

## 破壊力学に基づく焼結金属の疲労強度評価\*

加藤正名\*<sup>1</sup>, 井上克己\*<sup>1</sup>, 鄧 鋼\*<sup>2</sup>  
佐藤寿樹\*<sup>3</sup>, 亀子峰雄\*<sup>4</sup>Evaluation of the Fatigue Strength of Sintered Steel Based  
on Fracture MechanicsMasana KATO, Katsumi INOUE, Gang DENG,  
Toshiki SATO and Mineo KAMEKO

This paper deals with an evaluation of the fatigue strength of sintered steel based on linear fracture mechanics. The fatigue crack growth is measured with bend test specimens of Fe-Cu-Cr sintered steel of various densities. From this result, the fatigue strengths of the specimens with initial length of crack  $a$  at the life  $N$  are calculated, and they are shown as N-S-A curves. A model, which has an initial crack at the surface but is homogeneous and has no internal flaws, is introduced to analyze the fatigue lives of sintered steel. The initial length of the crack basically depends on the flaw size of sintered steel, and it can be used as an index to evaluate the effect of flaws on the fatigue strength. The initial lengths of cracks are estimated from the N-S-A curves and the fatigue test results. The lengths are 165 to 251  $\mu\text{m}$  for the bend test specimen of 6.6 to 7.0  $\text{g}/\text{cm}^3$  density.

**Key Words:** Sintered Steel, Fatigue Strength, Gear, Fracture Mechanics, Critical Crack Length, Flaws

## 1. 緒言

焼結金属部品は、混合した金属粉末を型に入れて圧縮成形した後、焼結して製造される。したがって、仕上げ機械加工を最小限に抑えて高生産性と低コストを図ることができる。また、機械加工では実現困難な複雑な形状を得ることができ、金属粉末の種類や混合方法などを工夫することによって、溶解法では困難な材質設計が可能であるなどの特長を有する。

一方、粉末粒子間の空孔と粒子界面の接合性などによる強度低下が予想される。高橋ら<sup>(1)</sup>とUsamiら<sup>(2)</sup>は微小な欠陥を等価き裂に置換えて、疲労強度に及ぼす微小欠陥と結晶径寸法の影響を調べている。また、Kitagawaら<sup>(3)</sup>は疲労強度に対する材料表面の初期き裂長さの影響を考察し、疲労強度が初期き裂先端の下限界応力拡大係数によって決められることを示している。これらはセラミックスを対象としており、き裂の発生あるいは部材の強度に対する初期状態の影響を重視している。焼結金属材はセラミックスに比べてき裂の進展が遅いので、欠陥によるき裂の発生だけでなく、き裂進展過程の解析も重要である。しかし、疲労き裂の進展に着目して焼結金属の疲労強度を検討した研究は少なく、焼結金属材のき裂の発生・進展の特徴は明らかにされていない。

著者らは浸炭歯車の曲げ疲労強度を評価するため歯

Table 1 Chemical components of the sintered steel (wt%)

| Fe      | Cu  | C       | other |
|---------|-----|---------|-------|
| 96~98.6 | 1~2 | 0.4~0.7 | <1.0  |

元き裂の進展特性を明らかにし<sup>(4)(5)</sup>、疲労寿命がき裂の進展過程であると仮定して、疲労実験結果から初期き裂長さを求めた<sup>(6)</sup>。さらに、初期き裂に対する表面状態の影響を明らかにし、疲労強度を評価する指標として用い得ることを示した<sup>(7)</sup>。本研究では、始めに焼結金属の疲労き裂進展速度を測定し、次に、焼結金属を表面に初期き裂を有し、内部は均質な材料としてモデル化し、上記の解析法を適用して初期き裂長さを計算する。このき裂長さは焼結金属内の空孔の存在と粒子間の結合力が低いことを破壊力学の観点から説明するための指標であり、これを用いて焼結金属の疲労強度を評価する。

## 2. 試験片及び実験方法

焼結材のき裂進展特性を明らかにするために、曲げ試験片を用いてき裂進展速度を測定し、さらに、曲げ試験片と歯車試験片を用いて疲労試験を行う。

2.1 曲げ試験片 本実験に用いる焼結材はFe-Cu-C系材であり、その化学組成を表1に示す。密度 $\rho$ は6.6, 6.8, 7.0  $\text{g}/\text{cm}^3$ の3種類であり、それぞれの機械的性質と硬さを表2に示す。ポアソン比はほぼ一定であるが、ヤング率と硬さは密度の増加とともに上昇している。

曲げ試験片の寸法は、長さ80mm、幅15mm、厚さ7.5mm

\* 原稿受付 1995年8月25日。

\*<sup>1</sup> 正員、東北大学工学部 (〒980 仙台市青葉区荒巻字青葉)。\*<sup>2</sup> 正員、宮崎大学工学部 (〒889-21 宮崎市学園木花台西1-1)。\*<sup>3</sup> 東北電力(株) (〒980 仙台市青葉区一番町3-7-1)。\*<sup>4</sup> 日本精工(株) (〒251 藤沢市鶴沼神明1-5-50)。

Table 2 Mechanical properties of the sintered steel

|                 |                   |      |      |      |
|-----------------|-------------------|------|------|------|
| Density         | g/cm <sup>3</sup> | 6.6  | 6.8  | 7.0  |
| Young's modulus | GPa               | 123  | 138  | 148  |
| Poisson's ratio |                   | 0.26 | 0.26 | 0.25 |
| Hardness        | Hv                | 110  | 125  | 136  |

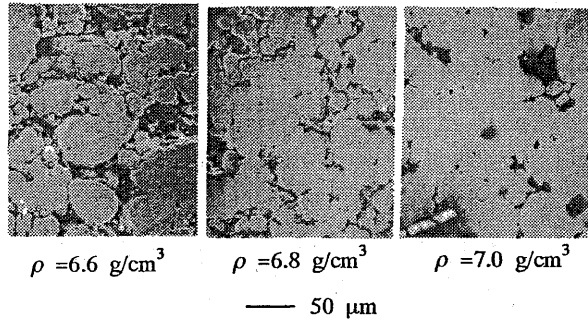


Fig.1 Views on test specimen surface

で、支持点間のスパン長さは60mmである。試験片表面を走査電子顕微鏡を用いて観察した。その状態を図1に示す。密度が高くなるにつれて表面の空孔欠陥は減少していることが知られる。切欠きを有する材料の強度を求める後述の実験のために、厚さ0.1mmのカーボン砥石を用いて試験片の中央に貫通切欠きを導入した。切欠き先端は半径30~40μmの円弧状である。

実験には、電気油圧サーボ式疲労試験機を用いた。負荷繰返し速度は20Hzである、応力比 $R(=P_{min}/P_{max})$ は0.04~0.08であり、片振り試験と考えてよいと思われる。応力増減幅を30MPaとしてステアケース法<sup>(8)</sup>で時間強度を求める。

**2.2 歯車試験片** 曲げ試験片と同じ化学成分を有する密度6.8g/cm<sup>3</sup>の焼結材平歯車試験片を用いる。歯車の諸元は表3に示すとおりである。歯元危険断面位置に曲げ試験片と同じ方法で切欠きを導入した。上述の疲労試験装置を用いて、図2に示すように、歯先から約1.3mm内側に速度20Hzで法線荷重を加えた。疲労強度はFEMで求めた歯元最大実応力で表す。

Table 3. Dimensions of test gears

|                       |     |               |
|-----------------------|-----|---------------|
| Tooth profile         |     | Involute gear |
| Module                | mm  | 2.5           |
| Pressure angle        | deg | 20.           |
| Number of teeth       |     | 27            |
| Tip diameter          | mm  | 73.8          |
| Face width            | mm  | 7.5           |
| Addendum modif. coef. |     | 0.282         |
| Grade                 |     | JIS 6         |

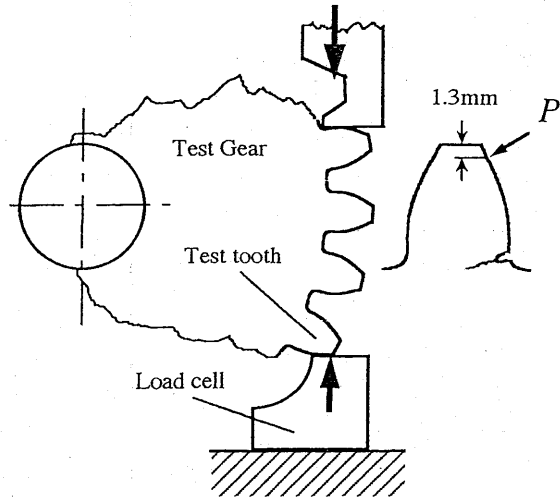


Fig.2 Loading method for test gears

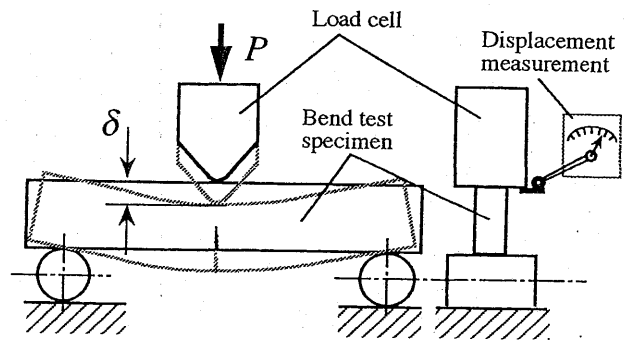


Fig.3 Load and displacement measurement method

### 3. 焼結材のき裂進展特性

**3.1 き裂進展速度の測定** き裂の成長に伴って、曲げ剛性が減少するから、これを計測することによってき裂長さを知らることができる。著者らはこの方法を用いて炭素鋼のき裂進展特性を明らかにした<sup>(4)</sup>。本実験でも同様の方法を用いる。剛性は負荷 $P$ を荷重点のたわみ $\delta$ で除した値である。負荷の加え方および、ロードセルと電気マイクロメータによる $P$ と $\delta$ の計測方法を図3に示す。実験中の負荷の制御、たわみの測定と記録にA/Dコンバータを含むマイクロコンピュータシステムを用いる。

試験片の中央に幅0.13mmのシェブロン型切欠きを入れ、高負荷によってき裂を導入した後、き裂長さを監視ながら、負荷を10~20%ずつ減少し、 $2 \times 10^6$ 回の負荷繰返しによっても、き裂が進展しない状態にする。その時点でのき裂長さは5~7mmである。き裂進展速度の計測開始時の負荷は上記のき裂進展を認めない負荷を5%増加した値である。実験中に、100~1000回の繰返し負荷毎に剛性と繰返し数を記録した。以前の計測

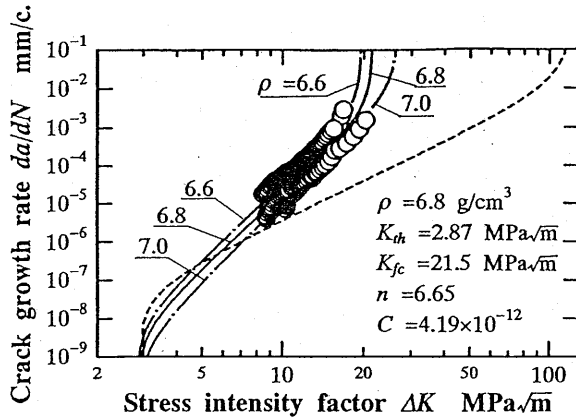


Fig.4 Crack growth rate of sintered steel ( $\rho=6.8$ )

結果<sup>(4)</sup>によればき裂長さと剛性とは線形関係にあったので、実験開始時と終了時のき裂長さと剛性を用いた1次補間によって任意の繰返し数におけるき裂長さを算出する。き裂進展速度はASTM647-78Tに推奨されている7点補間法<sup>(9)</sup>で求める。緒言で述べたように、焼結材を表面に初期き裂を有し内部は均質な材料としてモデル化するので、き裂長さの計測および以下に示す応力拡大係数の計算において、焼結金属の欠陥の影響を考えないことにする。密度6.8g/cm<sup>3</sup>の試験片のき裂進展速度の測定結果を図4に示す。応力拡大係数 $\Delta K$  (MPa $\sqrt{m}$ )を下式<sup>(10)</sup>を用いて計算した。

$$K = 0.0316S\sqrt{W}f(\zeta) \quad (1)$$

$$f(\zeta) = \frac{3\zeta^{1/2}(1.99 - \zeta(1 - \zeta)(2.15 - 3.93\zeta + 2.7\zeta^2))}{2(1 + 2\zeta)(1 - \zeta)^{3/2}} \quad (2)$$

$$\zeta = \frac{a}{W} \quad (3)$$

ここで、 $a$ [mm]はき裂長さ、 $W$ [=15mm]は試験片幅、 $S$ [MPa]は無き裂の場合の最大曲げ応力である。

3.2 き裂進展速度の表現 著者らは炭素鋼のき裂進展速度を次式で表した<sup>(4)</sup>。

$$\frac{da}{dN} = \frac{C}{1 - \alpha^n} (\Delta K^n - \Delta K_{th}^n) \quad \Delta K_{th} \leq \Delta K \leq \Delta K_c$$

$$\frac{da}{dN} = C(1 - \alpha^n) \frac{\Delta K^n K_{fc}^n}{K_{fc}^n - \Delta K^n} \quad \Delta K_c < \Delta K < K_{fc} \quad (4)$$

$$\alpha = \frac{\Delta K_{th}}{K_{fc}}, \quad \Delta K_c = (\Delta K_{th} K_{fc})^{1/2}$$

ここで、下限界応力拡大係数 $\Delta K_{th}$ 、破壊靱性 $K_{fc}$ 、直線部の傾き $n$ 、および切片 $C$ はき裂進展を特性づける定数である。焼結材においても式(4)が適用できると仮定し、図4に示したき裂進展速度の測定結果から $n$ と $C$ を求め、破壊靱性 $K_{fc}$ は試験片の破断直前のき裂長さから算出する。下限界応力拡大係数 $\Delta K_{th}$ は本実験で求められなかったため、炭素鋼について導いた実験式<sup>(4)</sup>に本試験片の硬さを代入して定めることにする。この

ようにして得られたき裂進展特性定数を図4に示してある。図中の実線は式(4)にこれらのき裂進展特性定数を代入して得られるき裂進展速度である。また、破線は同じ硬さを持つ炭素鋼のき裂進展速度である。

実際の焼結材内部には空孔が存在して正味の金属間の結合は減少していると考えられる。また、曲げ疲労試験片の破断面を走査電子顕微鏡を用いた観察の結果、多数の焼結粒子表面と粒界から破れた破断面が見られた。粒子の接着部は強度が低く、それを分離するようにき裂が進展したことが原因と思われる。均質な炭素鋼と比べて、焼結材のき裂進展速度は速く、破壊靱性も低いことが予想される。図4の結果はこれに合致する。ただし、炭素鋼の実験式を用いて $\Delta K_{th}$ を推定したことの妥当性に関しては今後の研究で明らかにしなければならない。密度6.6と7.0g/cm<sup>3</sup>の試験片についても同様の実験を行い、き裂進展特性定数 $K_{fc}$ 、 $n$ 、 $C$ としてそれぞれ19.5MPa $\sqrt{m}$ 、6.7、 $6.66 \times 10^{-12}$ と26.6MPa $\sqrt{m}$ 、7.07、 $9.45 \times 10^{-13}$ を得た。これらの定数を用いて計算されるき裂進展速度を一点鎖線で図4に合わせて示している。この結果、本実験範囲の疲労き裂進展速度に及ぼす材料の密度の影響はあまり大きくないことが知られる。

#### 4. 人工き裂を有する焼結材の疲労強度

4.1 初期き裂で表現した強度に対する欠陥の影響 疲労寿命はき裂発生寿命と進展寿命からなるが、き裂の発生過程は非常に複雑であり、その寿命を推定する方法はまだ確立されていない。著者らは、疲労寿命がき裂進展過程の寿命であると仮定して、破壊力学に基づく歯車の疲労強度評価法に関する研究を行っている。また、村上<sup>(11)</sup>、佐々木<sup>(12)</sup>も、高強度鋼とNiCrMoV鋼の場合疲労寿命に占めるき裂進展過程の割合が大きく約80~90%であること、欠陥のため少ない荷重繰返しによってき裂が発生していることを示唆している。

前節で考察したように焼結金属の空孔や粒子間の合力の大きさなどが焼結金属のき裂進展速度に影響することは明かである。本論文ではこれらを欠陥による影響と表現する。一方、均質材料においても、表面の機械加工痕、介在物、熱処理によって生ずる表面異常層などが材料の強度を低下させる。この意味で、この材料も欠陥を有していると考えてよい。著者らが浸炭歯車の疲労き裂の進展過程に着目して計算した限界き裂長さ<sup>(6)</sup>はこのような表面の欠陥の影響をき裂長さとして表したものである。

焼結材の内部は図5に示すようにパーライト組織である焼結粒子と多数空孔が見られる。本研究では、焼結材のような欠陥の多い材料について同様の観点から

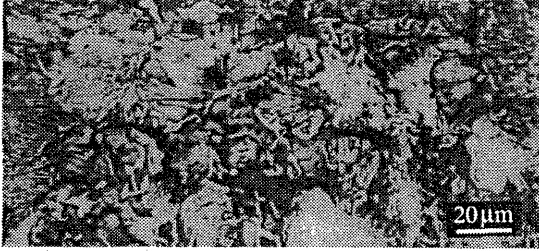


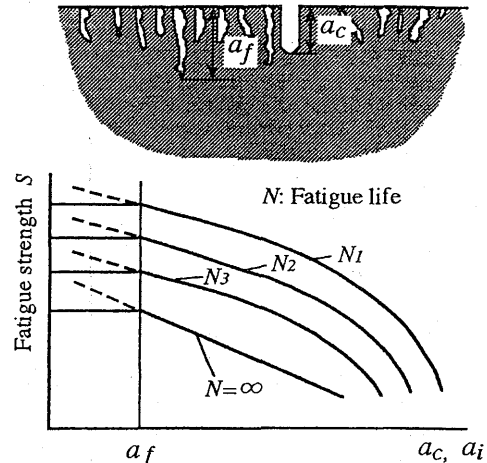
Fig.5 The internal feature of sintered steel ( $\rho=6.8$ )

強度に影響する初期き裂長さを求める．そのき裂長さを欠陥き裂長さと呼ぶことにし，記号  $a_f$  で表す．

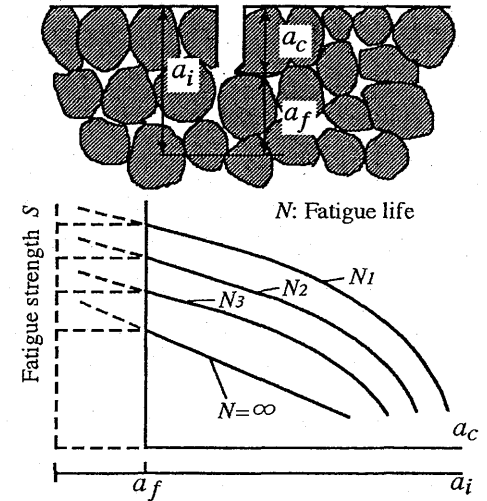
4.2 N-S-A 曲線 人工的に導入した切欠きを人工き裂と呼び，そのき裂長さを  $a_c$  で表す． $a_c$  なるき裂を有する材料の疲労試験を行う場合を考えれば，疲労寿命  $N$  に対する疲労強度  $S$  は  $a_c$  の増加とともに減少する．たて軸に  $S$ ，横軸に  $a_c$  をとり， $N$  をパラメータとする強度線図を，ここでは，N-S-A 曲線と呼ぶことにする．図6(a) に均質な材料の N-S-A 曲線を示す．前述のように，材料表面の欠陥をき裂長さで表した欠陥き裂長さ  $a_f$  より  $a_c$  が短い場合強度は  $a_f$  によって支配されるから一定値となり， $a_c$  が  $a_f$  より長くなると強度が減少すると考えることができる．村上らは<sup>(11)</sup> 回転曲げ試験片の表面にドリルで穴をあけ，穴の直径と疲労強度の関係を求めている．穴の直径がある値以上になると疲労強度が低下する現象が観察されており，本論文で仮定した欠陥き裂  $a_f$  と同じような限界き裂の存在を示す実験結果と考えてよいと思われる．

なお，疲労破壊しない場合，すなわち， $N=\infty$  における N-S-A 曲線は，き裂が停留する負荷条件を表す応力拡大係数  $\Delta K =$  下限界応力拡大係数  $\Delta K_{th}$  である曲線部と，疲労強度  $S_u$  から決まる横軸に平行な部分から成る．短いき裂の場合には，応力拡大係数  $\Delta K$  はき裂長さ  $a$  の 1/2 乗と表面応力  $S$  に比例し，均質材では下限界応力拡大係数  $\Delta K_{th}$  が一定であるので，き裂の短い範囲では N-S-A 曲線は直線となる．

一方，焼結材においては表面と同様に内部にも欠陥が存在するから，人工初期き裂  $a_c$  を導入するとその先端が新たに表面を形成し，その表面に欠陥き裂  $a_f$  が存在する状態が予想される．この場合，初期き裂長さ  $a_i$  が  $a_c$  と  $a_f$  の和で表されると考えれば，上述の均質材における  $a_c$  と  $a_f$  の関係を  $a_i$  と  $a_f$  の関係に置換えて考えることができる．すなわち， $a_i$  が  $a_f$  より短い場合には強度は一定であり， $a_i$  が  $a_f$  より長くなると強度は減少する．しかるに， $a_i$  の最小値は  $a_c=0$  すなわち  $a_i=a_f$  であるから，均質材のように疲労強度が一定値となる領域は存在せず， $a_c$  の増加とともに強度  $S$  は減少する．この状態を図6(b) に示す．図には  $a_i=a_f+a_c$  を表す横軸も



(a) N-S-A curves of Normal steel



(b) N-S-A curves of sintered steel

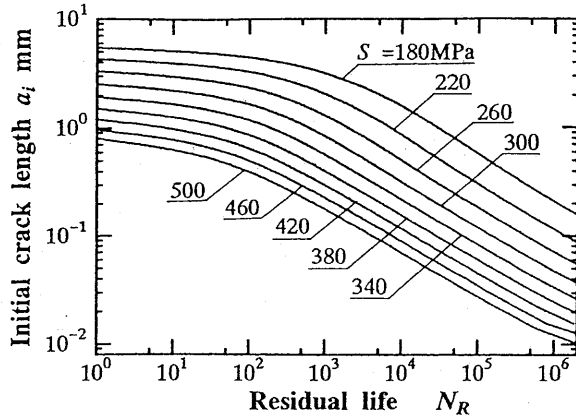
Fig.6 Concepts of N-S-A curves

合わせて示してある．破線で示した部分はき裂長さ  $a_i$  に対する N-S-A 線図であり，実際には存在しない部分である．

通常では，負荷レベルと疲労寿命との関係，すなわち S-N 曲線に基づいて有限寿命の設計が可能であるが，き裂が存在する場合の寿命の推定又はき裂進展の制御は困難である．N-S-A 曲線は破壊力学に基づいて疲労寿命における負荷レベルとき裂長さの関係を明確に示すことができ，これを用いると，き裂が発生した場合或いは非破壊検査によってき裂長さを計測できた場合の強度をより正確に行うことができると考える．

5. 焼結材の N-S-A 曲線と疲労強度

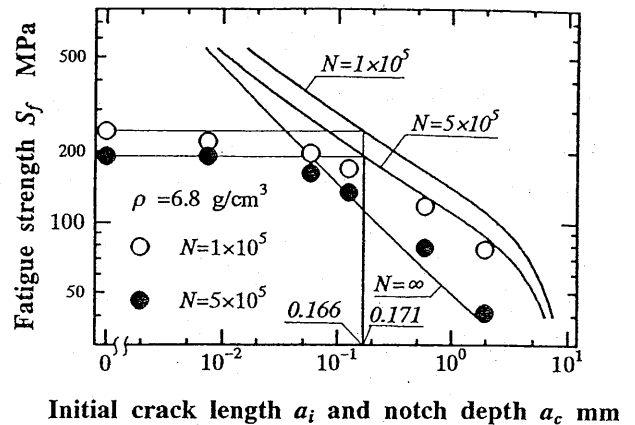
5.1 曲げ試験片の N-S-A 曲線の推定と欠陥き裂長さ 実験に用いた曲げ試験片において，き裂長さ  $a$  と負荷を表す無き裂の場合の最大曲げ応力  $S$  を与えると式(1)~(3)より応力拡大係数が定まり，き裂進展速度

Fig. 7 Residual fatigue life of sintered steel ( $\rho=6.8$ )

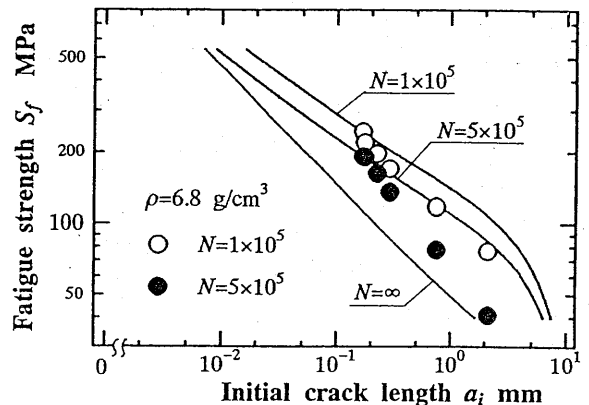
は式(4)から求めることができる。密度  $6.8\text{g/cm}^3$  の焼結金属材についてき裂進展速度を求め、応力レベル  $S$  を与え、下限界応力拡大係数に対応するき裂よりわずかに大きいき裂長さ  $a_i$  からき裂進展を計算する。破壊靱性に達するまでの寿命、すなわち余寿命  $N_R$  とき裂長さ  $a_i$  の関係を図7に示す。図より、各応力レベル  $S$  に対して寿命  $N = N_R$  となるき裂長さ  $a_i$  を求めることができる。

上記の考えに基づき、 $\rho=6.8\text{g/cm}^3$  の焼結材について疲労寿命  $N=1 \times 10^5$  と  $5 \times 10^5$  における N-S-A 曲線を推定した結果を図8(a)に示す。図のプロットは切欠き深さ  $a_c$  を横軸にとって示した実験結果である。図6(b)で考察したように、焼結材の場合は  $a_c=0$  で欠陥き裂  $a_f$  を有していると考えれば、 $a_c=0$  の疲労強度と上記 N-S-A 曲線の交点から欠陥き裂長さ  $a_f$  を定めることができる。疲労寿命  $N=1 \times 10^5$  と  $5 \times 10^5$  の場合の欠陥き裂長さ  $a_f$  はそれぞれ  $166\mu\text{m}$ 、 $171\mu\text{m}$  であり、平均して約  $168\mu\text{m}$  である。 $a_i=a_c+a_f$  の考えに従い、実験値を  $168\mu\text{m}$  移動した結果を図8(b)に示す。き裂が短い場合には推定した N-S-A 曲線に近く、初期き裂が長くなるにつれて誤差が大きくなる。一致しない原因として、欠陥き裂  $a_f$  の存在、 $a_i=a_c+a_f$  による初期き裂長さの推定など、本方法で用いたいくつかの仮説の妥当性を検討しなければならないが、現時点でこれらを明らかにすることはできなかった。しかし、強度評価という実用上の問題に対しては、欠陥き裂長さ  $a_f$  を知ることは有用であり、N-S-A 曲線と併用することで、設計寿命に対する負荷を決定することができる。

**5.2 焼結歯車の N-S-A 曲線と欠陥き裂長さ** 上述の方法を歯車に対して適用する。歯元危険断面位置に幅  $0.13\text{mm}$  の切欠きを導入した試験片を用いた曲げ疲労実験結果を図9に示す。打ち切り荷重繰返し数  $N=1 \times 10^5$  における疲労強度を白丸で表している。N-S-A 曲



(a) Determination of flaw crack length



(b) Comparison between the N-S-A curves obtained by test and simulation

Fig. 8 Fatigue test results of notched specimens and N-S-A curves of sintered steel

線は密度  $6.8\text{g/cm}^3$  の焼結材の疲労き裂進展特性と、有限要素解析で求めた応力拡大係数<sup>(13)</sup>を用いて推定した。切欠きのない歯車の疲労強度と推定 N-S-A 曲線から、打ち切り繰返し数  $N=1 \times 10^5$  に対して求めた欠陥き裂長さ  $a_f$  は  $163\mu\text{m}$  である。実験結果に上述の欠陥き裂長さ  $a_f$  を加えて補正した値を黒丸で示す。歯車試験片を用いて得られた欠陥き裂長さは同じ焼結材の曲げ試験片の欠陥き裂長さ  $168\mu\text{m}$  にほぼ等しく、試験片の形状に関係ない欠陥き裂長さが得られた。

**5.3 欠陥き裂長さ**と疲労強度推定 密度  $\rho=6.6, 6.8, 7.0\text{g/cm}^3$  の焼結材で求めた欠陥き裂長さ  $a_f$  と密度との関係を図10に示す。部材の欠陥とその寸法は基本的に焼結粒子の寸法と密度によって定まると考えられる。同じ大きさの焼結粒子で製作した本試験片においては、密度が高くなるにつれて図1に示したような欠陥の大きさが小さくなるため、欠陥き裂長さが減少したと考えられる。

上記の欠陥き裂長さ  $a_f$  と歯車の N-S-A 曲線を用いて繰返し数  $N$  に対する疲労強度を推定することができる。寿命  $N=2 \times 10^6$  について推定した歯車の疲労強度は  $275$

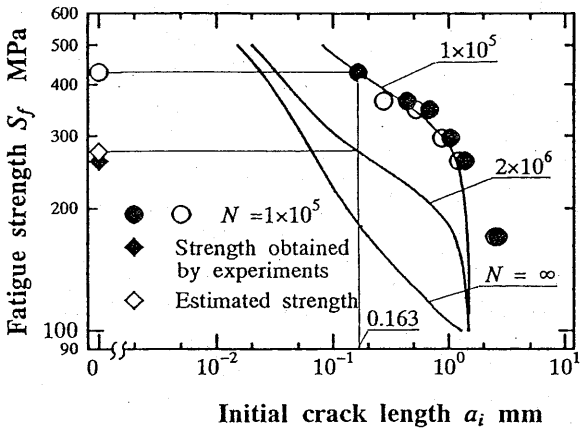


Fig.9 Fatigue test results and N-S-A curves of sintered gears

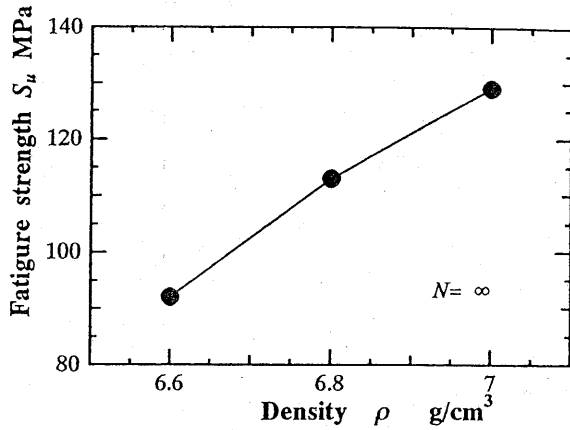


Fig.11 Fatigue strength estimated with flaw crack length and N-S-A curves

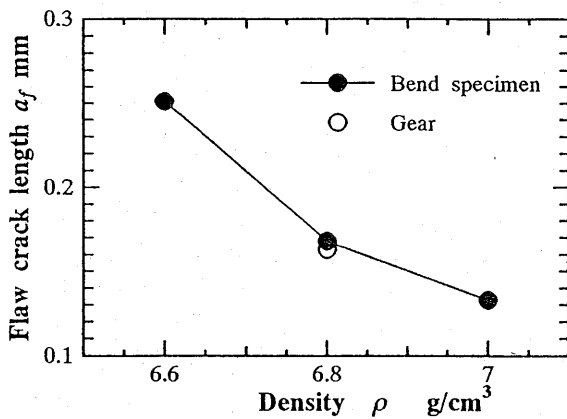


Fig.10 Flaw crack length of sintered steel

MPaであり、図9に◇で示している。打ち切り繰返し数  $N=2 \times 10^6$  について歯車試験片を用いて求めた疲労強度は260MPaであり、図9に◆で示している。推定結果と実験結果との差は小さく、ステアケースで強度を求めるときに用いた応力増減幅(30MPa)以内であることが知られた。また、繰返し数  $N=\infty$  の場合、疲労強度  $S_u$  と欠陥き裂長さ  $a_f$  から求まる応力拡大係数が下限界応力拡大係数  $\Delta K_{th}$  に等しくなる関係にある。曲げ試験片について推定した疲労強度を図11に示す。密度  $\rho=6.6, 6.8, 7.0 \text{ g/cm}^3$  の疲労強度はそれぞれ92, 113, 129MPaであり、焼結材の疲労強度が密度の増加とともにほぼ直線的に増加することが分かる。

6. 結 言

内部に空孔を有する焼結金属を、表面に初期き裂を有し内部は均質な材料とモデル化し、さらにき裂進展過程が疲労寿命を形成すると仮定して、曲げ強度を評価する指標を導くことを試みた。本研究で得られた主な結果を以下に要約する。

(1) 焼結金属のき裂進展速度を測定した。均質な金

属材のき裂進展速度と応力拡大係数の関係式を焼結金属材に適用する場合に必要なき裂進展特性定数を求めた。同じ硬さの炭素鋼と比較して、焼結材のき裂進展速度は速く、破壊靱性は低いことを明らかにした。

(2) 疲労寿命がき裂の進展過程であると仮定して、疲労寿命  $N$  における疲労強度  $S$  と初期き裂長さ  $a_i$  の関係、すなわち、N-S-A 曲線を示した。

(3) N-S-A 曲線と疲労試験結果から、曲げ強度を評価する指標である欠陥き裂長さ  $a_f$  を求めた。密度  $\rho=6.6, 6.8, 7.0 \text{ g/cm}^3$  の本試験片に対して、欠陥き裂長さ  $a_f=251, 165, 133 \mu\text{m}$  が得られた。

(4) 焼結材のN-S-A 曲線と欠陥き裂長さを用いて疲労強度を推定する方法を示した。

7. 謝 辞

本実験の試料を作製・提供していただいた日立粉末冶金(株)研究開発部伊藤昇司部長、朝日直達主管研究員、小村剛研究員、他の皆様に深く感謝します。

文 献

- (1) 高橋・宇佐見・中門・宮田・志田, 窯業協会誌, 93-4 (昭60), 186.
- (2) Usami, S., Kimoto, H., Takahashi, I. and Shida, S., Engineering Fracture Mechanics, 23-4, (1986), 745.
- (3) H. Kitagawa and S. Takahashi, Proc. 2nd Int. Conf. Mech. Behav. Mater., Boston, (1976), 627.
- (4) 鄧・井上・高津・加藤, 機論, 57-535, C(1991), 903.
- (5) 鄧・井上・高津・加藤, 機論, 57-535, C(1991), 909.
- (6) 加藤・鄧・井上・高津, 機論, 57-541, C(1991), 2996.
- (7) 井上・柳・鄧・加藤, 機論, 60-578, C(1994), 3504.
- (8) Little, R.E., Probabilistic Aspects of Fatigue, ASTM STP 511, (1972), 29.
- (9) Fatigue Crack Growth Measurement and Data Analysis, ASTM STP 738, (1981), 321.
- (10) 日本機械学会, 弾塑性破壊靱性  $J_{IC}$  試験方法 JSME S 001, (1992), 19.
- (11) 村上・福田・遠藤, 機論, 44-388, (1978), 4003.
- (12) 佐々木・越智・石井, 機論, 55-509, A(1989), 22.
- (13) 井上・鄧・加藤, 機論, 55-514, C(1989), 1488.