

高強度鋼の疲労強度に及ぼす介在物の影響の定量的評価法*

村上 敬宜*¹, 児玉 昭太郎*², 小沼 静代*³

Quantitative Evaluation of Effects of Nonmetallic Inclusions on Fatigue Strength of High Strength Steel

Yukitaka MURAKAMI, Shotaro KODAMA, and Shizuyo KONUMA

First, the effects of nonmetallic inclusions on the fatigue strength of metals are reviewed and the influential factors are revealed. Next, it is emphasized that the effects of nonmetallic inclusions must be analyzed from the viewpoint of small defects or small cracks, because the threshold condition at the fatigue limit is not the condition for crack initiation but the condition for the non-propagation of a crack emanating from defects or inclusions. Finally, from this point of view, the equation for the prediction of the threshold stress intensity factor range ΔK_{th} and fatigue limit σ_w for defects and small cracks was applied to predict those for inclusions contained in high strength steels. It is demonstrated that the square root of the projected area of inclusions and the H_V of the matrix are the crucial parameters to predict the fatigue limit of metals containing inclusions. The predictions by the proposed equations were in very good agreement with the experimental results obtained from the fracture surface showing fish-eye patterns. The reasons why the fatigue limit σ_w of high strength steels does not increase linearly with increasing hardness, and why the scatters of fatigue limit are so large are made clear.

Key Words: Fatigue, Inclusions, Small Cracks, Defects, High Strength Steels, Vickers Hardness, Threshold Stress Intensity Factor Range, Fish Eye, Cleanliness, Fatigue Limit

1. 緒 言

軸受, ばね, 金型, 航空機部品などにはそれらの機能を果たすため古くから高硬さ鋼(または高強度鋼)が用いられてきたが, 最近では機械や構造物の使用条件がか酷になってきたので他の重要部品や構造物にも高強度鋼が使用されることが多くなってきている。

低・中強度鋼の平滑試験片の回転曲げおよび引張圧縮疲労限度 σ_{w0} と静的引張強さ σ_B またはピッカース硬さ H_V との間には比例関係があることが経験的に知られており, その関係は過去の実験結果⁽¹⁾⁻⁽³⁾から次式のように近似できる。

$$\sigma_{w0} \cong 1.6H_V \pm 0.1H_V, \quad (H_V \leq 400) \dots\dots\dots (1)$$

ただし, 単位は σ_{w0} [MPa], H_V [kgf/mm²]である。しかし, σ_B または H_V の上昇とともに一般に比例関係は失われ, 疲労限度のばらつきも大きくなる。低強度鋼から高強度鋼までのこのような傾向は Garwood ら⁽¹⁾⁽⁴⁾によってはじめて指摘された(図1)。

高硬さ鋼の疲労破壊起点は低・中強度鋼のように必

ずしも試験片の表面ではなく, しばしば表面から数10~数100 μm 内部に入ったところにあることが多くいわゆるフィッシュアイを形成する⁽⁵⁾⁻⁽²²⁾。このことは高硬さ鋼の疲労強度が介在物の影響をうけていることを示唆しているが介在物の種類と影響のしかたがあまりにも複雑であるので, どのような介在物がどのように影響するかは明らかでない。

本研究の目的は一見複雑にみえるこの問題に関する

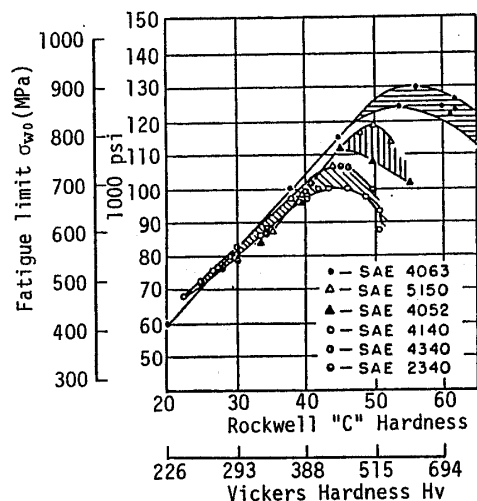


図1 硬さと疲労限度の関係⁽¹⁾

* 昭和62年11月21日 第949回講演会において講演, 原稿受付 昭和62年3月16日。

*¹ 正員, 九州大学工学部 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)。

*² 正員, 東京都立大学工学部。

*³ 正員, 新潟大学工学部。

見方を簡潔化し、介在物を含む鋼の疲労強度の定量的評価法を提案することにある。

2. これまでの研究と解決すべき問題点

介在物の問題は材料の製造側およびそれを用いて設計する側の両者において重要な問題であるため古くから研究が行われてきた。関係論文の数も膨大であり正確な調査が困難なほどである。問題の重要性と解決困難な要因を多く含むためいくたびか総説^{(23)~(30)}も書かれている。まず、これらのおもなものを参照して介在物が疲労強度に及ぼす影響を概観してみることにする。文献としてはかなり古いものもあるので、それらを最近のものと同列に並べて比較検討すると公平さを欠くかもしれない。しかし、著者らが調査した限りでは介在物の問題の本質的な点は数10年前の議論とほとんど変わっていないので、古い文献の引用が必ずしも文献の著者に失礼に当たることにはならないと考える。

介在物の測定法には各国で種々のものが提案されており⁽³¹⁾、初期の研究ではこれらの方法に基づく清浄度と疲労限度の相関を調べたものが多いが、相関は必ずしも良くないことが報告されている^{(4)(32)~(37)(42)}。これに対して、Atkinson⁽³⁵⁾は、介在物の個数、大きさ、応力集中係数を考慮した Fairey 介在物指数を用いて En 24 鋼 (SAE 4340 相当) の平面曲げと回転曲げ疲労限度を整理して良い相関があることを示した。しかし、すべての介在物の個数を考慮に入れることには問題があり、Uhrus⁽³⁶⁾は玉軸受の疲労寿命は 30 μm より大きい酸化物系介在物の数とよい相関があると述べている。また、Duckworth ら⁽¹⁰⁾、川田ら⁽²⁷⁾と田中ら⁽³⁸⁾は、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⁽¹⁰⁾⁽²⁷⁾⁽³⁸⁾、介在物寸法がある程度以下になれば疲労強度に影響しないらしいことを示した⁽¹⁰⁾。de Kazinczy⁽³⁷⁾も同様な報告をしている。同様に、介在物が存在しても疲労強度に影響しなかったという報告^{(32)~(34)(39)~(43)}もいくつかみられる。また、介在物を含む同じ材料でも熱処理によって静的強度を上げると ($\sigma_B = 85 \text{ t/inch}^2 \rightarrow 125 \text{ t/inch}^2$) 疲労強度比 σ_{w0}/σ_B が約 0.5 から 0.3 程度まで低下した結果⁽³³⁾がある。このような結果を総合すると介在物の影響が表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、この限界の引張強さを示した研究者もいる⁽⁵⁾⁽⁷⁾⁽¹⁰⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾⁽⁴⁴⁾。しかし、これらの限界値は介在物の寸法と独立には決められない性質のものと考えられるが、これまでの研究では、必ずしもその点は明確にさ

れていない。また荷重の方向によって同じ介在物が影響を及ぼす程度が異なる場合がある^{(5)(24)(29)(45)~(49)}ことも報告されており、介在物の形状と寸法をどのように扱うかも重要な問題点である。その他にも、介在物の影響を調べた研究は膨大な数にのぼるが、それらを詳細に調査した総説^{(23)~(35)}では共通して次のような因子に注目すべきことを指摘している。

- (1) 介在物の形状
- (2) 介在物と母材の接着状態
- (3) 介在物と母材の弾性係数
- (4) 介在物間の距離あるいは数
- (5) 介在物の大きさ

(1)~(4)の因子はいずれも介在物の応力集中係数と応力分布に影響する因子として考えられてきた。そして多くの研究者は定量的評価を目的として介在物の形状を球状やだ円体と仮定して応力集中係数を求めている。しかし、応力集中係数は切欠半径が変化すれば直接変化し、球状やだ円体からのわずかなずれや小突起は応力集中係数を著しく変化させることになるから理想的な形状と仮定した応力集中係数を疲労強度の評価に利用するのは本来の主旨からはずれている。

実際、高硬さ鋼のフィッシュアイの中心にみられる介在物はさまざまな形状をしており^{(5)~(22)(57)}応力集中係数に注目するのは現実的な手法とはいえない。また、剛性の高い介在物と母材とが完全に密着しておれば、応力集中係数は1以下になるという見方がなされてきたが、それは必ずしも正しくない。確かに荷重軸と直角をなす主軸端の応力集中係数は1以下になるが、荷重軸と一致する軸端の応力集中係数は1以上になる^{(50)~(52)}ので、き裂はまずこの点から発生することが考えられる。もちろん、従来から指摘されているように密着は必ずしも完全ではなく最初からはく離が生じている⁽⁵⁾ことも多いが、その場合は最初から界面き裂が存在することになり応力集中係数に基づく評価法はますます適切でないことになるのである。

横堀ら⁽⁵³⁾⁽⁵⁴⁾、増田ら⁽¹⁸⁾、田中ら⁽²²⁾と Fowler⁽⁵⁵⁾は、介在物を起点とする疲労き裂の発生、伝ばの問題を破壊力学的に考察している。この種の問題に破壊力学的手法を適用した研究は少なく新しい試みである。

介在物の影響を定量的に調べるためには、介在物の形状、寸法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うことが考えられるが⁽¹⁰⁾⁽⁴²⁾⁽⁵⁶⁾⁽⁵⁷⁾この方法が非常に困難なことは多くの研究者が指摘しているとおりである^{(23)~(27)(58)}。

これに対して、高硬さ鋼の疲労破面にみられるフィッシュアイは解決の鍵になる有力な情報源であると著者

らは考える。フィッシュアイの中心部分の介在物の種類、形状、寸法およびその部分がうけた応力の相互関係を明らかにすることは、高硬さ鋼の疲労強度の問題にとどまらず、低・中強度鋼も含めた統一的な欠陥や介在物についての見方を確立する助けになるであろう。

以上の議論から高硬さ鋼の疲労強度に及ぼす介在物の影響に関する問題点は次のように要約されるであろう。

- (1) ある硬さ以上になるとなぜ疲労限度は硬さ (H_V) に比例しなくなるか。
- (2) 悪影響を及ぼす介在物の限界寸法はどのようにして決まっているか。
- (3) 高硬さ鋼の疲労限度はなぜばらつくか。
- (4) 介在物の形状、寸法をどのように考慮すべきか。
- (5) 基地の疲労限度と最も相関の強い材質パラメータは何か。

上記の項目は、材料中に含まれる非金属介在物の他に孔や空かなどの材料欠陥や微小き裂の場合にも指摘されてきた共通の問題点であるので、それらと関連した研究成果^{(58)~(71)}は介在物問題の解決の基礎になることが予想される。

村上⁽⁵⁸⁾⁽⁶⁹⁾は、高硬さ鋼の疲労強度に及ぼす欠陥や微小き裂の影響を定量的に調べるため直径 40 μm から 200 μm までの人工微小穴を含む S 45 C 焼入れ材 ($H_V=650$) と焼入れ焼戻し材 ($H_V=520$) の回転曲げ疲労試験を行った。その結果は次のようにまとめられる。

- (1) 疲労限度と硬さの関係を明らかにするには試験片の平均硬さではなく破壊起点近傍の基地組織の硬さを把握することが重要である。
- (2) 直径 40 μm 程度の微小欠陥でも $H_V>500$ の高硬さ鋼の疲労強度の著しい低下の原因となる。このことは高硬さになるほど平滑材の疲労限度において観察される停留き裂の寸法 l_0 が小さくなる傾向と関係している。
- (3) 基地組織における結晶のすべりが疲労破壊の起点になる場合には低・中強度鋼の疲労限度と硬さの間に成立する経験的な比例関係〔式(1)〕が高硬さ鋼にも当てはまる。

その後、微小表面欠陥や微小表面き裂の形状、寸法とビッカース硬さ H_V が回転曲げおよび引張圧縮疲労限度 σ_w に及ぼす影響を 15 種類以上の材質について詳細に考察し、次の予測式を作った⁽⁶⁸⁾⁽⁶⁹⁾。

[表面欠陥、表面き裂に対する予測式]

下限界応力拡大係数幅 ΔK_{th} :

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

疲労限度 σ_w :

$$\sigma_w \cong 1.43 (H_V + 120) / (\sqrt{\text{area}_s})^{1/6} \quad \dots (3)$$

ここで、各量の定義と単位は次のとおりである。

area_s : 表面欠陥を最大主応力方向に投影した面積 μm^2 。

ΔK_{th} : $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, σ_w : MPa

上の二つの式は、欠陥を切欠き問題ではなくき裂問題⁽⁶³⁾としてとらえることによって得られたものである。

式(2)は、右辺に $\sqrt{\text{area}_s}$ を含むので微小欠陥や微小き裂の ΔK_{th} が材質に固有な一定値とはならず、小さいき裂ほど ΔK_{th} は小さいという寸法依存性^{(72)~(78)}を示している。したがって、大きいき裂に対する通常の ΔK_{th} を用いる予測法は適用できないことに注意しなければならない。

本研究では、表面に微小欠陥や微小き裂を含む部材の疲労限度を予測する式(2)、(3)の考え方を表面または内部に介在物が存在するときの強度予測に発展させる。

3. 介在物を含む高硬さ鋼の疲労強度評価法

本論文で提案する評価法は表面の微小欠陥や微小き裂に対するものと基本的には同じである。ただ、ここでは欠陥やき裂と異なり主として非金属介在物を破断起点として注目するので疲労限度における破断と非破断の限界状態を正しく把握しておかねばならない。

破断した高硬さ鋼のフィッシュアイの中心にはふつう介在物がもとの形のままで存在するが、破面から脱落して観察されないこともある。この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、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。すでによく知られているように、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⁽⁷⁹⁾。したがって、介在物が破断起点になる場合も界面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。この概念はきわめて重要であり以下では介在物を欠陥(結果的に主応力方向に投影したき裂)と等価と

考えて前報の評価方法を発展させて適用する。

3・1 評価式の提案とこれまでの実験結果への応用

3・1・1 介在物が表面に存在する場合 もし表面または表面に接するほどの近傍に介在物が存在する場合には式(2)と式(3)を適用すれば ΔK_{th} と疲労限度 σ_w が求まる。そのとき、 $area_s$ は介在物の主応力方向への投影面積である。ただし、図2のように介在物が表面に接するほどの近傍に存在する場合には $area_s$ の評価としては介在物の投影面積そのものよりも凹部をなくした破線で囲まれる範囲を含めるべきである⁽⁶⁸⁾⁽⁸⁰⁾。そのことは、き裂伝ばによるき裂前縁の応力拡大係数の最大値 $K_{I\max}$ の変化挙動⁽⁸⁰⁾から理解できるであろう。なお、式(3)は式(2)と式(4)で表される任意形状表面のき裂のき裂前縁の $K_{I\max}$ の式^{(81)~(83)}から得られたものである。

$$K_{I\max} \cong 0.650\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area_s}} \dots\dots\dots(4)$$

ここで、 σ_0 : 最大主応力

3・1・2 介在物が表面から離れた内部に存在する場合 この場合は、表面き裂に対する $K_{I\max}$ の式〔式(4)〕に相当する任意形状内部き裂に対する $K_{I\max}$ の式が必要である。それは、だ円形き裂、正方形き裂、三角形き裂のき裂前縁での $K_{I\max}$ とき裂面積 $area_i$ との関係⁽⁶³⁾を考慮すれば次式のように表せる。

$$K_{I\max} \cong 0.5\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area_i}} \dots\dots\dots(5)$$

この式の誤差は、だ円形き裂に対して5%以下、その他の形状に対しても10%以下と考えてよい。ただし、だ円のアスペクト比 $b/a < 1/5$, $b/a > 5$ のように細長い場合には、 $K_{I\max}$ の値が飽和するので、実質的には、それぞれ $b/a=1/5$ および 5 の場合の $area_i$ を用いれば十分正確である⁽⁶³⁾。

式(5)は、図3に示すようにき裂が表面にかなり近いところに存在する場合⁽⁸⁴⁾にも精度の低下があまりなく通用する。たとえば、図3(c)のように、 $a/h=0.8$ の場合でも、 $K_{I\max}$ は最浅点で約10%増にしかならない⁽⁸⁴⁾。

ここで、式(4)と式(5)を比較すると同一の $K_{I\max}$ を与える表面き裂面積 $area_s$ と内部き裂面積 $area_i$ との間には次式の関係があることがわかる。

$$\sqrt{area_i} \cong 1.69\sqrt{area_s} \dots\dots\dots(6)$$

このことを考慮すれば、式(2)、(3)をもとにして、

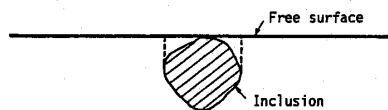


図2 表面のごく近傍の介在物

内部に存在する微小き裂、欠陥、介在物に対する評価式として次式が得られる。

[内部の微小欠陥、き裂、介在物に対する評価式]

下限応力拡大係数幅 ΔK_{th} :

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

疲労限度 σ_w :

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

ここで、各量の単位は、式(2)、(3)と同じである。

以下では、式(8)による予測値と疲労試験結果を比較し、予測式の有効性を検討する。

川田ら⁽¹¹⁾は、軸受鋼の回転曲げ疲労試験において観察されたフィッシュアイの中心を詳しく測定、記録している。

表1は、その結果とさらに多くの未発表の結果に式(8)を適用し、介在物が存在していた部分の疲労限度 σ_w を予測したものである。表中の σ_w が予測値である。ただし、 $area_i$ は、 $area_i = \pi \times (\text{長径}) \times (\text{短径}) / 4 [\mu\text{m}^2]$ として評価した。実際に介在物部分にかかる公称応力 σ' がその部分の予測疲労限度 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、実際に作用した公称応力 σ' はこの予測値 σ_w より大きく、実際に破断が生じたことがうなずける。

最近、小沼・古川⁽²⁰⁾は高硬さ鋼の基地組織をマルテンサイトにしてそろえて実験を行い、破断起点、破断繰返し数など詳細な考察を行った。その実験では、図4に示すような典型的なフィッシュアイがかなり豊富に得られており、本論文の予測式〔式(8)〕の検討にきわめて適している。本論文では、さらに新しい実験結果を加えて式(8)の観点からその実験結果を検討した。表2に、その検討結果を示す。この場合は、 σ'/σ_w の値が1以下になったデータが二つあるが、いずれの場合も長寿命で σ'/σ_w の値も0.974と0.995であるから全体的にみて予測の精度は良いといえる。

また、 σ' が σ_w に比べて大きいほど寿命は短くなるはずであるので、表1, 2の σ'/σ_w と破断寿命 N_f の関係を $S-N$ 曲線風にまとめてみると図5のようになる。介在物の寸法、形状および表面からの深さが同一

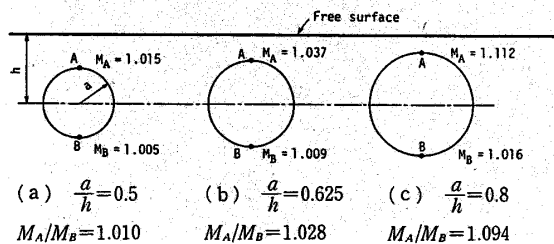


図3 表面近傍の円形き裂の応力拡大係数

$$(K_I = M \cdot \frac{2}{\pi} \sigma_0 \sqrt{\pi a})$$

表 1 介在物の寸法, 位置, 破断応力と予測疲労限度

Materials & Hv	Nominal stress at surface σ (MPa)	Cycles to failure N_f	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 \geq 734	981	254.36×10^6	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	295		821	759	1.08
Steel S Hv \geq 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	10		978	899	1.09
	1030	224.64	346	74		1011	841	1.20
	1030	30.52	491	24		1023	817	1.25
	1030	26.48	804	110		1003	784	1.28
	971	735.45	836	350		960	782	1.14
Steel V Hv \geq 685	981	50.11	1409	80		961	686	1.40
	981	39.21	858	170		941	715	1.32
	932	683.38	1056	570		807	703	1.15
	883	138.24	2859	200		841	647	1.30
	981	75.06	962	350		900	708	1.27
	932	160.35	654	240		878	732	1.20
	932	11.12	2206	100		909	661	1.38
	932	23.40	10147	1030		706	582	1.21
	834	420.00	4882	600		715	619	1.16



図 4 フィッシュアイ中心の介在物, Al_2O_3
(S 35 C, $H_v=570$, $\sigma=724$ MPa,
 $N_f=4.02 \times 10^6$, 表面からの深さ $h=42$ μm)

でないものを比較しているので細かい議論はできないが、図 5 にみられる σ'/σ'_w と N_f の傾向は介在物部分の予測疲労限度 σ'_w が妥当なものであることを示している。さらに、他の二、三の報告⁽¹⁹⁾⁽⁶⁵⁾の結果についても同様な予測を行うと表 3 のようになる。表 3 中の σ'/σ'_w と N_f の関係を図 5 にプロットすれば、表 1, 2 のデータの群の中に入ることがわかるであろう。

なお、表 1 の実験結果と関連し川田ら⁽¹¹⁾が決定した疲労限度 σ_w は、N 鋼 872 MPa, S 鋼 970 MPa, V 鋼 843 MPa であるが、これらの値は必ずしも真の疲労限度と呼ぶことはできない。なぜなら、表 1 の σ' の中にはこれらの値より低いものがあり、しかも実際には破断しているからである。すなわち、表 1 に示された介在物が表面のごく近くに存在していたなら、川田らが

定義した疲労限度の応力で試験片は必ず破断したであろうからである。同様のことは高硬さ鋼に関する他の研究結果についてもいえる。

このように考えてくると、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くる。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〔式(1)〕するが⁽⁵⁸⁾⁽⁷¹⁾、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真の疲労限度は達成できない⁽⁵⁸⁾⁽⁷¹⁾。悪影響を及ぼす介在物の寸法($\sqrt{area_s}$ または $\sqrt{area_i}$)は硬さ H_v と切り離しては考えることはできないので、結局、高硬さ鋼の疲労限度は個々の試験ごとに異

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造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度値より小さいため^{(58)~(71)}、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。したがって、高硬さ鋼でも介在物や欠陥を硬さに応じた限界値より小さくすれば疲労限度の上昇を期待できる⁽⁵⁸⁾⁽⁷¹⁾。実際、斎藤ら⁽⁵⁷⁾は超清淨ばね鋼が普通のばね鋼に比べて疲労強度が式(1)の関係を満たすほど上昇しばらつきも少ないことを示している。

4. 介在物を含む高硬さ鋼の疲労限度の上, 下限値の推定法

3章では、高硬さ鋼の疲労強度特性の謎解きともいうべき考え方を説明したが、ここでは得られた定量的評価方法の応用のしかたについて述べる。

破断した後の部材の破面を観察してフィッシュアイの位置、寸法と破断応力を関係づけることは、それなりに意義のあることであるが(これまではそれさえもできなかった)、破断せず安全に使用できる許容応力の値を設計段階で示すこと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ということがまた事実であるから、結局非破壊的に介在物検査を行い個々の場合の疲労限度を推定するか、統計的手法を利用して予想される疲労限度の上, 下限値を推定する二つの方法が具体的手法として考えられるであろう。しかし、現在の非破壊検査の水準で

表 2 介在物の寸法, 位置, 破断応力と予測疲労限度

Materials	Hv	σ	N_f	area	h	σ'	σ'_w	σ'/σ'_w
S35C	570	724	4.02×10^5	1134	42	716	599	1.20
	610	713	4.40	2204	200	681	600	1.14
	672	717	3.23	641	66	706	721	0.974
	655	735	2.19	1023	50	727	679	1.07
	638	724	1.08	1960	70	712	629	1.13
	657	686	1.48	1254	30	681	669	1.02
S55C	782	887	9.35	473	250	838	842	0.995
	775	918	2.37	769	290	858	802	1.07
	797	897	2.35	750	143	868	824	1.05
	801	896	4.40	491	110	874	857	1.02
	803	892	7.87	1257	375	817	803	1.02
	831	910	4.01	1257	175	874	819	1.05

The units are the same as the quantities in Table 1.

表 3 介在物の寸法, 位置, 破断応力と予測疲労限度

Materials	Hv	σ	N_f	area	h	σ'	σ'_w	σ'/σ'_w
S45C (19)	803	900	5.27×10^5	712	100	864	833	1.04
	641	900	1.19	802	59	879	681	1.29
SAE9254 (85)	550	765	10.01	565	247	670	616	1.01
	-600						-662	-1.09

The units are the same as the quantities in Table 2

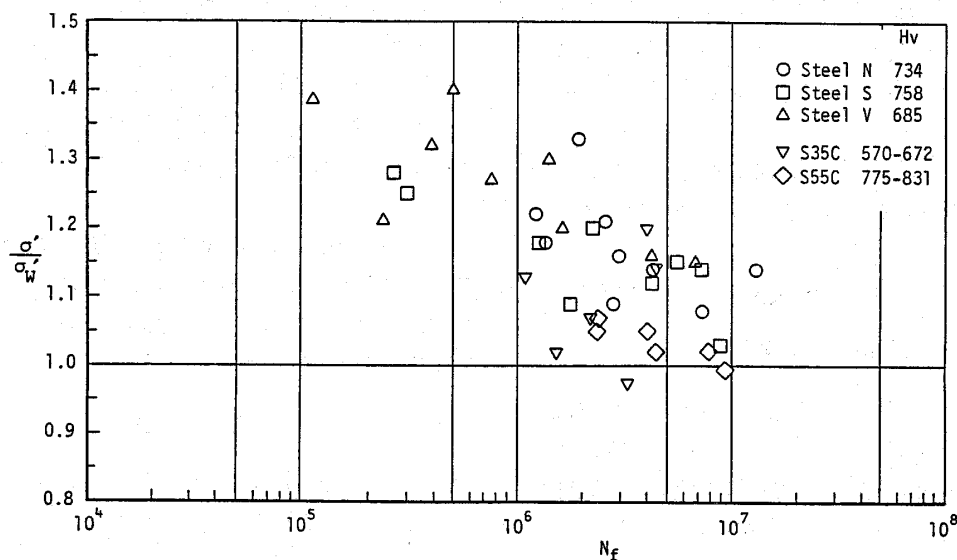


図 5 予測疲労限度 σ'_w に対する介在物点の応力 σ' の比と破断繰返し数 N_f の関係

は高硬さ鋼の疲労強度で問題になるような微小な介在物の形状、寸法、位置を個々の部品検査によって精度良く測定することはきわめて困難である。したがって、現状で可能でしかも重要なことは疲労限度の上、下限値を精度よく推定する手法を確立することであると考えられる。

上限値は介在物または欠陥が破壊の原因とならないとき達成されると考えられるから、これまでの研究成果を考慮すると、その値は式(1)で与えられると考えてよいであろう。

これに対して、下限値の予測は少しやっかいである。3章までに述べてきたように、介在物の影響のもとでの疲労強度は大きい介在物が表面に接するように位置するとき最も低下する。以下では、 N 個の試験片からなるロットの中で疲労限度の最小値を予測する具体的方法の一例を述べる。

試験片は破壊限界の条件式(3)または(8)を超えたとき破壊するが、疲労限度の推定最小値は危険にさらされる試験片の表面層(面積 S)に存在することが予想される介在物の寸法 $\sqrt{\text{area}_s}$ の推定最大値 $\sqrt{\text{area}_{s \max}}$ によって決まるから、まず $\sqrt{\text{area}_{s \max}}$ を推定する必要がある。そのためには、同じロットの任意の試験片の基地組織を顕微鏡観察し、基準面積 S_0 内における介在物寸法の最大値 $\sqrt{\text{area}_{s \max, i}}$ を測定する。このとき検鏡面は当然最大主応力軸に垂直な面を選ぶ。ただし、 $\sqrt{\text{area}_{s \max}}$ を正確に決定するには最大主応力軸に平行な面の情報も把握しておいた方がよい。 $\sqrt{\text{area}_{s \max, i}}$ をある程度数測定すると、これらは極値統計⁽⁸⁶⁾に従うと考えられるから、図6のように $\sqrt{\text{area}_{s \max, i}}$ の累積ひん度分布を極値確率紙にプロットし、分布直線と再帰期間 $T(=NS/S_0)$ との交点から $\sqrt{\text{area}_{s \max}}$ の値を推定する。この手法は実際に西島ら⁽⁸⁵⁾によって用いられており、具体化はそれほど困難ではない。

このようにして、 $\sqrt{\text{area}_{s \max}}$ の値が推定されると N 個の試験片中の疲労限度の下限値 $\sigma_{w, i}$ は次式によって推定される。

$$\sigma_{w, i} \cong 1.43(H_V + 120) / (\sqrt{\text{area}_{s \max}})^{1/6} \quad \dots\dots (9)$$

5. 結 言

介在物の問題は微小き裂の問題であるという観点に立ち、著者らが過去10年間行ってきた微小欠陥の問題に関する研究成果を基礎として高硬さ鋼の疲労強度に及ぼす介在物の影響の問題の解決を試みた。

得られた結論は次のようにまとめられる。

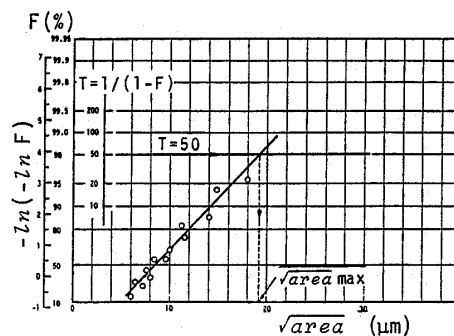


図6 最大介在物寸法の推定法 (F : 累積ひん度)

(1) 介在物問題は微小き裂の問題であり、介在物はそれを最大主応力方向に投影したときの面積 area と同じ面積をもつき裂と等価とみなせる。したがって、介在物をき裂とみたときの ΔK_{th} に寸法依存性が生じることには注意しなければならない。

(2) 介在物を含む部分の疲労限度 σ_w は次式で評価できる。

$$\text{表面介在物: } \sigma_w \cong 1.43(H_V + 120) / (\sqrt{\text{area}_s})^{1/6}$$

$$\text{内部介在物: } \sigma_w \cong 1.56(H_V + 120) / (\sqrt{\text{area}_i})^{1/6}$$

上式の単位は、 σ_w : MPa, area : μm^2 , H_V : kgf/mm^2 である。上式の σ_w をフィッシュアイ形疲労破壊した試験片の負荷応力と比較したところ、負荷応力と破壊線返し数との関係をよく説明できた。

(3) 高硬さ鋼は個々の試験片が異なる疲労限度を有するとみるべきであり、組織の顕微鏡検査からその材質の疲労限度の上、下値を推定する方法を示した。

(4) 悪影響を及ぼす介在物限界寸法 $\sqrt{\text{area}}$ は、 σ_w の予測式と H_V から得られる σ_{w0} の経験値から推定することができる。

なお、基地組織の影響を H_V だけで代表させるのは少し大胆かもしれない。しかし、低・中強度鋼の σ_{w0} が基地組織にほぼ無関係に H_V からかなりの精度で推定できる事実は重要で高硬さ鋼の基地組織の影響を考えるうえで必ず考慮に入れなければならないであろう。

以上、本研究では複雑な介在物問題を簡潔化する方向で考察を行ったが、実際には、残留応力、残留ひずみ、複数の介在物の相互干渉などまだ検討すべき因子が残されていることはいうまでもない。

文 献

- (1) Garwood, M. F., ほか5名, *Interpretation of Tests and Correlation with Service*, (1951), 1 ASM.
- (2) 中沢・本間, 金属の疲労強度, (昭57), 25, 養賢堂.
- (3) 西島, 材料, 29-316 (昭55), 24.
- (4) Frith, P. H., *Proc. Int. Conf. Fatigue*, (1956), 462.

- (5) Frith, P. H., *J. Iron Steel Inst.*, **180** (1955), 26.
 (6) Ramsey, P. W. and Kedzie, D. P., *J. Met.* (1957), 401.
 (7) Cummings, H. N., ほか2名, *Proc. ASTM*, **58** (1958), 505.
 (8) Johnson, R. F. and Sewell, J. F., *J. Iron Steel Inst.*, (1960), 414.
 (9) Hyler, W. S., *Proc. ASTM*, **58** (1958), 40.
 (10) Duckworth, W. E. and Ineson, E., *Clean Steel, Iron Steel Inst. Sp. Rep.*, **77** (1963), 87.
 (11) 川田・ほか2名, 機論, **29-206** (昭38), 1674.
 (12) 藤原・福井, 電気製鋼, **35-4** (昭39), 170.
 (13) Yokobori, T. and Nanbu, M., *Rep. Res. Inst. Strength Fract. Mater.*, Tohoku Univ., **2-2** (1966), 29.
 (14) Yokobori, T. and Nanbu, M., *Proc. 1st Int. Conf. Fract. Sendai*, **2** (1966), 1529.
 (15) 大内田・安藤, 機論, **34-258** (昭43), 199.
 (16) 木村・ほか3名, 機論, **35-279** (昭44), 2146.
 (17) 木村・ほか3名, 機論, **37-300** (昭46), 1475.
 (18) 増田・ほか2名, 機論, **49-440**, A (昭58), 413.
 (19) 西谷・ほか2名, 機論, **50-453**, A (昭59), 1104.
 (20) 小沼・古川, 材料学会第18回疲労シンポジウム前刷集, (昭61), 5.
 (21) 久松, 機械の研究, **38-12** (昭61), 1342.
 (22) 田中・ほか2名, ばね研究会, 昭61年秋季講演会前刷集, (昭61), 35.
 (23) 西岡, 材料試験, **6-45** (昭32), 382.
 (24) 横堀, 機械の研究, **13-7** (昭36), 973.
 (25) 渡辺, 金属学会会報, **1-2** (昭37), 129.
 (26) 成田・伊藤, 神戸製鋼技報, **17-1** (昭42), 53.
 (27) 川田・児玉, 材料強度誌, **6-1**(1971), 1.
 (28) Morrow, Jo Dean., ほか2名, *Proc. 1st Int. Conf. Fract. Sendai*, **2** (1966), 1611.
 (29) Thornton, P. A., *J. Mater. Sci.*, **6** (1971), 347.
 (30) Mitchell, M. R., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, (1977), 329.
 (31) 例えば, 日本鉄鋼協会編, 鉄鋼便覧, **IV** (昭56), 432.
 (32) Ineson, E., ほか2名, *J. Iron Steel Inst.*, **184** (1956), 178.
 (33) Ineson, E., ほか2名, *J. Iron Steel Inst.*, **190** (1958), 277.
 (34) 上野・ほか2名, 鉄と鋼, **41-10** (昭30), 1102.
 (35) Atkinson, M., *J. Iron Steel Inst.*, **195** (1960), 64.
 (36) Uhrus, L. O., *Iron Steel Inst., Sp. Rep.*, **77** (1968), 104.
 (37) de Kazinczy, F., *J. Iron Steel Inst.*, (1970), 851.
 (38) 田中・船橋, 機論, **43-366** (昭52), 389.
 (39) 阪部, 鉄と鋼, **4**(1956), 822.
 (40) 安井・吉田, 材料試験, **6**(1957), 619.
 (41) 井上・辻本, 鉄と鋼, **45-3**(1959), 322.
 (42) 横堀・ほか2名, 材料, **12** (昭38), 434.
 (43) 角田・ほか2名, 鉄と鋼, **52** (昭41), 651.
 (44) Teed, P. L., *Fatigue & Frac. Metals*, (1952), John Wiley & Sons.
 (45) Ransom, J. T., *Trans. Am. Soc. Met.* **46** (1954), 1254.
 (46) 高橋・ほか2名, トヨタ技術, **13-3** (昭36), 231.
 (47) 大路・原田, 機論, **38-313** (昭47), 2193.
 (48) 鹿毛・西谷, 機論, **41-344** (昭50), 1080.
 (49) 堀・ほか3名, 精密機械, **49-10** (昭58), 1345.
 (50) Donnell, L. H., Peterson, R. E. ed. *Stress Concentration Factors* (1974), 223. John Wiley & Sons.
 (51) Edwards, R. H., *J. Appl. Mech.*, **75** (1951), 19.
 (52) 八田・ほか2名, 機論, **51-464**, A (昭60), 1057.
 (53) Yokobori, T., ほか3名, *Rep. Res. Inst. Strength Fract. Mater.*, Tohoku Univ., **12-2** (1976), 29.
 (54) 横堀・ほか3名, 金属学会誌, **39**(1975), 317.
 (55) Fowler, G. J., *Mater. Sci. Eng.* **39** (1979), 121.
 (56) 角田・ほか2名, 鉄と鋼, **52-2**(1971), 335.
 (57) 斎藤・伊藤, ばね論文集, **30** (昭60), 11.
 (58) 村上・ほか2名, 機論, **45-400**, A (昭54), 1479.
 (59) 村上・ほか2名, 機論, **44-388** (昭53), 4003.
 (60) 村上・ほか2名, 機論, **47-424**, A (昭56), 1293.
 (61) 村上・遠藤, 機論, **47-415**, A (昭56), 249.
 (62) 村上・ほか2名, 材料, **29-325**, (昭55), 988.
 (63) 村上・遠藤, 機論, **49-438**, A (昭58), 127.
 (64) 大場・ほか2名, 機論, **49-444**, A (昭58), 901.
 (65) 村上, 機論, No.840-2 (昭59-3, 4), 1.
 (66) 村上・ほか2名, 材料, **34-385** (昭60), 1153.
 (67) 村上・松田, 機論, **52-478** A (昭61), 1492.
 (68) 村上・遠藤, 材料, **35-395** (昭61), 911.
 (69) Murakami, Y. and Endo, M. *The Behavior of Short Fatigue Cracks, ERF Pub.*, **1** (1986), 275 Mech. Eng. Pub. (Miller, K. J. and delos Rios, E. R. ed.)
 (70) Yamada, K., Kim, M. G. and Kunio, T. *ibid*, 261.
 (71) 敏熊・ほか2名, 機論, **53-485**, A (昭62), 1.
 (72) Frost, N. E., ほか2名, *Eng. Fract. Mech.*, **3** (1971), 109.
 (73) Kobayashi, H. and Nakazawa, H., *Proc. 1st Int. Conf. Mech. Behav. Mater.*, (1972), 199.
 (74) 北川・高橋, 機論, **45-399**, A (昭54), 1289.
 (75) Romanov, O. N. ほか2名, (Bakelund, O.N. ほか2名 ed.) *Fatigue Threshold*, (1981), 799.
 (76) Leis, B. N., ほか4名, *Battelle's Columbus Lab. Rep. No. AFWA L-TR-83-4019* (1983), 1.
 (77) Suresh, S. and Ritchie, R. O., *Rep. UCB/RP/83/1014* (1983), 1.
 (78) El Haddad, M. H., ほか2名, *Trans. ASTM*, **101** (1979), 42.
 (79) 文献(59)およびその引用文献。
 (80) Murakami, Y. and Nemat-Nasser, S., *Eng. Fract. Mech.*, **17-3** (1983), 193.
 (81) 村上・石田, 機論, **50-455**, A (昭59), 1359.
 (82) 村上・石田, 機論, **51-464**, A (昭60), 1050.
 (83) Murakami, Y., *Eng. Fract. Mech.*, **22** (1985), 101.
 (84) 西谷・村上, 機論, **40-329** (昭49), 31.
 (85) 西島・ほか4名, ばね研究会, 昭61年秋季講演会前刷集, (昭61), 13. および, 伊藤, 私信。
 (86) Gumbel, E. J. (河田・ほか2名訳), 極値統計学, (昭38), 廣川書店。

討 論

〔質問〕 西島 敏〔金属材料技術研究所〕

質問者らも高強度鋼の疲労強度と非金属介在物の寸法などとの関係に強い関心を持っており、著者らの今回の整理によって、この問題が大きく前進したことをありがたく思う。特に、ばね鋼などでは介在物の適切な評価が重要な問題で、このため、介在物の寸法と数を基準とする評価法が提案される⁽⁶⁵⁾など、種々の努力がなされている。これに関連して、最近では介在物の大きさや数のみでなく、組成も制御して、疲労特性を向上させようという試みもあるが、その可能性についてご教示願えないか。

なお、著者らの指摘されるように、疲労強度推定の基になる硬さは、き裂発生起点付近の硬さであるべきだが、その推定にも極値統計を応用するのはどうであろうか。

〔回答〕 討論者らの介在物評価法⁽⁶⁵⁾はこれまでの評価法の欠点を補うもので著者らも関心をもっており、今後の応用の成果を期待している。

さて、介在物の種類はJISによればA, B, C系に分類されており、これらの影響の程度については素材の塑性加工によって変形しないC系が最も悪い影響

を及ぼすという報告もなされている。しかし、それは、塑性加工前にA, B, Cともに同程度の大きさを有していて塑性加工後にA系が伸ばされて針状になるため、伸ばされた方向の負荷に対して強度低下をもたらさないということであって、塑性加工後でもなお寸法が大きければ、A, B, C系を問わず強度低下をもたらすと考えられる。このことは、フィッシュ・アイ破壊した試験片のフィッシュ・アイ中心の介在物が必ずしもC系ではなくMnSのようなA系でもあることによって理解できる。そして、それらの疲労破壊応力は本研究の方法によって介在物の種類によらず定量的に評価できることから介在物の寸法($\sqrt{\text{area}}$)が第一近似として決定的な因子であることがわかる。したがって、固い介在物の周囲を軟い成分の介在物がとり囲むような冶金的制御をしたとしても疲労強度の上昇は困難と思われる。

疲労き裂発生起点付近の硬さの推定に極値統計を応用するというアイデアは大変良いと思う。部品の硬度にばらつきがあっても疲労限度の下限値を推定するのに役立つと思う。