

377.51  
7A

横浜国立大学学位論文

ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度向上と  
表面欠陥の無害化に関する研究

Improvement of fatigue limit and acceptable surface defect size  
for spring steel by shot peening

指導教官

安藤 柱 教授

2008 年 12 月

高 橋 文 雄

横浜国立大学附属図書館



12256402

## 目 次

第1章 緒論	1
1.1 本研究の背景と目的	2
1.2 疲労破壊のプロセスと表面欠陥の無害化概念の提案	4
1.3 本研究に関する既往の研究概要	14
1.4 本論文の構成と概要	15
参考文献	17
第2章 ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度向上と人工表面欠陥の無害化	19
2.1 緒言	20
2.2 供試材と実験方法	20
2.3 実験結果および考察	25
2.4 結言	32
参考文献	33
第3章 ショットピーニング後に人工表面欠陥を導入したばね鋼の疲労特性	34
3.1 緒言	35
3.2 供試材と実験方法	35
3.3 実験結果および考察	40
3.4 結言	47
参考文献	48
第4章 表面欠陥の無害化に関する破壊力学的検討	50
4.1 緒言	51
4.2 実験方法	51
4.3 実験結果および考察	51
4.4 結言	69
参考文献	70

第5章 疲労限度評価線図の構築	71
5.1 緒言	72
5.2 疲労限度評価線図の構築	72
5.3 評価式の検証	80
5.4 結言	86
参考文献	87
第6章 表面欠陥を有するばね鋼の疲労寿命予測	88
6.1 緒言	89
6.2 疲労寿命予測式の理論	89
6.3 供試材と実験方法	90
6.4 実験結果および考察	91
6.5 結言	94
参考文献	95
第7章 過大荷重による表面欠陥材のねじり疲労限度向上	96
7.1 緒言	97
7.2 供試材と実験方法	97
7.3 実験結果および考察	99
7.4 結言	112
参考文献	113
第8章 結論	114
発表論文目録	120
謝辞	122

# 第 1 章

## 緒 論



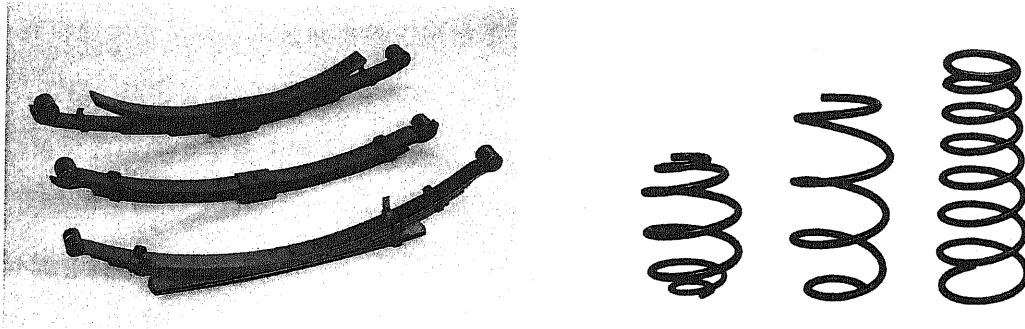
## 1.1 本研究の背景と目的

近年、地球環境問題への取り組み、特に地球温暖化ガス削減強化の観点から、自動車の燃費向上のため、自動車部品には軽量化が求められている。Fig. 1.1 に、自動車用懸架ばねを示すが、これらの軽量化のためには小径化や薄肉化が有効であり、高応力化指向が強くなっている。このため、これら製品では大気疲労強度や腐食疲労強度の向上が必要となっている。

一般に大気疲労強度と硬さとの間には、Fig. 1.2 に、示すような関係があり<sup>1)</sup>、大気疲労強度向上のために材料硬さが上げられてきた。しかし、一定以上に材料硬さを上昇させることは欠陥感受性の増大から、小さな欠陥でも疲労強度の低下を招く。特に、ばねにはねじりや曲げの応力が作用するため、表面で最大応力となる。したがって、素材の表面疵、表面付近の介在物などの微小欠陥や使用中に生じる腐食孔は、素材の疲労強度を大きく低下させる。そこで、ばね鋼では、高強度化に伴うじん性低下防止や耐食性強化による有害な腐食孔の形成抑制のために Ni, Cr, V などの元素の添加が実施されてきた<sup>2)</sup>。しかし、近年の鋼材価格の上昇、特にレアメタル価格の高騰により、加工メーカーでは原材料費低減や低コスト化が切実となっており、材料面ではなく、加工面での上記特性改善が望まれている。これには、表面の有害な欠陥による疲労強度低下を抑制する観点から表面改質が効果的であり、表面改質を施した表面欠陥材に着目しての疲労強度の評価とさらなる疲労強度向上へ向けた指針の構築が必要となっている。

一方、別の課題として、最近の自動車産業のグローバル化に伴う原材料の海外現地調達化がある。現地材料は安定した技術で生産される国内材料と比較すると、鋼材の表面性状や清浄度などの品質面で問題となる場合がある。現地材料採用のためには、表面疵や介在物などの欠陥寸法が大きい材料であっても、表面改質等の処理により疲労強度を確保し、製品として安定な品質を保証することが要求される。そこで、許容欠陥寸法の評価や表面欠陥材の疲労強度予測、さらには、信頼性向上のために表面欠陥の無害化の検討が必要である。

以上の背景から、本研究では、表面改質による表面欠陥材の疲労限度向上と表面欠陥の無害化を実証するとともに、表面欠陥材の疲労限度および疲労寿命予測手法の確立を目的とした。



(a) Leaf springs

(b) Coil springs

Fig. 1.1 Photos of suspension springs.

(Photo credit by NHK SPRING CO.,LTD)

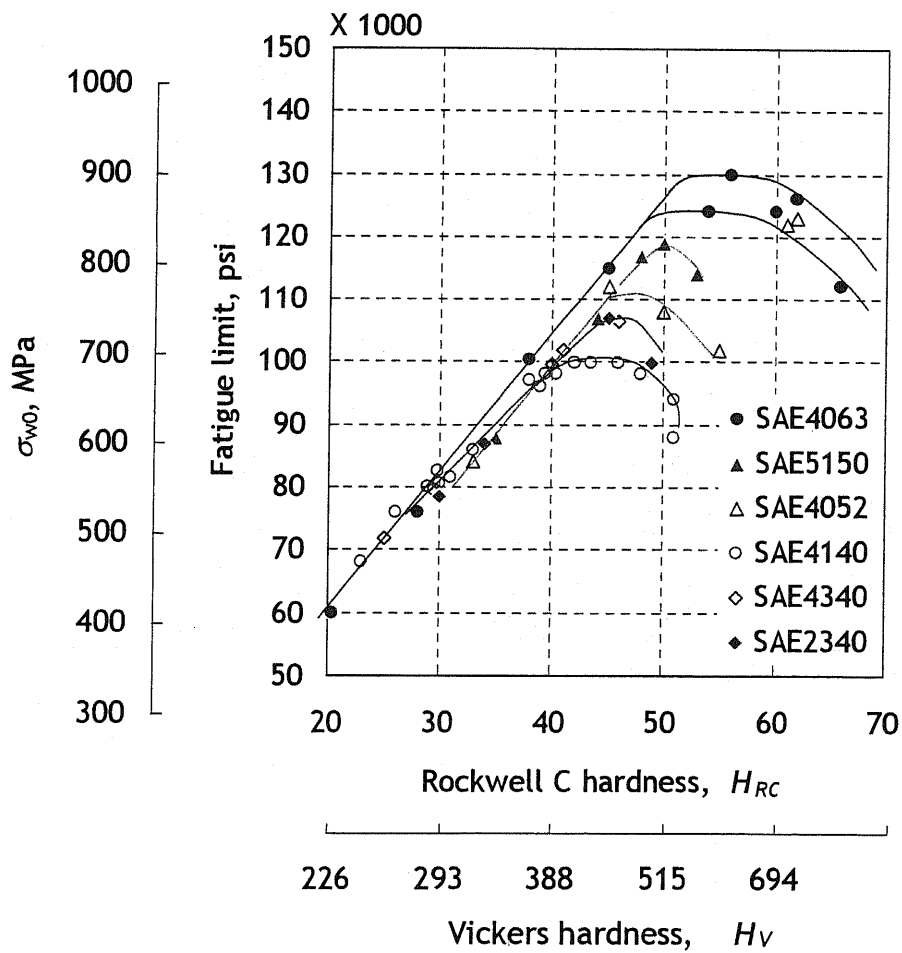


Fig. 1.2 Relationship between fatigue limit and hardness<sup>1)</sup>.

## 1.2 疲労破壊のプロセスと表面欠陥の無害化概念の提案

### 1.2.1 疲労破壊のプロセスと疲労破壊抵抗因子

ここでは、疲労破壊のプロセスと疲労破壊抵抗因子を検討し、表面欠陥材に対して、効果的な疲労限度向上手法を明らかにする。Fig. 1.3 に、疲労破壊のプロセスの模式図を示す<sup>3)</sup>。この疲労破壊のプロセスは多くの文献で紹介されているが、それによれば、次の7段階に分類される。

- (1) 降伏応力以下の繰返し応力により、表面に存在する結晶粒内の転位が活動を開始する。
- (2) 上記転位の活動により、2~3 結晶粒にすべり帯が形成される。
- (3) すべり帯が活発化し、表面に突き出しや入込みが形成される。
- (4) 入込みに沿ってステージ I の疲労き裂が形成され、1~2 結晶粒径伝播する。
- (5) 上記ステージ I の疲労き裂が引張応力により伝播するステージ II き裂に遷移する。
- (6) ステージ II 疲労き裂伝播
- (7) 最終破壊

表面欠陥が存在しない場合の疲労破壊においては、上記7項目について各プロセスの疲労破壊促進因子と疲労破壊抵抗因子を考察し、応力比  $R$  が正の場合において、以下の疲労限度向上指針が提案されている<sup>4)</sup>。

- (1) 材料の硬さは可能な限り大きくする。
- (2) 可能な限り大きくて深い圧縮残留応力を導入する。
- (3) 結晶粒径を可能な限り小さくする。
- (4) 使用中に微細な疲労き裂が発生したら、使用中に治癒してしまう。

これは、「安藤・丹下・松井の疲労限度向上指針」と呼ばれ、歯車やばねのような機械要素に対して、大きな成果を収めている。そこで、本研究の対象である表面欠陥材がどのプロセスに位置するかを検討し、そのプロセスにおける疲労限度向上指針から、有効な疲労限度向上手法を見出すことにする。

表面欠陥材の欠陥寸法であるが、実際の海外現地材においては、直径 0.2mm 程度の介在物が存在することがあり、それが表面に現れた場合、疲労強度を低下させるので問題となっている<sup>5)</sup>。また、鋼材中のピンホール等に起因する線状疵、圧延時のかき疵といった表面疵でも同程度の表面欠陥が存在する場合がある。これらの表面欠陥は、やはり疲労強度を低下させる要因の一つである。ところで、現状の表面欠陥検出技術において、全自動化された磁粉探傷装置では、深さ 0.2mm の欠陥の 98%、深さ 0.3mm のその 100%が検出可

能であるとされている<sup>6)</sup>。したがって、現状の欠陥寸法と欠陥検出能力から無害化すべき表面欠陥寸法の目標値は、0.2mm程度である。ばね鋼における結晶粒は数十 $\mu\text{m}$ 程度であるので、この表面欠陥寸法を目安にすれば、上記7プロセスの(5)以降での疲労限度向上指針を適用すれば良いと考えられる。

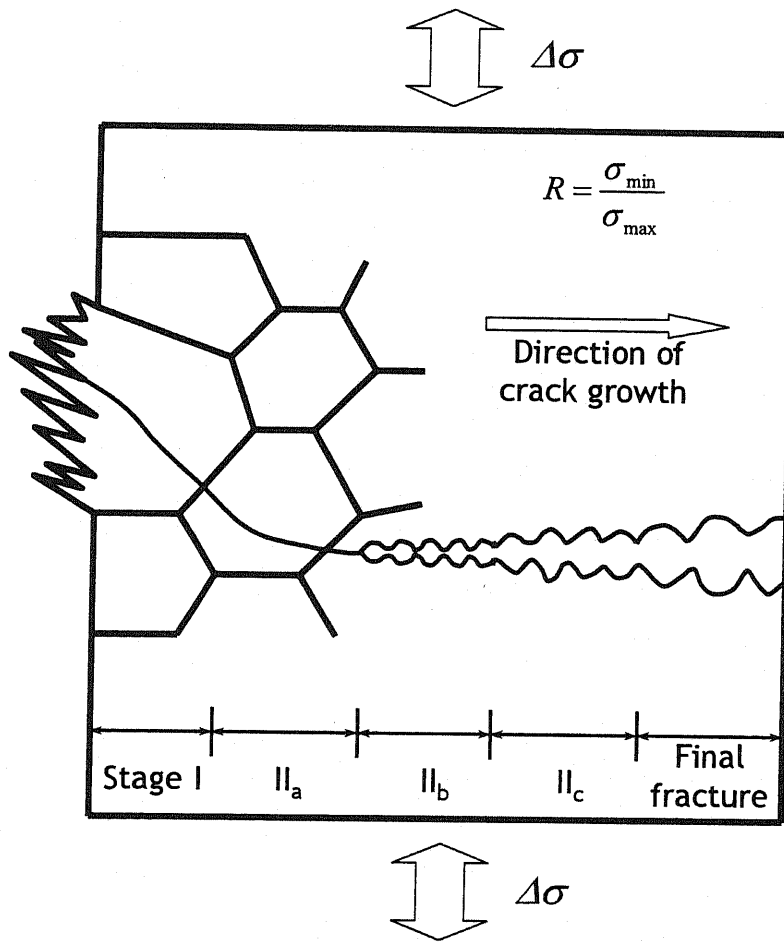


Fig. 1.3 Schematic illustration of fatigue fracture process.

(5)に関して、表面欠陥の無い場合のステージIやステージIIの疲労き裂伝播の研究は多く、その特性は Fig. 1.4 に、示すように模式化されている<sup>7)</sup>。ここでの図の横軸は、一定振幅の応力が負荷された平滑材の表面から発生したき裂の  $K$  値を示しているの、き裂寸法と見なしても良い。図に示されるように、発生したき裂がステージIからステージIIに遷移する際、停留する場合と進展する場合がある。ステージIき裂が発生したとしても、ステージIIの疲労き裂伝播を阻止できれば、ステージIの疲労き裂は停留き裂となり、疲労限度は向上する。ステージIIの疲労き裂の伝播はモードIの応力拡大係数  $K_I$  の変動幅  $\Delta K$  に依存し、その条件は、(1.1)式で与えられる。

$$\Delta K \geq \Delta K_{th} \dots\dots\dots(1.1)$$

ここで、 $\Delta K_{th}$  は下限界応力拡大係数範囲である。

本研究において、重要である応力拡大係数  $K$  について、ここで記述する。き裂先端近傍はき裂先端で無限大となる特異応力場であり、応力拡大係数  $K$  はこの特異応力場の強さを表す係数である<sup>8)</sup>。Fig. 1.5 に、示すように遠方で一様応力  $\sigma_0$  を受ける無限板において、 $x$  方向に長さ  $2a$  のき裂が存在するとき、き裂先端近傍の応力拡大係数  $K_I$  は、(1.2)式にて与えられる。

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots(1.2)$$

Fig. 1.5 のようなき裂に対する応力拡大係数はモードI（開口モード）と言う。また、き裂に対してせん断負荷が作用するときは、モードII（面内せん断モード、 $K_{II}$ ）、モードIII（面外せん断モード、 $K_{III}$ ）と言う。

さて、 $\Delta K_{th}$  は、き裂が進展可能な下限界の  $K$  値を表し、材料定数である。鋼の場合、応力比  $R$  に大きく依存し、 $R$  が大きくなるほど見かけの  $\Delta K_{th}$  は小さくなる。したがって、疲労破壊プロセスの(5)の段階では、材料面で疲労破壊抵抗因子を大幅に向上させることは、極めて困難である。しかし、応力比  $R$  が大きい場合には、圧縮残留応力を導入して  $R$  を下げることにより、 $\Delta K_{th}$  を増大させることは可能である。さらに、負の  $\Delta K$  はき裂伝播に寄与しないため、大きくて深い圧縮残留応力を導入することにより、疲労破壊促進因子である  $\Delta K$  の有効幅を小さくすることができる。ばねにとって問題となる表面欠陥寸法は先に述べたように微小である。表面欠陥寸法がステージIのき裂長さに相当すると考えれば、圧縮残留応力を導入して疲労破壊抵抗因子を付与することにより、疲労限度向上を図ることができる。

(6)、(7)のプロセスは、疲労寿命には、大きく関係するが、疲労限度には関係しないと言

われている。しかし、(6)においてもき裂長さが微小であれば、(5)と同様に圧縮残留応力の導入で $\Delta K$ を下げるにより、き裂を停留させることができると考えられる。

以上のように、疲労破壊のプロセスと疲労破壊抵抗因子から、表面欠陥材の疲労限度向上手法としては、圧縮残留応力の導入が最も効果的であると考えられる。

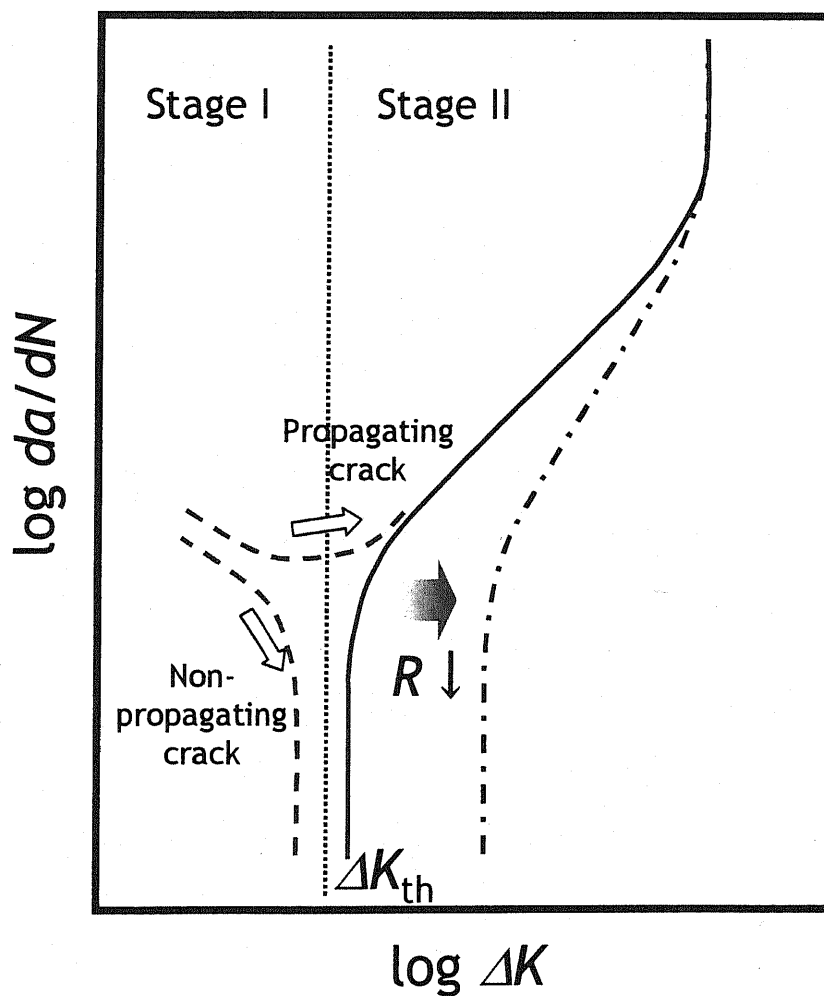


Fig. 1.4 Schematic illustration of relationship between  $da/dN$  and  $\Delta K$ .

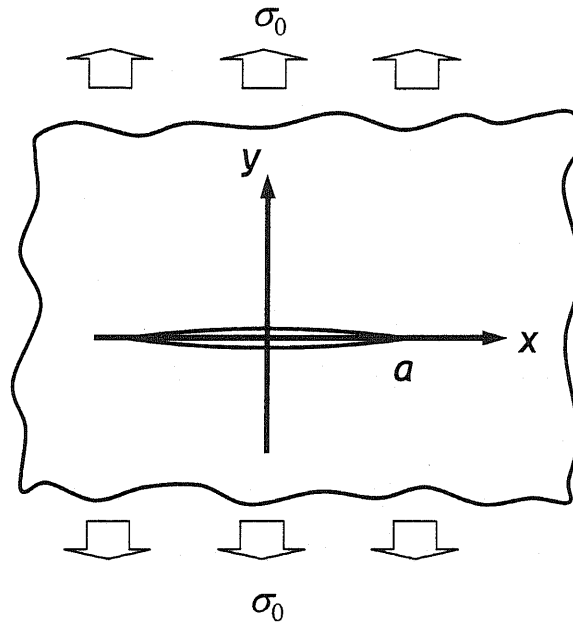


Fig. 1.5 Schematic illustration of surface crack.

### 1.2.2 表面欠陥無害化概念の提案

Fig. 1.6 に、懸架ばね（板ばね）の製造工程を示す<sup>9)</sup>。ショットピーニングは、懸架ばねの製造工程において圧縮残留応力を積極的に導入する表面改質工程であり、自動車部品の疲労強度向上方法として、しばしば用いられている。Fig. 1.7 に、板材に曲げ応力を負荷した場合の作用応力、ショットピーニングによる圧縮残留応力、およびそれらの合成応力を示す。ショットピーニングで付与されるような大きな圧縮残留応力が表面に存在すれば、図の合成応力で示されるように、表面に作用する実質的な応力は軽減される<sup>10)</sup>。Fig. 1.8 に、鉄鋼材料の疲労限度と表面欠陥寸法の関係を模式的に示す。ショットピーニングを施していない鉄鋼材料の疲労限度と表面欠陥寸法の関係を実線で示すが、A点のように疲労限度を低下させない欠陥の限界寸法が存在することが知られている<sup>11)</sup>。一方、ショットピーニングなどにより、表面に圧縮残留応力が導入された鉄鋼材料の疲労限度と表面欠陥寸法の関係は、破線となると推測される。この関係は、ショットピーニングが疲労限度を向上させつつ、より大きな表面欠陥を無害にすることを示唆している。これが本研究における表面欠陥の無害化概念である。

このことが実験的、理論的に検証されれば、表面欠陥を有する材料でも、疲労限度が低下しないことを保証できることになる。これは、実製品の信頼性向上、非破壊検査コストの削減、および部材の歩留り向上が可能となることから、工業的に非常に有益である。また、介在物や表面性状の要求品質を低減させるために、コスト削減に繋がる。さらに、使用中に発生する欠陥に対しては、欠陥が大きくなっても、疲労強度が低下しないことから、圧縮残留応力付与という表面改質手法による腐食疲労特性向上方法の指針が得られることになる。これにより、耐腐食性を向上させる高価な添加元素の使用を低減でき、原材料費低減へと繋がる。しかし、後述するように既往の研究においては、表面欠陥に対してショットピーニングの効果を定量的に評価した事例は見られない。そこで、本研究では、き裂伝播抵抗を増大させる表面改質手法としてショットピーニングを利用し、これによる表面欠陥材の疲労限度向上と表面欠陥の無害化について実験的、理論的に明らかにする。

なお、本研究では以下のいずれかが達成されていれば、無害化が達成された表面欠陥と判定する。

- (1) ショットピーニングにより、表面欠陥材の疲労限度が、表面欠陥無し材の疲労限度と同程度まで向上すること。
- (2) ショットピーニングを施した表面欠陥材が、表面欠陥以外を起点として破壊すること。

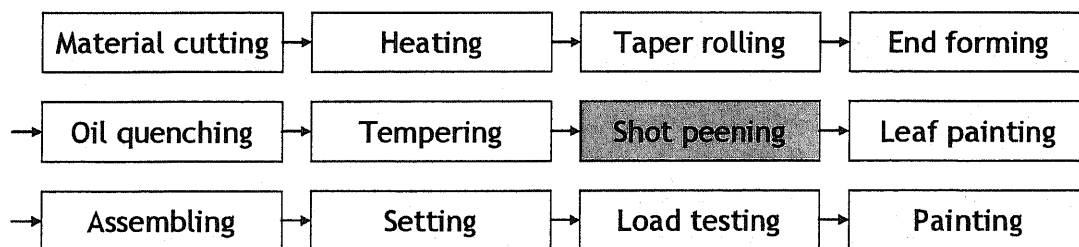


Fig. 1.6 Manufacturing process of taper leaf spring.



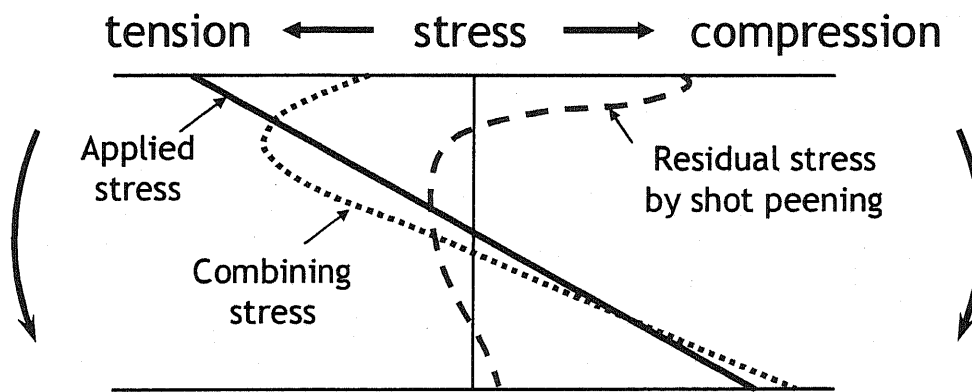


Fig. 1.7 Schematic illustration of compressive residual stress effect under bending.

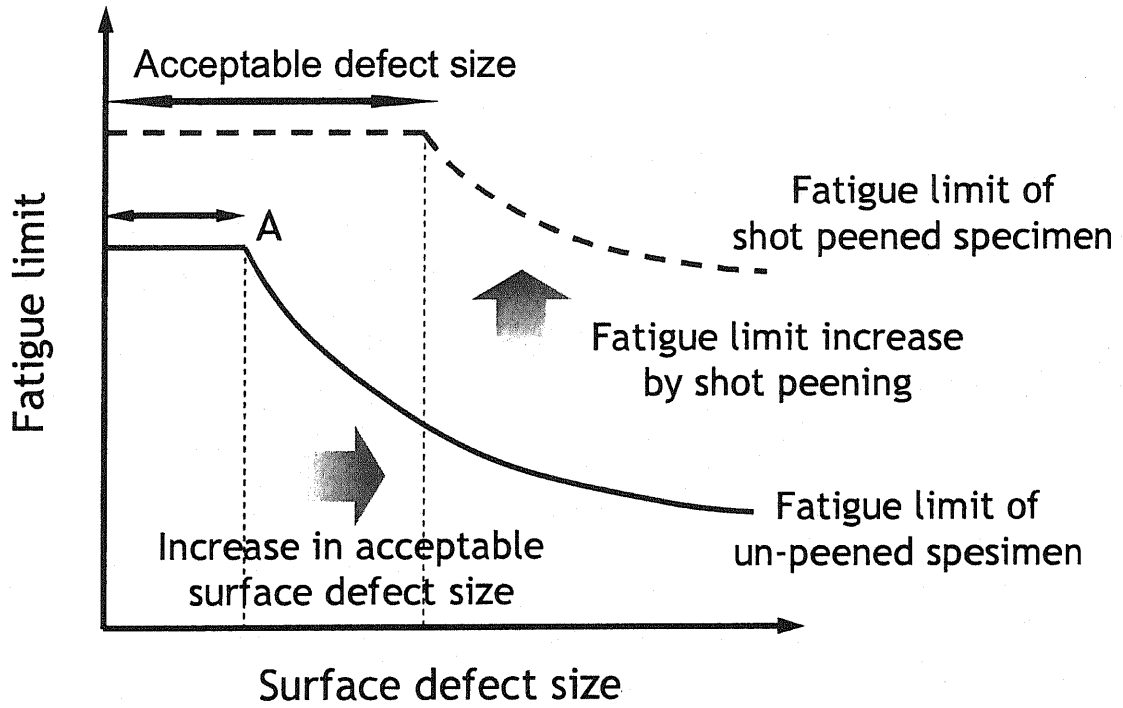


Fig. 1.8 Schematic illustration of relationship between fatigue limit and surface defect size.

### 1.2.3 疲労限度と疲労寿命

ここで、本研究において重要である疲労限度について、次のように定義する。疲労限度の機構は十分に解明されていないが、疲労限度以下の応力でもすべり帯が発生し、さらに微小き裂が観察される場合が多い。したがって、疲労限度は微小き裂の進展の限界応力を意味すると考えられている<sup>12)</sup>。

$S-N$  曲線の有限寿命域では、応力と寿命との間に1対1の対応があり、指定した繰返し数で破壊を生じさせる応力値を通常  $S-N$  曲線から求めることができる。この応力値を時間強度といい、破壊までの繰返し数を疲労寿命と言う。鉄鋼材料の場合、大気中での疲労破壊の多くは表面を起点とする表面破壊となり、 $S-N$  曲線は  $10^6 \sim 10^7$  回程度の繰返しで、水平に折れ曲がり、明瞭な疲労限度を呈する。

近年の疲労の研究では、ある種の高強度材では、Fig. 1.9<sup>13)-16)</sup>に示すように、一旦現れた水平部が再び低下し、疲労限度が見かけ上消失する<sup>17),18)</sup>ことが明らかにされている。これはギガサイクル疲労と呼ばれている。このギガサイクル疲労は、内部に存在する介在物や熱処理欠陥などを起点とする内部破壊型の疲労破壊である。

本研究で対象とする実製品においては、 $1 \times 10^6$  回程度の時間強度を想定している。また、疲労き裂の起点が表面から内部へ遷移したことにより、表面欠陥の無害化が成されたものではない。したがって、本研究ではギガサイクル疲労については議論の範疇とはせず、 $1 \times 10^7$  回、あるいは、 $2 \times 10^6$  回の時間強度を疲労限度と定義する。しかし、近年、エンジン用弁ばね等、ある種のばねにおいては、 $1 \times 10^8$  回以上の疲労強度が要求されており、ギガサイクル疲労に関する研究は重要となると予想される。この研究については今後の課題としたい。

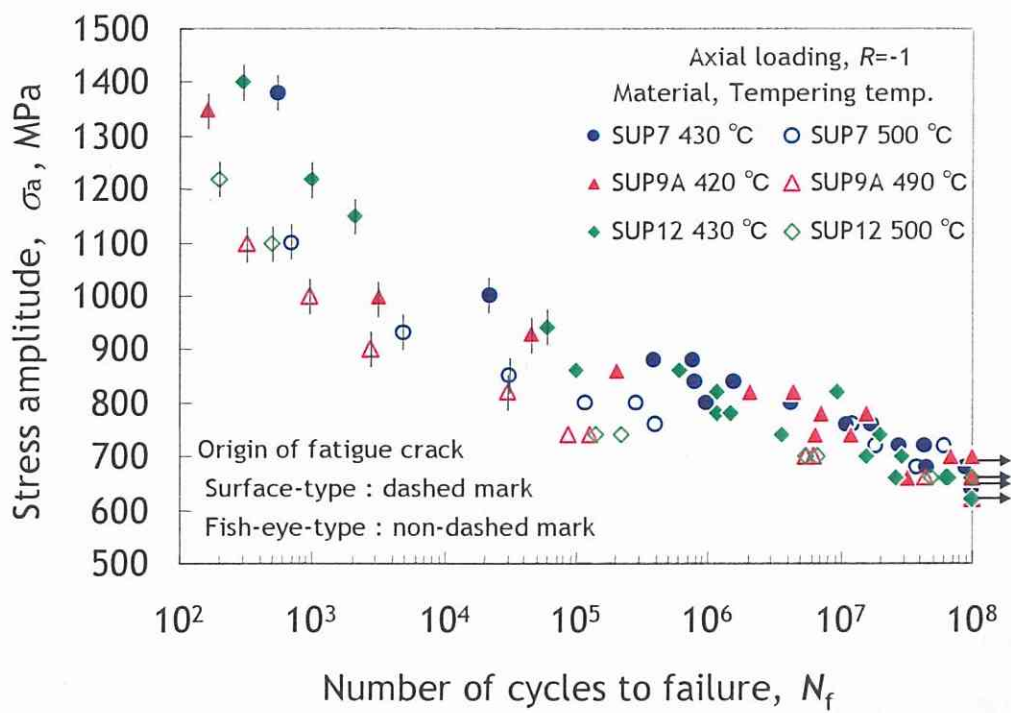


Fig. 1.9  $S-N$  curves obtained by strain- and load-controlled tests for spring steel<sup>(13)-(16)</sup>.

### 1.3 本研究に関する既往の研究概要

#### 1.3.1 表面欠陥が疲労限度に及ぼす影響に関する研究

表面欠陥が鉄鋼材料の疲労限度に及ぼす影響に関する研究としては、これまで数多くの研究が行われている。大気疲労に関しては、例えば、村上ら<sup>19)</sup>は、ばね鋼に人工ピットを導入して疲労限度を調査し、欠陥寸法と疲労限度の関係を解明している。また、村上ら<sup>20)</sup>は、ねじり疲労強度に及ぼす微小予き裂の影響を明らかにしている。

一方、腐食疲労に関して、脇田ら<sup>21)</sup>は、ばね鋼に人工ピットを導入して、表面欠陥寸法が疲労限度に与える影響を明らかにしている。

しかし、これらはいずれも残留応力が付与されていない状態での評価である。そこで、残留応力が導入された場合の微小表面欠陥を有するばね鋼の疲労特性に関する研究が必要である。

#### 1.3.2 ショットピーニングによる疲労限度向上に関する研究

ショットピーニングによる疲労限度向上に関する研究としては、疲労限度に対するカバレッジ、ピーニング強度などの加工条件の影響について数多くの研究がされており、実験的にそれらの関係が明らかとなっている<sup>22)</sup>。より大きく深い残留応力を導入するショットピーニング方法として、ストレスショットピーニング<sup>23)</sup>や温間ショットピーニング<sup>24)</sup>などの研究も行われている。

しかし、いずれの研究においても微小表面欠陥を導入した鉄鋼材料にショットピーニングを施して、ショットピーニングの効果を欠陥寸法に対して定量的に評価した事例は見られない。工業的に使用する材料の評価や使用中に生じる表面欠陥の影響を評価するためには、表面欠陥材でショットピーニングの効果を評価する研究が必要である。

#### 1.3.3 表面欠陥の無害化に関する研究

従来、表面欠陥の無害化として、応力腐食割れに対してショットピーニングを適用した研究が報告されている<sup>25)</sup>。これは、表面の引張残留応力場から発生したき裂をショットピーニングにより圧縮残留応力場として、き裂の進展を抑制、遅延させようとする研究である。

また、安藤ら<sup>26)</sup>は、セラミックスにおいて、使用中に微細なき裂が発生したときに、それを治癒してき裂を無害化するという研究を行っている。しかし、鉄鋼材料の疲労破壊に

対して表面欠陥を無害化するという概念は無く、その構築が必要である。

### 1.3.4 表面欠陥材の疲労限度予測に関する研究

材料の疲労限度予測に関する研究は、多くの研究者が取り組んでいる。Haddad ら<sup>27)</sup>は、仮想き裂の概念を用い、下限界応力拡大係数範囲と平滑材の疲労限度から材料の疲労限度を導出している。また、田中ら<sup>28)</sup>は、 $R$  曲線法を用い、切欠き底に発生した微小き裂に対する疲労限度予測を行っている。村上ら<sup>29)</sup>は、系統的かつ実用性のある研究を行い、欠陥投影面積を用いて疲労限度に関する簡潔な定式化を行っている。小林ら<sup>30)</sup>は、破壊評価線図の疲労への適用を試みている。

一方、ショットピーニング材において、三林ら<sup>31)</sup>は、疲労強度推定を実施している。この研究では、残留応力下で切欠き底に発生した貫通き裂の進展解析を行っている。

本研究においては、上記の研究では、多くは扱われていなかった高強度鋼、さらに残留応力が導入された場合の微小表面欠陥材の疲労限度予測、および疲労寿命予測を実施する。

## 1.4 本論文の構成と概要

本研究は、ばね鋼を対象として、ショットピーニングによる疲労限度向上と表面欠陥の無害化に関する研究を行ったものである。

本研究は8章から構成されており、各内容は以下の通りである。

- 第1章 緒論：本章では研究の目的を明らかにして、本論文の構成について述べる。
- 第2章 ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度向上と人工表面欠陥の無害化：原材料疵を想定し、人工表面欠陥を導入した材料にショットピーニングを施して疲労強度評価を行い、ショットピーニングによる疲労限度向上と表面欠陥の無害化を実証した。
- 第3章 ショットピーニング後に人工表面欠陥を導入したばね鋼の疲労特性：腐食ピットなどの使用中に発生する欠陥を想定して、ショットピーニングを施した後に表面欠陥を導入して疲労強度評価を行い、ショットピーニング処理後の表面欠陥に対するショットピーニングの効果を明らかにした。
- 第4章 表面欠陥の無害化に関する破壊力学的検討：ショットピーニングによる表面欠陥の無害化を破壊力学的に検討した。
- 第5章 疲労限度評価線図の構築：疲労の現象を考慮し、Dugdale モデルに基づく繰返

し塑性域寸法，および繰返しのき裂先端開口変位を評価基準として，疲労限度評価手法の構築を行った。

第6章 表面欠陥を有するばね鋼の疲労寿命予測：破壊力学的手法を用い，表面欠陥を有するばね鋼の疲労寿命予測を行った。

第7章 過大荷重による表面欠陥材のねじり疲労限度向上：ショットピーニングの適用が困難な表面欠陥材に対して，過大荷重付与による疲労限度向上の検討を行った。

第8章 結論：各章で得られた結論を述べて本研究を総括し，今後の展望を行った。

## 参考文献

- 1) 村上敬宜, 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, (1993), pp.7-9.
- 2) 中山武典, 岩田多加志, 長尾 護, 下津佐正貴, 茨木信彦, 稲田 淳, 高強度懸架ばね用鋼の腐食疲労特性とその改善, 神戸製鋼技法, Vol.47, No.2, (1997), pp.50-53.
- 3) 例えば, 大南正瑛 他, 材料強度学, 日本材料学会, (1988), pp.89-92.
- 4) 安藤 柱, 疲労破壊のプロセスと疲労限度向上方法, 金属, Vol.75, No.10, (2005), pp.216-223.
- 5) 福田晋作, キャビテーションピーニングによる自動車部品の疲労限度向上と表面欠陥の無害化に関する研究, 横浜国立大学学位論文, (2008).
- 6) 小川岳人, 和佐泰宏, 赤松 勝, 岡本 陽, 宮本 均, 田中 浩信, 鋼片磁粉探傷の高精度化, 神戸製鋼技法, Vol.50, No.1, (2000), pp.69-72.
- 7) 例えば, 大南正瑛 他, 材料強度学, 日本材料学会, (1988), pp.123-129.
- 8) 小林英男, 破壊力学, 共立出版, (1993), pp.57-66.
- 9) 日本ばね学会 編, ばね 第4版, 日本ばね学会, (2008), pp.498-558.
- 10) 日本ばね学会 編, ばね 第4版, 日本ばね学会, (2008), pp.468-478.
- 11) 村上敬宜, 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, (1993), pp.35-41.
- 12) 大南正瑛 他, 材料強度学, 日本材料学会, (1988), pp.92-94.
- 13) 阿部孝行, 松岡三郎, 高強度鋼の疲労破壊における表面破壊と内部破壊, ばね論文集, No.46, (2001), pp.19-25.
- 14) 金属材料技術研究所, 疲労データシート No.59 ばね鋼 SUP7 の高サイクル疲労特性データシート, (1988).
- 15) 金属材料技術研究所, 疲労データシート No.60 ばね鋼 SUP9A の高サイクル疲労特性データシート, (1989).
- 16) 金属材料技術研究所, 疲労データシート No.63 ばね鋼 SUP12 の高サイクル疲労特性データシート, (1990).
- 17) 越智保雄, 酒井達雄, 金属材料の超長寿命域における疲労特性, 材料, Vol.52, No.4, (2003), pp.433-439.
- 18) 古谷佳之, 松岡三郎, 阿部孝行, 山口弘二, 低温焼戻し SNCM439 鋼のギガサイクル疲労特性に及ぼす繰返し速度の影響, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.68, No.667, (2002), pp.477-483.



- 19) 村上敬宜, 小林幹和, 牧野泰三, 鳥山寿之, 栗原義昭, 高崎惣一, 江原隆一郎, ばね鋼の疲労強度に影響を及ぼす諸因子の定量的評価, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.57, No.542, (1991), pp.2305-2313.
- 20) 村上敬宜, 高橋宏治, 高田昌幸, 鳥山寿之, ねじり疲労強度に及ぼす人工微小欠陥の影響の定量的評価, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.64, No.618, (1998), pp.271-277.
- 21) 脇田将見, 久野隆紀, 天野礼光, 根本昭彦, 猿木勝司, 田中啓介, ばね鋼のねじり疲労強度推定式の検討 -環境, 切欠きおよび硬さの影響-, ばね論文集, No.52, (2007), pp.1-8.
- 22) 廣瀬正吉 他, 金属疲労とショットピーニング, 現代工学社, (2004), pp.13-19.
- 23) ショットピーニングの最適化に関する研究委員会, ショットピーニングの最適化に関する研究委員会報告, ばね論文集, No.47, (2002), pp.43-61.
- 24) 丹下 彰, 小山 博, 辻 博人, ばねの疲労特性に及ぼす温間ショットピーニングの効果, ばね論文集, No.44, (1999), pp.13-16.
- 25) 大城戸 忍, 波東久光, 齋藤 昇, ピーニング処理によるステンレス鋼の SCC 発生・進展の抑制, 金属, Vol.77, No.10, (2007), pp.11-15.
- 26) 安藤 柱, ここまできた自己修復材料, 第 5 章セラミックスの自己き裂治癒, 工業調査会, (2003), pp.127-157.
- 27) M.H. El Haddad, K.N.Smith and T.H.Topper, Fatigue Crack Propagation of Short Crack, J. Engng. Mater. Struc., Vol.1,(1979), pp.42-46.
- 28) K. Tanaka, Y. Nakai and M. Yamashita, Fatigue Growth Threshold of Small Cracks, Int. J. Frac., Vol.17, No.5, (1981), pp.519-533.
- 29) 村上敬宜, 遠藤正浩, 疲労強度に及ぼす微小欠陥の影響の評価法, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.49, No.438, (1983), pp.127-136.
- 30) 小林英男, 李 宗炯, 疲労に対する破壊評価線図構築の試み, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.52, No.477, (1986), pp.1204-1208.
- 31) 三林雅彦, 宮田隆司, 相原秀雄, ショットピーニング材の疲労強度推定と最適処理条件の検討, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.61, No.586, (1995), pp.1172-1178.

## 第 2 章

ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度向上と  
人工表面欠陥の無害化

## 2.1 緒言

自動車用懸架ばねは軽量化の要求に対応するため、より高応力で使用されるようになっている。このため材料硬さは疲労強度向上を目的として、より大きくなる傾向にある。一般に高硬度材は切欠き感受性が大きく、小さな欠陥でも、疲労限度は大きく低下することは前章で述べたとおりである<sup>1)3)</sup>。ばねにおいては、表面に最大応力が作用するため、特に表面欠陥は疲労限度を大きく低下させる。

一方、ばねのような自動車部品では、表面に圧縮残留応力を付与し、疲労限度を向上させることは、しばしば行われている。ショットピーニングはショットが材料に衝突する際に、材料表面に圧縮残留応力を付与するので、部品の疲労限度を向上させるために広く用いられている<sup>4),5)</sup>。

ショットピーニングで付与されるような大きな圧縮残留応力が表面に存在すれば、表面欠陥に作用する負荷時の実質的な応力は軽減され、その欠陥が疲労き裂の起点にならなくなる、すなわち表面欠陥が無害化されると考えられる。しかしながら、従来、表面欠陥を有する材料にショットピーニングを施し、疲労限度を調査した例<sup>6)</sup>は見られるものの、ショットピーニングの効果を表面欠陥寸法について定量的に評価し、疲労限度の向上と表面欠陥の無害化について論じた例は見られない。

そこで、原材料疵を想定した人工表面欠陥として、径の異なる半円スリットを2種類の硬さの試験片に導入し、ショットピーニング有無の条件で疲労限度の評価を行った。本章では、人工的に導入した表面欠陥を有するばね鋼の曲げ疲労限度がショットピーニングにより、どの程度向上するかを明らかにする。また、ショットピーニングによる表面欠陥の無害化について実験的検証を行う。

## 2.2 供試材と実験方法

### 2.2.1 供試材

供試材として、ばね用のマンガンクロム鋼 SUP9A を用いた。Table 2.1 に、化学成分を示す。また、Fig. 2.1 に、試験片の形状および寸法を、Fig. 2.2 に、試験片の加工工程を示す。

まず、長さ 1000mm、板幅 70mm、厚さ 8mm の板ばね用材から、熱処理前の試験片を Fig. 2.1(a)の寸法に切出した。コーナー部は応力集中を極力避けるため、両端を半径 4mm の丸コーナーとした。続いて、一部の試験片には、Fig. 2.1(b)に示すような半円状表面き裂を模

擬したスリットを供試材の中央部に放電加工により導入した。スリットの幅は0.03mmで、十分鋭いものである。また、スリット半径は、 $a=0.05, 0.1, 0.2$ , および0.3mmの4種類とした。以後、スリットを導入した試験片をSlit材、導入していない試験片をUn-Slit材と呼ぶ。

その後、試験片には熱処理を施した。熱処理条件については、硬さ470HVの試験片では、大気中930℃×11分保持後油焼入れ、大気中460℃×60分保持後空冷での焼戻しとした。また、硬さ570HVの試験片では、真空中930℃×11分保持後油焼入れ、大気中300℃×60分保持後空冷での焼戻しとした。470HV試験片で焼入れ時の雰囲気は大気としたのは、実製品を想定して、ショットピーニングの効果を評価するためである。

熱処理後、インペラ式ピーニング装置を用いてショットピーニングを施した。Table 2.2に、ショットピーニング条件を示す。以後、ショットピーニングを施した試験片を総じてSP材、施していない試験片を総じてUn-SP材と呼ぶ。また、ショットピーニングを施した硬さ470HV、570HVの試験片をそれぞれ470HV-SP材、570HV-SP材と呼び、ショットピーニングを施していない硬さ470HV、570HVの試験片をそれぞれ470HV-Un-SP材、570HV-Un-SP材と呼ぶ。

Table 2.1 Chemical composition of SUP9A.

							(mass%)
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.57	0.25	0.86	0.022	0.019	0.2	0.11	0.82

Table 2.2 Shot peening specification.

Peening machine	Impeller shot machine
Shot diameter, mm	1
Shot hardness, HV	570
Shot velocity, m/sec	76
Arc height, mmA	0.57
Coverage, %	95

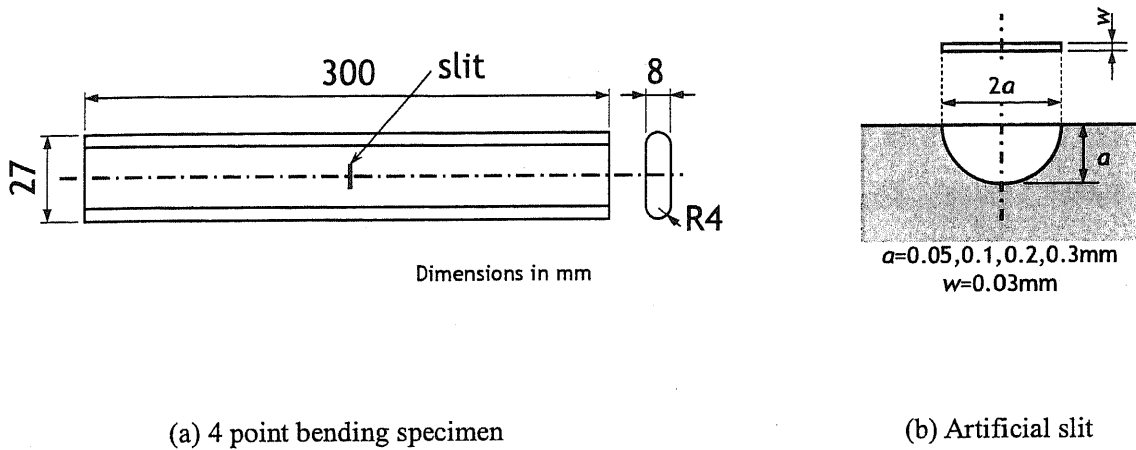


Fig. 2.1 Shape and dimensions of specimen and crack-like slit.

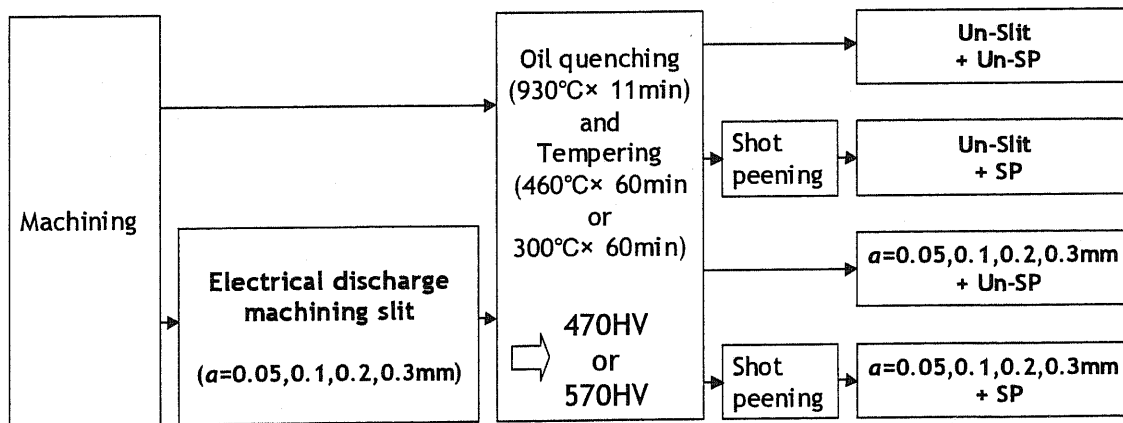


Fig. 2.2 Flowchart of specimen manufacturing process.

### 2.2.2 残留応力分布

Fig. 2.3 に、Un-SP 材、SP 材の残留応力分布を示す。残留応力の計測には、(株)リガク製 X 線回折式応力測定装置 PSPC を使用した。Table 2.3 に、測定条件を示す。硝酸により表面を除去することで、残留応力の深さ方向の変化を測定した。Fig. 2.3 中のプロットは実測データから表層除去による応力開放分を補正したデータである。Un-SP 材では残留応力はほぼ 0 であった。470HV-SP 材、570HV-SP 材の表面圧縮残留応力はそれぞれ 680MPa、745MPa で、最大圧縮残留応力はそれぞれ 680MPa、980MPa であった。

Table 2.3 X-ray diffraction measurement conditions.

Tube voltage	35kV
Tube current	25mA
Measurement method	Iso inclination method
Characteristic X-ray	Cr-K $\alpha$
Diffraction	$\alpha$ Fe211
Diffraction angle $2\theta$	156.4deg
$\psi$ angle	0,14,23,32,40 deg
Stress constant	-318MPa/deg
Collimator	2mm in diameter
Peak determination	Half value breadth

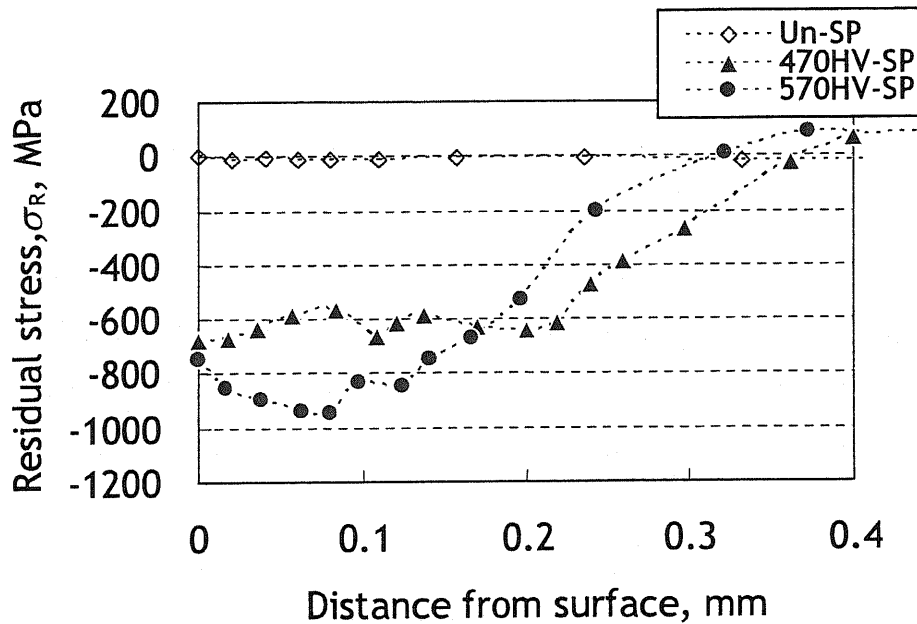


Fig. 2.3 Residual stress distribution.

### 2.2.3 実験方法

疲労試験には、横浜エンジニアリング(株)製高速リーフ試験機 NL-01 を用いた。負荷方式は、機械式四点曲げである。負荷条件については、周波数 7Hz、応力比  $R=0.05$  で変位一定とした。疲労試験実施中、負荷荷重が試験開始時の 80%までに低下した場合、破損と判断した。本実験では、 $S-N$  曲線の折曲がり点の疲労寿命がほぼ  $1 \times 10^6$  回以下であることから、 $2 \times 10^6$  回で破損しない最大の応力振幅を疲労限度とした。疲労限度では、試験中の荷重の低下は見られなかった。試験片の破面観察には、(株)日立製作所製走査型電子顕微鏡 (SEM) S-4100 を用いた。

## 2.3 実験結果および考察

### 2.3.1 曲げ疲労限度に及ぼすショットピーニングの効果

Fig. 2.4 に、四点曲げ疲労試験の  $S-N$  曲線を示す。また、人工ピット以外からの破損を図中に併記した (\*). いずれの条件でも、ショットピーニングにより、疲労強度が向上していることがわかる。Fig. 2.5 に、各試験条件の疲労限度向上率を示す。なお、各 Slit 材の疲労限度が Un-Slit 材の疲労限度を超える場合は、Un-Slit 材の疲労限度を基準として疲労限度向上率を算出している。470HV の場合、疲労限度の向上率は Un-Slit 材では 48%、Slit 材では  $a=0.1\text{mm}$  で 77%、 $a=0.2\text{mm}$  で 150%、 $a=0.3\text{mm}$  で 164%であった。また、570HV の場合、疲労限度の向上率は Un-Slit 材では 40%、Slit 材では  $a=0.1\text{mm}$  で 104%、 $a=0.2\text{mm}$  で 126%、 $a=0.3\text{mm}$  で 73%であった。したがって、本実験条件では、ショットピーニングによる疲労限度向上の効果は、Slit 材でより大きいと言える。これらの結果から、ショットピーニングは、表面欠陥を有する材料の疲労限度向上に対して、非常に効果的であると言える。

### 2.3.2 ショットピーニングによって無害化可能な表面欠陥寸法

Fig. 2.6 に、疲労破面の SEM 観察写真の例を示す。Slit 材においては、スリット幅(0.03mm)がショット径(1mm)より小さいことから、ショットピーニングを施しても、スリット形状はほぼ原形のままであった。

Fig. 2.7 に、表面欠陥深さと疲労限度の関係を示す。図中の実線および破線は、それぞれ SP 材、Un-SP 材の疲労限度を示す。Un-SP 材では、Fig. 2.6(a), (c)の写真のように疲労破壊の起点は全試験でスリットであり、き裂はスリットから全方向へ進展していた。これら Slit 材の疲労限度は、Un-Slit 材のそれと比較すると、470HV、570HV のどちらの場合でも大きく低下していた。

一方、SP 材では、470HV の場合、疲労破壊の起点は、 $a=0.1\text{mm}$  以下ならば Fig. 2.6(b) の写真のようにスリット以外であり、 $a=0.2\text{mm}$  ではスリットとなる場合が現れた。また、 $a=0.3\text{mm}$  では Fig. 2.5(d)の写真のように全試験でスリットとなった。この場合においても、疲労破壊起点の位置は、スリット先端付近となり、Un-SP 材の疲労破壊起点位置とは異なっていた。これは圧縮残留応力が表面付近で大きく、深くなるに従い低下する分布形状の影響によるものと考えられる。これらの Slit 材の疲労限度は、Un-Slit 材のそれと比較すると、 $a=0.2\text{mm}$  以下では同程度であり、 $a=0.3\text{mm}$  の場合でも 5%の低下に過ぎなかった。ま



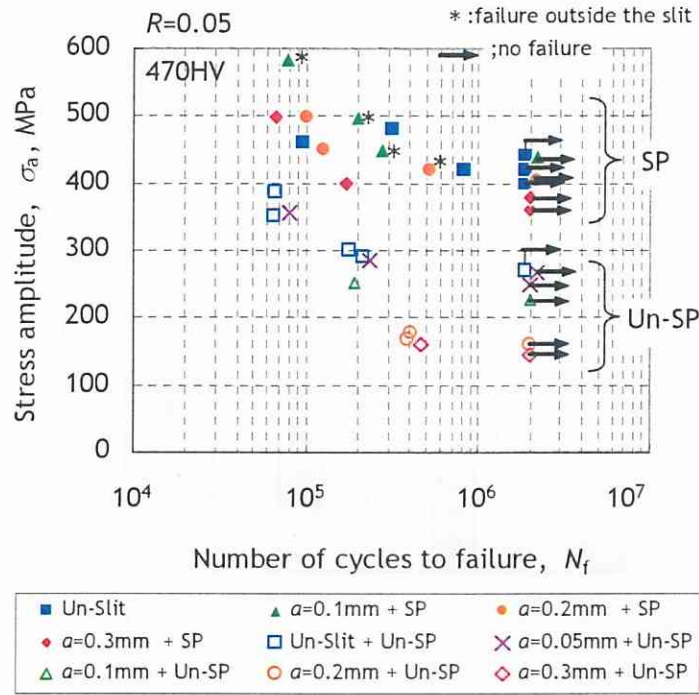
た、570HVの場合、疲労破壊の起点は、 $a=0.1\text{mm}$ 以下ならばスリット以外であり、 $a=0.2\text{mm}$ 以上では全試験でスリットとなった。これらのSlit材の疲労限度は、Un-Slit材のそれと比較すると、 $a=0.2\text{mm}$ の場合でも5%の低下に過ぎなかった。

したがって、本実験条件においては、硬さ470HV、570HVの試験片で、それぞれ $a=0.2\sim 0.3\text{mm}$ 、 $a=0.1\sim 0.2\text{mm}$ の表面欠陥がショットピーニングにより無害化されたと言える。

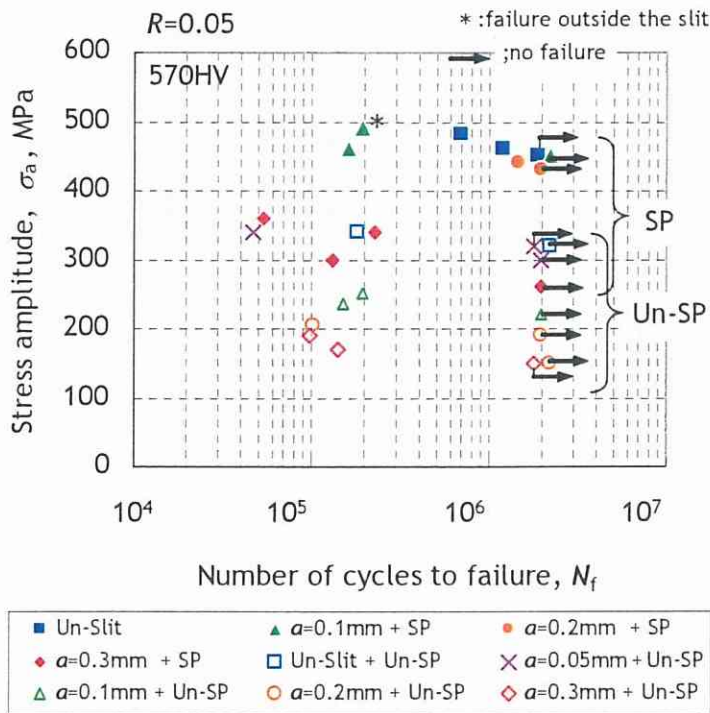
### 2.3.3 残留応力分布の観点による表面欠陥材の疲労限度と無害化可能な欠陥寸法

Fig. 2.8に、半円スリット深さと470HV-SP材、および570HV-SP材の疲労限度の関係を示す。また、同図には、表面からの距離と残留応力の関係も示す。圧縮残留応力（右側縦軸の絶対値）について、470HV-SP材と570HV-SP材とを比較すると、表面から0.18mmまでの距離では570HV-SP材が大きく、それ以上の距離では470HV-SP材が大きかった。これは被投射材の硬さの影響によるものと考えられる。一方、疲労限度について、470HV-SP材と570HV-SP材とを比較すると、深さ(半径) $a=0.2\text{mm}$ までは570HV-SP材が大きく、深さ(半径) $a=0.3\text{mm}$ では470HV-SP材が大きかった。このように、残留応力分布とショットピーニングを施したSlit材の疲労限度とには、強い相関が見られる。材料硬さは、材料そのものの疲労限度に影響を与えるほかに、SP材では、ショットピーニング時に導入された圧縮残留応力の大きさに影響を与え、それが表面欠陥材の疲労限度に影響を与えられられる。

また、無害化可能な表面欠陥寸法は、前項から470HV、570HVの試験片では、それぞれ $a=0.2\sim 0.3\text{mm}$ 、 $a=0.1\sim 0.2\text{mm}$ であり、これら寸法は最大圧縮残留応力が著しく低下し始める位置と一致している。このように、ショットピーニングにより無害化可能な表面欠陥寸法と残留応力分布とには、相関が見られる。したがって、無害化可能な表面欠陥寸法は、応力とき裂長さをパラメータとする応力拡大係数で評価できると考えられる。これについては第4章で議論する。

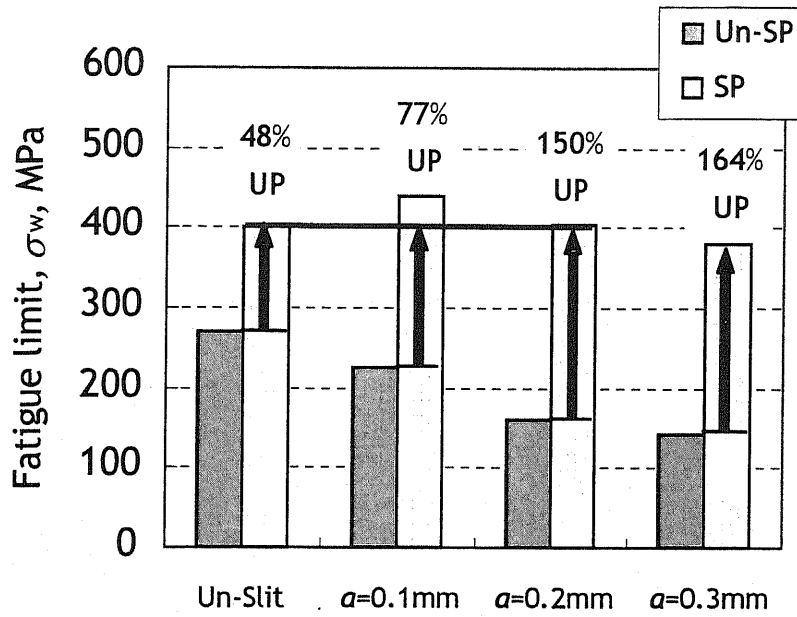


(a) 470HV specimen

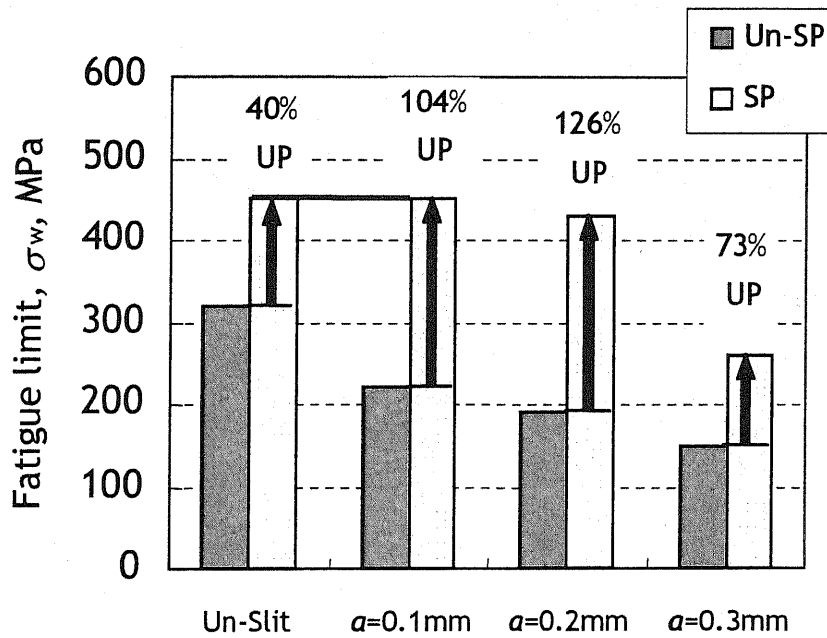


(b) 570HV specimen

Fig. 2.4 S-N curves for 4 point bending fatigue test.



(a) 470HV specimen



(b) 570HV specimen

Fig. 2.5 Fatigue limit improvement ratio.

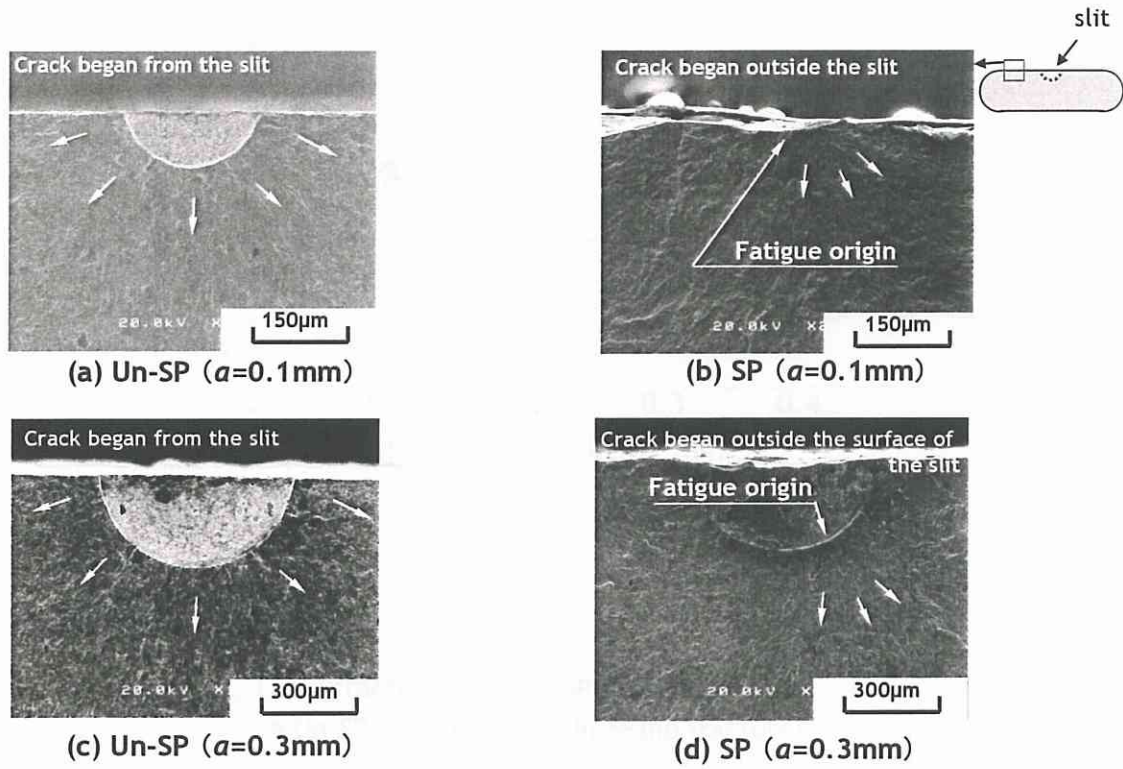
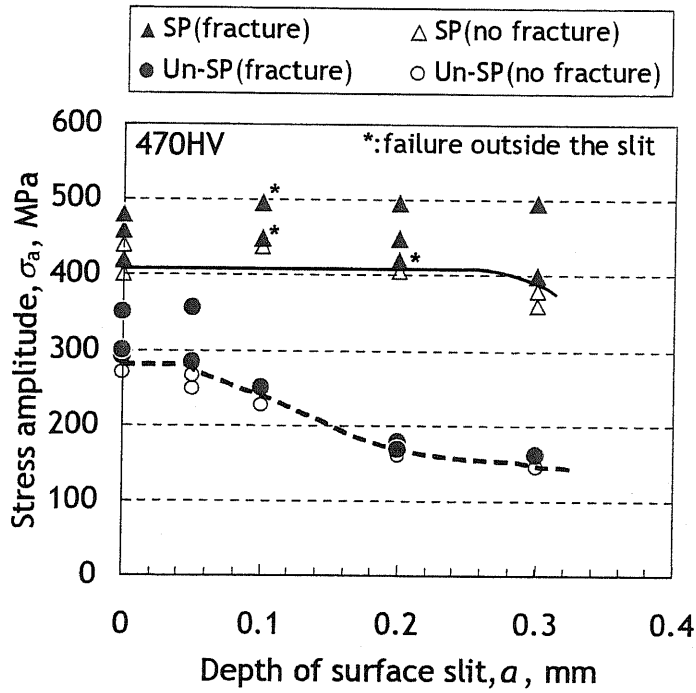
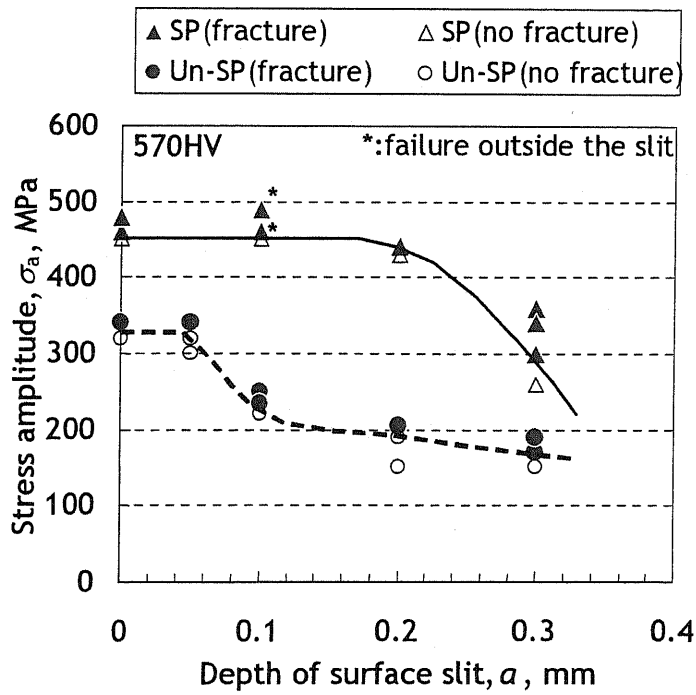


Fig. 2.6 Fracture surface of 470HV specimen after fatigue testing.



(a) 470HV specimen



(b) 570HV specimen

Fig. 2.7 Relationship between stress amplitude and surface slit depth.

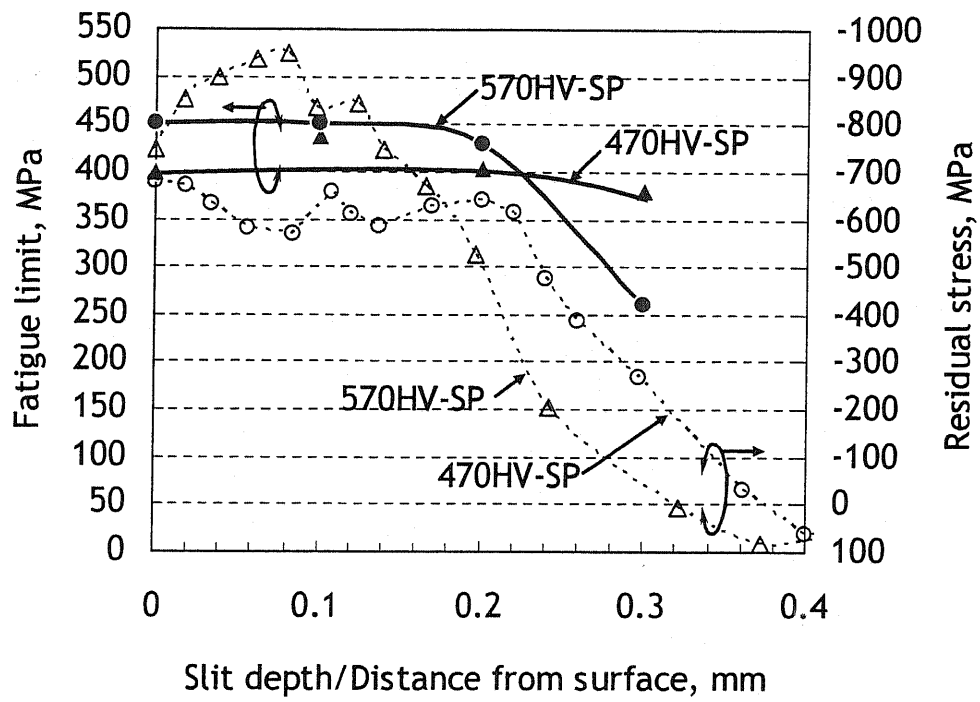


Fig. 2.8 Comparison between fatigue limit and residual stress.

## 2.4 結言

SUP9Aにおいて、硬さ 470HV、および 570HV の試験片に非常に鋭い半径  $a$  の半円スリットを導入し、その面にショットピーニングを施した場合、施していない場合で疲労試験を行った。その結果、本実験条件では、次のような結論が得られた。

- (1) ショットピーニングにより、疲労限度が大幅に向上することがわかり、その最大向上率は、470HV 硬さ、570HV 硬さの試験片で、それぞれ、164%、126%であった。
- (2) ショットピーニングによる疲労限度向上効果は、Un-Slit 材と比較して Slit 材でより大きい。ショットピーニングは表面欠陥材の疲労限度向上に有効であると言える。
- (3) ショットピーニングによって、より大きな表面欠陥が無害化されることが実験的に明らかとなった。本実験条件で無害化された表面欠陥寸法は、470HV 硬さ、570HV 硬さの試験片で、それぞれ  $a=0.2\sim 0.3\text{mm}$ 、 $a=0.1\sim 0.2\text{mm}$  であった。
- (4) ショットピーニングにより無害化された表面欠陥寸法と残留応力分布とは相関があることが明らかとなった。

参考文献

- 1) 村上敬宜, 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, (1993), pp.7-9.
- 2) 阿部孝行, 金澤健二, ばね鋼の繰返しねじり及び軸荷重疲労強度に及ぼす介在物の影響, ばね論文集, No.39, (1994), pp.17-26.
- 3) 寺下勝, 小林武夫, 磯野裕司, 川口康信, 佐藤仁資, 蔵本廣志, 弁ばねの疲労寿命に及ぼす表面疵の影響, ばね論文集, No.40, (1995), pp.21-26.
- 4) 丹下彰, 阿久津忠良, 高村典利, ばね鋼におけるショットピーニング残留応力分布と疲労き裂伝播寿命の関係について, ばね論文集, No.36, (1991), pp.47-53.
- 5) 丹下彰, 小山博, 辻博人, ばね論文集, ばねの疲労特性に及ぼす温間ショットピーニングの効果, No.44, (1999), pp.13-16.
- 6) 桑原正樹, 猿木勝司, 近藤覚, 間野日出男, 窪み欠陥を有するばね線材のショットピーニングによる疲労強度改善, ばね技術研究会 2004 年度秋季講演会講演論文集, (2004), pp.1-4.



## 第 3 章

ショットピーニング後に人工表面欠陥を導入した  
ばね鋼の疲労特性

### 3.1 緒言

実車における懸架ばねの折損の大半は腐食が関わっているとされており<sup>1)</sup>、懸架ばねの腐食疲労についての研究は、試験方法の研究も含め古くから多く行われている<sup>2)-7)</sup>。懸架ばねでは跳ね石等の衝突により塗装剥れが生じ、その部分から腐食が起こる場合がある。この腐食孔が大きくなると、疲労き裂が発生して折損にいたる可能性を否定できず、腐食疲労強度の向上が必要である。腐食疲労強度向上策の一つには、耐食性を高め、疲労き裂の起点となる腐食孔の成長を抑えることが挙げられる。これには、従来から、Ni, V, Tiなどの合金元素が添加されてきた<sup>8)-10)</sup>が、このうちレアメタルと呼ばれる元素は、近年、省資源化や価格高騰の問題を抱えている。

一方、別の対策として、ショットピーニングなどで深く大きな圧縮残留応力を付与することにより、許容可能な腐食孔を大きくすることが考えられる。これを用いれば、高硬度化による大気疲労強度向上と腐食疲労強度向上を同時に実現することが可能となる。そこで、ショットピーニング処理後に生じた表面欠陥でも無害となることの実証と無害となる表面欠陥の寸法を明らかにすることが必要となっている。

しかしながら、従来、残留応力の無い状態で腐食孔の大きさと疲労強度の関係を評価した例<sup>11)</sup>は見られるものの、残留応力が付与された状態、すなわち、ショットピーニング処理後に生じた腐食孔の大きさと疲労強度の関係を評価した研究は見られない。そこで、ショットピーニング、または圧縮残留応力をより大きく導入できるストレスショットピーニング処理した後、人工ピットを導入した材料の疲労強度の評価を行った。本章では、前記材料の人工ピットサイズを変化させて、ショットピーニング、ストレスショットピーニングが人工表面欠陥材の疲労特性へ及ぼす効果を明らかにする。

## 3.2 供試材と実験方法

### 3.2.1 供試材

供試材として、第2章と同じくばね用のマンガンクロム鋼 SUP9A を用いた。Table 2.1 に、化学成分を示す。また、Fig. 3.1(a)に、試験片の形状および寸法を、Fig. 3.2 に、加工工程を示す。

まず、長さ 1000mm、板幅 70mm、厚さ 8mm の板ばね用材から、熱処理前の試験片を Fig. 3.1(a)の寸法に切出した。なお、試験片の厚さについては、両面を 2.5mm ずつ削り 3mm とした。また、端部の応力集中を極力避けるため、試験片中央の領域を半径 1.5mm の丸コー

ナーとし、さらに、試験片中央に最大曲げ応力が負荷される形状とした。

続いて、試験片には熱処理を施した。熱処理条件については、真空焼入れ（860℃×45分、油冷）、焼戻し（460℃×60分、空冷）とした。焼戻し後、得られた硬度は470HVであった。

熱処理後、直圧式の空気式ピーニング装置を用いて、ショットピーニングを施した。Table 3.1 に、ショットピーニング条件を示す。投射材には、ショット径 0.67mm、硬さ 600HV のラウンドカットワイヤを用いた。また、カバレッジを 300%とし、そのときのアーケハイトは 0.5mmA であった。一部試験片には、疲労試験時に引張応力を負荷する面に引張応力（予応力）を付与しながらショットピーニングを行うストレスショットピーニングを施した。ストレスショットピーニングにおける予応力については、試験片中央部 10mm にほぼ均等に応力が負荷されるような四点曲げにて、試験片表面で 1250MPa となるようにした。この応力値は、本材料が降伏しない応力で、且つ、最大の圧縮残留応力が得られた条件である。

ショットピーニング、ストレスショットピーニング後、一部の試験片には塩化第二鉄エッチングによる人工ピットを導入した。人工ピットの形状については、Fig. 3.1(b)に示すように直径  $d$  と深さ  $h$  の比が 2:1 の半球状とした。人工ピットの深さについては、 $h=0.1, 0.2, \text{および } 0.4$  (mm) とした。

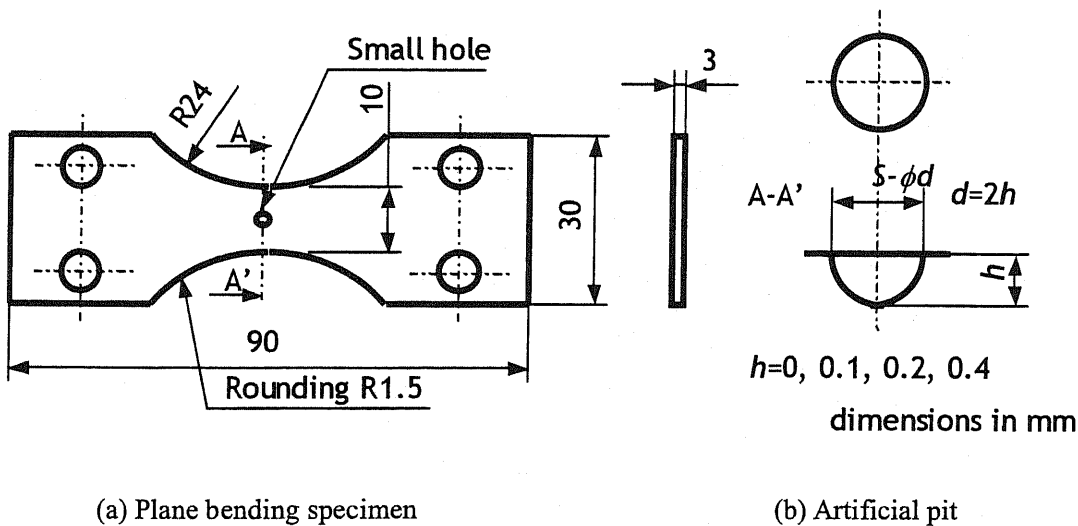


Fig. 3.1 Shape and dimensions of specimen and etched hole.

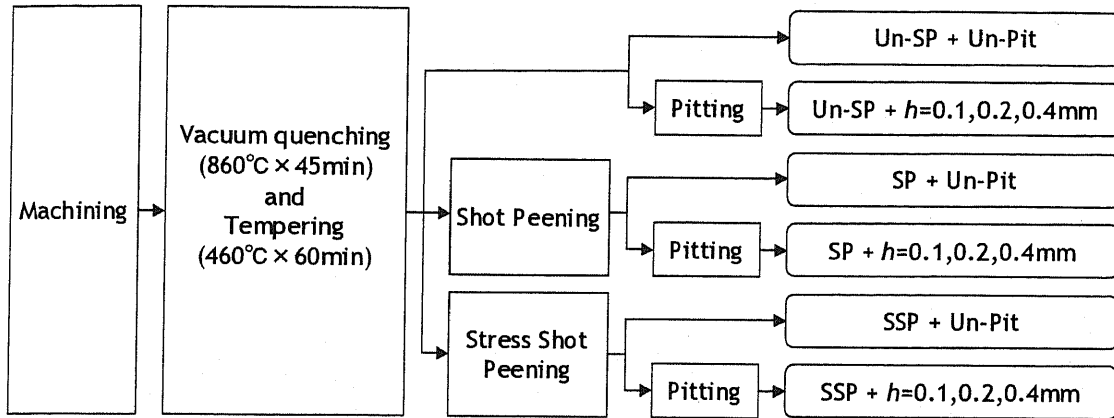


Fig. 3.2 Flowchart of specimen manufacturing process.

### 3.2.2 残留応力分布と表面粗さ

Fig. 3.3 に、ショットピーニング無し材，ショットピーニング材，ストレスショットピーニング材(以下それぞれ，Un-SP 材，SP 材，SSP 材とする．)の残留応力分布を示す．残留応力の計測には，X 線回折式応力測定装置を使用した．測定条件は第 2 章と同じである．Un-SP 材の残留応力はほぼ 0 であった．SP 材，および SSP 材の表面圧縮残留応力は，それぞれ 550MPa と 800MPa であり，最大圧縮残留応力は，それぞれ 700MPa と 1050MPa であった．

Table 3.2 に，Un-SP 材，SP 材，SSP 材の表面粗さを示す．試験片の表面粗さの計測には，(株)東京精密製接触式表面粗さ形状測定装置 SURFCOM 1500SD を用いた．ショットピーニング，ストレスショットピーニングにより，表面粗さは大きくなった．しかしながら，最大表面粗さの値を半径として，これを半球状の微小欠陥と仮定した場合<sup>12)</sup>，この微小欠陥は導入した腐食孔より小さい．したがって，表面粗さは腐食孔を起点として折損する場合の疲労強度に対して影響を与えないと考えられる．

Table 3.1 Shot peening specification.

Peening machine	Direct pressure peening
Air pressure, MPa	0.62
Shot diameter, mm	0.67
Shot hardness, HV	600
Shot time, sec	40
Shot distance, mm	100
Arc height, mmA	0.5
Coverage, %	300

Table 3.2 Surface roughness of peened and un-peened specimen.

	Un-SP	SP	SSP
$R_a$ , $\mu\text{m}$	0.34	4.32	4.60
$R_z$ , $\mu\text{m}$	1.97	27.04	29.27

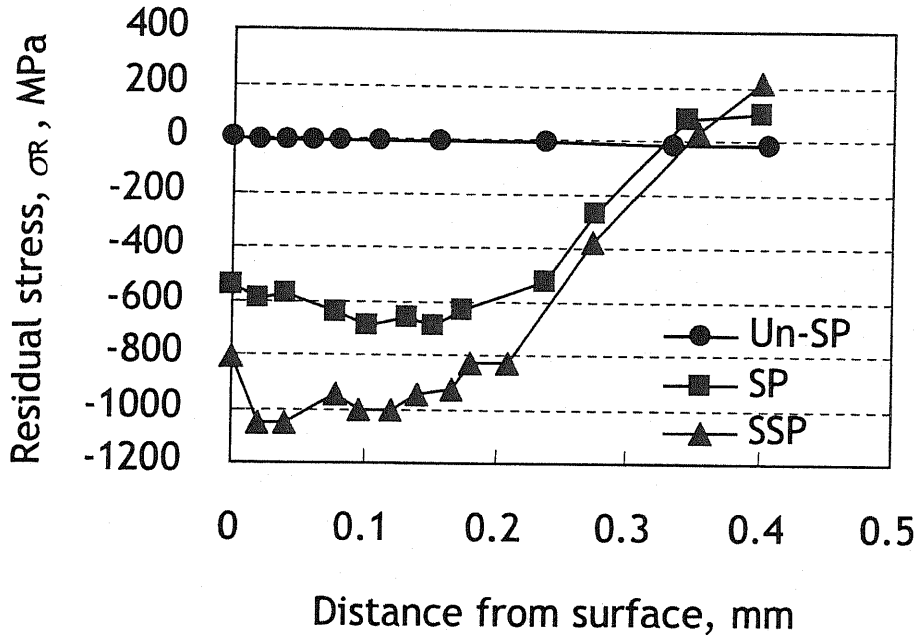


Fig. 3.3 Residual stress distribution.

### 3.2.3 実験方法

疲労試験には、(株)東京衡機製平面曲げ疲労試験機 PBF-30C を用いた。負荷条件については、応力比  $R=0$ 、繰返し周波数 20Hz、応力波形を正弦波とした。また、室温、大気中で疲労試験を行った。疲労試験実施中、負荷荷重が試験開始時の 80%までに低下した場合、破損と判断した。本実験では、 $1 \times 10^7$  回の繰返し負荷で破損しない最大の応力振幅を疲労限度とした。疲労限度では、試験中の荷重の低下は見られなかった。試験片の破面観察には SEM、および(株)キーエンス製デジタルマイクロスコープ VHX を用いた。

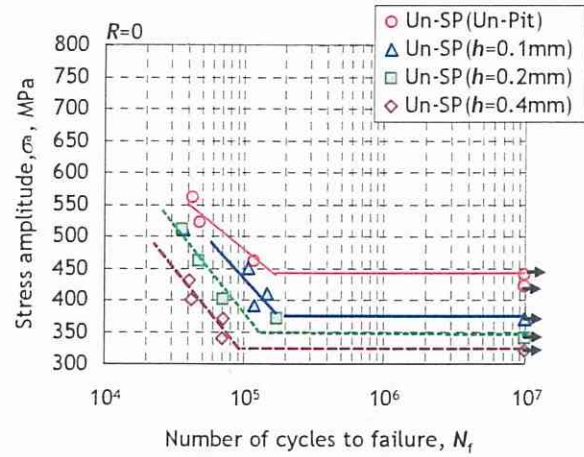
### 3.3 実験結果および考察

#### 3.3.1 疲労強度に及ぼすショットピーニングの効果

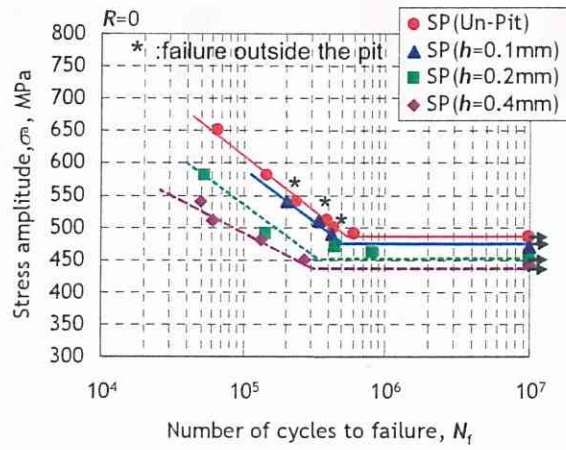
Fig. 3.4 に、Un-SP 材、SP 材、SSP 材の  $S-N$  曲線を示す。また、人工ピット以外からの破損を図中に併記した (\*). SP 材、SSP 材の疲労強度は、全ての条件で Un-SP 材より向上した。SP 材、人工ピット深さが 0.2mm 以下の SSP 材では、Un-SP 材と比較して、人工ピットによる疲労強度の低下の割合は小さかった。

Fig. 3.5 に、Un-SP 材に対する SP 材、SSP 材の疲労限度向上率を示す。人工ピット無し材 (以下、Un-Pit 材) では、ショットピーニング処理により、疲労限度が 10% 向上した。また、 $h=0.2\text{mm}$  以下の人工ピット材 (以下、Pit 材) においても、予めショットピーニングが施されたことにより、疲労限度は Un-SP 材と比較して、27~32% 向上することがわかった。これら疲労限度向上は、圧縮残留応力によるものと考えられる。特にショットピーニングより大きい圧縮残留応力を付与できるストレスショットピーニングが施された場合の疲労限度は、74~76% と、さらに向上することがわかった。

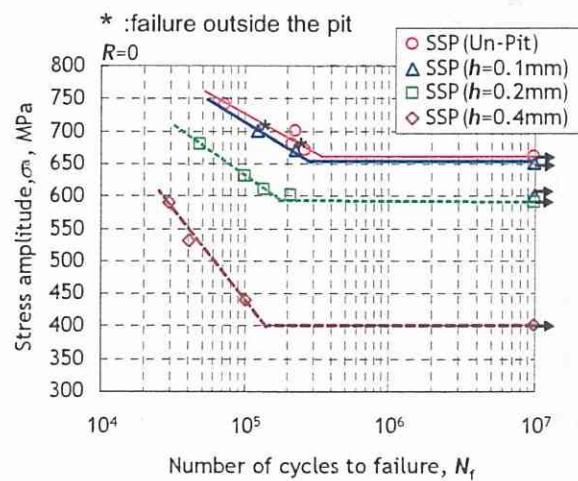
一方、 $h=0.4\text{mm}$  の Pit 材においては、SP 材の疲労限度は Un-SP 材のそれと比較して 38% 向上し、SSP 材の疲労限度は 25% 向上した。Fig. 3.3 に示されるように  $h=0.4\text{mm}$  での人工ピット深さにおける残留応力の観点から疲労限度を予測すると、Un-SP 材 > SP 材 > SSP 材と考えられるが、実際には、SP 材、SSP 材の疲労限度は Un-SP 材より大きかった。これは、SP 材、SSP 材では、疲労限度の応力での繰返し負荷により、人工ピット部の穴縁に停留き裂が発生し<sup>13)</sup>、そのき裂が表面に分布する圧縮残留応力の効果を受けたため、Un-SP 材より疲労限度が向上したものと考えられる。ただし、 $h=0.4\text{mm}$  の Pit 材における SSP 材の疲労限度向上率は、人工ピット全体が圧縮残留応力の領域内に存在する  $h=0.2\text{mm}$  以下の場合と比較して、かなり小さい。したがって、高い疲労強度を保ちつつ、より大きな人工ピットを許容する、即ち、腐食耐久性を向上させるには、圧縮残留応力を大きくすることに加え、深くすることが必要であると言える。



(a) Un-SP specimen



(b) SP specimen



(c) SSP specimen

Fig. 3.4  $S-N$  curves for plane bending fatigue test.



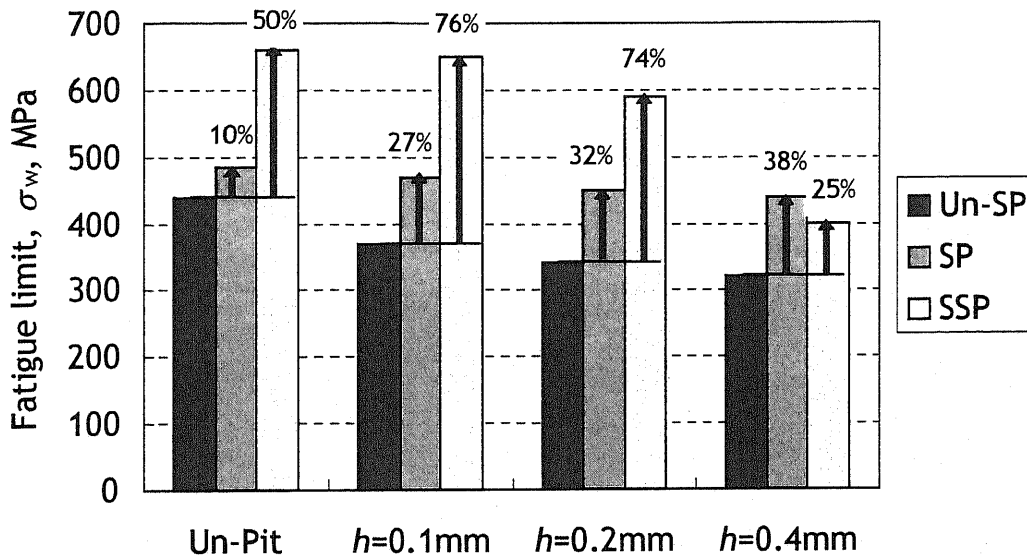


Fig. 3.5 Fatigue limit improvement ratio.

### 3.3.2 SP 材, SSP 材に導入した人工ピットが無害である寸法

Fig. 3.6 に, 疲労試験後の破面観察例を示す.  $h=0.2\text{mm}$  以上の Pit 材では疲労破壊の起点はショットピーニング, ストレスショットピーニングの有無によらず, すべて人工ピットであった. ただし, Un-SP 材では人工ピットの最表面を起点とするのに対し, SP 材, SSP 材では最表面よりやや深い人工ピット表面を起点としていた. また,  $h=0.1\text{mm}$  の Pit 材の破壊起点を観察したところ, Un-SP 材では人工ピットを起点としていたが, SP 材, SSP 材では人工ピット以外を起点としていた.

Fig. 3.7 に, 平面曲げ疲労試験において, 深さ  $h$  の人工ピットを有する試験片に応力振幅  $\sigma_a$  を負荷したとき, 試験片が破損したか, 未破損であったかを示す. 破損を塗潰し, 未破損を白抜きで示している. また, 人工ピット以外からの破損を図中に併記した (\*). 前述のように SP 材, SSP 材では  $h=0.1\text{mm}$  の Pit 材の破壊起点は人工ピット以外であり, その疲労限度は Un-Pit 材の疲労限度と同じであった. したがって, 本実験条件では, 予めショットピーニング, ストレスショットピーニングが施されていれば, 後に導入する  $h=0.1\text{mm}$  以下の人工ピットは無害であると言える.

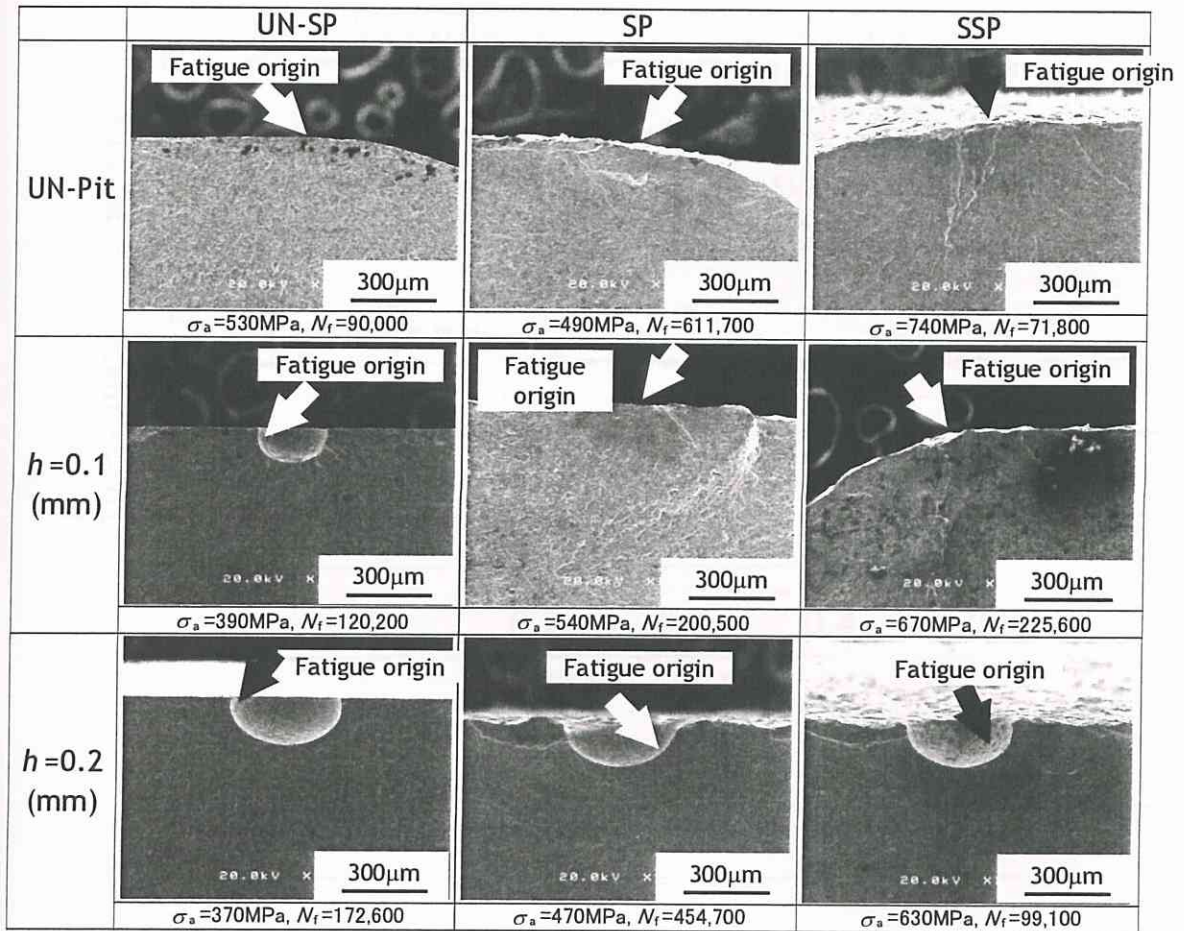


Fig. 3.6 SEM image of fracture surface after fatigue testing.

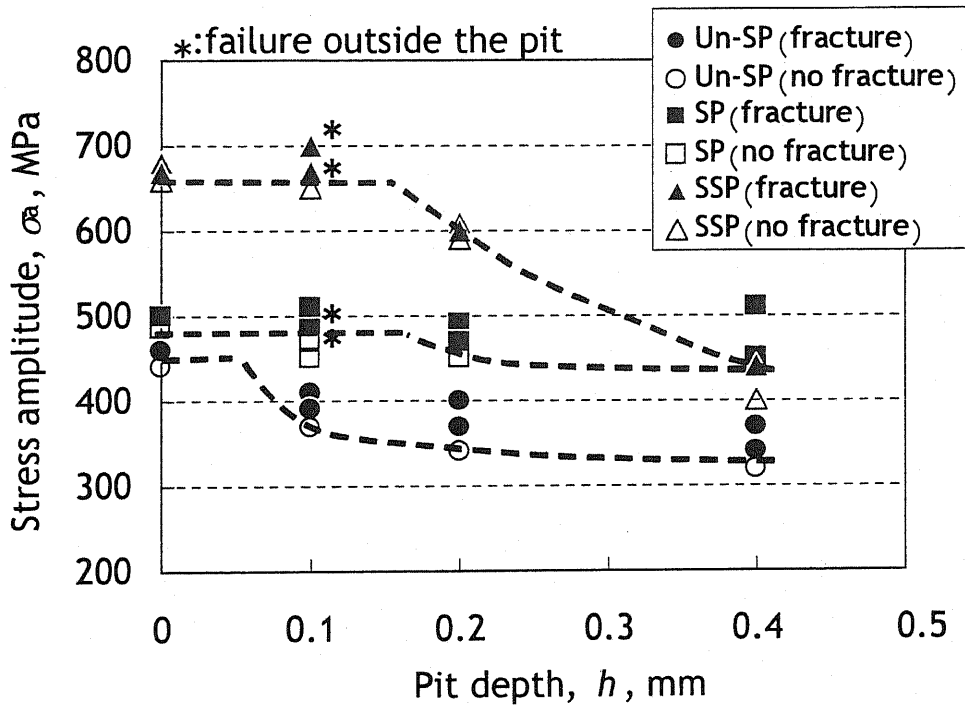


Fig. 3.7 Relationship between stress amplitude and pit depth.

### 3.3.3 ショットピーニング前に人工ピットを導入した材料とショットピーニング後に人工ピットを導入した材料の疲労強度の比較

Fig. 3.8 に、 $h=0.2\text{mm}$  の人工ピットをショットピーニング前に導入した試験片（以下、SP 前 Pit 材）、ショットピーニング後に導入した試験片（Pit 材）、および Un-Pit 材の  $S-N$  曲線を示す。Fig. 3.9 に、疲労破面を示すが、人工ピットを導入した試験片の疲労破壊の起点は殆どの場合で、人工ピットであった。また、疲労寿命は Pit 材が最も小さく、次いで SP 前 Pit 材、Un-Pit 材の順であった。これは、Fig. 3.9 に示されるように、ショットピーニング前に導入された人工ピットはショットピーニングにより潰され、小さくなったことから、欠陥の大きさに依存したものと考えられる。一方、疲労限度については、三者の差は小さかった。したがって、疲労限度で比較した場合、ショットピーニング後に導入された表面欠陥でも、ショットピーニング前に導入された表面欠陥と同程度の大きさまで、ショットピーニングにより無害化できると考えられる。

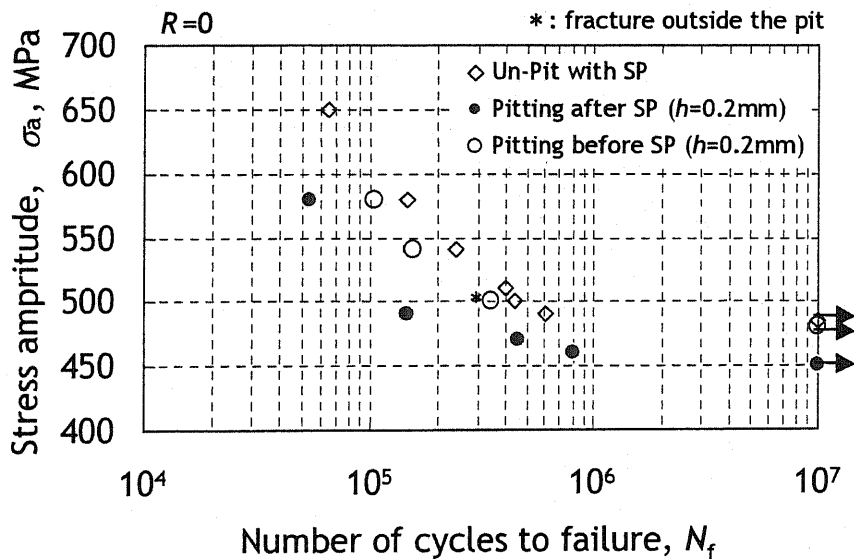
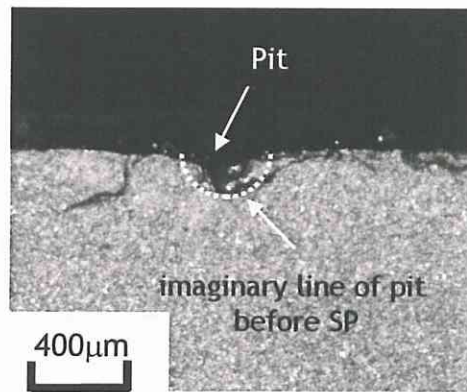
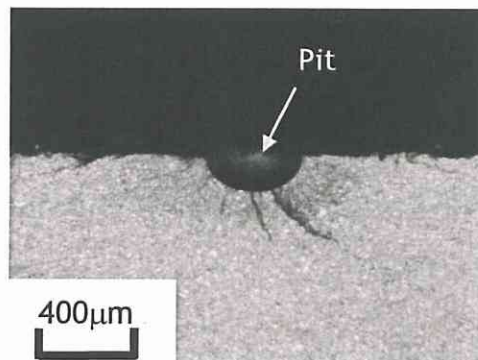


Fig. 3.8 Comparison of  $S-N$  curve between pitting after SP and pitting before SP.



(a) Specimen pitted before shot peening



(b) Specimen pitted after shot peening

Fig. 3.9 Comparison of pit shape between specimen pitted after shot peening and specimen pitted before shot peening.

### 3.4 結言

腐食ピットなどの使用中の欠陥を想定して、ショットピーニングを施した後に表面欠陥を導入して疲労強度評価を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) ショットピーニング，ストレスショットピーニング後に表面欠陥を導入した場合でも，ショットピーニング，ストレスショットピーニングは疲労限度向上に有効であることがわかった。
- (2) 疲労限度向上率は，圧縮残留応力の大きいストレスショットピーニング材でより大きい。しかし，圧縮残留応力が0以下となる深さに相当する深さの人工ピットを導入したストレスショットピーニング材では，疲労限度向上率は小さい。腐食耐久性を向上させるには，圧縮残留応力を大きくすることに加え，深くすることが必要である。
- (3) ショットピーニング，ストレスショットピーニングが人工ピット導入前に施されていても，未処理材と比較して無害化される人工ピット寸法は大きくなる。
- (4) 無害化された人工ピット寸法は，本実験条件では，ショットピーニング材，ストレスショットピーニング材ともに， $h=0.1\sim 0.2\text{mm}$ であった。
- (5) ショットピーニング前に人工ピットを導入した試験片とショットピーニング後に人工ピットを導入した試験片の疲労限度は同程度であった。疲労限度で比較した場合，ショットピーニング後に導入された表面欠陥でも，ショットピーニング前に導入された表面欠陥と同程度の大きさまで，ショットピーニングにより無害化できると考えられる。

## 参考文献

- 1) 菅野公一郎, 懸架ばねの腐食疲労に関する一考察, ばね論文集, No.25, (1980), pp.39-45.
- 2) ばね技術研究委員会共同研究小委員会, 重ね板ばねの疲れに関する共同研究, ばね論文集, No.20, (1975), pp.115-133.
- 3) 犬塚宏邦, 太田和義, ばね用平鋼の疲れに及ぼす腐食の影響について (第一報), ばね論文集, No.20, (1975), pp.31-34.
- 4) 懸架ばね腐食疲労試験委員会, 懸架ばねの腐食疲労試験法に関する研究, ばね論文集, No.29, (1984), pp.115-149.
- 5) 各種表面処理の耐食性評価委員会, 各種表面処理の耐食性評価に関する研究, ばね論文集, No.30, (1985), pp.68-116.
- 6) 懸架ばね腐食調査委員会, 懸架ばねの腐食耐久性評価法の研究, ばね論文集, No.40, (1995), pp.103-126.
- 7) 伊藤幸生, 米口明雄, ばね鋼の耐食性評価方法とその応用, ばね論文集, No.43, (1998), pp.37-42.
- 8) 稲田淳, 下津左正貴, 茨木信彦, 中山武典, 宮内重明, ばね用鋼の腐食挙動に及ぼす塩水噴霧条件の影響, ばね論文集, No.42, (1997), pp.15-19.
- 9) 中野智弘, 榊原隆之, 脇田将見, 杉本淳, 腐食疲労強度の向上を重視した高強度懸架ばねの開発, ばね論文集, No.46, (2001), pp.7-12.
- 10) 古河英利, 榊原隆之, 脇田将見, 高強度疲労ばね用鋼の冷間コイルばねへの適用, ばね論文集, No.48, (2003), pp.7-14.
- 11) 脇田将見, 久野隆紀, 天野礼光, 根本昭彦, 猿木勝司, 田中啓介, ばね鋼のねじり疲労強度推定式の検討 -環境, 切欠きおよび硬さの影響-, ばね論文集, No.52, (2007), pp.1-8.
- 12) 丹下彰, 阿久津忠良, 高村典利, ばね鋼におけるショットピーニング残留応力分布と疲労き裂伝播寿命の関係について, ばね論文集, No.36, (1991), pp.47-53.

- 13) 村上敬宜, 尋木好幸, 遠藤達雄, アルミ合金と7:3黄銅の疲労強度に及ぼす直径40~200 $\mu\text{m}$ の人工微小穴の影響とコーキング効果の存在について, 日本機械学会論文集A編, Vol.47, No.424, (1981), pp.1293-1300.



## 第 4 章

### 表面欠陥の無害化に関する破壊力学的検討

## 4.1 緒言

前章までで、ショットピーニングによって、より大きな表面欠陥が無害化されることが実験的に明らかとなった。この無害化される表面欠陥寸法が予測できれば、その予測結果は表面欠陥について材料受入基準を決定するための重要な情報となる。また、腐食疲労特性の評価にも利用でき、工業的に非常に有用である。

1.2.3 項で述べたように繰返し応力を負荷して未折損であった試験片でも、疲労限度付近の応力であれば、表面には停留き裂が存在する場合が多い。残留応力が存在する場合においても、この停留き裂の応力拡大係数を評価すれば、表面欠陥の無害化条件を明らかにできると考えられる。そこで、SP 材において、疲労限度付近の応力で破損しなかった試験片を強制折損させ、停留き裂の観察を行った。本章では、この停留き裂の応力拡大係数範囲から無害化可能な欠陥寸法の評価を行い、表面欠陥の無害化条件を確立する。

## 4.2 実験方法

停留き裂の観察には、第2章、第3章において、疲労限度付近の応力で疲労試験実施後、破損しなかった試験片を用いた。これらの試験片を300℃で1時間加熱し、停留き裂面を酸化させた。加熱後、疲労限度より大きい応力振幅、または静的荷重で強制的に折損させた。停留き裂の観察には、デジタルマイクロスコープ、およびSEMを用いた。

## 4.3 実験結果および考察

### 4.3.1 停留き裂の観察

Fig. 4.1 に、停留き裂観察のため、第2章で使用した四点曲げ疲労試験後の470HV-SP 材を強制折損させた後の破面観察写真を示す。矢印で示す位置に停留き裂が存在する。また、拡大写真に示すように着色している領域が停留き裂である。疲労限度付近の繰返し応力で破損しなかった試験片に存在する停留き裂の寸法は、ステージIき裂が停留したとすれば、2~3 結晶粒と考えられるので数十 $\mu\text{m}$ である。しかし、ショットピーニング材の破面には、それより大きい複数の停留き裂が観察された。Fig. 4.2 に、第2章で使用した470HV-SP 材、570HV-SP 材の停留き裂のSEM 観察写真例を示す。破線で囲った領域は、停留き裂である。写真に示すように、470HV-SP 材では、1mm を超える表面長さの停留き裂も観察された。Fig. 4.3 に、470HV-SP 材、570HV-SP 材で観察された停留き裂の表面長さとその深さの関係を示す。470HV-SP 材の停留き裂寸法は、570HV-SP 材のそれより大きいことがわかる。

Fig. 4.4 に、第3章で使用した平面曲げ疲労試験後の SP 材、および SSP 材の停留き裂の SEM 観察写真例を示す。着色している領域は、停留き裂である。SP 材、SSP 材のうち、疲労試験での破壊起点が人工ピットとなる  $h=0.2\text{mm}$  以上の Pit 材では、停留き裂は人工ピットの周囲にのみ観察された。一方、疲労試験での破壊起点が人工ピット以外となる  $h=0.1\text{mm}$  の Pit 材では、人工ピット以外にも表面からの停留き裂が複数観察された。Fig 4.5 に、Un-Pit 材の SP 材、SSP 材で観察された停留き裂の表面長さとその深さの関係を示す。SP 材の停留き裂寸法は SSP 材のそれより、わずかに大きいことがわかる。

なお、本観察方法では、Un-SP 材での停留き裂は観察されなかった。

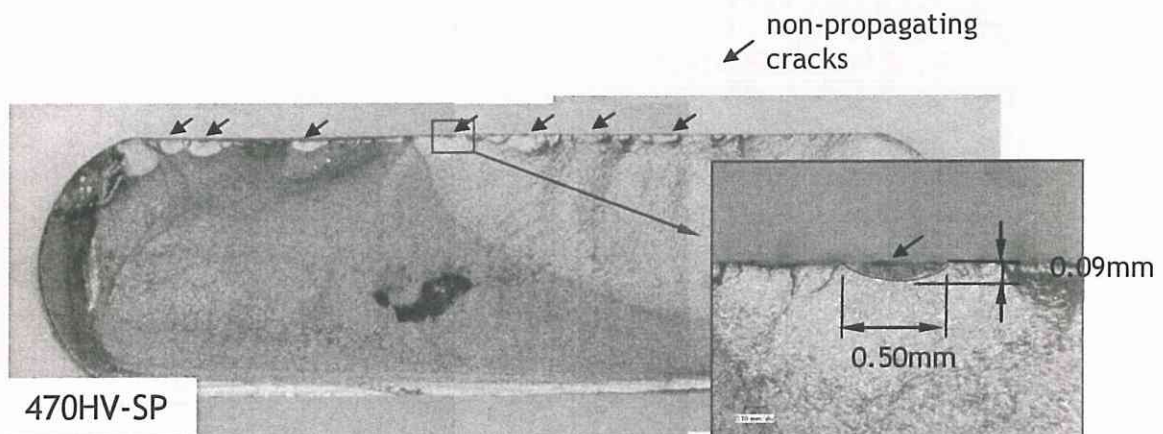


Fig. 4.1 Fracture surface of specimen tested under fatigue limit. The specimen was fractured after heat tint. Seven non-propagating cracks were observed.

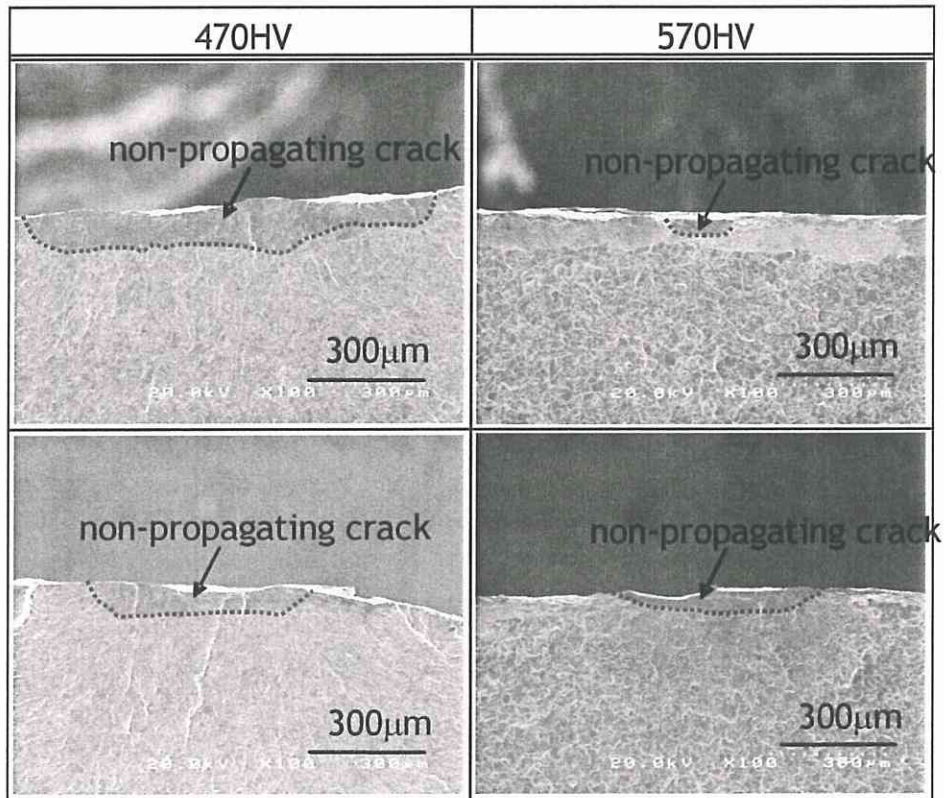


Fig. 4.2 SEM image of non-propagating cracks for 470HV and 570HV shot peened specimen after 4 point bending fatigue test.

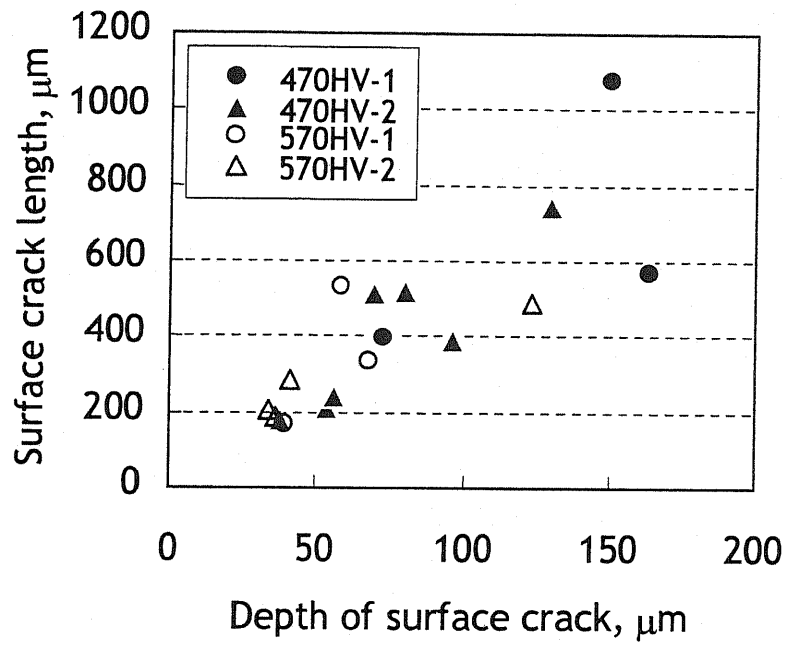


Fig. 4.3 Relationship between surface crack length and surface crack depth for 470HV and 570HV shot peened specimens.

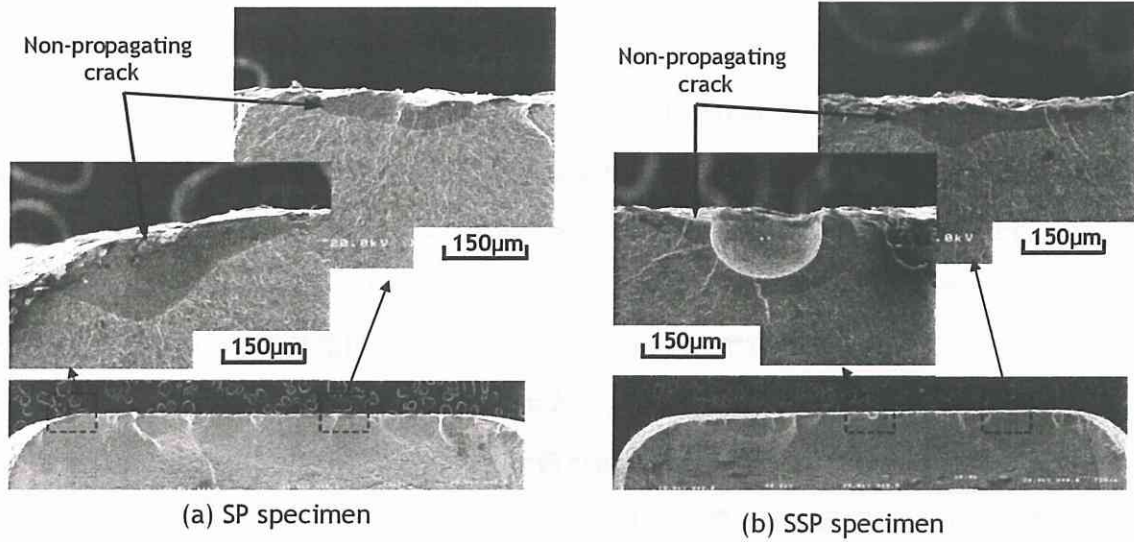


Fig. 4.4 SEM image of non-propagating cracks for shot peened specimen (a) and stress shot peened specimen (b) after plane bending fatigue test.

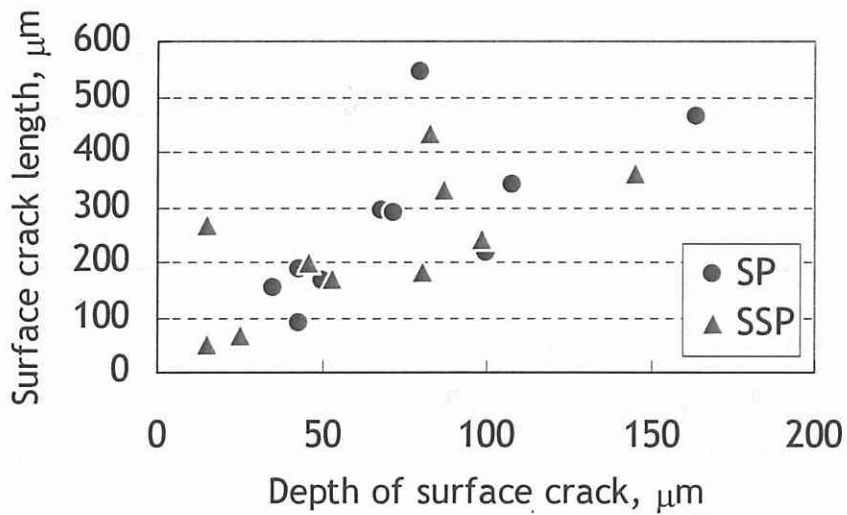


Fig. 4.5 Relationship between surface crack length and surface crack depth for shot peened specimens and stress shot peened specimens.

## 4.3.2 停留き裂から予測される無害化可能な欠陥寸法

前章までに示されたように、表面欠陥材にショットピーニングを施すことにより、表面欠陥以外を起点として破壊する場合が現れるようになる。このとき表面欠陥と表面欠陥以外とで、それぞれから発生したき裂の応力拡大係数範囲を比較すれば、表面欠陥から優先的に破壊するか否かがわかると考えられる。つまり、両者を比較することで、無害化可能な欠陥寸法が予測可能となる。そこで、停留き裂の応力拡大係数範囲  $\Delta K_T$  の計算を行った。停留き裂の  $\Delta K_T$  の算出に当たりき裂形状を、表面き裂長さ  $2c$  と表面き裂深さ  $a$  とをそれぞれ長径、短半径とする半楕円と仮定した。  $\Delta K_T$  を(4.1)式で定義する。

$$\Delta K_T = K_{ap-max} + K_R \cdots \cdots \cdots (4.1)$$

ここで、  $K_{ap-max}$  は作用応力による応力拡大係数範囲の最大値、  $K_R$  は残留応力による応力拡大係数である。 Fig. 4.6 に、  $\Delta K_T$ 、  $K_{ap-max}$ 、  $K_R$  の関係を模式的に示すが、  $\Delta K_T$  はき裂の開口する領域での  $\Delta K$  と考えられる。なお、  $K_R$  は圧縮残留応力の場合、負であるので、図中では、  $\Delta K_T$  は  $K_{ap-max}$  と  $K_R$  の差として表されている。ここで、  $K_{ap-max}$  の計算では、形状係数  $\alpha$  の算出に Newman- Raju<sup>1)</sup> の式を用いた。作用応力については、各疲労試験で負荷した応力とした。残留応力による応力拡大係数  $K_R$  の計算手法としては、白鳥ら<sup>2)</sup> の3次式、API579<sup>3)</sup> の4次式で表される応力分布中の表面き裂の  $K$  値算出法が提案されているが、ここではより高次近似式を使用する API579 の式を用いた。同法における4次近似した  $\sigma$  分布は、 Fig. 4.7(a) の実線のようになる。一例として、 Fig. 4.7(a) の残留応力が導入された第3章で用いた材料での、半円表面き裂のき裂深さに対する  $\Delta K_T$ 、  $K_{ap-max}$ 、  $K_R$  を Fig. 4.7(b) に示す。ここでは、応力比  $R=0$ 、Un-Pit 材の疲労限度に相当する  $\sigma_a=480\text{MPa}$  の応力振幅で計算している。図中、A 点はき裂先端、C 点はき裂の表面先端を示す。また、各  $K$  値の末尾の A、C は、それぞれ A 点、C 点での値であることを示す。圧縮残留応力の効果により、き裂先端の  $\Delta K_T$  は、作用応力の  $K_{ap-max}$  に対して、大きく低下することがわかる。

Fig. 4.8 に、第2章の四点曲げ疲労試験の場合での、き裂深さと停留き裂の応力拡大係数範囲  $\Delta K_T$  の関係を示す。 Fig. 4.8 (a)、(b) は、それぞれ 470HV-SP 材、570HV-SP 材の場合である。同図には停留き裂と同様に計算した半円き裂の応力拡大係数範囲も実線 (A 点)、および破線 (C 点) で示している。実験で観察された停留き裂の  $\Delta K_T$  の最大値は、470HV-SP 材、570HV-SP 材でそれぞれ、  $4.9\text{MPam}^{1/2}$ 、  $2.6\text{MPam}^{1/2}$  と計算された。これらの値を半円き裂深さ  $a$  と半円き裂の  $\Delta K_T$  との関係と比較して見ると、470HV-SP 材、570HV-SP 材でそれぞれ、  $a=0.26\text{mm}$ 、  $0.17\text{mm}$  の半円き裂の  $\Delta K_T$  に相当した。これらの半円き裂深さは、第2

章の疲労試験結果から得られたショットピーニングにより無害化された表面欠陥寸法にほぼ等しい。

Fig. 4.9 に、第3章の平面曲げ疲労試験の場合での、き裂深さと停留き裂の応力拡大係数範囲の関係を示す。Fig. 4.9 (a), (b)は、それぞれSP材、SSP材の場合である。実験で観察された停留き裂の $\Delta K_T$ の最大値は、SP材、SSP材でそれぞれ、 $5.0\text{MPam}^{1/2}$ 、 $4.6\text{MPam}^{1/2}$ と計算された。これらの値を半円き裂深さ $a$ と半円き裂の $\Delta K_T$ との関係と比較して見ると、SP材、SSP材でそれぞれ、 $a=0.18\text{mm}$ 、 $0.12\text{mm}$ の半円き裂の $\Delta K_T$ に相当した。これらの半円き裂深さは、第3章の疲労試験結果から得られたショットピーニング、ストレスショットピーニングにより無害化された表面寸法にほぼ等しい。

以上の結果から、停留き裂の応力拡大係数範囲を評価することで、無害化可能な表面欠陥寸法を予測できることが確認された。また、このような停留き裂の存在から、表面欠陥の無害化は、表面欠陥以外で発生したき裂が表面欠陥で発生したき裂より優先的に進展するために成されるものと考えられる。

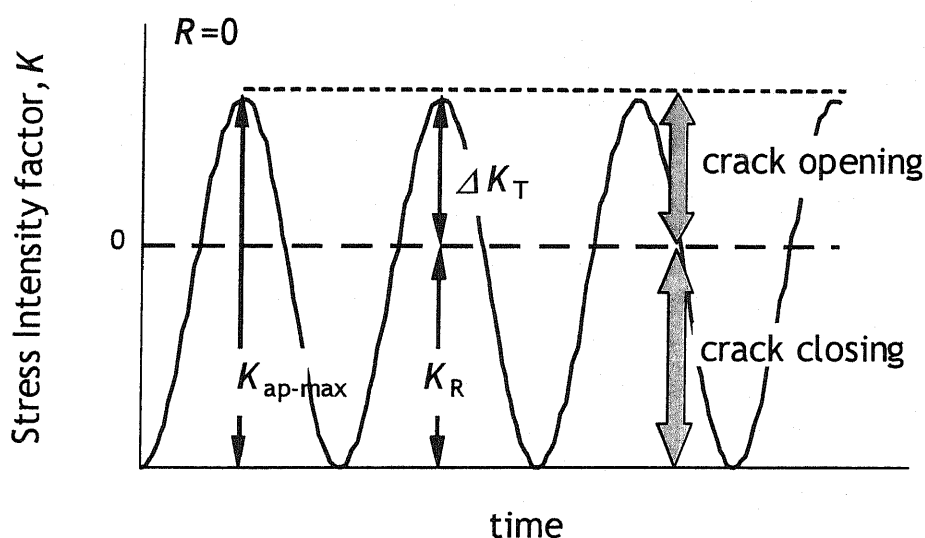
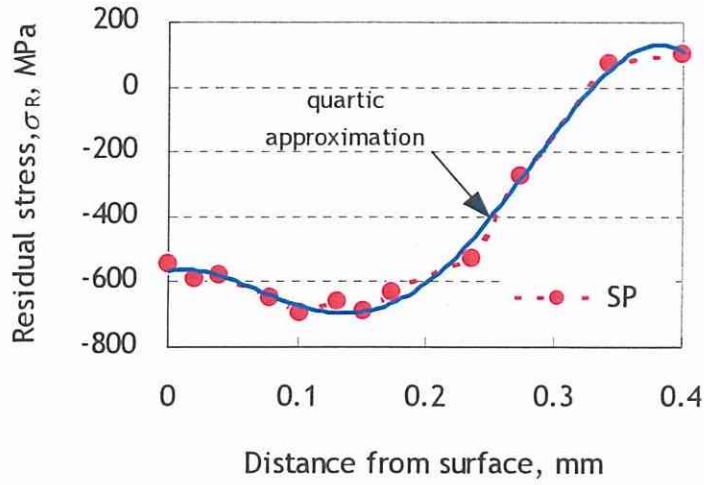
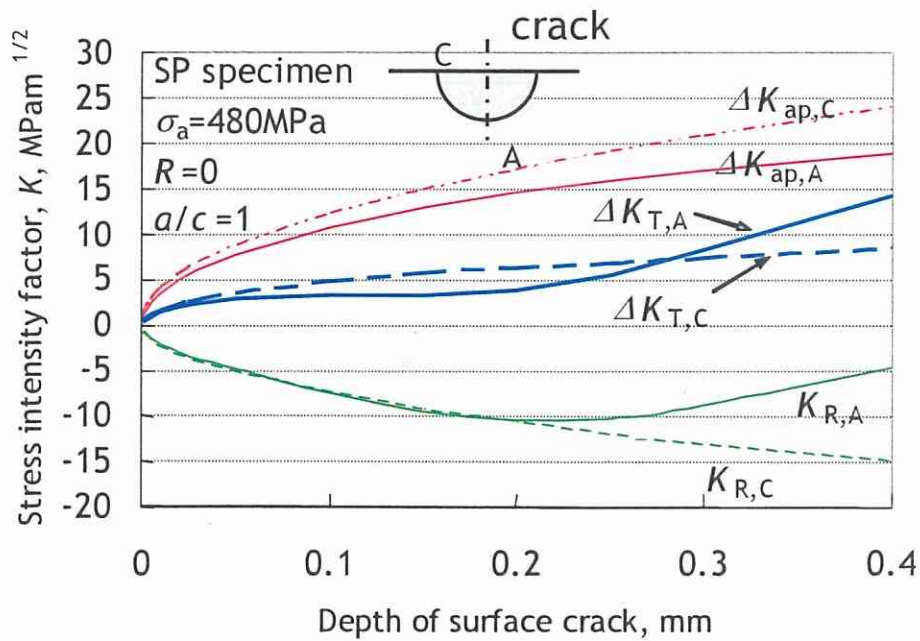


Fig. 4.6 Schematic illustration of definition of  $\Delta K_T$ .



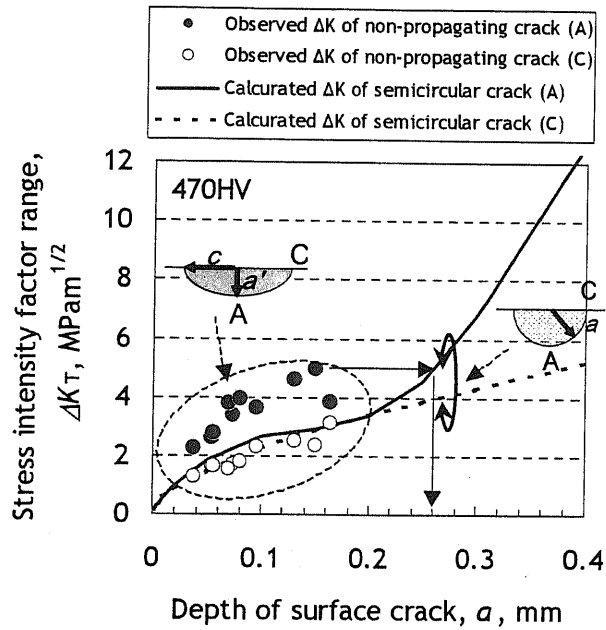


(a) Residual stress distribution

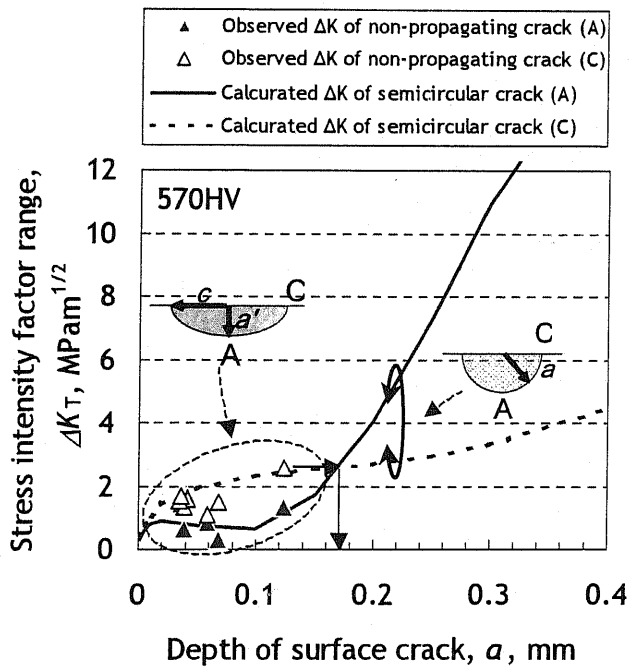


(b) Calculation results

Fig 4.7 Example of calculation results of  $\Delta K_T$ .

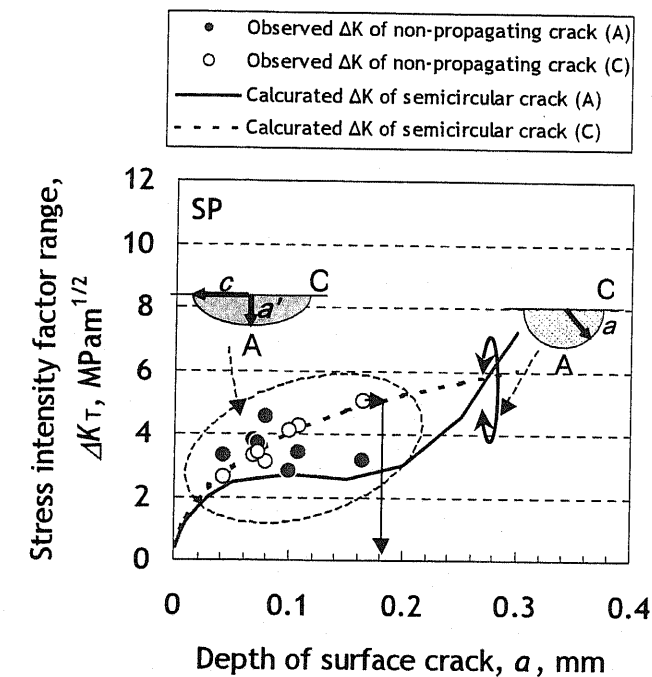


(a) 470HV-SP specimen

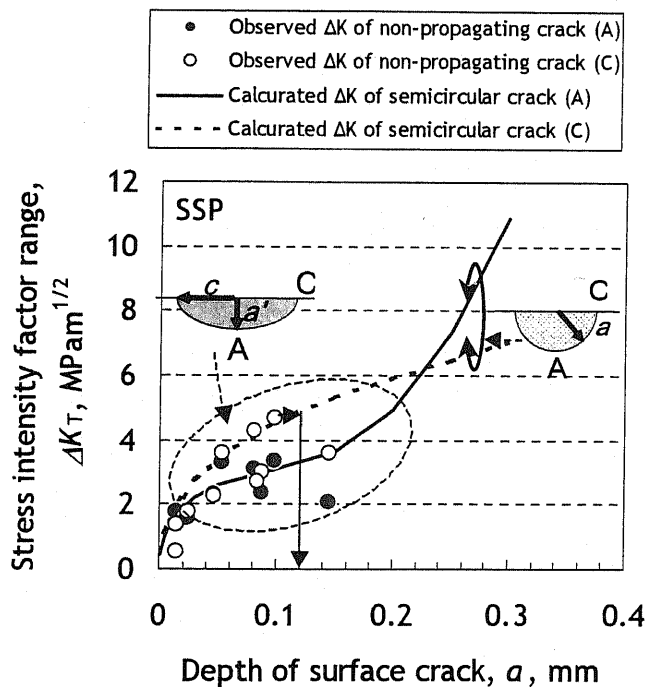


(b) 570HV-SP specimen

Fig. 4.8 Stress intensity factor of semicircular crack and non-propagating cracks observed by experiment in 470HV-SP specimen and 570HV-SP specimen.



(a) SP specimen



(b) SSP specimen

Fig. 4.9 Stress intensity factor of semicircular crack and non-propagating cracks observed by experiment in SP specimen and SSP specimen.

### 4.3.3 停留き裂の発生・成長についての考察

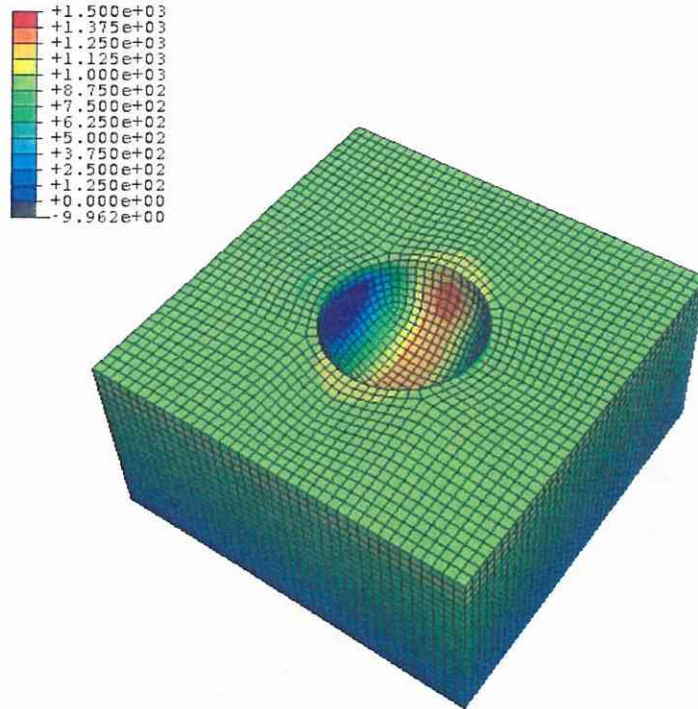
き裂発生については、応力振幅のみに関係し、平均応力には関係しないことを多くの研究者が指摘している<sup>4)~6)</sup>。したがって、残留応力を平均応力と見なせば、ショットピーニング無し材より疲労限度の大きいショットピーニング材では、疲労限度の応力振幅においては、き裂が発生する条件を満たしていると考えられる。

Fig. 4.10 に、第3章の実験に用いた Pit 材の人工ピット周囲の応力状態を FEM 解析した結果を示す。Fig. 4.10(a)は、応力分布を示すコンター図、Fig. 4.10(b)は、主応力が最大となる面における人工ピット表面の応力分布である。応力集中係数は  $h=0.1, 0.2\text{mm}$  の場合で 1.4 程度、 $h=0.4\text{mm}$  の場合で 1.3 程度である。表面欠陥はこのような応力集中を受けるので、実効的な応力振幅も大きくなり平滑部より先行してき裂が発生する。その後、ショットピーニング材では、き裂が成長すると周囲の圧縮残留応力の影響を受けるようになる。そして、圧縮残留応力を考慮したき裂先端の応力拡大係数範囲が、下限界応力拡大係数範囲以下となったときに、き裂は停留すると考えられる。

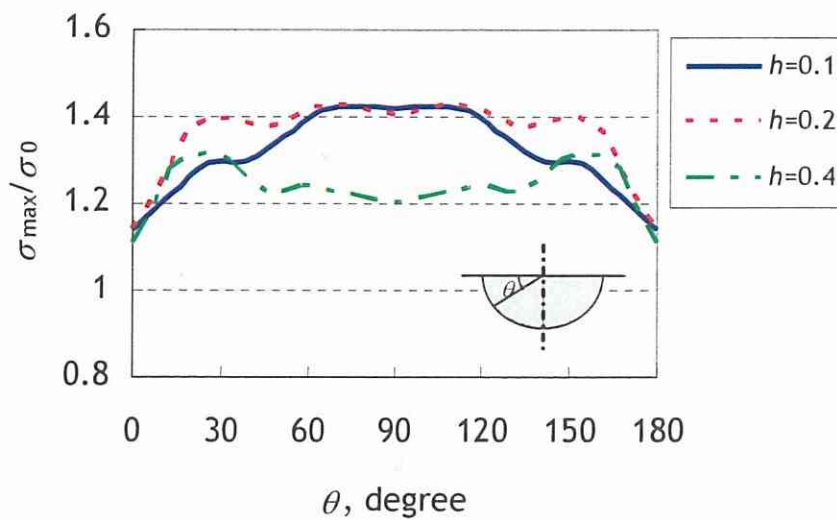
一方、表面欠陥以外を起点として発生したき裂であるが、Fig. 4.11 に、疲労限度に相当する繰返し応力を負荷させた後、横軸の各繰返し数で疲労試験を中断して、表面に存在するき裂の深さを測定した結果を示す。発生したき裂は  $1 \times 10^5$  回程度の比較的早い段階で停留するようである。Fig. 4.12 に、疲労試験後に強制折損した破面を三鷹光器(株)製レーザ式 3 次元形状測定装置 NH-3 によって、停留き裂を含むように形状測定した結果を示す。破面トレースの結果から、停留き裂面と強制折損時に停留き裂から成長したき裂面とは連続であり、き裂の進展方向は主応力の作用する方向に対し、垂直方向であることが確認された。このことから、表面欠陥以外を起点として発生したき裂は Stage II の段階で停留したと考えられる。

表面欠陥以外を起点として発生した表面き裂は成長し、やがて、マクロ的に Fig. 2.3 や Fig. 3.3 の応力分布で示されるような圧縮残留応力の影響を受けるようになる。これによって、圧縮残留応力を考慮したき裂先端の応力拡大係数範囲  $\Delta K_T$  が、下限界応力拡大係数範囲  $\Delta K_{th}$  より小さくなり、き裂は停留したものと推測される。ただし、丹後ら<sup>7)</sup>は FEM 解析により、ショットピーニング時のカバレッジが 100%以上であっても、最表面には局所的に引張残留応力が存在するという結果を示している。このような残留応力分布の局所的なばらつきは、同一試験片中の停留き裂の大きさをばらつかせる一因と考えられる。表面欠陥の無い場合、このような停留き裂によって疲労限度が決定するので、表面欠陥無し材

の疲労限度は停留き裂の進展限界応力であると言える。



(a) FEM analysis result for  $h=0.4$ mm pit.



(b) Stress concentration factor for artificial pit.

Fig. 4.10 FEM analysis results for artificial pit.

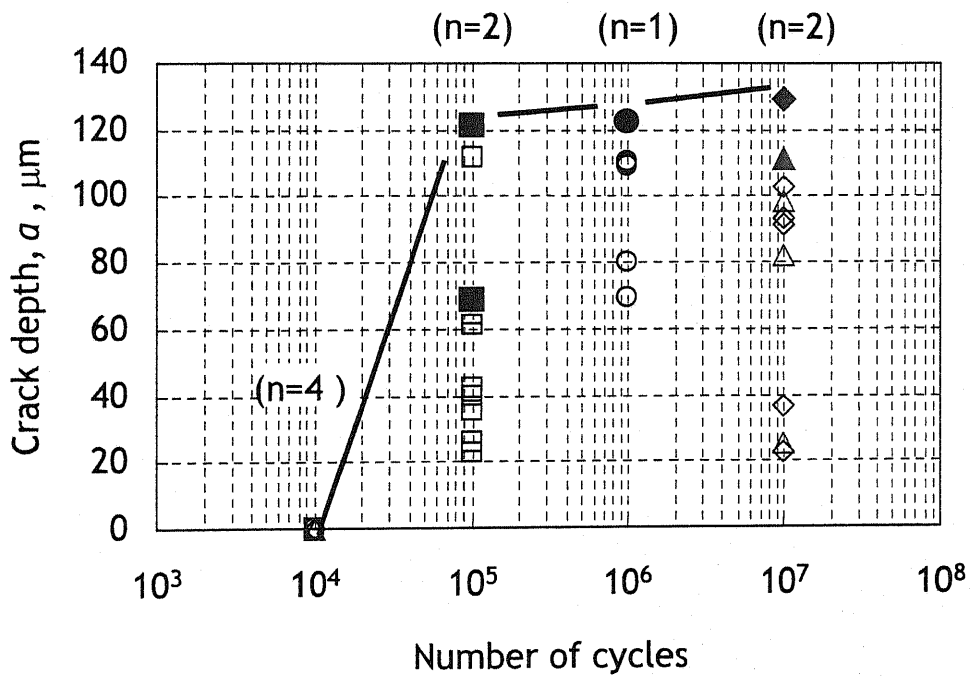


Fig. 4.11 Relationship between crack depth and number of cycles when cracks were observed.

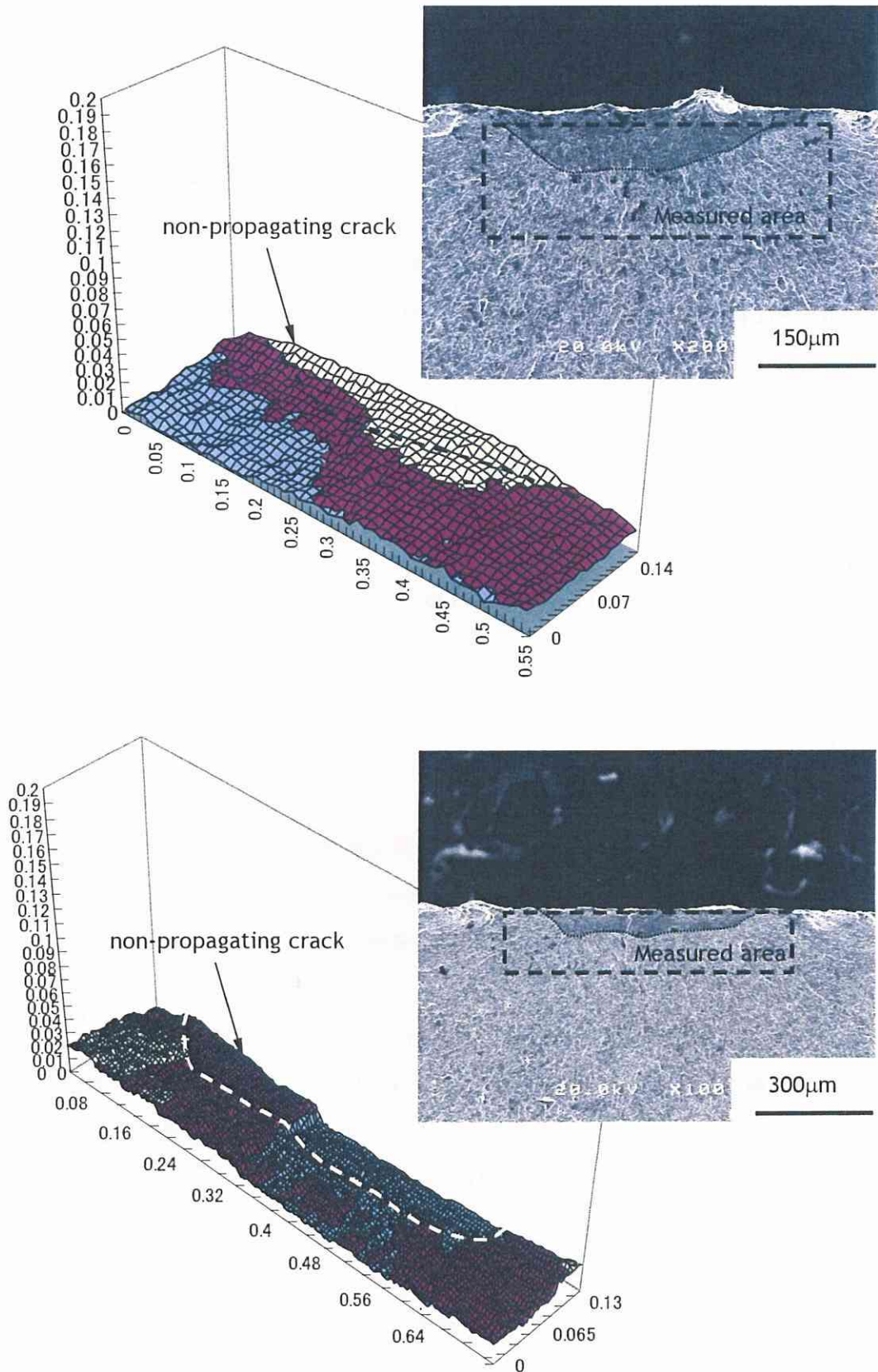


Fig. 4.12 Surface profile of non-propagating crack.

4.3.4  $\Delta K_{th}$ と停留き裂の $\Delta K_T$ の関係

前項で、き裂の停留条件は、 $\Delta K_T$ が $\Delta K_{th}$ 以下となる場合であると述べた。 $\Delta K_{th}$ 以下となれば、き裂はそれ以上進展しないので、 $\Delta K_T$ と $\Delta K_{th}$ は等しいと推測される。そこで、観察された停留き裂の $\Delta K_T$ と、本実験材料の $\Delta K_{th}$ の関係を計算により検証する。

$\Delta K_{th}$ は停留き裂が微小なき裂であることから、き裂寸法やき裂形状依存性を有すると考え、以下のように導出した。Haddadら<sup>8)</sup>は平滑材の疲労限度の応力範囲 $\Delta\sigma_w (=2\sigma_w)$ と大きき裂の応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th\infty}$ から、微小き裂材の疲労限度について、(4.2)、(4.3)式を提案している。

$$\Delta\sigma_{th} = \frac{\alpha\Delta K_{th\infty}}{\sqrt{(\pi(a+a_0))}} \dots\dots\dots(4.2)$$

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th\infty}}{\alpha\Delta\sigma_w} \right)^2 \dots\dots\dots(4.3)$$

また、丹下ら<sup>9)</sup>は、(4.2)、(4.3)式から微小き裂まで含めた $\Delta K_{th(a)}$ を(4.4)式のように定義している。

$$\Delta K_{th(a)} = \left\{ \left( \frac{1}{\Delta K_{th\infty}} \right)^2 + \left( \frac{1}{\alpha\Delta\sigma_w \sqrt{\pi a}} \right)^2 \right\}^{-1/2} \dots\dots\dots(4.4)$$

ここで、 $a$ は表面き裂の深さ、 $a_0$ は材料定数である。なお、 $\Delta K_{th\infty}$ については、第2章の実験で得られた470HV-Un-SP材、570HV-Un-SP材で最も大きいスリットである $a=0.3\text{mm}$ の場合における疲労限度から計算した $K$ 値を用いた。この $K$ 値は、470HV-Un-SP材、570HV-Un-SP材ともに $6\text{MPam}^{1/2}$ である。

また、 $\Delta\sigma_w$ については、村上ら<sup>10)</sup>の理想材料の疲労強度と硬さの関係の推定結果から読み取れる(4.5)式とした。ただし、本実験は片振りであるので、完全片振りの疲労限度と両振りの疲労限度の関係を示す(4.6)式<sup>11)</sup>を用いた。

$$\Delta\sigma_{w,R=-1} = 1.6HV \dots\dots\dots(4.5)$$

$$\Delta\sigma_{w,R=0} = 0.83\Delta\sigma_{w,R=-1} \dots\dots\dots(4.6)$$

Fig. 4.13に、第3章のSP材で観察された停留き裂の $\Delta K_T$ 、および本実験材料の $\Delta K_{th}$ を表面き裂の深さに対して計算した結果を示す。末尾A、Cの記号は、それぞれき裂先端、き裂の表面先端での値であることを示す。また、A、Cそれぞれの位置での応力拡大係数範囲を $\Delta K_{T,A}$ 、 $\Delta K_{T,C}$ で表す。形状係数 $\alpha$ は、 $a/c$  ( $c$ :表面き裂長さの半値)に依存するた



め、 $\Delta K_{th}$ は観察された停留き裂の  $a/c$  の最大値 1 と最小値 0.3 で計算している。停留き裂の  $\Delta K_{T,A}$ 、 $\Delta K_{T,C}$  のうち、大きいものを塗潰して示すが、これらは計算により導かれる  $\Delta K_{th}$  とほぼ一致する。したがって、停留き裂の  $\Delta K_T$  は、材料の  $\Delta K_{th}$  を示していると考えられる。

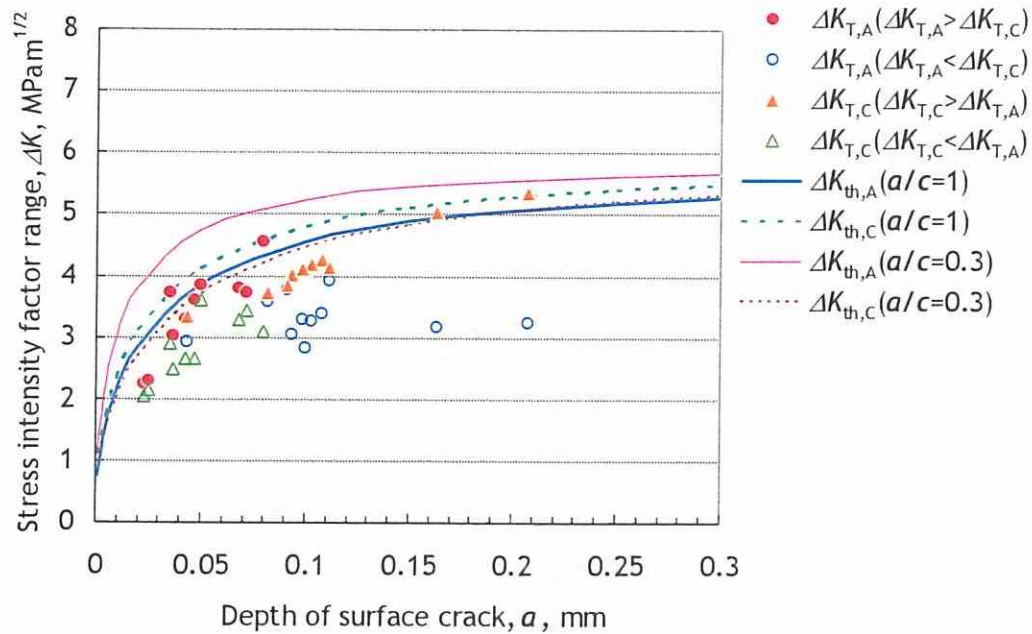


Fig. 4.13 Comparison between threshold stress intensity factor range and  $\Delta K_T$  of non-propagating cracks.

#### 4.3.5 下限界応力拡大係数範囲の観点からの表面欠陥の無害化の考察

ショットピーニングを施した表面欠陥無し材においては、前節までに示したように停留き裂が存在することから、材料の破壊条件は、 $\Delta K_{th}$ と停留き裂の $\Delta K_T$ との大小関係で決定される。このことから、表面欠陥無し材の疲労限度に相当する応力を表面欠陥材に作用させたとき、表面欠陥をき裂と仮定すれば、表面欠陥の $\Delta K_T$ が $\Delta K_{th}$ より大きければ表面欠陥を起点として破壊し、小さければ表面欠陥以外を起点として破壊が起こる、すなわち、表面欠陥が無害化されると考えられる。なお、本実験で議論する表面欠陥は、Fig. 4.4(b)左の写真に示されるように、表面欠陥周囲に停留き裂が存在することから、き裂と見なすことができる。

Fig. 4.14に、き裂深さに対して、 $\Delta K_{th}$ と疲労限度の応力条件での半円き裂の $\Delta K_T$ を比較した結果を示す。比較した材料は、第2章の4点曲げ470HV-SP材、第3章のSP材、およびSSP材である。 $\Delta K_T$ の計算には、470HV-SP材、SP材、SSP材の疲労限度である400MPa、480MPa、660MPaをそれぞれ用いた。また、前述のように圧縮残留応力の影響を考慮している。大矢印で示す位置で $\Delta K_{th}$ と半円き裂の $\Delta K_T$ とが交差しており、矢印始端の数値までの半円状表面欠陥が無害化されることを示している。

各材において、欠陥寸法が小さい場合では、残留応力の効果が十分に大きいので、 $\Delta K_{th} > \Delta K_T$ のために表面欠陥からき裂が発生しても、表面欠陥以外から発生するき裂に対して優先的に成長しないと考えられる。一方、欠陥寸法が大きくなると、徐々に残留応力の影響が小さくなって、 $\Delta K_{th} > \Delta K_T$ が成立しなくなり、表面欠陥無し材の疲労限度の応力では、表面欠陥先端でき裂が発生すると、伝播し破壊に至ると考えられる。これらは、第2章の実験において、470HV-SP材では $a=0.1\text{mm}$ 、 $a=0.2\text{mm}$ のスリットが無害となり、 $a=0.3\text{mm}$ のスリットがそれを起点として破損した結果と一致する。また、第3章の実験において、SP材では $h=0.1\text{mm}$ の人工ピットが無害となり、 $h=0.2\text{mm}$ では人工ピットを起点として破損したものの疲労限度は表面欠陥無し材と同程度であり、 $0.4\text{mm}$ の人工ピットがそれを起点として破損した結果と一致する。そして、SSP材では $h=0.1\text{mm}$ の人工ピットが無害となり、 $h=0.2\text{mm}$ 、 $0.4\text{mm}$ の人工ピットがそれを起点として破損した結果と一致する。

4.3.2項では、停留き裂の $\Delta K_T$ と表面き裂（表面欠陥）の $\Delta K_T$ との比較によって、表面欠陥の無害化を議論した。一方、き裂進展抵抗因子の観点からすれば、表面欠陥が無害となる理由は、表面欠陥から発生するき裂の $\Delta K_T$ がショットピーニング等による圧縮残留応力の影響を受けて減じられ、 $\Delta K_{th}$ より小さくなるためと考えられる。したがって、ショット

トピーニング材においては、表面欠陥の無害化条件は、 $\Delta K_T \leq \Delta K_{th(a)}$ であり、表面欠陥無し材の疲労限度に相当する応力を負荷したときのき裂（表面欠陥）の $\Delta K_T$ と微小き裂を考慮した下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th(a)}$ から無害化される表面欠陥寸法を予測することができる。

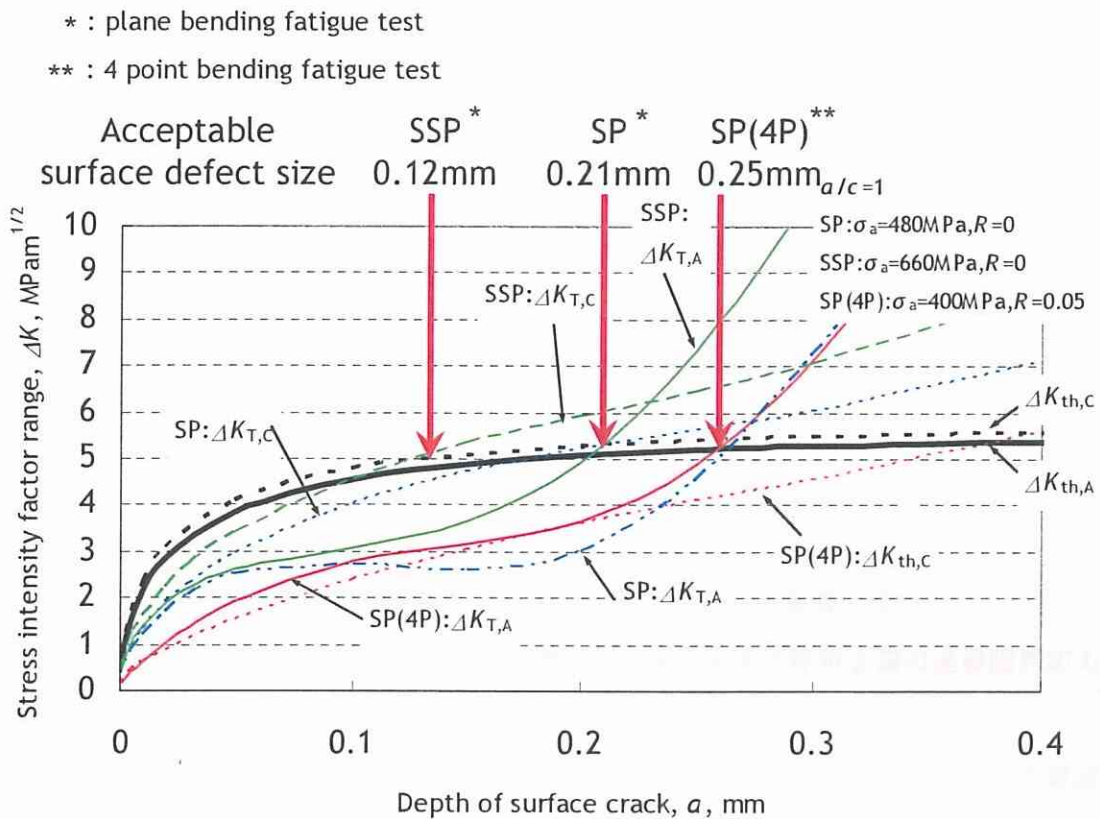


Fig. 4.14 Comparison between threshold stress intensity factor range and  $\Delta K_T$  of semi-circular crack.

#### 4.4 結言

第2章, 第3章で使用した試験片のうち, 疲労限度付近の応力で破損しなかった試験片を強制折損させて停留き裂の観察を行った. その結果, 以下の結論を得た.

- (1) 疲労限度付近の応力で折損しない疲労試験後の試験片に存在する停留き裂の寸法は, 2~3 結晶粒と考えられるので数十 $\mu\text{m}$ である. しかし, 本実験の観察結果から, ショットピーニング材には, この寸法より, はるかに大きい複数の停留き裂が存在することがわかった.
- (2) 四点曲げ疲労試験後のショットピーニング材の停留き裂の応力拡大係数範囲の最大値は,  $a=0.26\text{mm}(470\text{HV})$ ,  $a=0.17\text{mm}(570\text{HV})$ の半円き裂の応力拡大係数範囲に相当し, これらのき裂寸法は無害化された表面欠陥寸法と一致することがわかった.
- (3) 平面曲げ疲労試験後の SP 材, SSP 材の停留き裂の応力拡大係数範囲の最大値は, それぞれ  $a=0.18\text{mm}$ ,  $a=0.12\text{mm}$ の半円き裂の応力拡大係数範囲に相当し, これらのき裂寸法は無害化された表面欠陥寸法と一致することがわかった.
- (4) 表面欠陥以外から発生したき裂が, 表面欠陥から発生したき裂より優先的に進展するために表面欠陥は無害化される. 表面欠陥を表面き裂と見なせば, 無害化可能な表面欠陥寸法は停留き裂の応力拡大係数範囲  $\Delta K_T$  と表面欠陥の  $\Delta K_T$  との比較により評価可能である.
- (5) 表面欠陥以外から発生し, 成長したき裂は圧縮残留応力の影響を受け,  $\Delta K_{th}$  以下となり, 停留したと考えられる. 表面欠陥無し材の疲労限度は停留き裂の進展限界応力であると言える.
- (6) 微小き裂まで考慮した  $\Delta K_{th}$  を計算し, それが停留き裂の  $\Delta K_T$  と一致することを確認した. 停留き裂の  $\Delta K_T$  は, 素材の  $\Delta K_{th}$  を示すと考えられる.
- (7) (4), (5), (6)よりショットピーニング材においては, 表面欠陥無し材の疲労限度に相当する応力を負荷したときの表面欠陥の応力拡大係数範囲と微小き裂を考慮した下限界応力拡大係数範囲とから無害化される表面欠陥寸法を予測することができる.

参考文献

- 1) Newman, J.C, Jr., and Raju, I.S., An empirical stress intensity factor equation for the surface crack, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 15, (1981), pp 185-192.
- 2) 白鳥正樹, 三好俊郎, 谷川克己, 任意分布力を受ける表面き裂の応力拡大係数の解析, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol.52, No.474, (1986), pp.390-398.
- 3) API579, "Recommended Practice for Fitness for Service and Continued Operation of Equipment", published by American Petroleum Institute, 1st edition, January 2000, C2.2.
- 4) Frost, N.E and Dugdale, D.S., *J. Mech. Phys. Solids*, Vol.5, (1957), p.182.
- 5) 西谷弘信, 岡坂建一, 7:3 黄銅の引張圧縮疲れにおける疲れ強さ, き裂強さおよび分岐点の切欠き半径におよぼす平均応力の影響, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol.39, No.317, (1973), pp.49-59.
- 6) 秋庭義明, 田中啓介, 谷口尚正, 平均応力下での切欠底微小き裂の伝ばおよび停留挙動の予測, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol.55, No.511, (1989), pp.435-442.
- 7) 丹後公一, 丹下彰, 綾田倫彦, ショットピーニング残留応力シュミレーション, *日本ばね学会 2005 年度秋季講演会講演論文集*, (2005), pp.11-16.
- 8) El Haddad, M.H., Topper, T.H., and Smith, K.N., Prediction of non propagating cracks, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 11, (1979), pp.573-584.
- 9) 丹下彰, 阿久津忠良, 高村典利, ばね鋼におけるショットピーニング残留応力分布と疲労き裂伝播寿命の関係について, *ばね論文集*, No.36, (1991), pp.47-53.
- 10) 村上敬宜, 清水真左夫, 疲労強度に及ぼす介在物, 微小欠陥, 微小き裂の影響, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol.54, No.499, (1988), pp.413-425.
- 11) 川田雄一, *金属の疲労と設計*, オーム社 (1976), p.110.

## 第 5 章

### 疲労限度評価線図の構築

## 5.1 緒言

材料の欠陥が疲労強度に与える影響は大きく、欠陥の影響を考慮して破壊条件を判定することは製品設計上重要である。第4章で用いた Haddad ら<sup>1)</sup>の式もその判定式の一つと考えられるが、この式には物理的な意味の不明な仮想き裂という概念が用いられている。材料の破壊条件を判定する他の方法の一つに、静的破壊の場合では破壊評価線図法 (Failure Assessment Diagram, 以下, FAD とする) が知られている<sup>2)4)</sup>。これはき裂材における破壊条件、すなわち小規模降伏における破壊じん性値  $K_{IC}$  と、降伏応力  $\sigma_Y$  を組合せ、破壊形態によらず、破壊を一つの方法で判定できるように考案されたものである。この方法は一般に2パラメータ法と呼ばれている。

この2パラメータ法の疲労破壊への適用については、小林ら<sup>5)</sup>は  $K_{IC}$  を下限界応力拡大係数範囲  $\Delta K_{th}$  に、 $\sigma_Y$  を平滑材の疲労限度  $\Delta\sigma_{w0}$  に置き換え、疲労の FAD の構築を行っている。

本研究では、疲労の現象を考慮し、Dugdale モデル<sup>6)</sup>に基づく繰返し塑性域、および繰返しのき裂先端開口変位 (Crack Tip Opening Displacement, 以下, CTOD とする) を評価基準として、疲労限度評価線図 (Fatigue Limit Assessment Diagram, 以下, FLAD とする) を提案する<sup>7)</sup>。また、従来の研究では、比較検討されていなかった高強度鋼を用いて、提案した FLAD と実験結果との比較を行う。さらに、ショットピーニングによる残留応力の効果についても、FLAD を用いて評価する。

## 5.2 疲労限度評価線図 (FLAD) の構築

### 5.2.1 繰返し塑性域寸法による FLAD の構築

無限板中に存在する長さ  $2a$  の貫通き裂を考える。Dugdale モデルより、無限板の中央き裂の塑性域寸法  $\omega_p$  は、以下の式で与えられる。

$$\omega_p = a \left\{ \sec \left( \frac{\pi\sigma}{2\sigma_Y} \right) - 1 \right\} \dots\dots\dots(5.1)$$

ここで、 $\sigma$  は負荷応力、 $\sigma_Y$  は降伏応力である。一方、小規模降伏の場合は、次式が得られる。

$$\omega_p = \frac{\pi}{8} \left( \frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \dots\dots\dots(5.2)$$

ここで、 $K_I$  はモード I の応力拡大係数である。

疲労においては、Fig. 5.1 に示すように、応力 $\sigma=2\sigma_a$ から $\sigma=0$ へ除荷する過程で、き裂先端の応力集中により逆降伏が生ずる。本モデルでは、この圧縮降伏により生じた塑性域寸法で、き裂の進展限界が決定されるものとする。(5.1)式、(5.2)式で、この影響を考慮すると、降伏応力 $\sigma_Y$ は引張降伏から圧縮降伏までの範囲の $2\sigma_Y$ となる。また、負荷応力 $\sigma$ は、 $\Delta\sigma$ 、すなわち $2\sigma_a$ となり、応力拡大係数 $K_I$ は $\Delta K$ となる。したがって、各式は次式となる。

$$\omega_p^c = a \left\{ \sec \left( \frac{\pi \sigma_a}{2\sigma_Y} \right) - 1 \right\} \dots\dots\dots (5.3)$$

$$\omega_p^c = \frac{\pi}{8} \left( \frac{\Delta K}{2\sigma_Y} \right)^2 \dots\dots\dots (5.4)$$

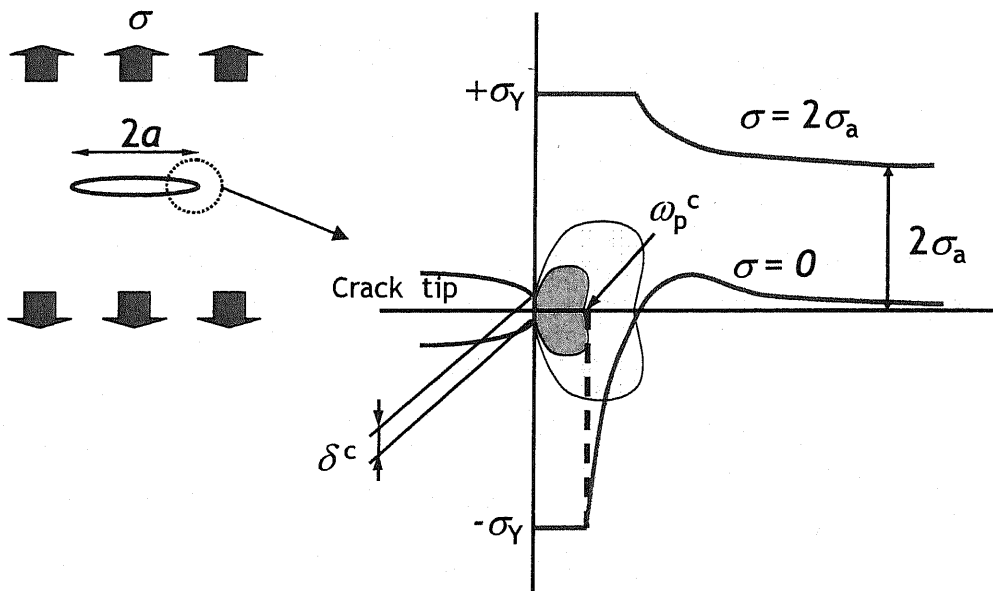


Fig. 5.1 Stress distribution near crack tip subject to unilateral fatigue.



R=0 の場合

応力比  $R=0$  の場合の FLAD の検討を行う。繰返しの塑性域寸法  $w_p^c$  が臨界値  $w_{pc}^c$  に達するときに疲労き裂の進展が開始するとすれば、(5.3)式、(5.4)式は次式となる。

$$w_{pc,R=0}^c = a \left\{ \sec \left( \frac{\beta \pi \sigma_{w(a),R=0}}{2\sigma_Y} \right) - 1 \right\} \dots\dots\dots (5.5)$$

$$w_{pc,R=0}^c = \frac{\pi}{8} \left( \frac{\beta \Delta K_{th\infty,R=0}}{2\sigma_Y} \right)^2 \dots\dots\dots (5.6)$$

ここで、 $\sigma_{w(a),R=0}$  は  $R=0$  でのき裂材の疲労限度、 $\Delta K_{th\infty,R=0}$  は  $R=0$  での巨視き裂の下限界応力拡大係数範囲、 $\beta$  は材料定数である。疲労き裂の進展開始条件が降伏規模に関わらず同じ塑性域寸法であると仮定すれば、(5.5)式、(5.6)式は等しいとおける。したがって、任意の降伏規模の繰返し塑性域寸法による FLAD は次式となる。

$$\frac{\Delta K_{th(a),R=0}}{\Delta K_{th\infty,R=0}} = \frac{\beta \sigma_{w(a),R=0}}{\sigma_Y} \cdot \left( \frac{8}{\pi^2} \left\{ \sec \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\beta \sigma_{w(a),R=0}}{\sigma_Y} \right) - 1 \right\} \right)^{-\frac{1}{2}} \dots\dots\dots (5.7)$$

$$a = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th(a),R=0}}{2\sigma_{w(a),R=0}} \right)^2$$

ここで、 $\Delta K_{th(a),R=0}$  は  $R=0$  での長さ  $a$  のき裂の下限界応力拡大係数範囲、 $\sigma_{w0,R=0}$  は  $R=0$  での平滑材の疲労限度である。Fig. 5.2 に、(5.7)式を図示する。Fig. 5.2 中の実線は破壊の限界を示す破壊評価線(Failure Assessment Curve, 以下 FAC とする。)であり、この外側であれば破壊し、内側であれば破壊しないと判定される。なお、同図より、 $\sigma_{w0,R=0}/\sigma_Y=1/\beta$  となることがわかる。

R>0 の場合

$R>0$  において、任意の応力比での巨視き裂の下限界応力拡大係数範囲である  $\Delta K_{th\infty,R=R}$  と  $\Delta K_{th\infty,R=0}$  との間には、次式の間があるとする。

$$\Delta K_{th\infty,R=R} = (1-R)\Delta K_{th\infty,R=0} \dots\dots\dots (5.8)$$

また、任意の応力比での平滑材の疲労限度  $\sigma_{w0,R=R}$  と  $\sigma_{w0,R=0}$  とが Soderberg 線図上で成立つとすると、任意の応力比について次式の間が得られる。

$$\sigma_{w0,R=R} = \frac{(1-R)\sigma_Y \sigma_{w0,R=0}}{(1-R)\sigma_Y + 2R\sigma_{w0,R=0}} \dots\dots\dots (5.9)$$

$\sigma_{w0,R=0}/\sigma_Y=1/\beta$  の関係を, (5.9)式に代入すると次式となる.

$$\sigma_{w0,R=R} = \frac{(1-R)\beta}{(1-R)\beta + 2R} \sigma_{w0,R=0} \dots\dots\dots(5.10)$$

以上, (5.7)式, (5.8)式, (5.10)式より,  $R>0$  の FLAD は次式となる.

$$\frac{\Delta K_{th(a),R=R}}{\Delta K_{th\infty,R=0}} = \{(1-R)\beta + 2R\} \cdot \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \cdot \left( \frac{8}{\pi^2} \left[ \sec \left\{ \frac{\pi}{2} \cdot \left( \beta + \frac{2R}{1-R} \right) \cdot \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \right\} - 1 \right] \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots(5.11)$$

R<0 の場合

$R<0$  において,  $\Delta K_{th\infty,R=R}$  と  $\Delta K_{th\infty,R=0}$  との間には, 次式の関係があるとする.

$$\Delta K_{th\infty,R=R} = \Delta K_{th\infty,R=0} \dots\dots\dots(5.12)$$

また,  $\sigma_{w0,R=R}$  と  $\sigma_{w0,R=0}$  との間には, (5.10)式が成立つものとする.

(5.7)式, (5.10)式, (5.12)式より,  $R<0$  の FLAD は次式となる.

$$\frac{\Delta K_{th(a),R=R}}{\Delta K_{th\infty,R=0}} = \frac{(1-R)\beta + 2R}{1-R} \cdot \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \cdot \left( \frac{8}{\pi^2} \left[ \sec \left\{ \frac{\pi}{2} \cdot \left( \beta + \frac{2R}{1-R} \right) \cdot \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \right\} - 1 \right] \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots(5.13)$$

Fig. 5.3 に, (5.11)式, (5.13)式を図示する. 応力比  $R$  が小さくなるに従い, 破壊の起こらない安全領域が大きくなるのがわかる.

**5.2.2 繰返しの CTOD による FLAD の構築**

Dugdale モデルより, 無限板の中央き裂のき裂先端開口変位は, 以下の式で与えられる.

$$\delta = \frac{8\sigma_Y a}{\pi E} \cdot \ln \left\{ \sec \left( \frac{\pi\sigma}{2\sigma_Y} \right) \right\} \dots\dots\dots(5.14)$$

ここで,  $E$  はヤング率である. 一方, 小規模降伏の場合は, 次式が得られる.

$$\delta = \frac{K_I^2}{E\sigma_Y} \dots\dots\dots(5.15)$$

(5.14)式, (5.15)式において, 繰返し負荷の影響を考慮すると, 負荷応力  $\sigma$  は,  $\Delta\sigma$ , すなわち  $2\sigma_a$  となり, 降伏応力  $\sigma_Y$  は引張降伏から圧縮降伏までの範囲の  $2\sigma_Y$  となる. また, 応

力拡大係数  $K_I$  は  $\Delta K$  となる。したがって、各式は次式となる。

$$\delta = \frac{16\sigma_Y a}{\pi E} \ln \left\{ \sec \left( \frac{\pi \sigma_a}{2\sigma_Y} \right) \right\} \dots\dots\dots (5.16)$$

$$\delta = \frac{\Delta K^2}{2E\sigma_Y} \dots\dots\dots (5.17)$$

R=0 の場合

応力比  $R=0$  の場合の FLAD の検討を行う。繰返しのき裂先端開口変位  $\delta^c$  が臨界値  $\delta_c^c$  に達するとき疲労き裂の進展が開始するとすれば、(5.16)式、(5.17)式は次式となる。

$$\delta_{c,R=0}^c = \frac{16\sigma_Y a}{\pi E} \ln \left\{ \sec \left( \frac{\beta \pi \sigma_{w(a),R=0}}{4\sigma_Y} \right) \right\} \dots\dots\dots (5.18)$$

$$\delta_{c,R=0}^c = \frac{(\beta \Delta K_{th\infty,R=0})^2}{2E\sigma_Y} \dots\dots\dots (5.19)$$

疲労き裂の進展開始条件が降伏規模に関わらず同じき裂開口変位であると仮定すれば、(5.18)式、(5.19)式は等しいとおける。したがって、任意の降伏規模の繰返しの CTOD による FLAD は次式となる。

$$\frac{\Delta K_{th(a),R=0}}{\Delta K_{th\infty,R=0}} = \frac{\pi\beta}{\sqrt{8}} \left( \frac{\sigma_{w(a),R=0}}{\sigma_Y} \right) \left( \ln \left[ \sec \left\{ \left( \frac{\pi\beta}{2} \right) \left( \frac{\sigma_{w(a),R=0}}{\sigma_Y} \right) \right\} \right] \right)^{-\frac{1}{2}} \dots\dots\dots (5.20)$$

(5.20)式を Fig. 5.2 中に破線で示す。

R>0 の場合

$R>0$  において、 $\Delta K_{th\infty,R=R}$  と  $\Delta K_{th\infty,R=0}$  との間には、次式の関係があるとする。

$$\Delta K_{th\infty,R=R} = (1-R)\Delta K_{th\infty,R=0} \dots\dots\dots (5.21)$$

また、 $\sigma_{w0,R=R}$  と  $\sigma_{w0,R=0}$  とが Soderberg 線図上で成立つとすると、任意の応力比について次式の関係が得られる。

$$\sigma_{w0,R=R} = \frac{(1-R)\sigma_Y \sigma_{w0,R=0}}{(1-R)\sigma_Y + 2R\sigma_{w0,R=0}} \dots\dots\dots (5.22)$$

$\sigma_{w0,R=0}/\sigma_Y = 1/\beta$  であるので、これを(5.22)式に代入すると次式となる。

$$\sigma_{w0,R=R} = \frac{(1-R)\beta}{(1-R)\beta + 2R} \sigma_{w0,R=0} \dots\dots\dots(5.23)$$

以上, (5.21)式, (5.23)式より,  $R>0$  の FLAD は次式となる.

$$\frac{\Delta K_{th(a),R=R}}{\Delta K_{th\infty,R=0}} = \left\{ (1-R)\beta + 2R \right\} \frac{\pi}{\sqrt{8}} \left( \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \right) \left( \ln \left[ \sec \left\{ \left( \frac{\pi}{2} \right) \left( \beta + \frac{2R}{1-R} \right) \left( \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \right) \right\} \right] \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots(5.24)$$

$R<0$  の場合

$R<0$  において,  $\Delta K_{th\infty,R=R}$  と  $\Delta K_{th\infty,R=0}$  との間には, 次式の関係があるとする.

$$\Delta K_{th\infty,R=R} = \Delta K_{th\infty,R=0} \dots\dots\dots(5.25)$$

また,  $\sigma_{w0,R=R}$  と  $\sigma_{w0,R=0}$  との間には, (5.23)式が成立つものとする. (5.23)式, (5.25)式より,  $R<0$  の FLAD は次式となる.

$$\frac{\Delta K_{th(a),R=R}}{\Delta K_{th\infty,R=0}} = \frac{(1-R)\beta + 2R}{1-R} \frac{\pi}{\sqrt{8}} \left( \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \right) \left( \ln \left[ \sec \left\{ \left( \frac{\pi}{2} \right) \left( \beta + \frac{2R}{1-R} \right) \left( \frac{\sigma_{w(a),R=R}}{\sigma_Y} \right) \right\} \right] \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots(5.26)$$

Fig. 5.4 に, (5.24)式, (5.26)式を図示する. 繰返し塑性域寸法による FAC と同様に, 応力比  $R$  が小さくなるに従い, 破壊の起こらない安全領域が大きくなることがわかる.

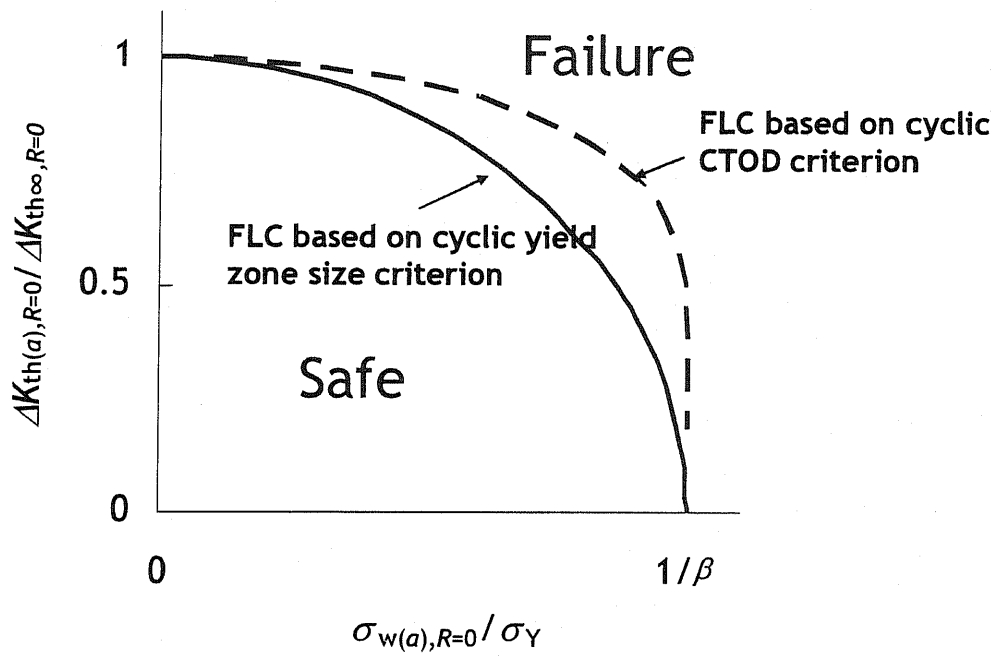


Fig. 5.2 Schematic illustration of FLAD.

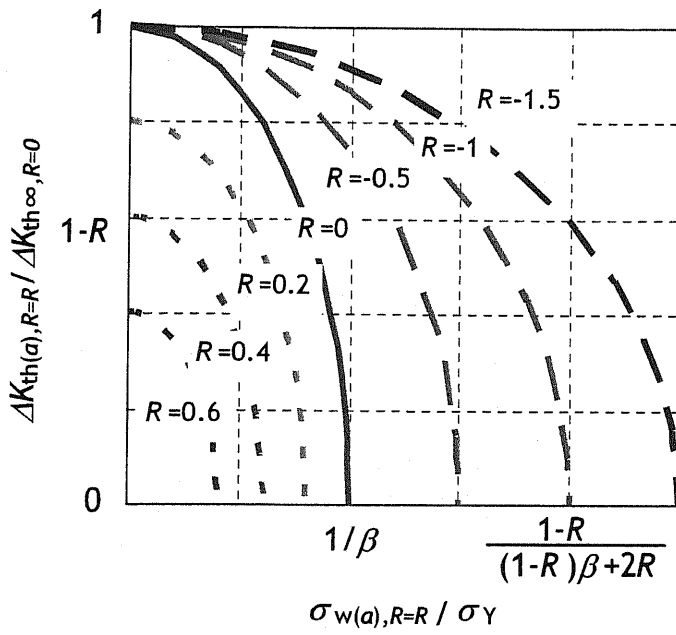


Fig. 5.3 FLAD based on cyclic yield zone size criterion.

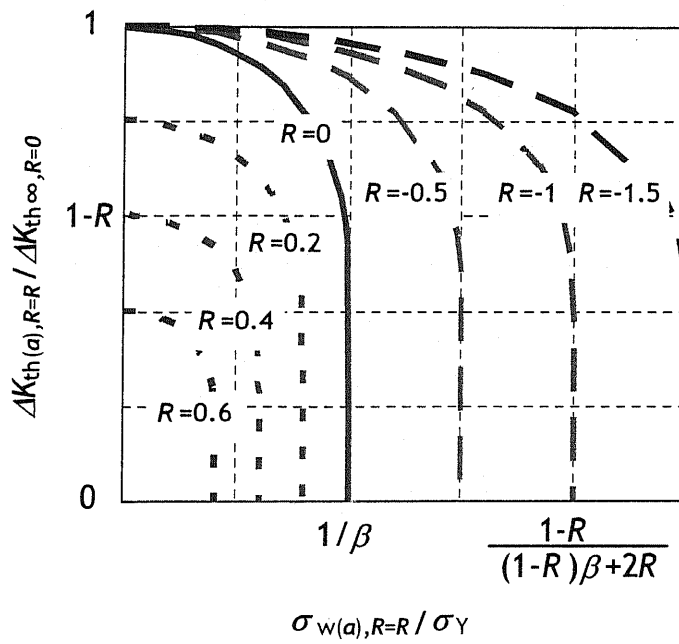


Fig. 5.4 FLAD based on cyclic CTOD criterion.

### 5.3 評価式の検証

#### 5.3.1 文献データと評価式の比較

ここでは過去の文献データも含めて、評価式の妥当性の検証を行う。Table 5.1 に、引用した材料<sup>8)~10)</sup>の降伏応力、疲労限度、下限界応力拡大係数範囲、応力比を示す。

Fig. 5.5 に、文献より引用した各鋼材のデータと提案した FLAD を比較した結果を示す。Fig. 5.3, Fig. 5.4 で示されるように応力比により、FAC は変化する。そこで異なる応力比のデータを比較するため、Fig. 5.5 中では横軸を規格化している。繰返し塑性域寸法による FAC は、引用データの下限值とほぼ一致し、提案した FLAD が材料の破壊限界を良く表すことがわかる。

Table 5.1 Material database.

Material	$\sigma_Y$ MPa	$2\sigma_{w0,R=R}$ MPa	$\Delta K_{th,R=R}$ MPa $m^{1/2}$	R
S20C	366	235	5	-1
SM41	251	177	7	-1
SM50	373	378	5	0
HT80	726	549	5	0

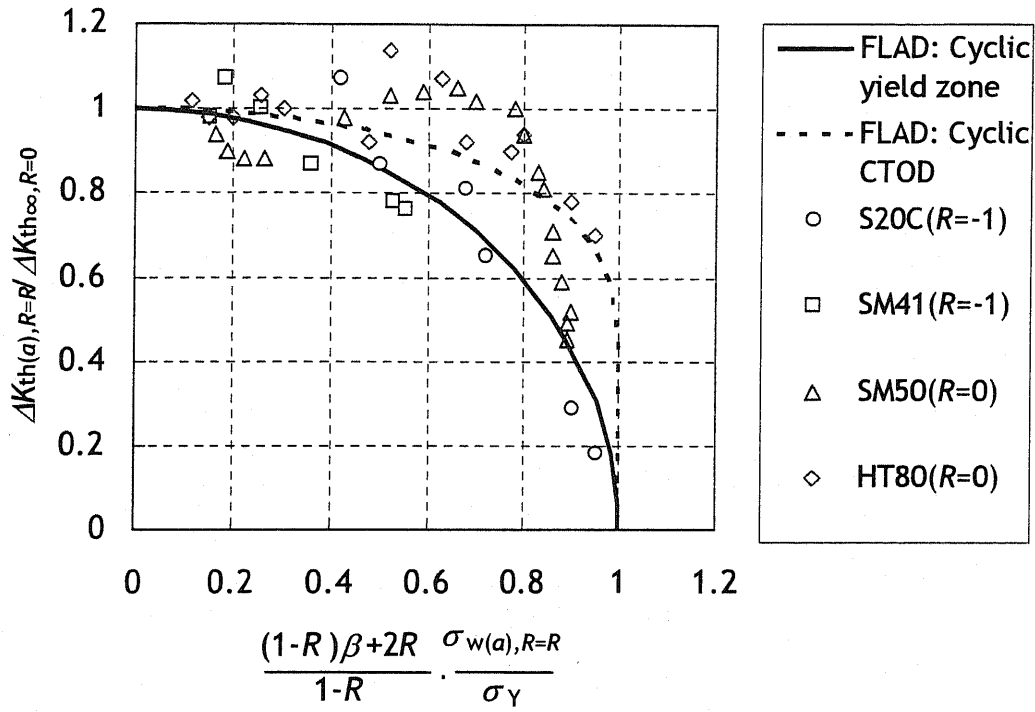


Fig. 5.5 Comparison between FLAD and quoted data in Table 5.1.



5.3.2 高強度鋼の疲労試験結果と評価式の比較

Fig. 5.6 に、実験結果と提案した FLAD を比較した結果を示す。比較に用いた実験結果は、第2章の 470HV-Un-SP 材と 570HV-Un-SP 材である。応力比  $R=0$  での大き裂の下限界応力拡大係数範囲の値は、4.3.4 項に述べたように、470HV-Un-SP 材、570HV-Un-SP 材ともに  $6\text{MPa}\text{m}^{1/2}$  を利用した。また、470HV-Un-SP 材、570HV-Un-SP 材の降伏応力  $\sigma_Y$  を引張試験の結果から、それぞれ 1250MPa、1550MPa とした。従来、特にばね鋼では FLAD を利用した疲労限度の検討はされていなかったが、繰返し塑性域寸法による FAC と実験結果の下限值とは、良く一致することが明らかとなった。したがって、提案した FLAD は、ばね鋼のような高強度鋼の疲労破壊条件の評価に対しても有用であると言える。

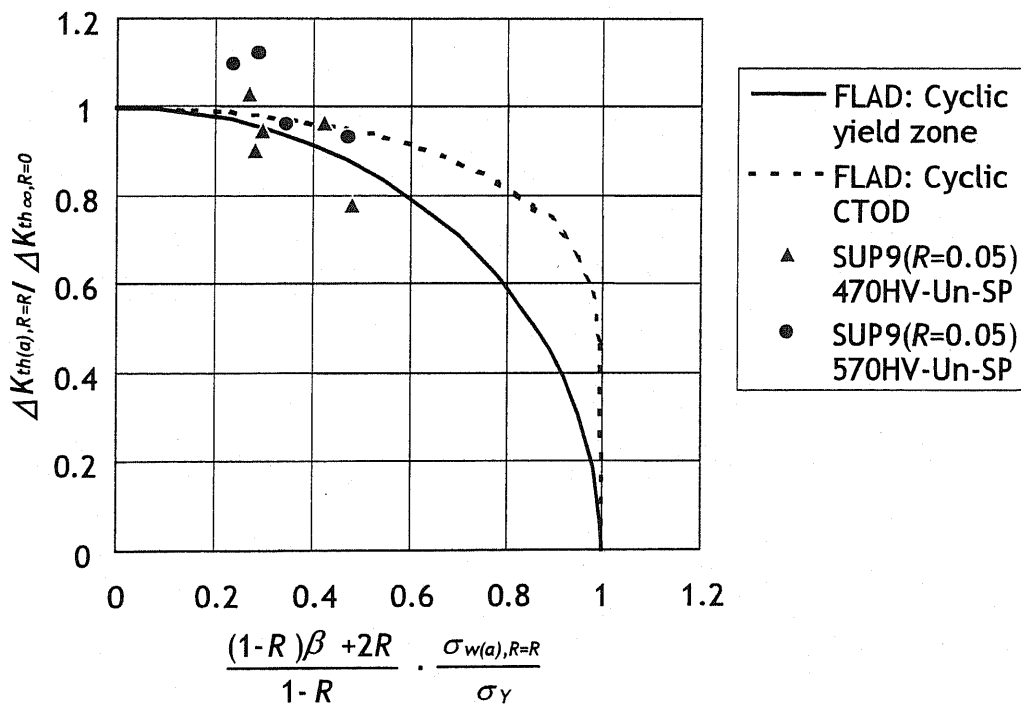


Fig. 5.6 Comparison between FLAD and experimental data in high strength steel.

### 5.3.3 ショットピーニング材の疲労試験結果と評価式の比較

繰返し負荷を受ける部品へのショットピーニングは、前章の実験結果からも明らかなように、疲労強度向上のための有効な手段の一つである。ショットピーニングによる疲労強度向上は、表面圧縮残留応力によるものと考えられる。ここでは、表面残留応力を有する材料への評価式の適用を検討する。

ショットピーニングが施されている場合、 $\Delta K$  はき裂が  $K > 0$  で開口すると仮定して、作用応力による応力拡大係数範囲の最大値  $K_{ap-max}$  と残留応力による応力拡大係数  $K_R$  (圧縮残留応力の場合は負) の和とした。ここで、 $K_{ap-max}$  の計算には、その形状係数の算出に Newman-Raju<sup>11)</sup> の式を用いた。残留応力による応力拡大係数  $K_R$  の計算には、API579<sup>12)</sup> の 4 次式の応力分布中の表面き裂の  $K$  値算出法を用いた。同法における残留応力分布は、4 次式で近似されている。

Fig. 5.7 に、残留応力が存在する場合の FLAD の適用方法を模式的に示す。ここでは、 $a=0.2\text{mm}$  の半円き裂を有する材料にショットピーニングを施し、これに応力振幅  $\sigma_a=350\text{MPa}$ ,  $R=0.05$  の繰返し負荷を作用させた場合を考える。ショットピーニング無しでは、 $a=0.2\text{mm}$  の試験片のデータである Fig. 5.7 中の  $\blacktriangle$  は FAC の外側であり、欠陥を起点として破壊すると評価される。一方、ショットピーニング有りでは、 $K_R$  を考慮するため、これにより、き裂先端の  $\Delta K$  は減じられ、 $\bullet$  のプロットまで移動する。結果として、 $\bullet$  のデータは FAC より内側になるので、欠陥を起点として破壊しないと評価される。実験では、 $a=0.2\text{mm}$  の場合、ショットピーニング無し(Un-SP)材の疲労限度は  $160\text{MPa}$ 、ショットピーニング(SP)材の疲労限度は  $400\text{MPa}$  であることから、これらの評価結果は実験結果とも一致している。

Fig. 5.8 に、SP 材について、提案した FLAD と実験結果を比較した結果を示す。比較に用いた実験結果は、第 2 章の 470HV-SP 材と 570HV-SP 材である。ショットピーニングのように残留応力が導入された場合においても、提案した評価式と実験結果の下限値とは、ほぼ一致する。残留応力分布から算出される応力拡大係数を用いて、実質的なき裂先端の応力拡大係数範囲を計算することで、残留応力が存在する材料にも評価式が適用できると言える。

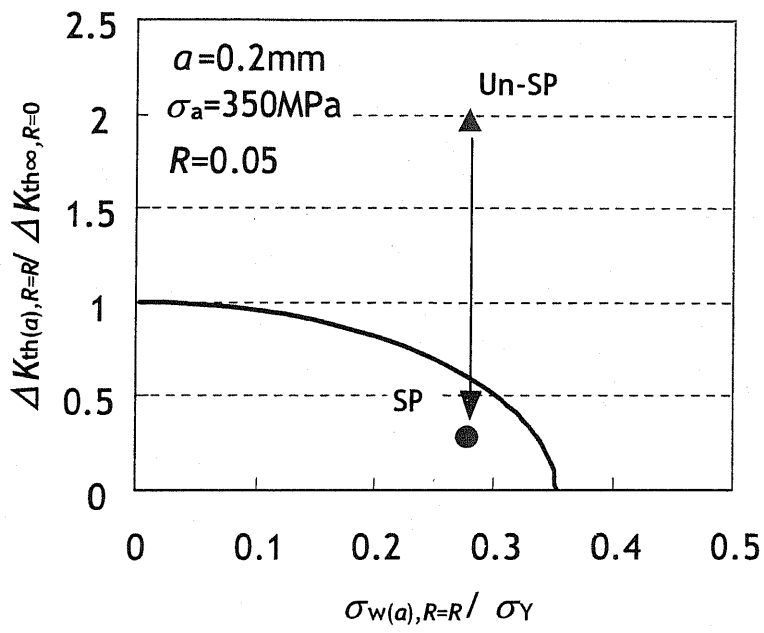


Fig. 5.7 FLAD applied for shot peened specimen.

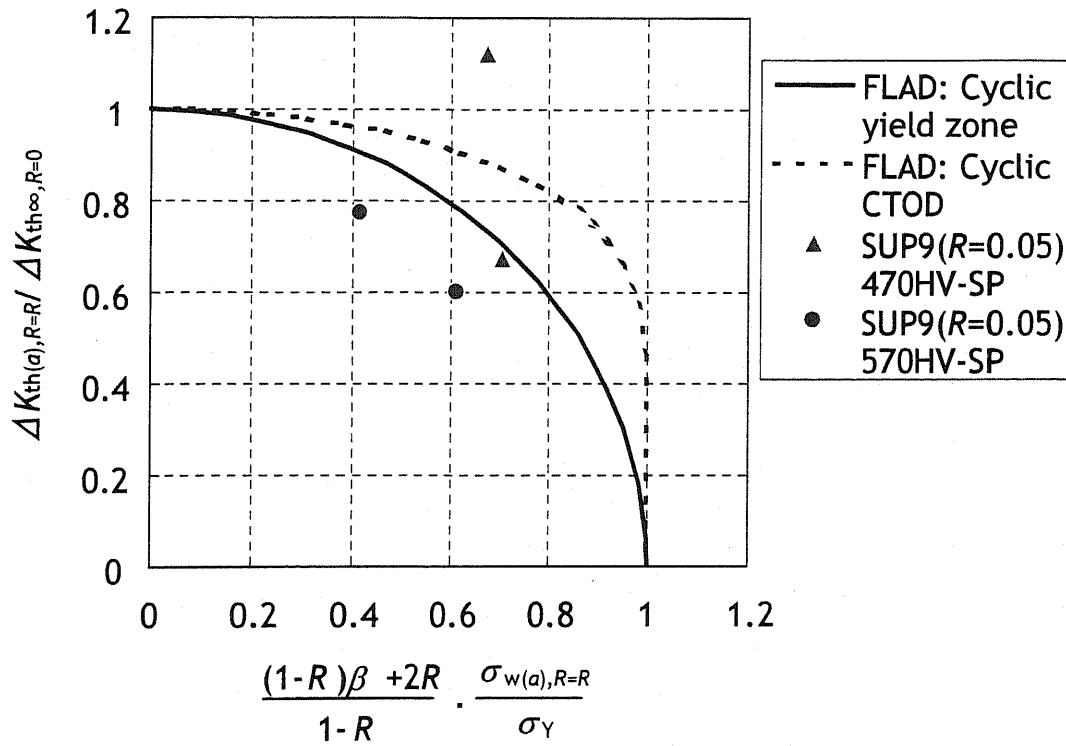


Fig. 5.8 Comparison between FLAD and experimental data in shot-peened specimen.

#### 5.4 結言

疲労限度評価線図の構築を検討し、評価式を導出した。

- (1) 評価式の妥当性の検証として、文献データと提案した疲労限度評価線図とを比較した結果、良く一致することを確認した。
- (2) スリット状人工欠陥を導入したばね鋼の疲労試験結果と提案した評価式とは良く一致した。本評価式は、ばね鋼のような高強度鋼でも評価可能である。
- (3) ショットピーニング材のように残留応力が導入された材料でも、残留応力分布から算出される応力拡大係数を考慮することにより、本評価式で評価できる。

参考文献

- 1) M.H. El Haddad, K.N.Smith and T.H.Topper, Fatigue Crack Propagation of Short Crack, J. Engng. Mater. Struc., Vol.1,(1979), pp.42-46.
- 2) Dowling, A.R. and Townly, H.A., Int. J. Pres. & Piping, Vol.3,(1975), p.77.
- 3) Milne, I., Ainsworth, R.A., Dowling, A. R. and Stewart, A. T., CEGB Rep., R/H/R6-Rev.3,(1986).
- 4) 小林英男, 中村春夫, 柏木孝明, 弾塑性破壊の2パラメータ法の適用と破壊評価線図, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.53, No.496, (1986), pp.2363-2369.
- 5) 小林英男, 李宗炯, 疲労に対する破壊評価線図構築の試み, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.52, No.477, (1986), pp.1204-1208.
- 6) Dugdale, D.S, Yielding of steel sheets containing slits, J. Mech. Phys. Solids, 8(2), (1960), pp.100-104.
- 7) ばねの許容欠陥寸法に関する研究委員会, ばねの許容欠陥寸法に関する研究委員会報告, ばね論文集, No.53, (2008), pp.57-66.
- 8) Tanaka, K., Nakai, Y., and Yamashita, Fatigue growth threshold of small cracks, M., Int. J. Fract., Vol.17, No.5, (1981), pp.519-533.
- 9) 大内田久, 宇佐美三郎, 西岡章夫, 疲れき裂の発生ならびに進展, 日本機会学会論文集, Vol.41, No.343, (1975), pp.703-712.
- 10) 北川英夫, 高橋進, 微小な疲労き裂の成長とその下限界条件に関する破壊力学的研究, 日本機械学会論文集, Vol.45, No.399, 1979, pp.1289-1303.
- 11) Newman, J.C, Jr., and Raju, I.S., An empirical stress intensity factor equation for the surface crack, Eng. Fract. Mech., Vol. 15, (1981), pp.185-192.
- 12) API579, Recommended Practice for Fitness for Service and Continued Operation of Equipment, published by American Petroleum Institute, 1st edition, January 2000, C2.2.

## 第 6 章

### 表面欠陥を有するばね鋼の疲労寿命予測

## 6.1 緒言

疲労現象は実機設計において考慮すべき重要な問題の1つであるが、いまだに機械、構造物における破壊の大半は疲労によるものである。設計者にとって、疲労破壊の防止や疲労寿命の予測は、今日もなお重要な課題である。

ばねの設計において、欠陥は疲労寿命に大きな影響を与える。欠陥寸法と疲労寿命の定量的関係は、破壊力学によって知ることができるが、ばねの欠陥寸法はかなり小さく、線形破壊力学では疲労強度の推定が困難な微小き裂問題となる場合がある。

丹下らは第4章で示したように、Haddadの疲労限度式<sup>1)</sup>に硬さと平均応力依存性を追加拡張する定式化を行った<sup>2)</sup>。この式は任意の硬さや残留応力を含む任意の応力条件を取り扱うことが可能となっている。前述の微小き裂問題に対しては、この疲労限度式を用いて、微小き裂での下限界応力拡大係数範囲と微小き裂伝播式を提案している。しかしながら、この微小き裂伝播式の妥当性は実験的に確認されていない。

そこで、本章では、ショットピーニング有無の条件で、き裂伝播式の妥当性を検証することとした。

## 6.2 疲労寿命予測式の理論

### 6.2.1 疲労き裂伝播式

大きい裂の疲労き裂伝播速度の硬さ依存性は、(6.1)式のパリズ則が成立する範囲で、小山ら<sup>3)</sup>により、(6.2)式、(6.3)式のように示されている。ここではSAE J417の換算表をもとにロックウエル硬さをビッカース硬さに変換している。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad \dots\dots\dots(6.1)$$

$$C = 2.018 \times 10^{-14} \times 0.31^m \times 1.195^{-6.86 \times 10^{-5} HV^2 + 0.139 HV - 3.59} \quad \dots\dots\dots(6.2)$$

$$m = 1.714 \times 10^{-6} HV^2 - 3.481 \times 10^{-3} HV + 4.515 \quad \dots\dots\dots(6.3)$$

微小き裂伝播速度の応力比依存性は丹下ら<sup>2)</sup>による(6.4)式を用いた。



$$\frac{da}{dN} = C(1-R)^{-mG} \left[ \Delta K^m - \Delta K_{th(a),R=R}^m \right] \dots\dots\dots(6.4)$$

ここで、 $\Delta K_{th(a),R=R}$ には、(4.4)式、(5.12)式、(5.21)式を用いた。Gには、丹下ら<sup>2)</sup>の論文  
中と同じ0.75を用いた。疲労寿命については、(6.4)式をき裂長さに対してシンプソンの数  
値積分をすることにより求めた。

### 6.2.2 疲労限度式への残留応力の影響の適用

ショットピーニングを施した材料では、第4章で実施したように、残留応力によるK値  
を算出し、き裂先端の実効的な応力拡大係数範囲 $\Delta K_T$ を計算した。 $\Delta K_T$ は作用応力による  
応力拡大係数範囲の最大値 $K_{ap-max}$ と残留応力による応力拡大係数 $K_R$ の和とした。 $K_R$ は  
API579<sup>4)</sup>を用いて算出した。この $\Delta K_T$ を $\Delta K$ として、(6.4)式に代入することで疲労寿命を  
求めることができる。

## 6.3 供試材と実験方法

### 6.3.1 供試材

供試材は、第2章と同じである。

### 6.3.2 実験方法

疲労試験の条件は、第2章と同じである。疲労試験中のき裂進展については、スリット  
端に貼付した共和電業製クラックゲージ(KV-5C)により計測した。このクラックゲージ  
は金属配線が0.1mm毎に46本パターンニングしてあり、き裂が進行すると配線を切断し、  
抵抗値が上昇するものである。試験片に貼付した応力モニター用歪ゲージの出力波形のカ  
ウント数とクラックゲージの抵抗値の上昇点から、き裂進展速度を算出した。

## 6.4 実験結果および考察

### 6.4.1 実験結果とき裂伝播式の比較

疲労き裂伝播式は(6.4)式で与えられる。き裂伝播式の妥当性を確認するために、Fig. 6.1に示すように疲労試験結果とき裂伝播式とで疲労き裂伝播特性の比較を行った。用いた実験データは、ショットピーニング無し、スリット半径  $a=0.2\text{mm}$ 、繰返し応力振幅  $\sigma_a=177.5\text{MPa}$  である。伝播式の計算は、硬さ 470HV として、(6.2)、(6.3)式から計算された  $C=1.8\times 10^{-12}$ 、 $m=3.3$  と  $R=0.05$  を(6.4)式に代入して行った。実験結果と計算結果とは良い一致を示すことを確認した。

### 6.4.2 疲労試験結果と計算寿命の比較

Fig. 6.2 に、第2章の疲労試験結果と(6.4)式を数値積分して得られた計算寿命の比較を  $S-N$  曲線で示す。Fig. 6.2(a)、Fig. 6.2(b)は、それぞれ、470HV-Un-SP 材と 470HV-SP 材、および 570HV-Un-SP 材と 570HV-SP 材での比較結果である。実験結果では、塗潰しが SP 材、白抜きが Un-SP 材を示す。また、計算結果では、実線が SP 材、破線が Un-SP 材を示す。

計算寿命については、き裂深さがスリット深さから 1.5mm まで成長する繰返し数とした。なお、SP 材では  $K_R$  を考慮する。 $K_R$  は圧縮残留応力下では負である。また、き裂が成長して、その先端が圧縮残留応力領域を通過し、引張残留応力領域へ進入すると、やがて  $K_R>0$  になるが、その時点でショットピーニングによる圧縮残留応力の効果が消失したと仮定し、以後のき裂長さでは  $K_R=0$  とした。これは、 $K_R$  の計算に API579<sup>4)</sup> の  $K$  値算出法を用いた場合、圧縮残留応力領域より深い位置では、本実験条件においては、残留応力分布の4次近似式での近似誤差が大きくなり、 $K_R$  の計算が困難となるためである。き裂が圧縮残留応力領域を通過した後は、き裂進展速度は大きくなり、疲労寿命に大きく影響しなくなるので、前述の処理が疲労寿命に及ぼす影響は小さいと考えられる。

疲労寿命の比較では、Un-SP 材においては、疲労試験結果と計算結果とは、それぞれの条件で良好な一致と示した。また、SP 材においても、疲労試験結果と計算結果とは、それぞれの条件でほぼ一致した。以上の結果から、本き裂伝播式は実用性があるものとする。

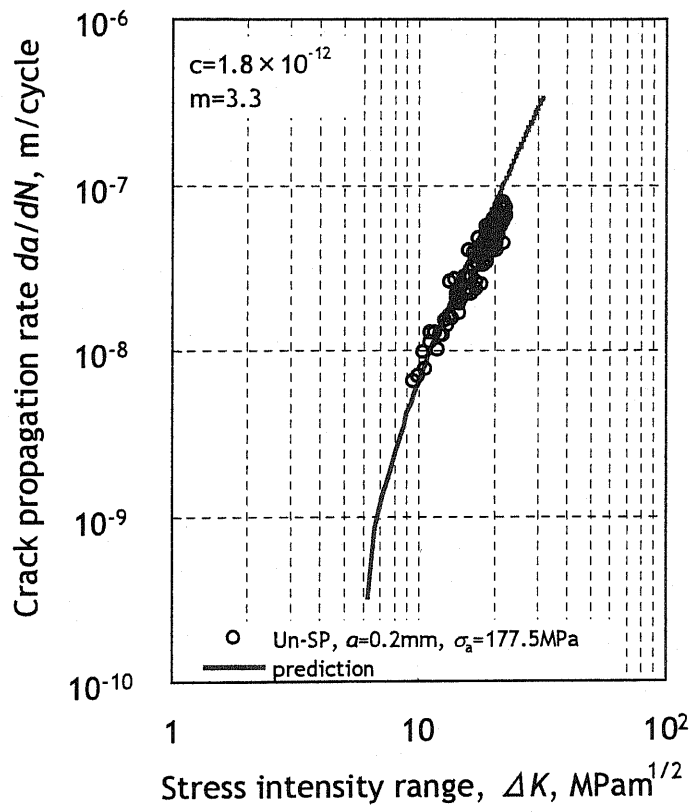
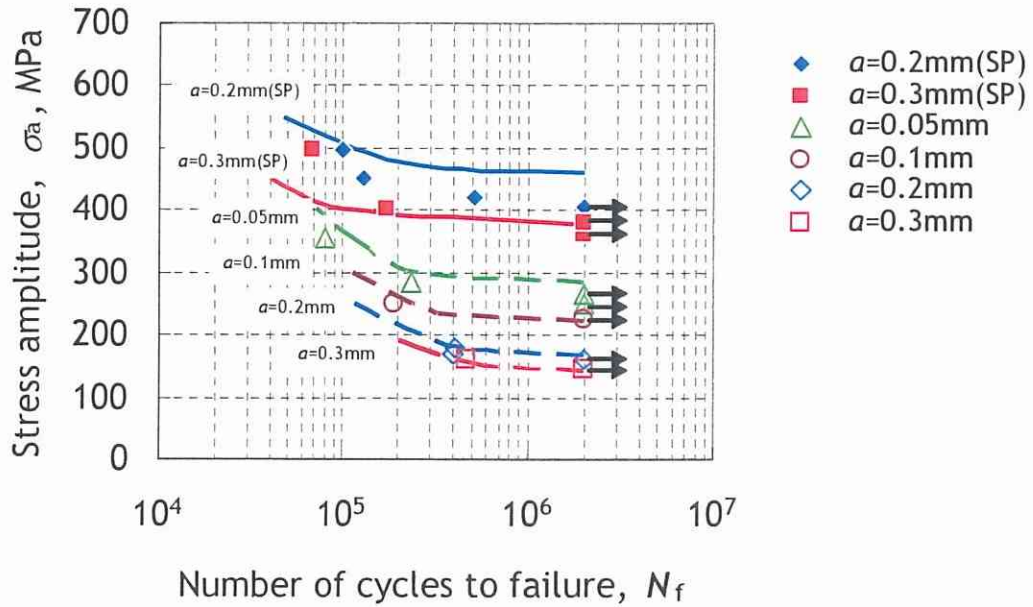
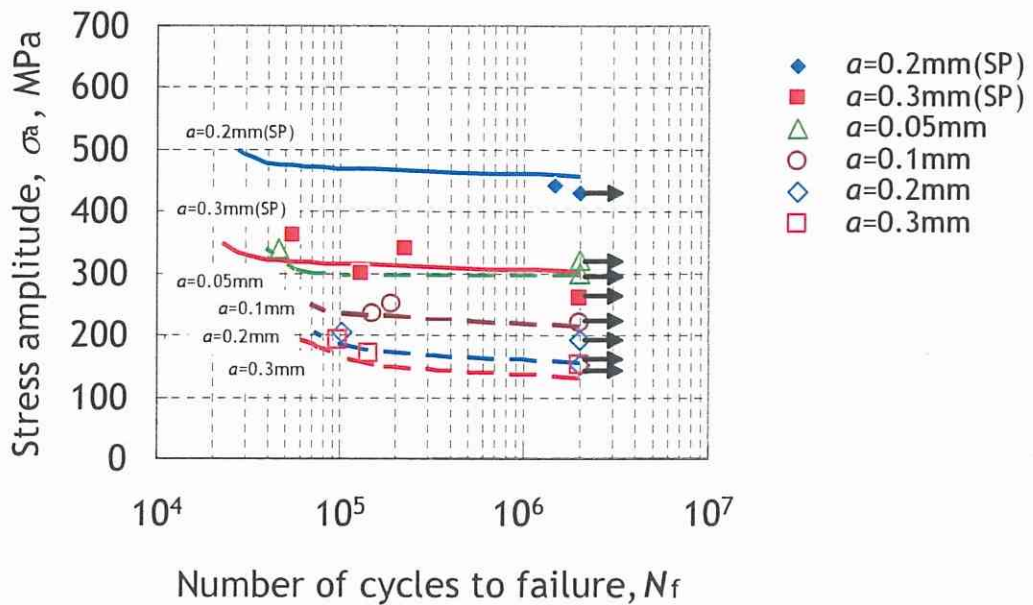


Fig. 6.1 Comparison between experimental data and calculated data.



(a) 470HV specimen



(b) 570HV specimen

Fig. 6.2 S-N curve which was compared between experimental data and calculated data.

## 6.5 結言

疲労き裂伝播式の妥当性を疲労試験結果との比較によって確認した。用いた試験片はき裂を模擬した半円状表面スリットを有する 470HV-Un-SP 材, 470HV-SP 材, 570HV-Un-SP 材, および 570HV-SP 材である。結果を以下にまとめる。

- (1) 疲労き裂伝播特性の比較において、計算結果の  $da/dN-\Delta K$  線図と実験結果とは、良い一致を示した。
- (2)  $S-N$  曲線上で、計算による疲労寿命と実験結果とは、良好な一致を示した。従って、本き裂伝播式は実用性があるものと考えられる。

参考文献

- 1) M.H. El Haddad, K.N.Smith Engng.and T.H.Topper, Fatigue Crack Propagation of Short Crack, J. Engng. Mater. Struc., Vol.1,(1979), pp.42-46.
- 2) 丹下彰, 阿久津忠良, 高村典利, ばね鋼におけるショットピーニング残留応力分布と疲労き裂伝播寿命の関係について, ばね論文集, No.36, (1991), pp.47-53.
- 3) 小山博, 北村朗, 丹下彰, ばね鋼の疲労き裂伝播特性について, ばね論文集, No.29, (1984), pp.30-37.
- 4) API579, Recommended Practice for Fitness for Service and Continued Operation of Equipment, published by American Petroleum Institute, 1st edition, January 2000, C2.2.

## 第 7 章

過大荷重による表面欠陥材のねじり疲労限度向上

## 7.1 緒言

懸架ばねには、疲労強度向上を目的として、ショットピーニングが施されている。第2章から第4章では、ショットピーニングが、表面欠陥材の疲労強度向上に、非常に有効であることを明らかにしている。しかしながら、ショットピーニングはショットを物理的に衝突させて、圧縮残留応力を得る方法であるため、遮蔽された部分や表面粗さの増加が懸念される部材には、適用できないという課題がある。

一方、従来の研究で、き裂材に過大荷重を負荷することにより疲労限度が向上することは良く知られている<sup>1)</sup>。最近では、微小き裂に対する過大荷重効果の研究<sup>2)</sup>もされているが、ねじり疲労に適用した例は見られない。そこで、本章では、微小な表面欠陥を導入した材料のねじり疲労試験を行い、過大荷重が微小表面欠陥材のねじり疲労限度へ与える影響について検討した。

## 7.2 供試材と実験方法

### 7.2.1 供試材

供試材として、0.43%のC量を有するコイルばね用中炭素ばね鋼 (Si-Mn-Cr 鋼) を用いた。試験片の形状、および寸法を Fig. 7.1 (a) に、試験片加工工程を Fig. 7.2 に示す。一部の試験片には、Fig. 7.1 (b) に示すようなき裂を模擬した半円状スリットを、試験片の中央部に放電加工により導入した。スリットの幅は 0.03mm で、十分鋭いものである。また、スリット半径は、 $a=0.1\text{mm}$ 、および 0.4mm とした。以後、スリットを導入した試験片を Slit 材、導入していない試験片を Un-Slit 材と呼ぶ。

スリット導入後、試験片には熱処理を施した。熱処理後の試験片のビッカース硬さは 600HV、降伏応力 $\sigma_Y$ は 1500MPa であった。

熱処理後、試験片を疲労試験機に装着し、単一の過大荷重を負荷した。過大荷重負荷後、一旦、荷重をゼロまで戻し、ねじり疲労試験を実施した。



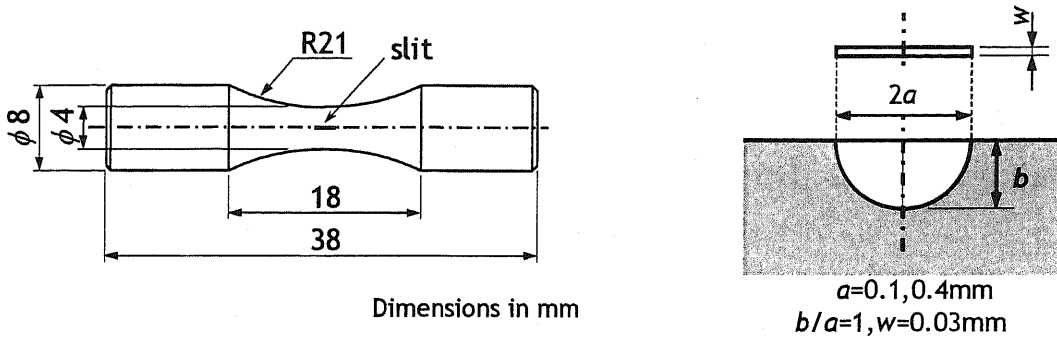


Fig. 7.1 Shape and dimensions of specimen and crack-like slit.

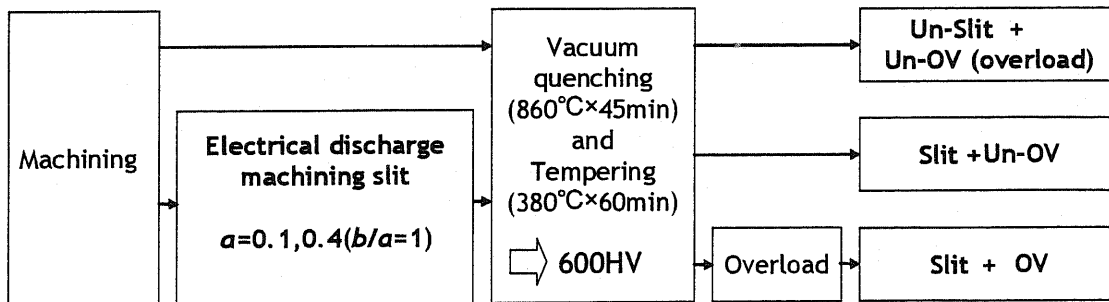


Fig. 7.2 Flowchart of specimen manufacturing process.

## 7.2.2 試験方法

疲労試験には、ねじり疲労試験ジグを装着した(株)東京衡機製平面曲げ疲労試験機 PBF-30C を用いた。負荷条件を、周波数 20Hz、応力比  $R=0.25$  でねじり角一定とした。疲労試験実施中、負荷荷重が試験開始時の 80%までに低下した場合、破損と判断した。本実験では、 $S-N$  曲線の折曲がり点の疲労寿命がほぼ  $1 \times 10^6$  回以下であることから、 $2 \times 10^6$  回で破損しない最大の応力振幅を疲労限度とした。疲労限度では、試験中の荷重の低下は見られなかった。

## 7.3 実験結果および考察

### 7.3.1 ねじり疲労限度に及ぼす過大荷重の効果

Fig. 7.3 に、 $a=0.1\text{mm}$  の場合の Un-Slit 材, Slit 材の  $S-N$  曲線を示す。Slit 材の疲労強度は、過大荷重の増加に伴い、向上する傾向が見られる。

Fig. 7.4 に、Slit 材の過大荷重による疲労限度向上率を示す。また、Un-Slit 材に対する疲労限度の回復率も同図に示す。Fig. 7.4(a), (b)はそれぞれ  $a=0.1\text{mm}$ ,  $a=0.4\text{mm}$  の場合である。 $a=0.1\text{mm}$  の場合、Slit 材では、過大荷重により、最大 56%疲労限度が向上した。また、Un-Slit 材の疲労限度に対して、過大荷重を負荷していない Slit 材の疲労限度は 56%まで低下するが、過大荷重を負荷することにより、87%まで回復した。 $a=0.4\text{mm}$  の場合、Slit 材では、過大荷重により、最大 125%疲労限度が向上した。また、Un-Slit 材の疲労限度に対して、過大荷重を負荷していない Slit 材の疲労限度は 25%まで低下するが、過大荷重を負荷することにより、56%まで回復した。

Fig. 7.5 に、過大荷重時の応力拡大係数  $K_{ov}$  と過大荷重負荷後の下限界応力拡大係数範囲  $\Delta K_{th,ov}$  の関係を示す。全ての試験片は、き裂を模擬したスリット端部を起点とするき裂の成長により、破損に至った。スリット端部からのき裂の進展方向は、Fig. 7.6 に、示すように最大主応力の作用する方向に対して垂直となる試験片軸方向に対して  $45^\circ$  の方向であった。したがって、モード I 型のき裂進展と考えられる。スリットに対する  $K$  値の算出には、村上ら<sup>3)</sup>による(7.1)式を用いた。 $K$  値の計算に際して、スリット面積は最大主応力の作用する方向に対して垂直となる面への投影面積とした。

$$K_{\theta_{max}} \cong F\tau_0\sqrt{\pi\sqrt{area_p}} \quad \dots\dots\dots(7.1)$$

$$F(b/a) = 0.0957 + 2.11(b/a) - 2.26(b/a)^2 + 1.09(b/a)^3 - 0.196(b/a)^4$$

$$0.1 < b/a < 2.0$$

Fig. 7.5 では、縦軸の応力拡大係数範囲で疲労試験を実施したとき、破損したものを×, または\*, 未破損のものを●, または◆で示している. したがって、破線で示す破損/未破損の境界が $\Delta K_{th,OV}$ である. なお、 $K_{OV}=0$  から  $K_{OV}=K_{th,max}$  ( $K_{th,max}$ : 下限界応力拡大係数値範囲  $\Delta K_{th}$  の最大値) までは、過大荷重が負荷されないので一定値となる.  $a=0.1mm$ ,  $a=0.4mm$  のそれぞれの場合において、 $\Delta K_{th,OV}$  は  $K_{OV}$  の増加に対して、ほぼ同じ傾きで向上した. ただし、 $a=0.1mm$  の場合では、 $K_{OV}=16MPam^{1/2}$  より  $K_{OV}$  が大きくなると、ほぼ一定となった. これは、 $K_{OV}=16MPam^{1/2}$  以上では、スリット周囲の表層全体が降伏を起こしたためと考えられる.

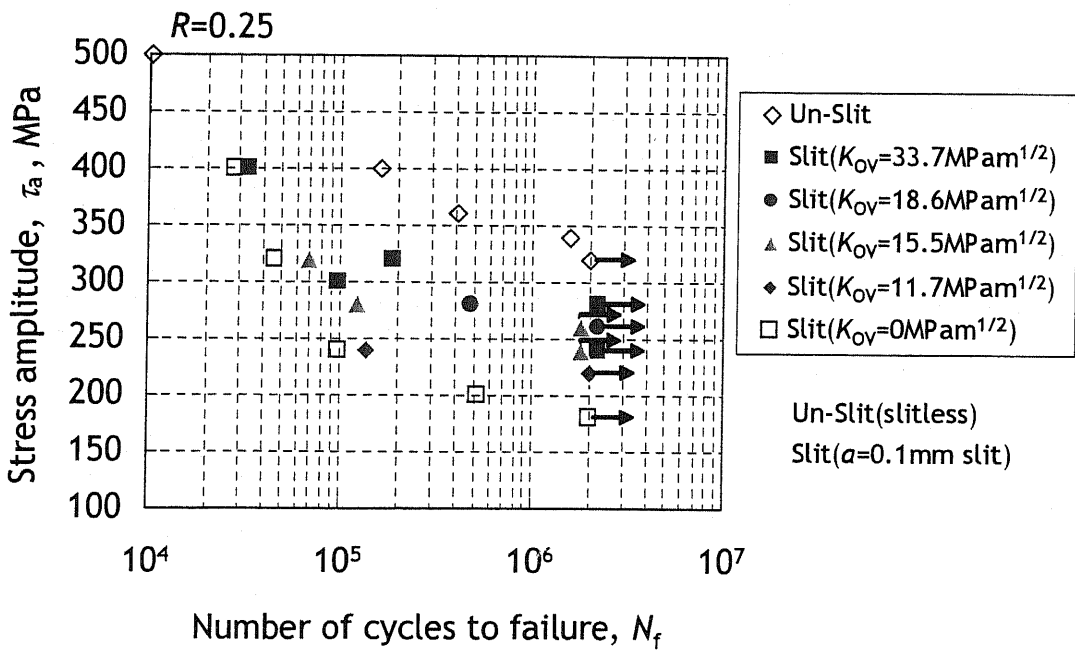
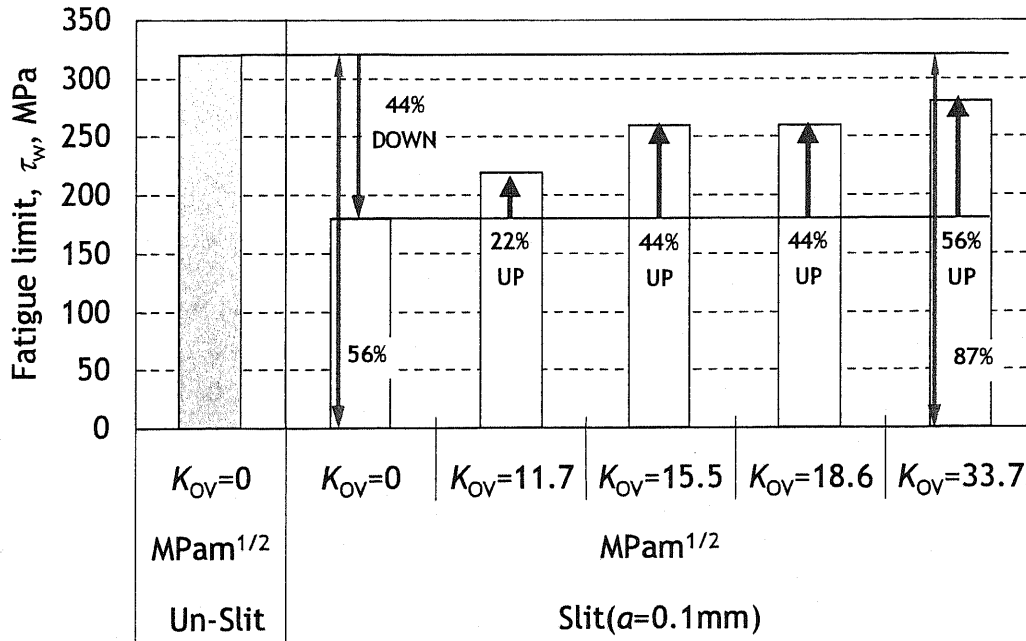
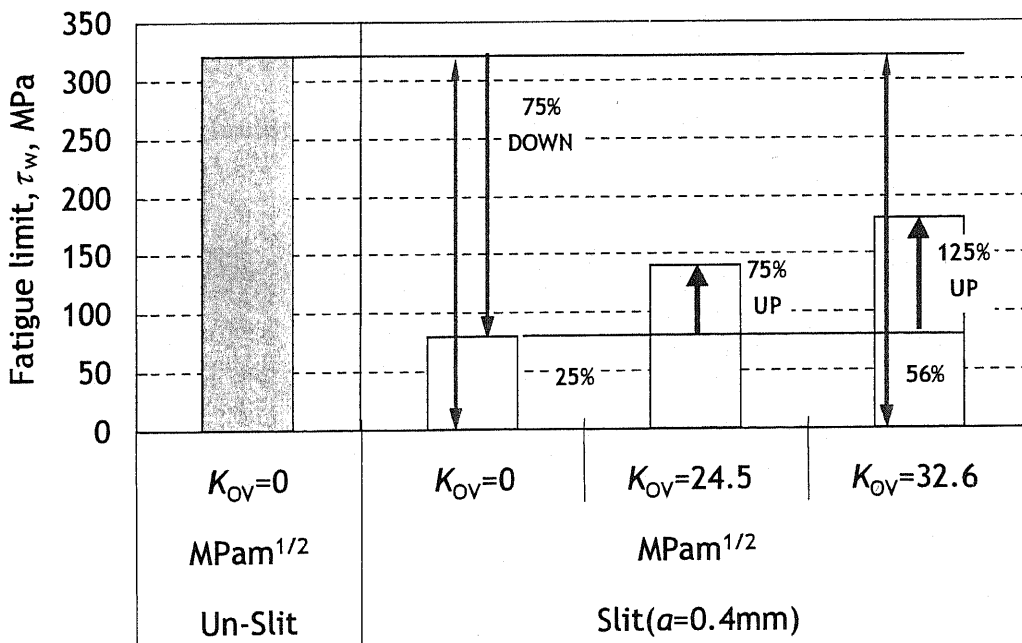


Fig. 7.3 S-N curve for torsional fatigue test.



(a)  $a=0.1\text{mm}$  specimen



(b)  $a=0.4\text{mm}$  specimen

Fig. 7.4 Fatigue limit improvement ratio.

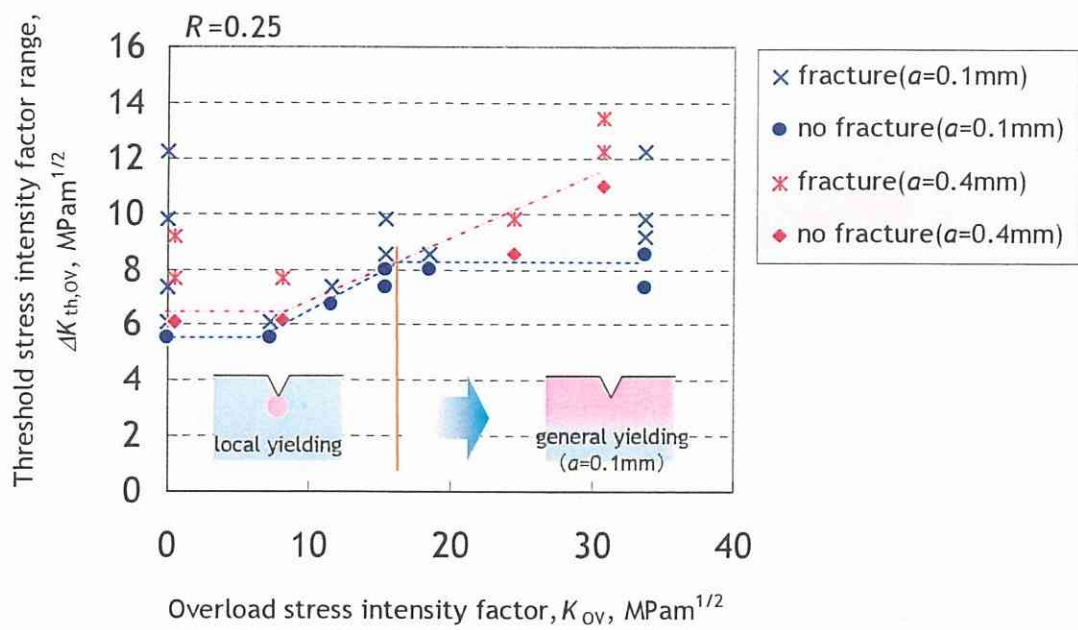


Fig. 7.5 Relationship between  $\Delta K_{th,OV}$  and  $\Delta K_{OV}$ .

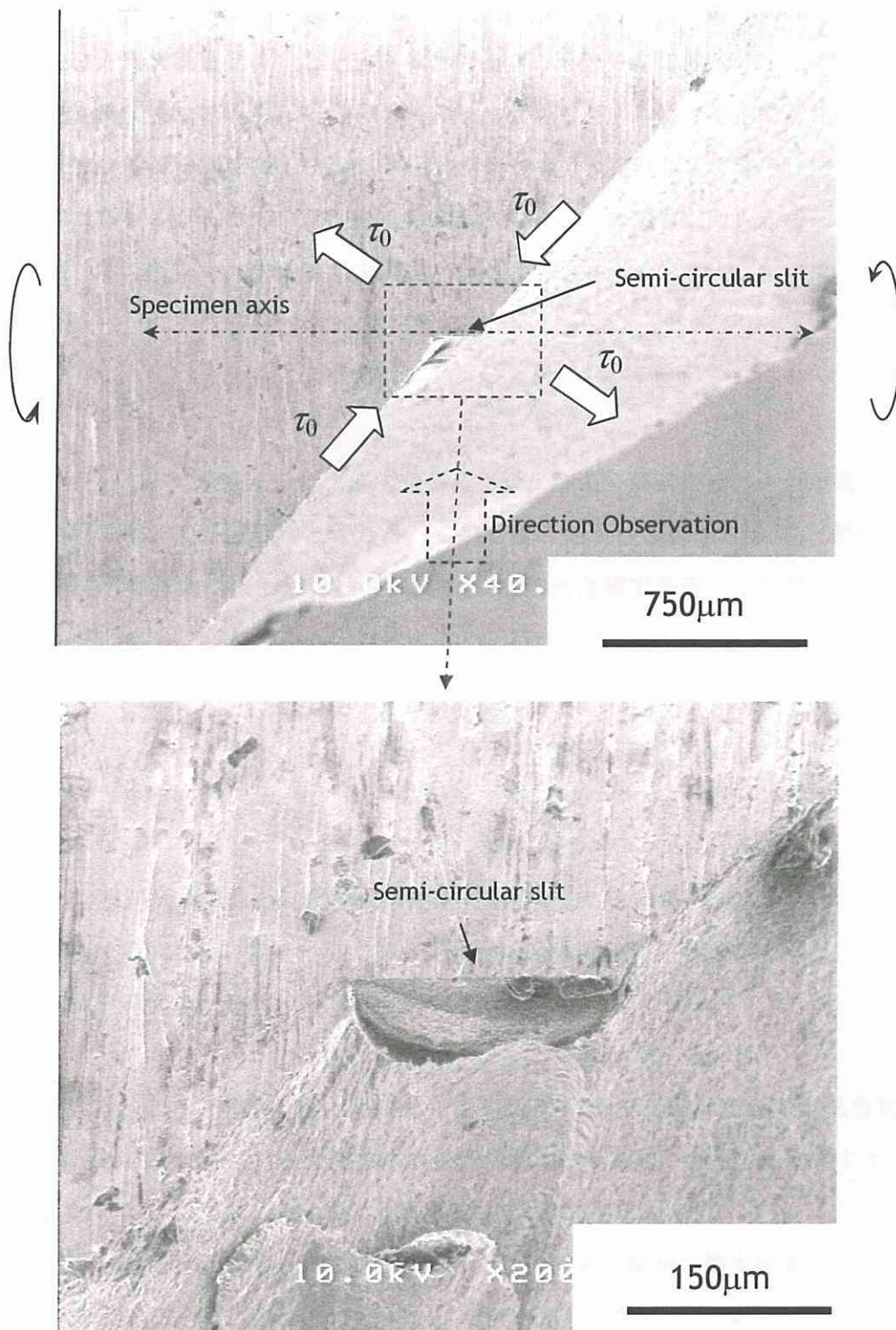


Fig. 7.6 SEM image of fracture surface after torsional fatigue test.

7.3.2 過大荷重による疲労限度向上の考察

長さ  $c$  なる片側き裂を有する半無限板に引張りの過大荷重が負荷された場合を考える。Fig. 7.7 (b)に、過大荷重を負荷したときのき裂先端の応力分布を模式的に示す。過大荷重負荷後に無負荷状態まで除荷した Fig. 7.7 (a)の A 点では、き裂先端に逆降伏により、圧縮残留応力を有する  $\omega_r$  の塑性域が形成される。材料を弾完全塑性体とすると、塑性変形前後で負荷応力は等しくなるので、き裂先端の弾性応力分布と弾塑性応力分布の釣合いを考えれば、平面ひずみ状態での塑性域寸法  $\omega_r$  は(7.2)式で表される。

$$\omega_r = \frac{1}{3\pi} \left( \frac{K_{OV}}{2\sigma_Y} \right)^2 \dots\dots\dots(7.2)$$

続いて、Fig. 7.8 に示すように、過大荷重負荷後、繰返し負荷によりき裂が成長し、圧縮残留応力場において停留したと考える。この場合のき裂進展抵抗因子は、材料固有の  $\Delta K_{th}$  に、圧縮残留応力による応力拡大係数  $K_R$  が加わった値である。したがって、過大荷重負荷後の  $\Delta K_{th,OV}$  は、応力比  $R=0$  の場合では、(7.3)式と考えられる。

$$\begin{aligned} \Delta K_{th,OV} &= \Delta K_{th} + K'_R \dots\dots\dots(7.3) \\ K'_R &= K_R - K_{R_0} \\ (K_{th,max} &\leq K_{OV} \leq \alpha\sigma_Y\sqrt{\pi a}) \end{aligned}$$

ここで、 $K_R$  は過大荷重負荷により生じた圧縮残留応力による応力拡大係数、 $K_{R_0}$  は  $K_{OV} = K_{th,max}$  時の  $K_R$  で、 $\Delta K_{th}$  に含まれる。また、過大荷重負荷前後で考慮する応力比が等しい場合、(7.3)式と考えられる。

$$\Delta K_{th,OV,R=R} = \Delta K_{th,R=R} + (1-R)K'_R \dots\dots\dots(7.3)'$$

ここで、 $\Delta K_{th,OV,R=R}$  は任意の応力比における過大荷重後の下限界応力拡大係数範囲、 $\Delta K_{th,R=R}$  は任意の応力比における下限界応力拡大係数範囲である。ただし、 $R>0$  において、(5.8)式が成立するとすれば、任意の応力比においても(7.3)式となる。

(7.3)式は、過大荷重時の  $K_{OV}$  が材料の下限界応力拡大係数範囲の最大値  $K_{th,max}$  を超える値から、材料が降伏を起こす  $\alpha\sigma_Y (\pi c)^{1/2}$  ( $\alpha$ : き裂の形状係数)までの範囲で適用できると考えられる。Fig. 7.9 に、(7.3)式を模式的に示す。Fig. 7.8 においてき裂面に  $\sigma_Y$  の応力が、き裂先端の  $\omega_r$  の領域で負荷されているとすると、 $K_R$  は、(7.4)式で表される<sup>4),5)</sup>。

$$K_R = \int_c^{c+\omega_r} \left[ \frac{2\sigma_Y \sqrt{\pi(c+\omega_r)}}{\pi \sqrt{(c+\omega_r)^2 - x^2}} \{1 + f(\xi)\} \right] dx \quad \dots\dots\dots(7.4)$$

$$\xi = x / (c + \omega_r)$$

$$f(\xi) = (1 - \xi^2) (0.2945 - 0.3912\xi^2 + 0.7685\xi^4 - 0.9942\xi^6 + 0.5094\xi^8)$$

Fig. 7.10 に、降伏応力とき裂長さを変化させて、計算したときの  $K_R$  と  $K_{OV}$  の関係を示す。 $K_R$  と  $K_{OV}$  とには、ほぼ線形な関係が見られる。また、この関係と(7.3)式により、 $\Delta K_{th,OV}$  と  $K_{OV}$  との関係は、計算した  $a=0.1\sim 100\text{mm}$ 、 $\sigma_Y=350\text{MPa}\sim 1500\text{MPa}$  の範囲で以下の式で表される。

$$\frac{\Delta K_{th,OV}}{K_{OV}} \approx 0.25 \sim 0.31 \quad \dots\dots\dots(7.5)$$

傾向として、降伏応力が小さいほど、また、き裂長さが小さいほど、 $\Delta K_{th,OV}/K_{OV}$  は大きくなるようである。

Fig. 7.11 に、文献データ<sup>(1),(6),(7),(8),(9)</sup>、本実験データ、および(7.5)式から得られた計算値を、 $\Delta K_{th,OV}$  と  $K_{OV}$  との関係において、比較した結果を示す。計算値を求めるため、 $K_{OV}=K_{th,max}=6\text{MPam}^{1/2}$  と仮定した。文献データの試験条件は、負荷方式、材質、き裂の大きさともに本実験条件とは異なっている。しかし、文献データと本実験結果との比較において、過大荷重による疲労限度向上効果は、負荷方式、材質、き裂の大小によらず、ほぼ同等であることがわかる。また、計算値は文献データ、および本実験結果とほぼ一致しており、微小欠陥を有する材料のねじり疲労の場合にも、(7.5)式の関係を適用できると考えられる。



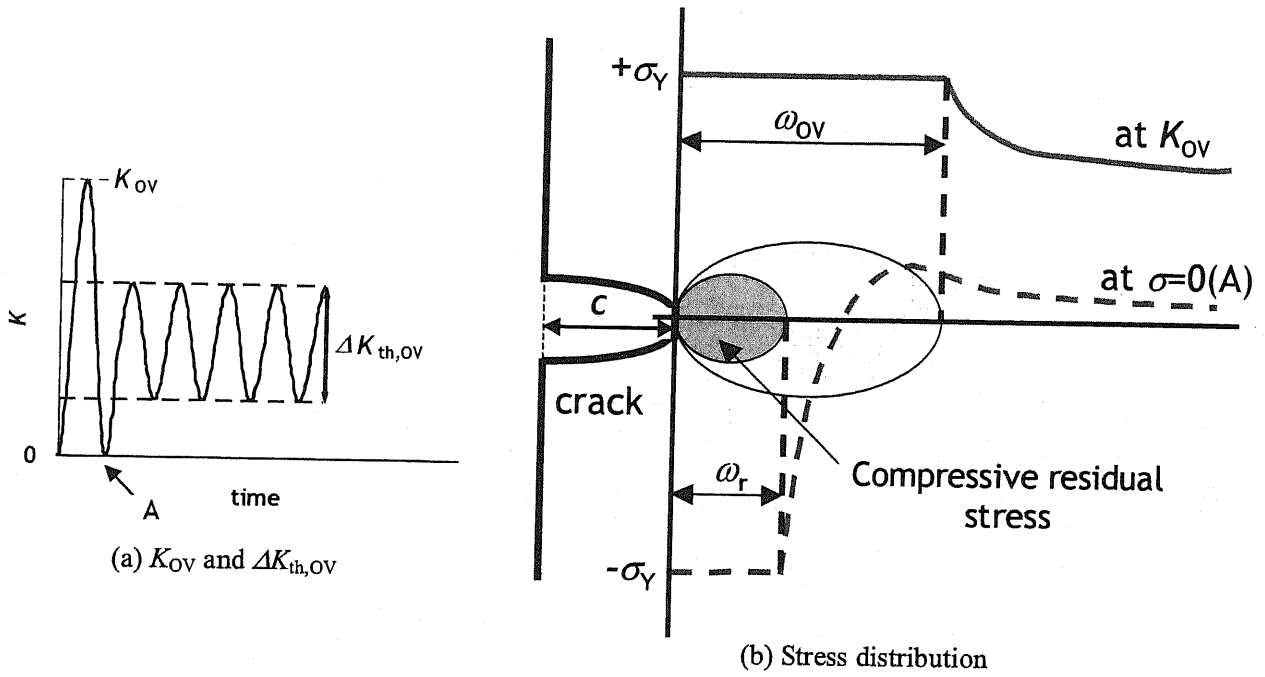


Fig. 7.7 Stress distribution on the edge crack tip at overloading and unloading.

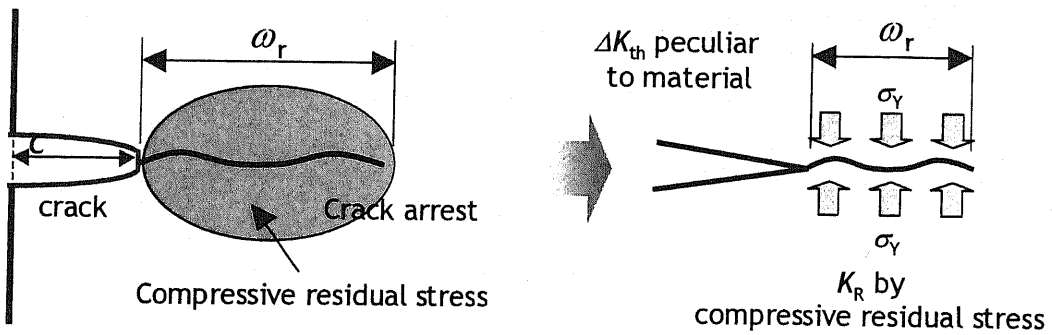


Fig. 7.8 Schematic illustration of crack growth resistance after overloading.

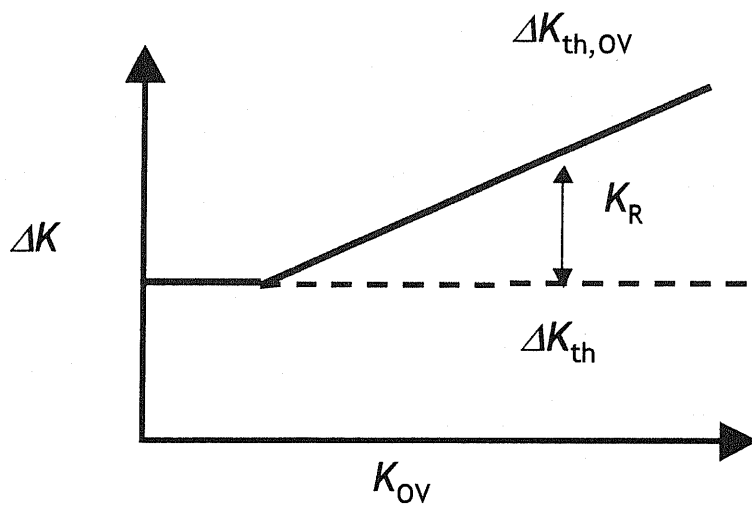


Fig. 7.9 Schematic illustration for eq.(7.3).

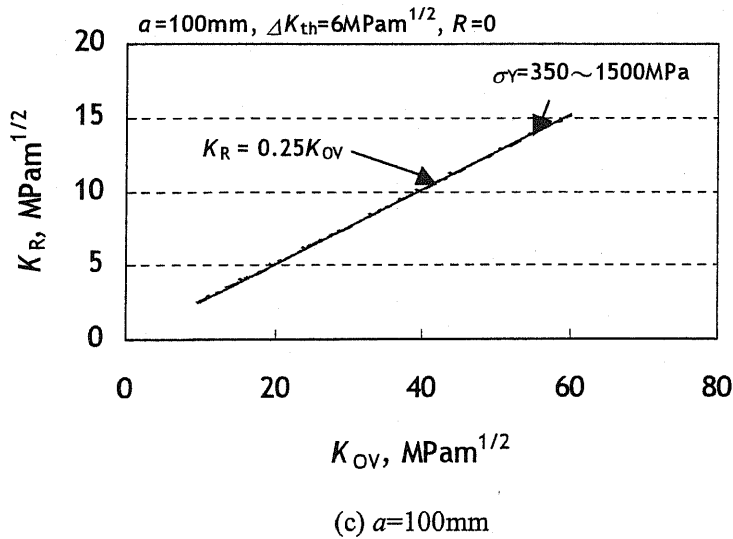
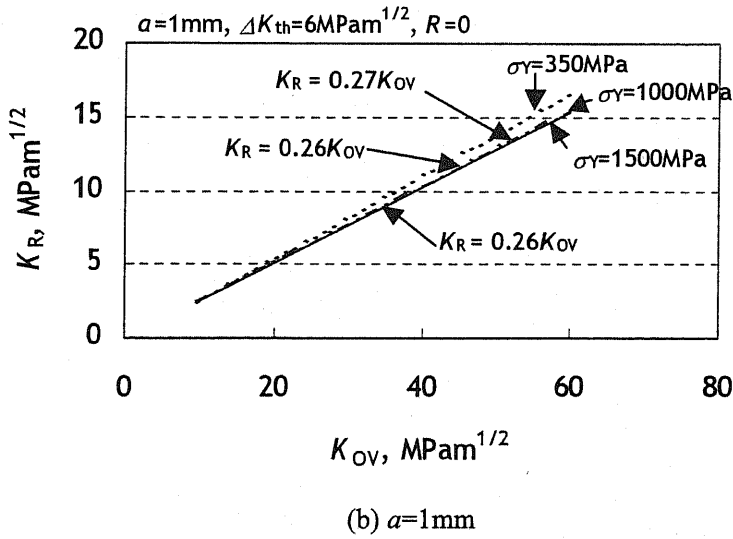
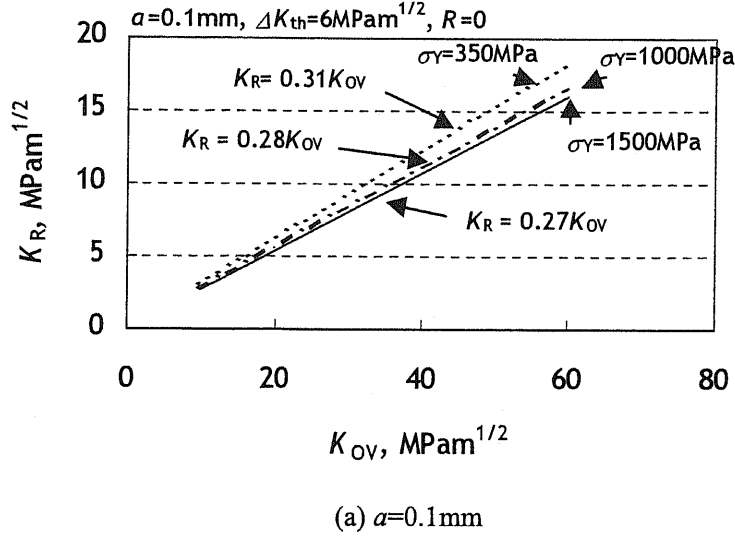


Fig. 7.10 Relationship between  $K_R$  and  $K_{OV}$ .

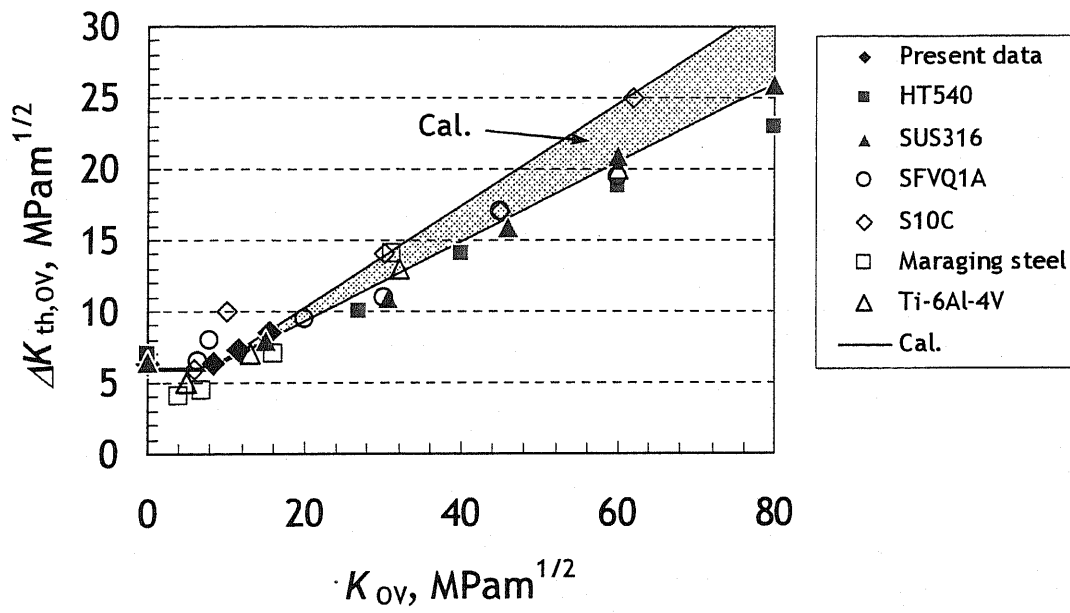


Fig. 7.11 Comparison between calculation results and experimental data.

7.3.3 き裂長さと過大荷重効果の関係

(7.5)式の関係をねじり疲労の場合にも適用して、半径  $a$  の半円状表面き裂を有する材料における、過大荷重によるねじり疲労限度向上量の最大値を考える。過大荷重後の疲労限度が最大となるのは、 $K_{OV} = \alpha\sigma_Y(\pi a)^{1/2}$  の場合であるので、これを(7.5)式の関係に適用する。Fig. 7.12 に、 $\sigma_Y = 1500\text{MPa}$  の場合の過大荷重後のねじり疲労限度の最大値  $\tau_{w,OV}$  とき裂長さの関係を示す。計算条件として、応力比を  $R=0.25$  とし、下限界応力拡大係数範囲を  $\Delta K_{th} = 6\text{MPam}^{1/2}$  としている。また、ねじり疲労限度の計算には、(7.1)式を用いている。図中には、過大荷重を負荷していない場合のねじり疲労限度  $\tau_w$  の計算値、および過大荷重により、 $\tau_w$  から  $\tau_{w,OV}$  へ疲労限度が向上した場合の疲労限度向上率も示す。同図より、計算結果と実験結果は、良い一致を示すことがわかる。また、過大荷重負荷前の疲労限度がき裂により大きく低下しているため、き裂が大きいほど、過大荷重による疲労限度向上率は大きくなる。

本実験では半径  $a$  の半円状の微小き裂を有する材料への過大荷重効果を検討している。そこで、き裂長さを小さくした場合、過大荷重効果が得られる限界き裂長さを検討する。(7.3)式の成立範囲から、(7.6)式が得られる。

$$a \geq \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_{\max,th}}{\alpha\sigma_Y} \right)^2 \dots\dots\dots(7.6)$$

Fig. 7.13 に、 $\sigma_Y = 350\text{MPa}$ 、 $\sigma_Y = 1500\text{MPa}$  のときに過大荷重効果を得ることのできる限界き裂長さをそれぞれ示す。同図では、各曲線より下の範囲においては、過大荷重効果が得られないことを表している。本実験 ( $\sigma_Y = 1500\text{MPa}$ ) では、 $\Delta K_{th}$  が約  $6\text{MPam}^{1/2}$  であり、 $a = 0.1\text{mm}$  でも十分に過大荷重効果が得られたが、 $\sigma_Y$  や  $\Delta K_{th}$  が小さい場合には、き裂長さが小さいと、十分な過大荷重効果が得られないことがわかる。

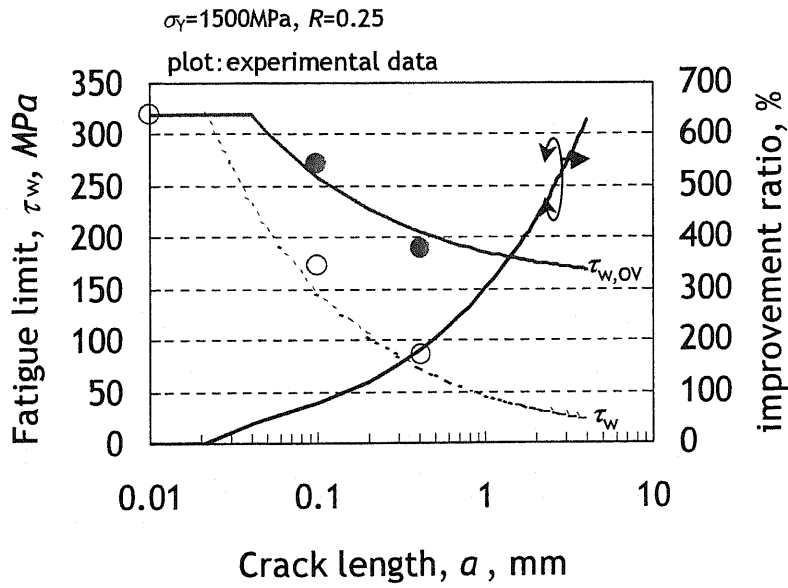


Fig. 7.12 Relationship between torsional fatigue limit and crack length.

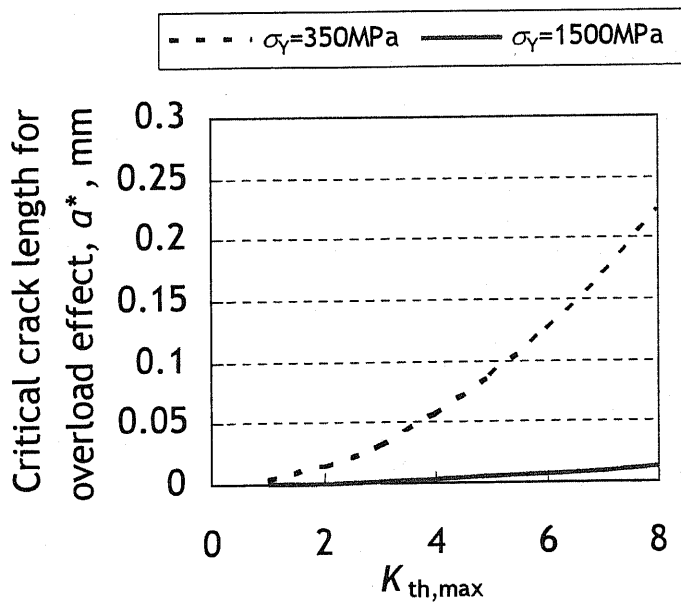


Fig. 7.13 Relationship between critical crack length where overload effect is expected and *K*<sub>th,max</sub>.

#### 7.4 結言

微小な人工表面欠陥を導入した材料に過大荷重を負荷し、ねじり疲労試験を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 本実験条件では、スリットにより  $a=0.1\text{mm}$  では 56%,  $a=0.4\text{mm}$  では 25%まで低下したスリット材の疲労限度が、過大過重負荷により、それぞれ 87%, 56%まで回復した。
- (2) 過大荷重を増大するほど、ねじり疲労限度は向上する。過大荷重により表層全体が降伏すると、過大荷重負荷後のねじり疲労限度は一定となる。
- (3) 過大荷重による疲労限度向上効果は、負荷方式、材料の違い、き裂の大きさの違いによらず、ほぼ同等であった。
- (4) 過大荷重による疲労限度向上効果は、以下の関係で表され、ねじり疲労試験結果とも良く一致した。

$$\frac{\Delta K_{th,OV}}{K_{OV}} \approx 0.25 \sim 0.31$$

- (5) 過大荷重効果が得られる限界き裂長さは、降伏応力や下限界応力拡大係数範囲の最大値に依存する。

参考文献

- 1) 小川武史, 戸梶恵郎, 越智聡, 小林英男, 疲労き裂進展の下限界に及ぼす荷重履歴の影響, 日本機会学会論文集 A 編, Vol.53, No.487, (1987), pp.428-435.
- 2) 主藤友恵, 久保田祐信, 近藤良之, 微小き裂材に及ぼす単一過大荷重の効果について, 日本材料学会 2008 年度春季講演会講演論文集, (2008), pp.413-414.
- 3) 村上敬宜, 高橋宏治, ねじり疲労強度に及ぼす引張圧縮疲労試験により導入した微小予き裂の影響, 材料, Vol.47, No.8, (1998), pp.846-851.
- 4) R.J. Hartranft and G.C.Sih, Alternating Method Applied to Edge and Surface Crack Problems, Mech. of Fract., 1, (1973), p.197.
- 5) 池田論司, 遠藤正浩, 応力集中部から進展するき裂の塑性域寸法の解析, 福岡大学工学集報, No.78, (2007), pp.1-9.
- 6) 橋倉靖明, 北條恵司, 宮崎裕司, 高橋宏治, 安藤柱, 過大荷重が SUS316 の下限界応力拡大係数幅に及ぼす影響, 日本機械学会 2008 年度年次大会, 講演論文集, Vol.6, (2008), pp.191-192.
- 7) 水上博嗣, 北條恵司, 高橋宏治, 丹下彰, 安藤柱, 日本材料学会 2008 年度春季講演会講演論文集, (2008), pp.49-50.
- 8) Usami, S. and Kitagawa, H., Materials. Experimentation and Design in Fatigue, (1981), p.472.
- 9) Hopkins, S. W., et al, ASTM Spec. Tech. Publ., 595, (1978), p.125.



## 第 8 章

### 結 論

自動車用懸架ばねにおいては、近年の地球温暖化ガス削減強化の観点から、自動車の燃費向上を目的とした軽量化が必要とされており、疲労強度向上が要求されている。また、最近の鋼材価格の上昇、特にNi, Cr, Vなどのレアメタルの価格高騰から、加工メーカーでは原材料費の低減が必要となっており、これら合金元素を用いなくても疲労強度を確保、さらには向上できるような低コスト化技術の開発が重要となっている。さらに、最近の産業のグローバル化により、原材料を現地調達する必要性が高まっている。しかしながら、現地材料は安定した技術レベルで生産される国内材料と比較すると、品質面で問題となる可能性は否めない。そのため、例えば、表面疵など欠陥寸法が大きい材料を使用しても疲労強度を確保し、最終製品で安定な品質を保證することが必要となっている。

ばねのような自動車部品の疲労強度向上方法としては、ショットピーニングがしばしば用いられている。ショットピーニングで付与されるような大きな圧縮残留応力が表面に存在すれば、表面欠陥に作用する負荷時の実質的な応力は軽減されるため、疲労限度の向上に加え、表面欠陥が存在しても疲労限度が低下しない領域が大きくなる、すなわち、表面欠陥が無害化されると考えられる。

このショットピーニングによる疲労限度向上と表面欠陥の無害化が実験的、理論的に検証されれば、表面欠陥を有する材料でも、疲労限度が低下しないことから、最終製品での品質保証の実証となり、信頼性向上となると考えられる。また、使用中の欠陥についても、欠陥が大きくなっても、疲労限度が低下しないことから、圧縮残留応力付与による腐食疲労特性向上方法の指針が得られることになり、添加元素を使用しない低コスト化技術の指針を取得できることになる。

以上のような背景のなかで、本研究では、ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度向上と表面欠陥の無害化を図ることを目的として、ショットピーニングを施した試験片の曲げ疲労限度および無害化可能な欠陥寸法の定量的な評価、および解析を行った。また、ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度と疲労寿命を予測することを目的として、予測式を提案し、実験結果との比較を行った。

これらの研究から得られた結論は、各章ごとに次のようにまとめられる。

第2章「ショットピーニングによるばね鋼の疲労限度向上と人工表面欠陥の無害化」では、原材料疵を想定し、人工表面欠陥を導入した材料にショットピーニングを施して疲労強度評価を行った。

得られた結果は、以下のとおりである。

- (1) ショットピーニングにより、疲労限度が大幅に向上することがわかり、その最大向上率は、470HV 硬さ、570HV 硬さの試験片で、それぞれ、164%、126%であった。
- (2) ショットピーニングによる疲労限度向上効果は、スリット無し材と比較してスリット材でより大きい。ショットピーニングは表面欠陥材の疲労限度向上に有効であると言える。
- (3) ショットピーニングによって、より大きな表面欠陥が無害化されることが実験的に明らかとなった。本実験条件で無害化された表面欠陥寸法は、470HV 硬さ、570HV 硬さの試験片で、それぞれ  $a=0.2\sim 0.3\text{mm}$ 、 $a=0.1\sim 0.2\text{mm}$  であった。
- (4) ショットピーニングにより無害化された表面欠陥寸法と残留応力分布とは相関があることが明らかとなった。

第3章「ショットピーニング後に人工表面欠陥を導入したばね鋼の疲労特性」では、腐食ピットなどの使用中の欠陥を想定して、ショットピーニングを施した後に表面欠陥を導入して疲労強度評価を行った。

得られた結果は、以下のとおりである。

- (1) ショットピーニング、ストレスショットピーニング後に表面欠陥を導入した場合でも、ショットピーニング、ストレスショットピーニングは疲労限度向上に有効であることがわかった。
- (2) 疲労限度向上率は、圧縮残留応力の大きいストレスショットピーニング材でより大きい。しかし、圧縮残留応力が 0 以下となる深さに相当する深さの人工ピットを導入したストレスショットピーニング材では、疲労限度向上率は小さい。腐食耐久性を向上させるには、圧縮残留応力を大きくすることに加え、深くすることが必要である。
- (3) ショットピーニング、ストレスショットピーニングが人工ピット導入前に施されていても、未処理材と比較して無害化される人工ピット寸法は大きくなる。
- (4) 無害化された人工ピット寸法は、本実験条件では、ショットピーニング材、ストレスショットピーニング材ともに、 $h=0.1\sim 0.2\text{mm}$  であった。
- (5) ショットピーニング前に人工ピットを導入した試験片とショットピーニング後に人工ピットを導入した試験片の疲労限度は同程度であった。疲労限度で比較した場合、ショットピーニング後に導入された表面欠陥でも、ショットピーニング前に導入された

表面欠陥と同程度の大きさまで、ショットピーニングにより無害化できると考えられる。

第4章「表面欠陥の無害化に関する破壊力学的検討」では、停留き裂の観察を行い、破壊力学的手法を用いてショットピーニングによる表面欠陥の無害化の検証を行った。

得られた結果は、以下のとおりである。

- (1) 疲労限度付近の応力で折損しない疲労試験後の試験片に存在する停留き裂の寸法は、2～3 結晶粒と考えられるので数十  $\mu\text{m}$  である。しかし、本実験の観察結果から、ショットピーニング材には、この寸法より、はるかに大きい複数の停留き裂が存在することがわかった。
- (2) 四点曲げ疲労試験後のショットピーニング材の停留き裂の応力拡大係数範囲の最大値は、 $a=0.26\text{mm}(470\text{HV})$ 、 $a=0.17\text{mm}(570\text{HV})$ の半円き裂の応力拡大係数範囲に相当し、これらのき裂寸法は無害化された表面欠陥寸法と一致することがわかった。
- (3) 平面曲げ疲労試験後の SP 材、SSP 材の停留き裂の応力拡大係数範囲の最大値は、それぞれ  $a=0.18\text{mm}$ 、 $a=0.12\text{mm}$  の半円き裂の応力拡大係数範囲に相当し、これらのき裂寸法は無害化された表面欠陥寸法と一致することがわかった。
- (4) 表面欠陥以外から発生したき裂が、表面欠陥から発生したき裂より優先的に進展するために表面欠陥は無害化される。表面欠陥を表面き裂と見なせば、無害化可能な表面欠陥寸法は停留き裂の応力拡大係数範囲  $\Delta K_T$  と表面欠陥の  $\Delta K_T$  との比較により評価可能である。
- (5) 表面欠陥以外から発生し、成長したき裂は圧縮残留応力の影響を受け、 $\Delta K_{th}$  以下となり、停留したと考えられる。表面欠陥無し材の疲労限度は停留き裂の進展限界応力であると言える。
- (6) 微小き裂まで考慮した  $\Delta K_{th}$  を計算し、それが停留き裂の  $\Delta K_T$  と一致することを確認した。停留き裂の  $\Delta K_T$  は、素材の  $\Delta K_{th}$  を示すと考えられる。
- (7) (4)、(5)、(6)よりショットピーニング材においては、表面欠陥無し材の疲労限度に相当する応力を負荷したときの表面欠陥の応力拡大係数範囲と微小き裂を考慮した下限界応力拡大係数範囲とから無害化される表面欠陥寸法を予測することができる。

第5章「疲労限度評価線図の構築」では、疲労の現象を考慮し、Dugdale モデルに基づ

く繰返し塑性域寸法、および繰返しのき裂先端開口変位を評価基準として、疲労限度評価手法の構築を行った。

得られた結果は、以下の通りである。

- (1) 評価式の妥当性の検証として、文献データと提案した疲労限度評価線図とを比較した結果、良く一致することを確認した。
- (2) スリット状人工欠陥を導入したばね鋼の疲労試験結果と提案した評価式とは良く一致した。本評価式は、ばね鋼のような高強度鋼でも評価可能である。
- (3) ショットピーニング材のように残留応力が導入された材料でも、残留応力分布から算出される応力拡大係数を考慮することにより、本評価式で評価できる。

第6章「表面欠陥を有するばね鋼の疲労寿命予測」では、破壊力学的手法を用い、表面欠陥を有するばね鋼の疲労寿命予測を行った。

得られた結果は、以下の通りである。

- (1) 疲労き裂伝播特性の比較において、計算結果の  $da/dN-\Delta K$  線図と実験結果とは、良い一致を示した。
- (2)  $S-N$  曲線上で、計算による疲労寿命と実験結果とは、良好な一致を示した。したがって、本き裂伝播式は実用性があるものと考えられる。

第7章「過大荷重による表面欠陥材のねじり疲労限度向上」では、ショットピーニングの適用が困難な表面欠陥材に対して、過大荷重負荷による疲労限度向上手法の検討を行った。

得られた結果は、以下の通りである。

- (1) 本実験条件では、スリットにより  $a=0.1\text{mm}$  では56%、 $a=0.4\text{mm}$  では25%まで低下したスリット材の疲労限度が、過大過重負荷により、それぞれ87%、56%まで回復した。
- (2) 過大荷重を増大するほど、ねじり疲労限度は向上する。過大荷重により表層全体が降伏すると、過大荷重負荷後のねじり疲労限度は一定となる。
- (3) 過大荷重による疲労限度向上効果は、負荷形式、材料の違い、き裂の大きさの違いによらず、ほぼ同等であった。
- (4) 過大荷重による疲労限度向上効果は、以下の関係で表され、ねじり疲労試験結果とも良く一致した。

$$\frac{\Delta K_{OV,th}}{K_{OV}} \approx 0.27$$

- (5) 過大荷重効果が得られる限界き裂長さは、降伏応力や下限界応力拡大係数範囲の最大値に依存する。

本研究により、ショットピーニングは表面欠陥材の疲労限度向上に特に有効であること、そして、より大きな表面欠陥を無害化することを実証できた。また、ショットピーニングにより無害化される表面欠陥寸法については、停留き裂の進展限界応力を負荷したときの表面欠陥の実効的な応力拡大係数範囲と微小き裂を考慮した下限界応力拡大係数範囲から求めることができることを明らかにした。

しかし、停留き裂の進展限界応力、すなわちショットピーニング材の疲労限度については、未だ理論的予測方法が確立しておらず、実験的にその値を得るにとどまっている。また、停留き裂が停留に至るまでのき裂の進展挙動についても詳細にはわかっていない。今後、これら諸課題の理論的解決を追究すべく、さらなる研究を進めていきたい。

## 発表論文目録

### 1. 本論文を構成する査読論文

- 1) 高橋文雄, 丹下彰, 小野芳樹, 安藤柱, ばね鋼の疲労強度予測, ばね論文集, Vol.51, (2006), pp.9-15.
- 2) 高橋文雄, 丹下彰, 安藤柱, ショットピーニング処理後に人工ピットを導入したばね鋼の疲労特性, ばね論文集, Vol.53, (2008), pp.1-8.
- 3) Fumio TAKAHASHI, Akira TANGE, Kotoji ANDO, Effect of shot peening on fatigue limit of surface flawed samples, *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures*, Vol.31, (2008), pp.242-250.
- 4) 高橋文雄, 安藤柱, 高橋宏治, 岡田秀樹, 大橋正幸, 江橋弘典, 疲労限度評価線図の構築, 圧力技術, Vol.46, No.6, (2008), pp.2-9.

### 2. 国際会議発表論文 (査読有り)

- 1) Fumio TAKAHASHI, Akira TANGE, Kotoji ANDO, Yoshiki ONO, Effect of shot peening on fatigue limit of surface flawed sample, Engineering Integrity Society (2007-3) Queen' s College Cambridge, UK, Fatigue 2007, The 6th International Conference on Durability and Fatigue.
- 2) Fumio TAKAHASHI, Kotoji ANDO, Koji TAKAHASHI, Hideki OKADA, Masayuki OOHASHI, Hironori EBASHI, DEVELOPMENT OF FATIGUE LIMIT ANALYSIS DIAGRAM, The 10th International Conference on Shot Peening, (2008-9), pp.69-74.

### 3. 国内講演発表論文

- 1) 高橋文雄, 丹下彰, 小野芳樹, 安藤柱, ばね鋼の切欠き疲労特性へのショットピーニングの効果, ショットピーニング技術協会 第15回学術講演会, (2006), pp.4-5.
- 2) 高橋文雄, 丹下彰, 小野芳樹, 安藤柱, ばね鋼の切欠き疲労強度予測, 日本ばね学会 春季講演会講演論文集, (2006), pp.1-4.
- 3) 高橋文雄, 丹下彰, 小野芳樹, 安藤柱, ショットピーニングを施したばね鋼の疲労強度に及ぼす人工腐食孔の影響, 日本材料学会 2007年度春季講演会, (2007), pp.131-132.
- 4) 高橋文雄, 丹下彰, 小野芳樹, 安藤柱, ショットピーニング処理後に人工ピットを導入したばね鋼の疲労特性, 日本機械学会 M&M2007 材料力学カンファレンス, (2007), pp.264-265.
- 5) 高橋文雄, 丹下彰, 安藤柱, ショットピーニングによる人工表面欠陥の無害化, 日本機械学会 2008年度年次大会講演論文集 Vol.6, (2008), pp.169-170.
- 6) 高橋文雄, 水上博嗣, 安藤柱, 高橋宏治, 過大荷重による欠陥材のねじり疲労限度向上, 日本ばね学会 2008年度秋季ばね及び復元力応用講演会講演論文集, (2008), pp.31-34.
- 7) 高橋文雄, 水上博嗣, 安藤柱, 高橋宏治, 過大荷重による欠陥材のねじり疲労限度向上, 日本材料学会 第29回疲労シンポジウム, (2008), pp.61-64.

### 4. 特許関連

- 1) 高橋文雄, 小野芳樹, 安藤柱, 高橋宏治, 表面欠陥材の疲労限度向上方法, 特願 2008-289400.



## 謝 辞

本論文をまとめるにあたり、終始懇切なる御指導と御鞭撻を賜りました横浜国立大学大学院 安藤 柱教授に心より感謝の意を表します。

また、御多忙中にもかかわらず本論文の審査をしていただくと共に貴重な御意見と御指導をいただきました横浜国立大学大学院 小豆島 明教授、梅澤 修教授、奥山邦人教授、高橋宏治准教授、中尾 航特任教員（助教）に深く感謝申し上げます。

本研究を実施するに際し、日本発条株式会社 丹下 彰博士、小野芳樹博士には、懇切丁寧なる御指導と御鞭撻を賜りました。ここに厚く御礼を申し上げますと同時に感謝の意を表します。

本論文において実施した実験に対し、御協力いただいた日本発条株式会社 岡田秀樹博士をはじめとする同社ばね生産本部の関係者の皆様、および株式会社スミハツ 渡辺岳史氏をはじめとする同社関係者の皆様に深く感謝申し上げます。いすゞ自動車株式会社 福田晋作博士には、同じ社会人博士後期課程の学生として、ゼミや学会等で議論し、御助言いただきましたことに感謝申し上げます。

また、日本発条株式会社 人事部、および研究開発本部の全ての皆様には、本研究の実施に際して、温かい御支援と御協力を賜りましたことに感謝いたします。

本論文の執筆にあたり、多くの関係者皆様の御援助と御協力をいただきました。ここに心から御礼申し上げます。

なお、本論文中の第5章“疲労限度評価線図の構築”の一部は、日本ばね学会の「ばねの許容寸法に関する研究委員会（委員長：横浜国大、安藤柱教授）」の活動成果であることを付記し、関係各位に深甚なる謝意を表します。

2008年12月

高橋文雄