論文

繰返圧縮荷重を受けるコイルばねの変形および強さ (第3報)*

(ピアノ線の場合)

河本 実** 桜井忠一*** 関 護雄**** 藤谷景三****

On the Deformation and the Strength of Coiled Spring under Repeated Load (3rd Report)

(The Cases of Piano Wire)

by

Minoru KAWAMOTO, Tadakazu SAKURAI,
(Kyoto University) (Himeji Technical University)

Morio SEKI, and Keizo FUJITANI
(Ritsumeikan University)

In the previous papers, the authors reported on the experiments of the coiled springs of steel wire under pulsating compressive load, and obtained the fatigue strength and the deformation due to fatigue. Through the tests, the authors found that the deformation limit diagram of miniature coiled spring differed from that of the ordinary round steel bar.

In the same way as reported in the previous paper, the authors wanted to find the effect of three different conditions, that is, untreated, heat-treated and set conditions of the coiled compression springs of piano wire (PI). The authors also examined the deformation due to fatigue under various mean stresses of the coiled springs of piano wire, heat-treated and annealed at 800 °C in vacuum, and compared this with the previous results.

The results of these tests are as follows:

1) The proportional limits, the fatigue limits and the creep limit of the three kinds of coiled springs are as follows:

The untreated spring showed the lowest values in all these, the heat-treated one was the second, and the set spring was the higher than the others.

2) The residual shear strain of coiled springs under repeated compressive load was the largest in the pulsating test ($\tau_a = \tau_m$), but it decreased gradually as the mean stress increased up to $\tau_a/\tau_m = 0.6$, and it appeared to increase more or less for the values of τ_a/τ_m smaller than 0.6.

3) A stress amplitude τ_a at endurance limit decreased gradually as mean stress increases.

4) τ_a in the fatigue creep limit diagram of the heat-treated spring kept approximately constant when $\tau_a/\tau_m = 1 \sim 0.6$. While, τ_a began to decrease rapidly when mean stress increases beyond such a range, and the slope was about 60° to the abscissa $\tau_a = 0$.

5) In the coiled spring, annealed in vacuum at 800°C, the deformation limit diagram kept almost horizontal when $\tau_a/\tau_m = 1 \sim 0.6$ and began to decrease remarkably beyond such a range and the inclination was approximately 45° to the abscissa $\tau_a = 0$.

6) It seems that the endurance limit diagram consists of an inclined line, and the fatigue creep limit diagram consists of a horizontal line ($\tau_a/\tau_m = 1 \sim 0.6$) and an inclined line ($\tau_a/\tau_m < 0.6$).

(Received Oct. 4, 1960)

* 原稿受付 昭和35年10月4日, 当協会第6期総会講演会にて講演 (昭32)

** 正員 京都大学工学部

*** 正員 姫路工業大学

**** 正員 立命館大学理工学部

1. 緒 言

第1報¹⁾においては鋼線ばねに片振り繰返圧縮荷重を与え²⁾ばねの処理の影響を, 更に第2報において平均応力を与えた繰返圧縮試験を行ない, 疲労強さおよび変

形に関する実験結果を述べたが、その際小形コイルばねについて、圧縮荷重振幅および平均荷重より算出して求めたねじり応力振幅、およびねじり平均応力を同軸とするねじり変形限度線図が、従来鋼の丸棒について求められている変形限度線図とその形が異なる点が認められた。本報では前報と同様の片振りおよび部分片振り繰返圧縮試験をピアノ線を用いた同種の小形コイルばねについて行ない、ピアノ線ばねの処理によりその変形および強さがいかに変化するかを求めた。また特にばねに巻く際の加工による残留応力その他の影響を完全に排除するため、同じばねを真空焼鈍した場合についても同様の実験を行ない、前報における実験結果と比較した。

2. 試験装置および試験方法

実験に用いた試験機は静荷重用と繰返荷重用の2種類である。静荷重用には前報に述べたと同様、重錘を用いて試験ばねにつねに一定の荷重がかかる型式のものを使用した。繰返荷重用としては前報で述べたものおよび Fig. 1 に示す試験機を用いた。Fig. 1 ではもっぱら片振りのみの繰返圧縮試験を行ない、処理の影響を調べるのに用いた。図において E は偏心カム、R はローラ、S は案内板、P は案内板に固定の往復棒、T は試験片、H はばね受け、N はばね受け H を調節する

Fig. 1 Fatigue testing machine for coiled spring

- C : Lathe chuck
E : Eccentric disc
R : Roll
P : Reciprocating rod
N : Nut
- T : Coiled spring test piece
S : Follower
H : Spring set-rod

ナットで、電動機によりベルトを通じ偏心カムを回転させ、その下のローラーを通じ往復棒を上下に動かして、コイルばね試験片に繰返圧縮変形を与える。回転速度は前報のものと同様毎分 1000~950 回である。試験ばねに加える荷重はばねのたわみ、すなわち最大圧縮量から求められ、最大圧縮量は偏心カムとばね受け(または押え)を調節して定め、その量はダイヤルゲージで測定し、振幅は偏心カムにより与えた。試験片に所定の繰返応力を与えるには、まず試験片に与えるべき平均応力 τ_m および応力振幅 τ_a を決定し、普通の弾性式 $P=\pi d^3/8D\times\tau$ (ただし、 P : ばねの軸方向に作用する圧縮荷重、 $D=2R$: コイルの平均直径、 $d=2r$: ばねの素線の直径、 τ : ばね素線に起こる最大ねじり応力。)により応力を荷重に換算し、加えようとする τ_m および τ_a をそれぞれ平均荷重 P_m および荷重振幅 P_a に換算し、後述の Fig. 3 に示す静荷重-たわみ線図により、 P_m および P_a に相当するたわみ δ_m および δ_a を求める。 δ_m および δ_a の調節および残留変形の測定は前報で述べたと同様で、1/100 mm のダイヤルゲージで行なった。なお、たわみ δ をせん断ひずみに換算するには次式を用いた。

$$\gamma = \frac{\tau}{G} = \frac{16PR}{\pi d^3} = \frac{\delta d^4}{64PR^3n} = \frac{d}{2Rl} \cdot \delta$$

ただし l : ばね素線の有効長さ、 δ : ばねのたわみ、 n : コイルの有効巻数、 G : ばね素線材料のせん断弾性係数、 γ : ばね素線に起こるせん断ひずみ

3. 試験材料および試験片

実験に供したばね材料は、Table 1 のような化学成分をもつ2種類の 0.8% C のピアノ線で PI, PII と記号をつけることとする。いずれも 9.5 mm の丸棒から15段階の引抜き工程を経て、直径 3 mm に仕上げられたものである。なお途中洗浄およびパテンティングを施した。これら材料の機械的性質を Table 2 に示し

Table 1 Chemical composition of material in (%)

Symbol	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
PI	0.80	0.18	0.40	0.024	0.022	0.03	Tr.	Tr.
PII	0.80	0.23	0.35	0.009	0.005	0.04	0.30	0.05

Table 2 Mechanical properties of material

Symbol	Tensile strength (kg/mm ²)	Cycles of twisting for rupture	Cycles of bending for rupture	Modulus of elasticity (kg/mm ²)	Modulus of rigidity (kg/mm ²)
PI	198	34	20	24 000	8 400
PII	184	40	—	24 000	8 400

Drawing process: 9.5 mm Bar Annealing Washing
--9.5--8.5--8.0--7.5--Patenting--Washing--6.5--5.5
--5.0--4.8--4.5--4.2--4.0--3.7--3.5--3.2--3.0

た. 試験片は上記の素線を自動ばね巻機によって, Fig. 2 のような所定の形状および寸法のコイルばねに製作した. これらの数字は, すべて後に述べる無処理ばねおよび真空焼鈍しばねに対する平均寸法であるが, その他のばねについては無処理ばねと大差はない. ばねの両端部は平坦に研摩仕上げし, 両端の3/4巻は傾き角を変えて, 巻終り部で第2巻目と接するようにした. 有効巻数 n の値としては, これら両端の3/4巻の

Fig. 2 Coiled spring test piece (2/1×2/3)

部分を除いて $n=6$ とした. コイルのピッチは5 mm, 図に示す傾き角 α は約 $7^{\circ}30'$ で, コイルの直径 D と素線の直径 d との比は $D/d=4$ である. 試験片としてはPIのばねではコイル巻きしたままのものほか, 300°C で12分間低温焼鈍したもの, および低温焼鈍し後ばねが密着するまで3回セッチングを施したものと3種類を使用した. これらの処理を行なったばねをそれぞれ無処理ばね, 熱処理ばねおよびセッチングばねと名づけ, それらをそれぞれPIA, PIBおよびPICと書き, またPIIのばねでは熱処理ばねと, コイルに巻いたまま 800°C で真空焼鈍したばねについても実験を行ない, それらをPIIBおよびPIIVと書くこととした. ばね試験片として正確に同一寸法のものを得ることは困難で, それらの誤差を測定した結果によると, 真空焼鈍しばねでは, 高さ $+0.5\sim-0.6\%$, コイル平均径 $+1.1\sim-0.5\%$ であり, 3種の処理を施したピアノ線ばねは第1報で述べた鋼線ばねと大差なかった.

4. 実験結果およびその考察

3種の処理を施したPIばねでは強さおよび変形に及ぼす処理の影響を, PIIばねの熱処理および真空焼鈍したばねでは平均応力の影響を調べた.

(I) 静荷重-たわみ線図

PIばねとPIIばねについて荷重とたわみの関係を求め, これをせん断応力とせん断ひずみに換算した応力-ひずみ線図をFig. 3に示す. なお, 図には応力と残留せん断ひずみの関係も付記した. 次に各荷重ごとにばね定数を求め, ばね定数が急に減少する点はちょうど線図上でも曲率の大きく変化した直線よりは

Fig. 3 Stress-strain diagram

ずれるので、その直前の点を比例限度とした。3種のPIばねおよびPIIばねの比例限度における応力ならびに全ひずみはTable 3に示すようにいずれも無処理ばねが最小で27.5 kg/mm²でセッチングばねが最大で61.7 kg/mm²であり、次いで熱処理ばねで50 kg/mm²を表わしている。PIIの熱処理ばねの比例限度は50.8 kg/mm²であり、真空焼鈍しばねでは17.2 kg/mm²で1/3に低下している。

(II) 残留たわみ-繰返数(N) 曲線

上記コイルばね試験片について、繰返圧縮荷重を加え一定繰返数ごとに残留たわみを測定した結果をFig. 4に示す。図はPIの熱処理ばねに片振り繰返圧縮荷重を加えた結果である。無処理ばね、セッチングばねに対しても疲労クリープ曲線の形状はほぼ同様である。残留たわみ量は応力を加えると、最初 $N=10^3$ ぐらいまでは急激に増加するが、これより繰返数が増すとクリープ曲線はややゆるやかになり、比較的大きな応力の場合にはたわみは一定にならず、ある繰返数の後、き裂(○印)を発生し、たわみが急激に増大して、ついに破断(×印)するが、小さな応力の場合には繰返数(N)が増すにつれて、漸次ゆるやかになり、 $N=10^6$ 付近からたわみは一定となり、破断を起こさなかった。き裂発生後破壊するまでの繰返数は熱処理ばねで

Table 3 Stress and strain at the limit of proportionality

Symbol	Shear stress τ (kg/mm ²)	Shear strain γ	Residual shear strain γ_r	Spring constant k (kg/mm ²)
PI-A	27.5	31.1×10^{-4}	0.3×10^{-4}	9.0
PI-B	50.0	54.6	0.56	9.2
PI-C	61.7	67.5	0.9	9.1
PII-B	50.8	59.0	0.45	8.6
PII-V	17.2	20.8	0.45	8.3

Fig. 4 Fatigue creep curves for repeated compression of heat treated spring. (PIB)

はき裂発生後急に破壊した。PIIの熱処理ばねPIIBおよび真空焼鈍しばねPIIVには片振りおよび部分片振り繰返圧縮試験を行ない、それぞれ応力振幅 τ_a と平均応力 τ_m の比 τ_a/τ_m の値をいくつかに変えて行なった。これらの残留たわみ-繰返数曲線の形もFig. 4および前述の場合と同様で、き裂発生より破壊までの繰返数は平均応力に加わるにしたがい少なくなり、破壊を予期しがたいほど急に破壊する。なお真空焼鈍したピアノ線ばねの残留たわみは熱処理ばねの数倍のたわみ量を示し、大なる応力に加わっても破壊せず、急激なる残留たわみの増加を示し、ついに密着して試験を続行することができなくなり、破壊点は求められなかった。

(III) S-N 曲線

前述のようにPIIVばねは密着して破壊を生じなかったので疲労限度は求まらず、PIばねの片振りおよびPIIばねの片振りまたは部分片振り試験の結果を、縦軸に最大応力 $\tau_{max} = \tau_m + \tau_a$ を、横軸に繰返数(N)をとって、材料の処理および τ_a/τ_m の値をパラメータとして、いわゆるS-N曲線に示すと、Fig. 5(a)およびFig. 5(b)のようになる。ただしこの繰返数としては試験片にき裂の発生したときの値をとった。

Fig. 5 (a) S-N curves for coiled spring. (PI)

Fig. 5 (b) S-N curves for coiled spring. (PII)

いずれの曲線も $N=10^6 \sim 10^7$ の範囲に限界繰返数が存在するから、 $N=10^7$ まで応力を繰返し破断しないものの最大の応力値、すなわち水平線の高さを耐久限度と決定した。最大応力で表わしたときの耐久限度と、この限度に相当する残留せん断ひずみを求め、3種のPIばねについて表示したのが Table 4 である。この結果によると耐久限度は無処理ばねが最も低く、セッチングばねが最も高い。疲労限度における残留せん断ひずみは熱処理、セッチングばねが小さく無処理ばねが最も大きく前者二つのばねの約3倍の値をとる。またPIIばねの実験結果より平均応力が加わるにしたがって高くなり、耐久限度における残留せん断ひずみは Table 5 に示すようである。

(IV) 残留たわみ-時間曲線

一定の静圧縮荷重を加えた場合の残留たわみと時間との関係の一例を示すと、Fig. 6 のようになる。図は熱処理ばね(PIB)の結果で、残留たわみは一定時間ごとに荷重を除去して測定したもので、静クリープ曲線の形は他のばねについても同じ傾向で、ただ真空焼鈍したばねは、熱処理ばねの数倍のたわみ量を示した。

Table 4 Results of fatigue and creep test, at (PI)

Symbol	Fatigue limit (kg/mm ²)	Residual strain at fatigue limit	Stress at residual strain of 0.007% under static load (kg/mm ²)
PI-A	31.8	3.3×10^{-4}	10.0
PI-B	41.3	1.1	43.5
PI-C	47.5	1.3	48.0

Table 5 Stress and strain at the fatigue limit (PII)

τ_a/τ_m	Fatigue limit $\tau_{max} = \tau_a + \tau_m$ (kg/mm ²)	Residual strain at fatigue limit
1.0	40.0	0.59×10^{-4}
0.8	46.0	0.62
0.7	49.0	0.70
0.6	53.0	0.57
0.5	56.4	0.90

Fig. 6 Creep curves for static compression of heat treated spring. (PIB)

静荷重の場合、繰返試験の際破壊を起こしたと同じ大きさの最大応力を与えても破壊を生じなかった。

(V) コイルばねの疲労き裂および破面について

コイルばねの破壊は比較的大なる応力による場合は、応力繰返数 $N=10^6$ 以下において、ばねの一部にき裂を生じてついに破壊し、破断面は素線の軸に沿って長くなって破壊する。ピアノ線は方向性があり、繊維方向に強いので、き裂後破壊までの繰返数が比較的大くなる。また比較的小なる応力の場合は、細隙が素線の軸に対して $45^\circ - \phi$ の角度に進行して破壊する。この ϕ は疲労限に近いほど小さく、そのようなときはき裂発生後急にたわみを増大して破壊し、その破面はなめらかな平面となる。

次に破断発生点および破断箇所について考えると、いずれもコイルの内側よりき裂が始まり、応力の大なるものほど上(あるいは下)端に近い末端より1.5~2巻ぐらいのところで破壊し、応力の小さいものほど中央部に近づいている。破断面は応力の大いものでは ϕ の値は大きくなり、断面積は大きく、かつ粗となり、応力の小さいものは大体 45° で面も比較的密である。

(VI) 疲労クリープひずみと静クリープひずみ

3種の処理を施したPIばねすなわち無処理ばね、熱処理ばね、セッチングばねに片振り圧縮試験を、PIIBおよびPIIVばねに片振りおよび部分片振り繰返圧縮試験を行なったときの最大せん断応力と残留せん断ひずみとの関係を Fig. 7 ないし Fig. 13 に示す。ここに残留ひずみとは繰返試験に際し試験片が破断した場合はき裂発生時の値、破断しない場合は、繰返数 $N=10^7$ における値である。静荷重試験のときは、繰返数 $N=10^7$ に相当する時間、すなわち150時間に対する値を採ってある。

(i) 繰返圧縮荷重を加えた場合 Fig. 7 は三つの処理を施したPIばねに片振り繰返圧縮荷重を加えたときの、最大せん断応力と残留せん断ひずみとの関係を示したもので、図中曲線はそれぞれ無処理ばね、熱

Fig. 7 $\tau - \gamma_r$ diagram for repeated creep

処理ばね, およびセッチングばねの結果で, 疲労限度以下における残留せん断ひずみは熱処理およびセッチングばねはいずれも非常に小さく, 疲労限度においてもわずかに 1.1×10^{-4} , および 1.3×10^{-4} にすぎないが無処理ばねでは相当大きく 3.3×10^{-4} となり, 約3倍となっている。また, 疲労限度以上においては, 残留せん断ひずみは3種のばねともそれぞれ増加し, 無処理ばねでは特に急激にたわみ量は大きくなるが, 熱処理, セッチングばねでは非常に少なく, 応力約 53 kg/mm^2 において熱処理およびセッチングばねの残留せん断ひずみは約 1.8×10^{-4} および約 1.4×10^{-4} で無処理ばねの1/10よりも少ない変形しか起こさない。また熱処理とセッチングばねではせん断応力 60 kg/mm^2 を越えても残留せん断ひずみはセッチングばねでは 2×10^{-4} に達しないが, 熱処理ばねでは 4×10^{-4} に近い残留ひずみを生じ, セッチングばねが強度, 変形ともいちばんすぐれていることがわかる。

(ii) 静圧縮荷重を加えた場合 三つの処理を施したばねに静荷重を加えたときのせん断応力と残留せん断ひずみとの関係を Fig. 8 に示す。図中曲線はそれぞれ無処理ばね, 熱処理ばね, セッチングばねについ

Fig. 8 τ - γ_r diagram for static creep

Fig. 9 τ - γ_r diagram for untreated spring. (PIA)

て150時間クリープにおける残留ひずみを描いてある。いま, 150時間クリープにおける残留せん断ひずみが 0.7×10^{-4} に相当する応力をクリープ限度と名づける。Table 4 に示すようにその値は無処理ばねが最小で 10 kg/mm^2 であるが, 熱処理およびセッチングばねではそれぞれ 43.5 kg/mm^2 , 48 kg/mm^2 で相当高い値を有し両者間には大きな差がみられない。クリープ限度以上になると無処理ばねでは相当なひずみの増加を示すが熱処理ばねではひずみの増加が比較的少なく

Fig. 10 τ - γ_r diagram for heat treated spring. (PIB)

Fig. 11 τ - γ_r diagram for setting spring. (PIC)

セッチングばねにおいては更に少ない。

(iii) 静荷重によるクリープと繰返荷重によるクリープとの比較 Fig. 9 ないし Fig. 11 はそれぞれ無処理, 熱処理およびセッチングの3種のばねにつき, 静荷重試験, 150時間クリープ, および $N=10^7$ の繰返荷重によるクリープの場合の結果を比較したものである。残留せん断ひずみの大きさはセッチングばね, 熱処理ばねではともに繰返荷重の場合が変形はいちばん大きく, 次に静クリープ, 次に静荷重試験の順であるが, 無処理ばねでは繰返荷重より静クリープのほうがやや大きく現われた。すなわち, 静荷重試験の場合には, 3種のばねとも最も小さく現われるが, 次に静荷重によるクリープと繰返しの場合を比較すれば, セッチングばねでは繰返荷重によるクリープの場合が大きく, 次に静荷重によるクリープの順になり, 熱処理ばねにおいても同じ順であるが, 両者の残留せん断ひずみの量は接近し, 無処理ばね PIA では静荷重によるクリープの残留ひずみと片振り繰返疲労クリープの残留ひずみとはあまり大差が現われなかった。次に熱処理ばね PIB とセッチングばね PIC では両者の変形の差ははっきりと現われ繰返しの場合のほうが大きい。これは blueing 処理 (300°C の低温焼鈍し) を施せば残留応力が相当除去されたからであろう。

(iv) 平均応力を変えた場合 Fig. 12 ないし Fig. 13 はそれぞれ熱処理ばね PIIB および真空焼鈍した PIIV ばねの結果で, いずれも実験は τ_a/τ_m の値をいくつかに変えて行なったもので, 各々試験条件を別に示した図である。ただし, これらの図において真空焼鈍したばねのように密着前に急激なたわみを生ずるものは, その直前の残留せん断ひずみをとった。残留ひずみの大きさは τ_a/τ_m の比が 1~0.6 までは減少するにしたがい小さくなっている。

(VII) 応力振幅 τ_a -平均応力 τ_m 線図

片振りおよび部分片振り繰返圧縮試験を行なった PII ばねの S-N 曲線から求めた耐久限度の値を, 縦軸に τ_a , 横軸に τ_m をとって描いたものが Fig. 14 の黒丸および実線の曲線である。Fig. 12 および Fig. 13 から残留ひずみが $\gamma_r=0.6 \times 10^{-4}$ の一定値に相当する最大応力を求め τ_a および τ_m にて表わし, 図中に示したのが白丸および点線の曲線である。疲労破壊に対する限度は片振りから平均応力が増加するにしたがって, 応力振幅も直線的に順次小さくなるに対し, 疲労変形の限度は1本の直線となり, τ_a/τ_m の値が 1~0.6 までは τ_a の値は τ_m の大きさにかかわらずほとんど変化せず, ほぼ一定とみることができ, 平均応力がこれ以上になると τ_a は急に下がりはじめ。そのときの変形限度線の横軸に対する傾きを求めると PIIB

Fig. 12 τ - γ_r diagram for heat-treated piano spring. (PIIB)

Fig. 13 τ - γ_r diagram for vacuum annealing spring. (PIIV)

Fig. 14 Endurance limit and fatigue creep limit diagram

焼鈍しを行なった PIIV ばねの変形一定線も, PIIB ばねと同じ傾向で, $\tau_a/\tau_m=1\sim0.6$ まではほぼ水平線で, これを越えると急に下がりその傾きは 45° となる. よって変形限度線図は 1 本の水平線 ($\tau_a/\tau_m=0.6$ まで) と 1 本の傾斜線により与えられ, その傾きは残留応力や加工などの影響がなければ約 45° になり, それらの影響があればそれよりも立ち ($55\sim60^\circ$) になっているように思われる. いずれも変形限度線図は 1 本の水平線 ($\tau_a/\tau_m=0.6$ まで) と 1 本の傾斜線により与えられる. 疲労破壊限度線図が横軸を切る点, すなわち $\tau_a/\tau_m=0$ における応力値は, ばねに静的に荷重を加えても破壊が起こる前に素線が互に密着して, 実験的に求めることができない. ばねが静圧縮荷重を受けて密着するときのねじり応力 (τ_G) を求めると 87 kg/mm^2 となる. この値を横軸上にとると疲労破壊限度線は大体 τ_G の方向に向かっているようである. 疲労変形限度線図(点線)は残留せん断ひずみ γ_r がある一定限界値, すなわち $\gamma_r=0.6\times10^{-4}$ に相当する応力をとって描いた曲線であるが, この曲線は $\tau_a/\tau_m=1$ の片振り応力では, 疲労限度線図の値とほぼ一致するが, 平均応力が増加すると, 一部分疲労限度線のほうが低く現われるので, ばねの設計には変形限度線と, 疲労限度線で囲まれた部分が安全な使用範囲を示す. これらの結果からも明らかに $D/d=4$ くらいの小形ばねにおいてはばねの使用は $\tau_a/\tau_m=0.6$ くらいの平均応力を与えるように, 取りつけて使用すると最も有利なようである.

4. 結 言

以上の結果をまとめると次のようになる.

(1) 本実験に供した 3 種の処理を施したピアノ線コイルばね(PI)の比例限度は, 300°C の低温焼鈍しにより約 2 倍に, セッチングを施すと更に約 20% 高まる.

(2) 本実験に供したピアノ線コイルばね, PI および PII の繰返荷重および静荷重による残留せん断ひずみ-繰返数(時間)の両曲線とも, ほぼ同様な傾向を示す. すなわち縦軸の残留たわみ量は繰返し初期において急激に増加し, 繰返数が増すとクリープ曲線はややゆるやかになり, 比較的応力が大きくなるとしだいになめらかな曲線となる. また, 応力が大きいと, 繰返荷重の場合には疲労破壊が起こるが, 静荷重の場合は数百時間後も破壊が起らず, ひずみが徐々に増加する. 応力が小さいと繰返荷重を与えた場合は繰返数 10^6 以内において, また, 静荷重を与えた場合も, 100

時間以内においてひずみが一定となる. ただし 800°C で真空焼鈍しを行なったばねに大なる繰返応力を与え繰返数が延びると密着し破壊を起こさなかった.

(3) クリープ限度は無処理ばねが特に低く 10 kg/mm^2 の値を示し, 次に熱処理ばねでセッチングばねが最も高く, それぞれ 4.5 および 5 倍の値を示している. また, 疲労限度においても同様に無処理ばねがいちばん低く, 次に熱処理ばねでセッチングばねが最も高く, その限度における残留せん断ひずみは, 熱処理およびセッチングばねでは, それぞれ 1.1×10^{-4} および 1.3×10^{-4} であまり差がないが, 無処理ばねでは 3.3×10^{-4} の値をとり, 他の 2 種のばねに比べて約 3 倍の変形である. 以上の結果から, 熱処理によつては強度を増大し, ひずみを減少しており, また, セッチングによつては強さは更に増大するが, ひずみはあまり減少していないようである. これらのことから適当なる温度によって, 適当なるセッチングを行なえば強度を増大すると同時に, 変形をも減少するように改良することができるように思われる.

(4) 静荷重と繰返荷重のクリープによる残留せん断ひずみを比較すると $N=10^7$, したがって 150 時間以内における同一応力に対する残留せん断ひずみは応力の大きい場合は常に後者のほうが大きいとはかぎらない. ばねの処理により, 前者のほうが大きくなることもある.

(5) 耐久限度における応力振幅は平均応力が増加するにしたがってしだいに低下する.

(6) 一般に用いられている熱処理(300°C 焼鈍し)を行なったばねでは, 変形限度線 ($\tau_a-\tau_m$ 線図において) は, 片振りから $\tau_a/\tau_m=0.6$ までは τ_a の値はほぼ一定で水平であるが, これを越すと急に下がり, その傾きは原線 $\tau_a=0$ の線に対し $58\sim60^\circ$ ぐらいである.

(7) 800°C で真空焼鈍しを行ない残留応力, 加工の影響などを除いたばねでも, 変形限度線図は片振りから $\tau_a/\tau_m=0.6$ まではほぼ水平となり, (6)の場合と同じでこれを越すと急に下がり, その傾きは原線 $\tau_a=0$ に対して大体 45° である.

(8) 変形一定線は(6)(7)で示すように 1 本の水平線と 1 本の傾斜線により与えられる.

参 考 文 献

- 1) 河本, 桜井, 藤谷, 材料試験, 3, 17, 443 (1954)
- 2) 河本, 桜井, 藤谷, 材料試験, 8, 75, 903 (1959)