妥当性を確かめている。

5. 高強度鋼の疲労強度のばらつきの原因とばらつきの幅の推定

前章までの考察により、これまで複雑な現象と考えられてきた高硬さ鋼の疲労強度特性というものが単純化され明確になってきた。つまり、基地組織の疲労限度というものが存在し、その値は、介在物や欠陥が存在しないか、存在しても影響がないほど小さければ、低、中強度鋼と同様に硬さにほぼ比例する。この値が疲労限度の達成可能な上限値 σ_{wu} であり、経験的に次式であらわされる。

$$\sigma_{wu} = 1.6 \text{ HV} \pm 0.1 \text{ HV} \dots\dots\dots (9)$$

ただし、単位は σ_{wu} : MPa, HV: kgf/mm² である。

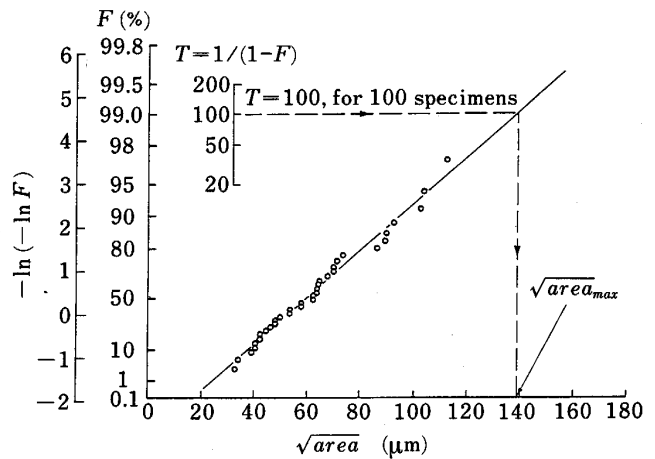
さて、介在物や欠陥の寸法や位置によっては基地組織そのものの理想的な疲労強度 σ_{wi} は達成できない^{39)50)66)69)~72)}。結局、高硬さ鋼の疲労限度は個々の試験片ごとに異なる値をとることになり、このことが疲労試験結果のばらつきの原因になっているのである。これに対して、低、中強度鋼では一般に製鋼過程で形成される程度の介在物や欠陥は疲労限度を低下させる限界値より小さいため²⁾³⁾³⁸⁾⁴²⁾ 多くの場合基地組織から発生するすべり帯き裂や粒界き裂が破断起点となり、実験結果のばらつきも小さくなるのである。このような観点から Fig. 2 と Fig. 3 をながめれば興味深い。

前述のように、介在物の位置、寸法、形状と破断応力を定量的に関係づけることができるようになったが(これまではそれさえも困難であった)、破断せずに安全に使用できる許容応力の値を設計段階で示すこと、さらに疲労強度を高めるには冶金学的に非金属介在物をどのように制御すべきかの指針を示すことなどができなければ実用的評価法としての価値は少ない。しかし、さきに説明したように高硬さ鋼では個々の試験片が異なる疲労限度を有することもまた事実であるから、個々の試験片や部材の疲労強度を実験せずに決定することは極めて困難である。したがって、現状で可能でしかも重要なことは、ばらつきの幅すなわち疲労限度の上、下限値を精度良く予測する手法を確立することであろう。上限値は、上述したように式(9)で推定できる。

下限値 σ_{wl} の推定は次のような方法⁵⁰⁾⁶⁶⁾⁶⁸⁾によって可能である。

引張圧縮疲労の場合には、最大寸法 ($\sqrt{area_{max}}$) を有する介在物が破壊の起点になると考えられる[†]から、N本の試験片の疲労限度の下限値はN本の試験片に含

[†] 介在物が表面の極く近傍にある場合には最大寸法でないものが破壊起点になりうるが、その確率は極めて少ない⁶⁸⁾。



The material: SKH-51
The unit test volume V_0 , i.e. the volume of one specimen is 1272 mm³

Fig. 10. Cumulative frequency of the values of \sqrt{area} of inclusions found at the center of fish-eye.

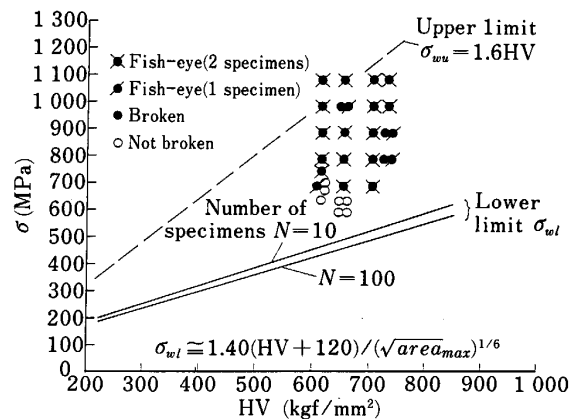


Fig. 11. Comparison between the experimental results and the lower limit of the scatter of fatigue strength which was predicted using Eq. (6) and the expected maximum size of inclusion. The constant 1.43 in Eq. (6) is modified to 1.40, considering that the effect of the maximum inclusion becomes maximum when it exists just below surface and therefore, the effective value of \sqrt{area} should be modified.

まれる介在物の $\sqrt{area_{max}}$ を推定すればよい。 $\sqrt{area_{max}}$ の推定には極値統計⁷³⁾が利用できる。

Fig. 10 は、高速度工具鋼 SKH51 の引張圧縮疲労試験で破断した 34 個の試験片の破面のフィッシュ・アイ部分に観察された非金属介在物の \sqrt{area} を大きさの順に極値確率紙にプロットしたものである⁶⁸⁾。1本の試験片の試験部分の体積を基準体積 V_0 とすると、N本の試験片に対する再帰期間 T は、 $T=N$ で与えられるから、N本の試験片中に含まれる \sqrt{area} の予想最大値 $\sqrt{area_{max}}$ は、図中の矢印の手順で推定できる。

Fig. 11 は、このようにして推定される \sqrt{area}_{max} と式 (8) によって、 $N=10$ と 100 に対する疲労限度の下限値 σ_{wl} を予測した結果と実験結果を比較したものである⁶⁸⁾。以上述べた手順では、実際に多数の疲労試験の結果をもとにして \sqrt{area}_{max} を推定しているが、疲労試験を行わず基地組織の介在物検査から \sqrt{area}_{max} を推定することも可能である⁵⁰⁾⁶⁸⁾。

回転曲げ疲労の場合には、試験片内の応力は一様ではなく、表面の応力が最大となるので、特に表面層の介在物を対象にして同様な考察を行うことになるが具体的な手順については文献⁵⁰⁾⁶⁸⁾を参照されたい。

Fig. 11 に示すように、 σ_{wl} を示す直線は \sqrt{area}_{max} で決まるから、非金属介在物の寸法制御は疲労限度のばらつきの幅の大小を決めるが、実際にどの程度の制御を行うかは、強度特性についての要求と経済性とのバランスを考慮することになるであろう⁴⁵⁾。

6. 結 言

微小欠陥や非金属介在物が疲労強度に及ぼす影響については古くから多くの研究がなされてきたが、この問題を統一的に明らかにするには、(1)欠陥や介在物を微小き裂と等価と考えること、さらに、(2)鋼などの疲労限度の状態をき裂の発生限界応力ではなく発生したき裂の伝ば限界応力ととらえること、が本質的に重要である。

本稿では、これまでの多くの研究と著者らの最近 10 年の研究を中心に、上の (1)、(2) の概念の重要性を明らかにするとともに、それらに基づけば諸現象が合理的に説明できることを示した。さらに、欠陥や非金属介在物の影響を定量的に評価するための一つの方法を紹介した。その方法では、欠陥や介在物を最大主応力方向に投影した面積の平方根 \sqrt{area} を欠陥代表寸法、また、ビッカース硬さ HV を基地組織の代表材質パラメータとして選んでおり、種々の人工欠陥やフィッシュ・アイ破壊した試験片に観察された非金属介在物の影響の定量的評価が実験結果とよく一致し、疲労限度のばらつきの幅の予測なども可能であることが示された。

なお、本稿では、複雑な問題を簡素化する方向での解説を行ったが、残留応力、複数の介在物の相互干渉、弱い粒界の問題など種々検討すべき重要な問題が残されていることはいうまでもない。

文 献

- 1) 北川英夫, 高橋 進: 日本機械学会論文集 A, 45 (1979), p. 1289
- 2) 村上敬宜, 遠藤正浩: 日本機械学会論文集 A, 49 (1983), p. 127
- 3) 村上敬宜, 遠藤正浩: 材料, 35 (1986), p. 911
- 4) 村上敬宜, 松田健次: 日本機械学会論文集 A, 52 (1986), p. 1492
- 5) 材料学会疲労部門委員会研究報告, 材料試験, 6 (1957), p. 1
- 6) 角田方衛, 内山 郁, 荒木 透: 鉄と鋼, 57 (1971), p. 298
- 7) 西岡邦夫: 材料試験, 6 (1957), p. 382
- 8) 横堀武夫: 機械の研究, 13 (1961), p. 973
- 9) 渡辺十郎: 日本金属学会会報, 1 (1962), p. 129
- 10) 成田貴一, 伊藤孝道: 神戸製鋼技報, 17 (1967), p. 53
- 11) 川田雄一, 児玉昭太郎: 日本材料強度学会誌, 6 (1971), p. 1
- 12) 角田方衛, 内山 郁, 荒木 透: 金属材料技術研究所報告, 12 (1969), p. 149
- 13) 角田方衛, 内山 郁, 荒木 透: 鉄と鋼, 57 (1971), p. 335
- 14) 荒木 透, 石 滋宣, 佐川竜平: 鉄と鋼, 57 (1971), p. 2042
- 15) T. ARAKI: Proc. Int. Symp. on Inclusions and Their Influence on Material Behavior, Chicago, Illinois, ASM (1988), p. 149
- 16) 例えば, 鉄鋼便覧 (日本鉄鋼協会編), IV (1981), p. 432
- 17) E. INESON, J. CLAYTON and R. J. TAYLOR: J. Iron Steel Inst., 190 (1958), p. 277
- 18) 上野 学, 三橋鉄太郎, 中野 泰: 鉄と鋼, 41 (1955), p. 1102
- 19) M. ATKINSON: J. Iron Steel Inst., 195 (1960), p. 64
- 20) L. O. UHRUS: Iron Steel Inst., Sp. Rep., 77 (1968), p. 104
- 21) F. de KAZINCZY: J. Iron Steel Inst., (1970), p. 104
- 22) 西島 敏, 鈴木栄三, 新倉芳治, 内堀勝之, 寺下 勝, 森井惇雄: ばね論文集, 32 (1988), p. 52
- 23) W. E. DUCKWORTH and E. INESON: Clean Steel, Iron Steel Inst., Sp. Rep., 77 (1963), p. 87
- 24) P. W. RAMSEY and D. P. KEDZIE: J. Met., 9 (1957), p. 401
- 25) P. H. FRITH: J. Iron Steel Inst., 180 (1955), p. 26
- 26) P. A. THORNTON: J. Mater. Sci., 6 (1971), p. 347
- 27) J. T. RANSOM: Trans. Am. Soc. Met., 46 (1954), p. 1254
- 28) 高橋 達, 岸本秀弘, 靴谷 幸: トヨタ技術, 13 (1861), p. 231
- 29) 大路清嗣, 原田昭治: 日本機械学会論文集, 38 (1972), p. 2193
- 30) 鹿毛正治, 西谷弘信: 日本機械学会論文集, 41 (1975), p. 1080
- 31) 阪部喜代二: 鉄と鋼, 4 (1956), p. 822
- 32) 安井澄夫, 吉田 宏: 材料試験, 6 (1957), p. 619
- 33) 斎藤 誠, 伊藤幸生: ばね論文集, 30 (1985), p. 11
- 34) M. F. GARWOOD, H. H. ZURBERG and M. A. ERICKSON: Interpretation of Tests and Correlation with Service, ASM (1951), p. 1
- 35) H. N. CUMMINGS, F. B. STULEN and W. C. SCHULTE: Proc. ASTM, 58 (1958), p. 505
- 36) 西谷弘信, 遠藤正浩: 日本機械学会論文集 A, 51 (1985), p. 1008
- 37) 西谷弘信, 遠藤正浩: 日本機械学会論文集 A, 51 (1985), p. 784
- 38) 村上敬宜, 福田四郎, 遠藤達雄: 日本機械学会論文集, 44 (1978), p. 4003
- 39) 村上敬宜, 河野博之, 遠藤達雄: 日本機械学会論文集 A, 45 (1979), p. 1479
- 40) 村上敬宜, 河野博之, 遠藤達雄: 材料, 29 (1980), p. 988
- 41) 村上敬宜, 遠藤正浩: 日本機械学会論文集 A, 47 (1981), p. 249
- 42) 村上敬宜, 尋木好幸, 遠藤達雄: 日本機械学会論文集 A, 47 (1981), p. 1293
- 43) 大場 宏, 村上敬宜, 遠藤達雄: 日本機械学会論文集 A, 49 (1983), p. 901
- 44) 村上敬宜, 森永寿一, 遠藤達雄: 材料 (1985), p. 1153
- 45) 村上敬宜, 阿部雅二郎, 清田高德: 日本機械学会論文集 A, 53 (1987), p. 1482
- 46) 村上敬宜, 峰 公雄, 宇宿尚史: 鉄と鋼, 74 (1988), p. 1113
- 47) Y. MURAKAMI and M. ENDO: The Behavior of Short Fatigue Cracks, EGF Pub., ed. by K. J. MILLER and E. R. de los RIOS., 1 (1986), p. 275 [Mech. Eng. Pub.]

- 48) K. YAMADA, M. G. KIM and T. KUNIO: 同上, p. 261
- 49) 横堀武夫, 前川一郎, 是川誠一: 材料, 12 (1957), p. 434
- 50) 村上敬宜, 宇宿尚史: 日本機械学会論文集 A, 55 (1989), p. 213
- 51) J. LANKFORD and F. N. KUSENBERGER: Metall. Trans., 4 (1973), p. 553
- 52) W. L. MORRIS, O. BUCK and H. L. MARCUS: Metall. Trans. A, 7 (1976), p. 1161
- 53) W. L. MORRIS: Metall. Trans. A, 9 (1978), p. 1345
- 54) Y. C. KUNG and M. E. FINE: Metall. Trans. A, 10 (1979), p. 603
- 55) J. LANKFORD: Int. J. Fract., 12 (1976), p. 155
- 56) J. LANKFORD: Engng Fract. Mech., 9 (1977), p. 617
- 57) N. M. A. EID and P. F. THOMASON: Acta Metall., 27 (1979), p. 1239
- 58) Y. MURAKAMI: Proc. Int. Colloquium on Basic Mechanisms in Fatigue of Metals, ed. by P. LUKAS and J. POLAK, Brno, Czechoslovakia (1988), p. 343
- 59) L. H. DONNELL: Stress Concentration Factors, ed. by R. E. PETERSON (1974), p. 233 [John Wiley & Sons]
- 60) R. H. EDWARDS: J. Appl. Mech., 75 (1951), p. 19
- 61) 八田正俊, 村上敬宜, 石田 誠: 日本機械学会論文集 A, 51 (1985), p. 1057
- 62) Y. MURAKAMI: Micromechanics and Inhomogeneity The Toshio Mura Anniversary Volume, ed. by G. J. CHENG, M. TAYA and H. ABE, Springer Verlag, New York (1989), p. 283
- 63) Y. MURAKAMI and S. NEMAT-NASSER: Engng Fract. Mech., 17 (1983), p. 193
- 64) 村上敬宜, 石田 誠: 日本機械学会論文集 A, 51 (1981), p. 1050
- 65) Y. MURAKAMI: Engng Fract. Mech., 22 (1985), p. 101
- 66) 村上敬宜, 児玉昭太郎, 小沼静代: 日本機械学会論文集 A, 54 (1988), p. 688
- 67) Y. MURAKAMI and M. ENDO: Current Japanese Material Research, 8 (1989), 掲載予定
- 68) 夏目喜孝, 宮川 進, 上村裕二郎, 村上敬宜: 第 19 回疲労シンポジウム講演論文集 (1988), p. 76
- 69) 毎熊宏則, 清水真佐男, 川崎一博: 日本機械学会論文集 A, 53 (1987), p. 11
- 70) 蘇 俊二, 清水真佐男, 川崎一博: 日本機械学会論文集 A, 54 (1988), p. 1821
- 71) 岩倉清悟, 清水真佐男, 川崎一博: 日本機械学会論文集 A, 54 (1988), p. 1826
- 72) 村上敬宜, 清水真佐男: 日本機械学会論文集 A, 54 (1988), p. 413
- 73) E. J. GUMBEL 著, 河田他訳: 極値統計学 (1963), p. 1 [広川書店]