ばね鋼の疲労強度に影響を及ぼす介在物, ショットピーニング, 脱炭層, 微小表面ピットの総合的評価*

A Comprehensive Evaluation of Factors Influencing the Fatigue Strength of Spring Steels (Nonmetallic Inclusions, Shot Peening, Decarburized Layer and Small Surface Pits)

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*****

Yukitaka MURAKAMI, Motokazu KOBAYASHI, Taizo MAKINO, Toshiyuki TORIYAMA
Yoshiaki KURIHARA, Souichi TAKASAKI and Ryuichiro EBARA

自動車懸架用ばね鋼(SUP 9 及び SUP 10 M)の疲労強度に影響を及ぼす因子であるショットピーニングと脱炭層を, 村上らの提唱する, 基地組織のビッカース硬さ, 非金属介在物及び微小表面ピットの投影面積の平方根, 及び応力比の因子を用いた疲労強度予測式に適用できる可能性を確認するための実験を行った。

この実験によって, 自動車懸架用ばね鋼の疲労強度に影響を及ぼす上記の諸因子を総合的に評価できる疲労強度予測式確立の可能性を究明した。

実験結果を解析し, 以下の点が明確になった。

- 1) ショットピーニングと脱炭層の 2 つの因子は, それぞれ平均応力と硬さとみなして予測式に適用できる。その結果, 自動車懸架用ばね鋼の疲労強度に影響を及ぼす諸因子を総合的に評価できる予測式が確立された。
- 2) 疲労強度のばらつきの下限値は, 極値統計によって予測される最大介在物寸法を予測式に代入することで評価できる。

An experiment was undertaken to verify the possibility of applying shot peening and decarburized layer, that influences the fatigue strength of automotive suspension spring steels (SUP9/SUP10M), to a predictive equation for fatigue strength proposed by Murakami et al. which uses the steel's matrix Vickers hardness, square roots of projection area of nonmetallic inclusions and surface micro pits, and stress ratios as such factors. The purpose of the experiment is to determine the possibility to establish an equation that predicts the fatigue strength of the steels by comprehensive evaluation of six above-said factors.

The experimental results are as follows:

- 1) Two factors, shot peening and decarburization, can be applied to the equation as a mean stress and hardness, respectively. As the results the equation can accomplish a comprehensive evaluation of six factors to predict the fatigue strength of spring steels.
- 2) The lower limit of the fatigue strength scattering can be evaluated by substituting to the equation of the square root max. of the maximum nonmetallic inclusion dimensions predicted by statistics of extremes.

1. 緒 言

自動車の排ガス規制対策等を背景に, 懸架用ばねの軽量化のニーズはますます高まっている。この動きに

対応してばねの高応力化を図るため, 高強度ばね鋼の開発が不可欠となってきた。

一方で, 高強度化に伴い疲労強度はばらつきを生じ,

原稿受付日 1993 年 12 月 24 日

* ばね技術研究会 1991 年度春季講演会にて一部発表

** 九州大学工学部 (Faculty of Engineering, Kyushu University)

*** 三菱自動車工業㈱ (Mitsubishi Motors Corporation)

**** 九州大学大学院 現 住友金属工業㈱ (Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

***** 三菱製鋼㈱ (Mitsubishi Steel Mfg. Co., Ltd.)

***** 三菱重工業㈱ (Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.)

結果として疲労限が上がらないことが知られており^{1)~3)}、この原因として、介在物や微小欠陥が大きく影響していると言われている^{3)~10)}。

自動車懸架用ばねは通常ショットピーニングを施して圧縮残留応力を付与し、疲労強度を向上して使われている。しかし、介在物や脱炭等の影響による疲労強度低下要因も無視できない。ばねは複雑な製造工程のもとで作られ、多様な環境下で使われるので、これらの因子の影響を個々に評価することは困難であった^{11)~15)}。したがって、今まではそれらの効果を定性的に評価している場合が多く、ショットピーニングを施した高強度ばね鋼に適用するには、介在物等の影響を定量的に考慮していないので危険である⁷⁾。

著者の一人はこれまでの一連の研究で、疲労限度に関し介在物と微小欠陥の影響が力学的に等しいとの考えに基づき、疲労強度に及ぼす影響を、(1)介在物、(2)基地組織、(3)平均応力の三つの因子に分解して検討した。そして個々の因子の影響を個別に評価した疲労強度予測法を提案し、その妥当性を実験によって証明してきた^{4)~10)}。

本研究では、以上述べた問題の背景及び研究結果を基礎に、板ばね用鋼 SUP 9 とさらに高強度化を図った SUP 10 M を供試材に、回転曲げ疲労試験により、介在物、ショットピーニング、脱炭層および微小表面ピットの影響を含む高強度ばね鋼の疲労強度特性を総合的に評価し、それらの関わりを定量的に分析した。さらに極値統計学的手法を疲労限度予測式に適用し、疲労限度の下限値の予測を試みた。

2. 使用材料及び実験方法

使用材料は板ばね用鋼 SUP 9 及び SUP 10 M である。表 1 に化学成分を示す。表 2 は熱処理後の機械的性質である。SUP 10 M はばねの高強度化を図るため開発した鋼で、SUP 9 に V, Nb を添加して結晶粒を微細化することにより、硬さを上げても靱性(破断絞り)が下がらないように改良している。両鋼種とも 60 トン電気炉で溶製、熱間圧延により直径 18 mm に圧延後、

表 1 化学成分

Materials	wt(%)								
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	V	Nb
SUP9	0.53	0.31	0.71	0.023	0.012	0.67	0.14	—	—
SUP10M	0.51	0.23	0.85	0.017	0.001	0.95	0.04	0.16	0.043

表 2 機械的性質

Materials	0.2% Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
SUP9	1330	1440	11.2	36.3
SUP10M	1670	1750	10.7	39.0

軟化焼なましを行い、試験片形状に荒加工した。その後 900℃ で 15 分保持後油焼入れを行い、SUP 9 は 480℃、SUP 10 M は 400℃ で 90 分保持後空冷の焼戻しを行った。熱処理後、図 1 に示す試験片形状に仕上げた。表 3 は、本研究に供したすべての試験片の分類

図 1 回転曲げ試験片形状

表 3 試験片の分類

Materials	Classification of specimens	Surface finish
SUP9	T-Em	Emery paper finish after turning
	T-Em-Pit	Emery paper finish after turning and introduction of a surface pit
	Dec-Shot	Shotpeened on decarburized surface
SUP10M	T-Em	Same as SUP9 T-Em
	T-Em-Pit	Same as SUP9 T-Em-Pit
	T-Em-Shot	Shotpeened on emery-paper-finished surface after turning
	Dec	As heat treated:decarburized layer
	Dec-Shot	Same as SUP9 Dec-Shot

をまとめて示したものである。表中の試験片分類記号は表面性状により、SUP 9(T-Em)、SUP 10 M(T-Em)材は旋削加工試験片、SUP 9(T-Em-Pit)、SUP 10 M(T-Em-Pit)材はピット試験片、SUP 9(Dec-Shot)、SUP 10 M(Dec-Shot)、SUP 10 M(T-Em-Shot)材はショットピーニング試験片をそれぞれ表している。

ここで SUP 9(T-Em-Pit)及び SUP 10 M(T-Em-Pit)材の腐食ピットは、試験片の最小断面部表面に 5 %食塩水中で電解腐食して作成した。また SUP 9(Dec-Shot)及び SUP 10 M(Dec-Shot)材については黒皮に直接、SUP 10 M(T-Em-Shot)材は SUP 10 M(T-Em)材と同じように表面処理した後、それぞれにショットピーニングを施した。SUP 10 M(Dec)材は黒皮を残したままのものである。ショットピーニングの条件は、C 量 0.6 %、直径 0.8 mm のカットワイヤを使い、アークハイト値：0.48 mmA¹⁵⁾、カバレッジ：100 %で行った。

図 2 に、X 線応力測定によって測定したショットピーニング試験片の残留応力分布を示す。この測定値は、電解研磨によって表面を徐々に研磨し、その都度測定

図2 残留応力の分布：SUP9(Dec-Shot)，
SUP10M(Dec-Shot，T-Em-Shot)材

図3 残留応力の分布と負荷応力振幅

して得たものである。表面の値は精度が良く信頼できると思われるが、内部の値の精度は充分明らかではない。一方、旋削加工試験片の表面の残留応力はSUP9(T-Em)材で約420 MPa、SUP10M(T-Em)材で約500 MPaと測定されたが、表面層を20 μm電解研磨すると残留応力は零となったので、表面から深さ約20 μmまでの残留応力の分布を直線で近似した。本研究では残留応力を局部的に作用する平均応力と等価と考え、疲労強度の予測を行った。1本の試験片の内部の一部分を微小な試験片とみなすこの考え方を模式的に示すと図3のようになる。したがって本研究では与えられた残留応力 σ_{res} のもとで試験片が耐えうる応力振幅 σ_a の値を予測する方法を示すことになる。

使用した試験機は小野式回転曲げ疲労試験機(容量：98 N・m，回転数：2500 rpm)である。

3. 介在物又は微小欠陥を含む 高強度鋼の疲労強度予測式

著者らはこれまでの一連の研究^{4)~10)16)}において、介在物と微小欠陥の影響が疲労強度に関する限り力学的に等価であるという観点から、疲労限度をビッカース硬さ H_V と介在物又は微小欠陥の投影面積の平方根 $\sqrt{\text{area}}$ の関数で示した。その後、平均応力の影響を考慮して、予測式を次のような応力比 R を含む式に拡張した⁷⁾。

[介在物が自由表面上に存在する場合]

$$\sigma_w = 1.43(H_V + 120)/(\sqrt{\text{area}})^{1/6} \times [(1-R)/2]^\alpha \quad (1)$$

[介在物が自由表面に接するように存在する場合]

$$\sigma_w = 1.41(H_V + 120)/(\sqrt{\text{area}})^{1/6} \times [(1-R)/2]^\alpha \quad (2)$$

[介在物が内部に存在する場合]

$$\sigma_w = 1.56(H_V + 120)/(\sqrt{\text{area}})^{1/6} \times [(1+R)/2]^\alpha \quad (3)$$

ここで、各量の定義及び単位は σ_w ：疲労限度[MPa]， H_V ：ビッカース硬さ[kg f/mm²]， area ：介在物及び微小欠陥を最大主応力方向に投影した面積[μm²]， R ：応力比[$\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$]， $\alpha = 0.226 + H_V \times 10^{-4}$ である。

図3の場合には試験片の内部の位置で疲労限度が異なるので、本研究ではこれを局所疲労限度と呼ぶことにする。疲労限度の状態では $\sigma_w = \sigma_a$ ， $\sigma_m = \sigma_{res}$ であるから、局所疲労限度は応力比を $R = (\sigma_{res} - \sigma_a)/(\sigma_{res} + \sigma_a)$ で定義し、式(1)，(2)又は(3)を用いてトライ・アンド・エラー⁷⁾で決定できる。

4. 極値統計によるばね鋼の 介在物評価と疲労強度の関係

著者らはこれまでの一連の研究で、極値統計学的手法¹⁷⁾を用いた介在物評価法を提唱し^{4)~8)}，既にいくつかの高強度鋼についてその応用例を示した^{8)~10)}。高強度鋼では介在物が疲労強度に影響を及ぼす場合があり、試験片1本1本の疲労強度を予測することは不可能である。しかし、極値統計法を利用した介在物評価法によれば介在物の最大のものを推定することができるので、一定数の試験片又は部品の疲労強度のばらつきの下限値を予測することができる。以下にこの方法を本供試材に適用する。

まず介在物検査の方法及び、部材中の $\sqrt{\text{area}}$ の最大値 $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ の推定手順について示す。検査面は主応力方向に垂直な面であり鏡面に仕上げる。次に検鏡検査により検査基準面積 S_0 内の最大介在物の面積の平方根 $\sqrt{\text{area}_{\max,l}}$ を充充分数の視野(本研究では100視野)について測定する。これらのデータを極値確率紙にプロットしたときプロット点が直線性を示せば、 $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ の分布は極値分布に従っているといえる。しかし、この検査は二次元的であるので検査基準面積 S_0 に適当な厚さ h_0 を付与し検査基準体積 $V_0 = S_0 \times h_0$ とする¹⁶⁾。これまでの多くのデータに基づく経験によ

れば厚さ h_0 は測定した $\sqrt{\text{area}_{\max,i}}$ の平均値とすればよい¹⁶⁾。回転曲げ荷重では応力勾配の影響のため、破壊起点は最小断面付近の表面及び表面近傍に集中しやすいので危険体積 V としては経験的に、公称応力 σ_0 に対し応力が $\sigma \geq 0.9 \sigma_0$ となる部分の体積とみなす。体積 V 中に含まれる最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ を求めるための再帰期間 T の値は $T=V/V_0$ となるので、これと極値統計グラフから $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ が推定できる。

図4は、以上述べた手順にしたがって検査基準面積 S_0 を 0.0309 mm^2 で作成した SUP9 および SUP10M の介在物に関する極値統計グラフである。SUP9, SUP10M とともに $\sqrt{\text{area}}$ が $10 \mu\text{m}$ 以上の介在物は観察されずかなり清浄度の高い鋼といえる。このことは試験片1本中の介在物の $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ が $10 \mu\text{m}$ 以下であることを意味していない。むしろ、試験片全体あるいは多数の試験片を考慮するとかなり大きい寸法の介在物が存在することを示唆している。図1の試験片形状の危険体積 V は $V=89.8 \text{ mm}^3$ となり¹⁰⁾、 $T=9.0 \times 10^5$ と計算されるので、試験片1本に含まれることが予想される $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ は図4の矢印で示す手順で推定

される。表4に、両鋼種の試験片1本、10本、100本当たりの再帰期間 T と予想最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ を示す。

表4 試験片数と予想最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}}$ の関係

Materials	Test volume $V \text{ (mm}^3\text{)}$	Number of specimens	Return period T	$\sqrt{\text{area}_{\max}}$ (μm)
SUP9	89.8	1	9.0×10^5	21.46
		10	9.0×10^6	23.70
		100	9.0×10^7	27.49
SUP10M	89.8	1	9.0×10^5	24.48
		10	9.0×10^6	27.13
		100	9.0×10^7	30.55

以上より、疲労限度の下限值 σ_{wL} は式(2)の $\sqrt{\text{area}}$ の代わりに $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ を代入して求めることができる。一方、疲労限度の上限値 σ_{wU} に関しては次の経験式で求める。

$$\sigma_{wU} \approx 1.6 H_V (\sigma_{wU} : \text{MPa}, H_V : \text{kgf/mm}^2) \quad (4)$$

5. 実験結果及び考察

図5及び図6にそれぞれSUP9, SUP10MのS-N線

図4 介在物寸法 $\sqrt{\text{area}_{\max}}$ の極値分布 ($S_0=0.0309 \text{ mm}^2$, 視野数=100)

図5 S-N線図：SUP9(T-Em, T-Em-Pit, Dec-Shot)材

図6 S-N線図：SUP10(T-Em, T-Em-Pit, Dec-Shot, T-Em-Shot, Dec)材

図を示す。疲労寿命と強度のばらつきが大きく、一つのグループの実験結果を1本の曲線で整理するのは困難である。疲労破面の観察によれば、疲労破壊起点はSUP 9(T-Em)及びSUP 10 M(T-Em)材ではほとんどが非金属介在物であった。SUP 9(T-Em-Pit)及びSUP 10 M(T-Em-Pit)材はすべて腐食ピット、SUP 9(Dec-Shot), SUP 10 M(Dec-Shot)及びSUP 10 M(Dec)材はすべて表面が破壊起点である。またSUP 10 M(T-Em-Shot)材は内部介在物と表面の2通りの疲労破壊起点を示した。このような疲労破面の特徴に基づいて以下の考察を行った。

5.1 ショットピーニング材の疲労強度の評価

ショットピーニングは図2のような分布の残留応力を生成し、曲げ疲労強度を向上させるが、一方で素材表面を荒らし強度低下の逆効果を伴うと言われている^{11)~15)}。図7は、SUP 9(Dec-Shot), SUP 10 M(Dec-Shot)及びSUP 10 M(Dec)材の表面から深さ400 μm

図7 表面近傍の硬さ分布：SUP 9(Dec-Shot), SUP 10 M(Dec-Shot, Dec)材

付近までの硬さ分布を示している。すべての試験片について深さ100 μm 付近から表面に近づくにしたがって、硬さが急激に低下している。これは、試験片の表面近傍に熱処理により生じた脱炭層が存在するからである¹⁴⁾¹⁵⁾。しかし、ショットピーニングは強い加工をもたらすにもかかわらず、ショットピーニング後の硬さはほとんど変化しなかった。

このようなばね特有の諸条件を考慮すると、ショットピーニング材の疲労強度の定量的評価には、次の五つの因子の相互作用に注目しなければならない。(1) 介在物の存在、(2) 基地組織の硬さ、(3) 残留応力(平均応力)の分布、(4) 脱炭層、(5) 表面の凸凹。

5.1.1 表面からの深さの違いによる局所疲労限度の上・下限値の変化

疲労限度は式(1)~(3)に示すように H_v , $\sqrt{\text{area}}$ 及び R によって決まる。一方、上述の(1), (5)の因子は $\sqrt{\text{area}}$, (2), (4)の因子は H_v , (3)の因子は応力

比 R と関係すると考えることができる。これらの因子の寄与と負荷応力が表面からの距離によって変化することにより試験片内部の位置によって疲労破壊の危険度が異なることになる。この事情を考慮に入れると、表面からの各位置における局所疲労限度(図3で耐えうる σ_a の値)の上限値及び下限値の変化は図8~図10のようになる。また、これらの図には破壊起点に作用した応力振幅も合わせて示している。ここで局所疲労限度の下限値 σ_{wl} は、図7の H_v 分布、図2の残留応力分布、及び図4による試験片1本当たりの最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}_{\text{max}}}$ を式(1)~(3)に代入して算出したものである。また、上限値 σ_{wu} は介在物の影響がないとしたときの値で、式(4)とグッドマン線図による予測値である。

図8及び図9に示したSUP 9(Dec-Shot), SUP 10 M(Dec-Shot)材の破壊起点はすべて表面又は表面のごく近傍であった。図11にSUP 10 M(Dec-Shot)材の疲労破面を示す。一方、図10に示したSUP 10 M(T

図8 表面近傍の予測局所疲労限度の分布と外荷重による応力分布の比較：SUP 9(Dec-Shot)材

図9 表面近傍の予測局所疲労限度の分布と外荷重による応力分布の比較：SUP 10 M(Dec-Shot)材

図10 表面近傍の予測局所疲労限度の分布と外荷重による応力分布の比較：SUP 10 M (T-Em-Shot) 材

Hv=466, $\sigma=755$ MPa, $N_f=1.06 \times 10^5$

図11 表面を起点として破壊した例：SUP 10 M (Dec-Shot) 材 脱炭材+ショットピーニング

-Em-Shot)材の破壊起点は表面近傍と内部の介在物の2通りの場合がみられた。図12はSUP10M (T-Em-Shot)材の破壊起点が表面近傍の場合である。また図13及び図14は、SUP 10 M (T-Em-Shot)材のフィッシュアイ破壊の例であるが、その形状は円形では

Hv=536, $\sigma=784$ MPa, $N_f=1.33 \times 10^6$

図12 破壊の起点が表面近傍の例：SUP 10 M (T-Em-Shot) 材 旋削加工+ショットピーニング

Hv=540, $\sigma=735$ MPa, $N_f=3.54 \times 10^7$

$\sqrt{\text{area}}=29.8 \mu\text{m}$, $R=-2.0$, $\sigma'/\sigma'w=0.984$

図13 フィッシュ・アイの例：SUP 10 M (T-Em-Shot) 材 旋削加工+ショットピーニング

Hv=545, $\sigma=745$ MPa, $N_f=2.58 \times 10^7$

$\sqrt{\text{area}}=23.4 \mu\text{m}$, $R=-3.3$, $\sigma'/\sigma'w=0.864$

図14 フィッシュ・アイの例：SUP 10 M (T-Em-Shot) 材 旋削加工+ショットピーニング

なく、残留応力が疲労き裂伝ばに影響するので、表面近くで大きくゆがんだ形状となっている。

ショットピーニング材の疲労強度を予測するためには、局所疲労限度の予想下限値が公称応力振幅(図3の σ_a)の値と比較して最も低い領域に注目すればよい。すなわち、SUP 9 (Dec-Shot) 材(図8)及びSUP 10 M (Dec-Shot) 材(図9)では表面、SUP 10 M (T-Em-Shot) 材(図10)では表面と内部(深さ350 μm 程度)での局所疲労限度の下限値と応力振幅の大小関係が、試験片全体の疲労強度を決定することになる。したがってショットピーニング材において疲労破壊の起点が表面近傍と内部に分かれる原因は、応力振幅と局所疲労限度の上・下限値の大小関係より説明できる。例えば、SUP 9 (Dec-Shot) 材(図8)で表面が疲労破壊起点になるのは、表面近傍の局所疲労限度の上・下限値が内部に比べて著しく低いため、表面近傍において応力振幅が局所疲労限度の上限値に達しても内部では下限値にも達しないからである。

またSUP10M (T-Em-Shot) 材(図10)では、表面

近傍における応力振幅が局所疲労限度の下限値に達する前に、表面から約400 μm 程度内部の領域で既に下限値近傍にある。そのため、表面近傍での局所疲労限度の下限値に近い応力振幅を负荷した場合、表面の荒れと介在物寸法及び内部の介在物寸法の大小の程度に応じて内部と表面の2通りの破壊起点が生ずるのである。ただし、図10において内部の破壊起点については、破壊応力振幅の値が局所疲労限度の予想下限値よりも若干低いが、予測式の精度と内部の残留応力の測定値の信頼度を考え合わせると、この程度の誤差は覚悟すべきであろう。このように、ショットピーニング材では表面又は深さ約300~400 μm の領域が、深さ約50~300 μm の中間領域より危険度が高いことが、硬さ、介在物、残留応力、負荷応力の各因子をすべて考慮に入れて合理的に説明される。

5.1.2 ショットピーニングによる表面凸凹の影響

図6においてSUP10M(T-Em-Shot)材とSUP10M(Dec-Shot)材の結果を比較すると、SUP10M(Dec)材の黒皮を除去してショットピーニングを施したSUP10M(T-Em-Shot)材とSUP10M(Dec-Shot)材とでは疲労強度にあまり差がみられない。SUP10M(T-Em-Shot)材では脱炭層を除去した後ショットピーニングを施したため、SUP10M(Dec-Shot)材に比べて表面の基地の硬さが高い。しかしながら、SUP10M(Dec-Shot)材では疲労強度に影響を及ぼさなかった表面の凸凹が、SUP10M(T-Em-Shot)材では表面の硬さの上昇に伴い欠陥として悪影響を及ぼすようになり、疲労強度のばらつきをもたらすので結果的には大きな上昇には至らなかったと考えられる。例えば、ショットピーニングによる表面の荒れは平均で約20 μm の凸凹を有しており、これを半球状の微小欠陥と仮定した場合¹¹⁾、 $\sqrt{\text{area}}$ は25 μm 程度となる。SUP10Mでは表4に示した局所疲労限度の下限値を与える試験片1本当たりの介在物の最大寸法は $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}=24.5\mu\text{m}$ であるから、表面の凸凹はこれに相当する寸法の欠陥に匹敵する。これは、あとで図21で示すようにSUP10M(T-Em-Shot)材では表面を起点として破断した試験片の疲労限度が、局所疲労限度の予想下限値に近いという結果によく対応している。

このように影響因子がいくつか複雑に絡みあっても本研究の手法によって疲労強度が推定できるので、今後ショットピーニングによる疲労強度の上昇を達成する際に単なる試行錯誤でなく計画的に本手法を利用することができる。

5.2 疲労強度に及ぼす介在物及び腐食ピットの影響

表5及び表6は、介在物及び腐食ピットから破壊した試験片について、式(1)~(3)により求めた疲労強度の予測値と実験結果を比較したものである。図15に

表5 疲労強度の推定値と実験結果の比較(SUP9)

Specimen	Hv	σ	N_f	$\sqrt{\text{area}}$	h	Shape of inclusion	σ'	$\sigma'_w(R)$	σ'/σ'_w
TM3	436	686	1.51×10^6	6.71	5.3		657	675(-2.54)	0.973
TM7	454	657	$5 \times 10^7 \rightarrow$	9.49	3.9		666	675(-2.87)	0.987
	706		5.13×10^7				716		1.06

Specimen	Hv	σ	N_f	$\sqrt{\text{area}}$	t	Shape of pit	σ'	$\sigma'_w(R)$	σ'/σ'_w
TM1	445	588	4.50×10^5	60.1	31		583	408(-1)	1.43
TM8	456	441	2.67×10^5	344	160		418	311(-1)	1.34
TM9	463	421	$5 \times 10^7 \rightarrow$	73.2	43		419	408(-1)	1.03
		500	$5 \times 10^7 \rightarrow$				497		1.22
		598	2.53×10^5				595		1.45
TM10	388	421	7.58×10^5	58.0	43		417	369(-1)	1.13
TM11	443	461	$5 \times 10^7 \rightarrow$	61.8	33		459	405(-1)	1.13
		559	6.03×10^5				556		1.37

Hv: Vickers hardness number, σ : Nominal stress at surface(MPa), $\sqrt{\text{area}}$: Square root of projection area of inclusion or pit(μm), t: Depth of corrosion pit(μm), h: Distance from surface(μm), N_f : Cycle to failure, σ' : Nominal stress at fracture origin(MPa), σ'_w : Fatigue limit estimated by Eq.(1)~(3)(MPa), R: Stress ratio.

表6 疲労強度の推定値と実験結果の比較(SUP10M)

Specimen	Hv	σ	N_f	$\sqrt{\text{area}}$	h	Shape of inclusion	σ'	$\sigma'_w(R)$	σ'/σ'_w
10M3	550	862	2.00×10^7	14.1	26		845	673(-1)	1.26
10M6	554	833	1.63×10^6	28.9	251		781	589(-1)	1.32
10M9	558	882	1.05×10^6	16.9	17		866	599(-1.06)	1.45
10M21	536	441	$5 \times 10^7 \rightarrow$	7.93	3.0		444	804(-3.12)	0.552
		794	1.59×10^7				799		0.993

Specimen	Hv	σ	N_f	$\sqrt{\text{area}}$	t	Shape of pit	σ'	$\sigma'_w(R)$	σ'/σ'_w
10M4	549	588	5.86×10^5	90.6	51		580	451(-1)	1.29
10M7	581	519	3.41×10^5	250	74		461	399(-1)	1.15
10M8	543	323	$5 \times 10^7 \rightarrow$	69.8	39		320	468(-1)	0.692
		519	$5 \times 10^7 \rightarrow$				514		1.10
		617	4.44×10^5				611		1.31
10M10	551	617	3.64×10^5	71.6	42		611	471(-1)	1.30

Specimen	Hv	σ	N_f	$\sqrt{\text{area}}$	h	Shape of inclusion	σ'	$\sigma'_w(R)$	σ'/σ'_w
OMS13	540	735	3.54×10^7	29.8	360		648	658(-2.04)	0.984
OMS15	545	588	$5 \times 10^7 \rightarrow$	23.4	333		520	762(-3.33)	0.683
		745	2.58×10^7				659		0.864

Hv: Vickers hardness number, σ : Nominal stress at surface(MPa), $\sqrt{\text{area}}$: Square root of projection area of inclusion or pit(μm), t: Depth of corrosion pit(μm), h: Distance from surface(μm), N_f : Cycle to failure, σ' : Nominal stress at fracture origin(MPa), σ'_w : Fatigue limit estimated by Eq.(1)~(3)(MPa), R: Stress ratio.

SUP10M(T-Em)材のフィッシュアイ破壊の例を示す。また図16はSUP10M(T-Em)材の表面近傍の介在物を起点とした疲労破壊の例である。以下では、破壊起点に作用した応力振幅 σ' の起点近傍の表面Hvと $\sqrt{\text{area}}$ から求めたその場所の疲労限度 σ'_w を比較す

Hv=550, $\sigma=862$ MPa, $N_f=2.00 \times 10^7$
 $\sqrt{\text{area}}=14.1 \mu\text{m}$, $R=-1$, $\sigma'/\sigma'_w=1.26$

図 15 フィッシュ・アイの例：SUP 10 M (T-Em) 材 旋削加工

Hv=555, $\sigma=882$ MPa, $N_f=1.05 \times 10^6$
 $\sqrt{\text{area}}=16.9 \mu\text{m}$, $R=-1.1$, $\sigma'/\sigma'_w=1.45$

図 16 破壊の起点が表面近傍の介在物の例：SUP 10 M (T-Em) 材 旋削加工

ることにより、予測式の有効性を検討する。表中の σ'/σ'_w の値は予測が正しければ破壊した試験片については 1.0 より大きい値となるべきである。ほとんどの場合、1.0 より大きい値となっているが、若干のデータについては 1.0 より小さいものも見られる。しかし、最も小さいものでも 0.864 であるから内部の残留応力の値の信頼性を考慮に入れると予測の精度は実用的には満足のいくものである。表には破壊起点となった介在物と腐食ピットの形状のスケッチも示している。

図 17 に SUP 10 M (T-Em-Pit) 材の腐食ピットからの破壊例を示す。また、図 18 は SUP (T-Em-Pit) 材の腐食ピットからの破壊例である。

図 19 は介在物または微小欠陥から破壊したすべての試験片について、 σ'/σ'_w と疲労寿命 N_f との関係を示した修正 S-N 線図ともいべきものである。破壊したプロット点は、 σ'/σ'_w の値が大きいほど、 N_f が短くなる傾向を示している。特に表面のピットが破壊起点となる場合には内部介在物からの破壊に比べて N_f が短く、表面介在物からの破壊が内部介在物からの破壊に比べて寿命が短いという Duckworth ら¹⁸⁾ の報

Hv=549, $\sigma=588$ MPa, $N_f=5.86 \times 10^5$
 $\sqrt{\text{area}}=90.6 \mu\text{m}$, $R=-1$, $\sigma'/\sigma'_w=1.29$

図 17 腐食ピットを起点として破壊した例：SUP 10 M (T-Em-Pit) 材 旋削加工+腐食ピット

Hv=445, $\sigma=588$ MPa, $N_f=4.50 \times 10^5$
 $\sqrt{\text{area}}=60.1 \mu\text{m}$, $R=-1$, $\sigma'/\sigma'_w=1.43$

図 18 腐食ピットを起点として破壊した例：SUP 9 (T-Em-Pit) 材 旋削加工+腐食ピット

図 19 修正 S-N 線図：

SUP 9 (T-Tm, T-Em-Pit) 材, SUP10M (T-Em, T-Em-Pit, T-Em-Shot) 材

告と符号する。

5.3 極値統計を用いた疲労強度のばらつきの予測

図 20 及び図 21 は、10 本の試験片 ($N=10$) 中に存

図20 疲労限度の予測上・下限値と実験結果の比較：SUP 9 (T-Em, Dec-Shot) 材

図21 疲労限度の予測上・下限値と実験結果の比較：SUP 10 M (T-Em, T-Em-Pit, Dec-Shot, T-Em-Shot, Dec) 材

在することが予想される最大介在物の $\sqrt{\text{area}_{\text{max}}}$ から予測した同数の試験片の疲労限度(ただし試験片の公称応力振幅)の下限値 σ_{wl} , 式(4)と修正グッドマン線図から求めた疲労限度の上限値 σ_{wu} , 及びピット材を除く全疲労試験結果を比較したものである。ここで各試験片の破壊起点の残留応力は必ずしも同じではないから、予測式(1)～(3)と関係する応力比 R の値は一

定値をとらず、図中に示したような範囲をとる。破壊した実験点はすべて疲労限度の予想下限値の線より上にあり、極値統計を用いた疲労強度下限値予測法が妥当であることがわかる。ここで、SUP 10 M (Dec-Shot) 材と SUP 10 M (T-Em-Shot) 材の両者の見かけ上の疲労強度には大きい差がないが、SUP 10 M (Dec-Shot) 材は局所疲労限度の上限値、SUP 10 M (T-Em-Shot) 材は下限値付近の応力で破壊しており、内容は異なっていることに注意しなければならない。実際のばねは脱炭層が存在する状態にショットピーニングを施して使用されるが、そのことを考慮すると SUP 10 M は、焼戻し温度が低いので脱炭層部分の硬さが SUP 9 より高い。またショットピーニングによる圧縮残留応力の効果で両振 ($R = -1$) の場合の疲労強度下限値よりはるかに高い値を達成している。

式(1)～(3)から予想されることであるが、図20と図21を比較すると、SUP 10 M は SUP 9 よりも硬さが高い分、破壊した実験点の疲労強度が高くなっていることがわかる。

6. 結 言

介在物や欠陥の影響、さらに脱炭層やショットピーニングなどの因子が複雑に絡む、ばね鋼 SUP 9 と SUP 10 M の疲労強度特性を総合的に検討した結果、疲労限度に及ぼす各因子の影響を定量的に評価することができた。得られた結果をまとめると次のようになる。

- (1) ショットピーニングを施したばね鋼の疲労強度を予測するには次の五つの因子とその影響の干渉効果を考慮しなければならない。(a) 介在物, (b) 基地組織の硬さ, (c) 残留応力(平均応力)の分布, (d) 脱炭層, (e) 表面の凸凹。
- (2) 硬さ H_v 分布、起点に存在した介在物又はピットの寸法 $\sqrt{\text{area}}$ と、さらに残留応力を平均応力とみなして計算した局所疲労限度 σ'_w は、実際に作用した応力振幅 σ' と、ほとんどの場合 $\sigma'/\sigma'_w > 1.0$ の関係となり、ショットピーニング等の複雑な要素を含むばね鋼でも、疲労限度予測式が成り立つことが確認された。さらに、旋削加工後ショットピーニングを施した試験片では、疲労破壊の起点が表面又は $300 \sim 400 \mu\text{m}$ 内部の2個所に分散する理由も、局所疲労限度の深さ方向の分布から説明することができる。
- (3) 多数の試験片の疲労限度の下限値の予測は、提案する疲労限度予測式に、極値統計に基づいて計算した最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}_{\text{max}}}$ を代入することで推定が可能である。
- (4) SUP 9 より高強度化を図った SUP 10 M の疲労限度は、ショットピーニング等の様々な因子が

影響しても、疲労限度予測式を用いて充分評価でき、SUP 9 より上がっている。したがって SUP 10 M は高応力ばね鋼として有効であると評価できる。

参 考 文 献

- 1) 例えば, Garwood, M. F., Zurburg, H. H. and Erickson, M. A., Correlation of Laboratory Test and Service Performance, Interpretation of Tests and Correlation with Service, ASM, (1951), 1.
- 2) 西島 敏, 材料, **29**-316(1980), 24.
- 3) 斉藤 誠, 伊藤幸生, ばね論文集, No.30(1985), 11.
- 4) 村上敬宜, 児玉昭太郎, 小沼静代, 機械学会論文集, **54 A**-500(1988), 688.
- 5) 村上敬宜, 阿部雅二郎, 清田高德, 機械学会論文集, **53 A**-492(1987), 1982.
- 6) 村上敬宜, 鉄と鋼, **75**-8 (1989), 1267.
- 7) 村上敬宜, 上村裕次郎, 夏目喜孝, 宮川 進, 機械学会論文集, **56 A**-525(1990), 54.
- 8) 村上敬宜, 宇宿尚史, 機械学会論文集, **55 A**-510(1989), 213.
- 9) 村上敬宜, 川上勝巳, 斉藤 誠, ばね論文集, No.35(1990), 1.
- 10) 鳥山寿之, 村上敬宜, 牧野泰三, 材料, **40**-458(1991), 1497.
- 11) 丹下 彰, 阿久津忠良, 高村典利, ばね技術研究会 1990 年度春季講演会前刷集, (1990-6), 1.
- 12) 小曾根敏夫, 土方直樹, ばね論文集, No.33(1988), 53.
- 13) 俊野英男, 重野公彦, 高木伸雄, ばね論文集, No.32(1987), 53.
- 14) Berns, H. and Weber, L., Proc. 2nd Int. Conf. on Impact Treatment Processes, (1986-9), 31.
- 15) 広瀬正吉ほか 31 名, 共同研究, ばね論文集, No.27(1982), 73.
- 16) 上村裕次郎, 村上敬宜, 機械学会論文集, **56 A**-521(1990), 162.
- 17) Gumbel, E. J. (河田ほか 2 名訳), “極値統計学”, (1963), p 1, 広川書店.
- 18) Duckworth, W. E. and Ineson, E., Clean Steel, Iron Steel Inst. Sp. Rep., 77(1963), 87.