コイルばねのプリセッティングによる 高さの変化量について*

Variation of Height due to Pre-setting in Coil Springs

下関 正義**・押田 守**
Masayoshi SHIMOSEKI, Mamoru OSHIDA

1. 緒 言

圧縮コイルばね（以下コイルばねと略す），あるいは
トーションバーのプリセッティング（以下セッティングと
略す）に関する研究はすでに数多く紹介されている
が^{1)~3), 6)}，セッティングによる塑性変形量を主体とした報
告は少なく，また過去に発表されたものはコイルばねの
高さ変化量を算出するには近似精度が不十分なよう
である。

本報告は，塑性変形による加工硬化を考慮して近似精
度をあげるとともに，材料によって定まる諸量を実験よ
り求め，その結果から実用的なグラフを作成してコイル
ばね製造上の一助たらしめたものである。

なお，ここでは主として熱間成形コイルばねを対象と
したが，最近自動車用懸架コイルばねに多く使用されて
いる Si-Mn オイルテンパー線 (SWOSM) についても
以下の解析が適用できるか追加検討を行った。

2. 理 論 式

式を導くにあたって，以下の仮定をおく。

- (a) コイルばねの高さ変化は未修正応力に依存する
ものとする。
- (b) 加工硬化はひずみに対して直線的に増加するも
のとする。（図 1 参照）
- (c) 塑性変形後も横弾性係数は加荷，減荷によらず
一定とする。

(a) の仮定により，コイルばねの塑性変形は真直丸棒
の塑性ねじり問題として解析が可能になり，2.1 節にお
いて，(b)，(c) の仮定のもとに真直丸棒の塑性ねじり
の解析を行い，その結果を 2.2 節においてコイルばねの
塑性変形問題に変換する。

以下の解析に用いる記号は次のとおりである。

d : 材料直径	mm
D : コイル平均径	mm
n : 有効巻数	—
h : 有効部高さ	mm

l : 有効部展開長	mm
c : ばね指数 ($=D/d$)	—
G : 横弾性係数	kg/mm ²
P : コイルばねに加わる軸荷重	kg
T : 丸棒に加わるトルク	kg-mm
γ_0 : はねかえりひずみ	—
θ : 比ねじり角	mm ⁻¹
τ : せん断応力	kg/mm ²
τ_y : ねじり弾性限	kg/mm ²
ρ : 丸棒断面の任意の半径	mm
d_1 : セッティング時弾性部分の直径	mm
τ' : $\rho \leq d_1/2$ の範囲における 任意の位置の応力	kg/mm ²
τ'' : $d_1/2 \leq \rho \leq d/2$ の範囲ににおける 任意の位置の応力	kg/mm ²

添字 0 はセッティング前，1 はセッティング時，2 はセッ
ティング後を示す。

2.1 真直丸棒のねじり

弾性限界時のトルク T_s ，およびその時の比ねじり角
 θ_s は弾性理論が適用できるので，

$$T_s = \int_0^{d/2} 2\pi\tau\rho^2 d\rho \quad (1)$$

$$\theta_s = \frac{2\tau_y}{Gd} \quad (2)$$

となり，セッティング時の比ねじり角 θ_1 は，弾性部分の
直径を d_1 とすれば，

$$\theta_1 = \frac{2\tau_y}{Gd_1} \quad (3)$$

その時のトルク T_1 は，弾性部分と塑性部分の受け持
つトルクの和が外から加わるトルクに等しいことから，

$$\begin{aligned} T_1 &= \int_0^{d_1/2} 2\pi\tau'\rho^2 d\rho + \int_{d_1/2}^{d/2} 2\pi\tau''\rho^2 d\rho \\ &= \frac{\pi\tau_y d^3}{16} \cdot K \end{aligned} \quad (4)$$

ただし

$$K = \frac{4}{3} \left(1 - \frac{1}{\alpha}\right) \left(1 - \frac{1}{\beta^3}\right) + \frac{1}{\beta^3} + \left(1 - \frac{1}{\beta^4}\right) \quad (5)$$

* 昭和 48 年秋期講演会に発表

** 三菱製鋼株式会社

$$\alpha = \frac{0a}{ab} \text{ の傾き}$$

$$\beta = \frac{d}{d_1} = \frac{\theta_1}{\theta_s} \quad (6)$$

となる。

$T \leq T_s$ では、

$$\frac{T}{T_s} = \frac{\tau}{\tau_y} = \frac{\theta}{\theta_s} \quad (7)$$

$T \geq T_s$ では、

$$\frac{T}{T_s} = K \quad (8)$$

式(5), (7), (8)の関係は図2のようになり、この図において仮定(c)より OA/BC であるから、

図1 セッティング時の応力分布図

図2 $T/T_s - \theta/\theta_s$ 線図

$$\theta_1 - \theta_2 = \frac{T_1}{T_s} \cdot \theta_s = K \cdot \theta_s \quad (9)$$

となる。

2.2 コイルばねへの適用

前節においてトルクと比ねじり角との関係が得られたのであるから、比ねじり角をコイルばねのたわみに換算すればよい。

h_0 のコイルばねを h までたわませた時の材料の比ねじり角 θ は、幾何学的に次式で与えられる。

$$\theta = \frac{2}{Dl} \cdot (h_0 - h) \quad (10)$$

上式と前節の(9)式より、 h_0, h_1, h_2 の3つの高さの関係が導かれる。

$$h_0 = \lambda \cdot (h_2 - h_1) + h_1 \quad (11)$$

ただし

$$\lambda = \frac{\beta}{K}$$

また、

$$\frac{h_2 - h_1}{cl} = \gamma_s = \frac{\tau_y}{G} \cdot K \quad (12)$$

であることから、 τ_y と α の値を実験的に求め、 γ_s と λ の関係図を作成しておけば、 h_2 と h_1 を与えることにより h_0 の値が推定できることになる。

3. 実 験

島津オートグラフ IS-1 OT を用い、荷重-たわみ線図を自動的に描かせた。

表1に供試ばねの諸元を、写真1, 2に実測データの一部を示す。

4. 結 果

4.1 ねじり弾性限 τ_y の値

熱間成形ばねは製造時にかたさ管理が必須条件であることから、データの整理にあたっては、パラメータとして τ_y よりもかたさを採用するのが実用的である。一方、ブリネルかたさ H_B と引張強さ σ_B 、および σ_B と τ_y

表1 供試ばねの諸元

材 質	d mm	D mm	h ₀ mm	n	硬 さ H _B	ピーニング
SUP 9	12	50	170	6.5	363	有無2種類
					415	
					477	
SUP 9	16	128	410	6.5	363	無
			500		415	
			477			

(注) ただし、上表は図面值である。

写真 1

写真 2

の間に各々ほぼ比例関係があり、したがって H_B と τ_y の間にはほぼ比例関係があることはすでに明らかにされている。文献(4)～(8)などから、 $\tau_y = 0.16 H_B$ と仮定して各かたさにおける τ_y を算出し、その応力に相当する荷重を実測の荷重—たわみ線図にのせてみると、残留ひずみを生じ始める位置にはほぼ一致するので、 τ_y の値は $0.16 H_B$ を採用することにした。

なお、荷重—たわみ線図より求めた弾性限界時荷重から弾性式を用いて算出される τ_y と、実測ブリネルかたさとの関係を図3に示す。

4.2 α の値

前節で τ_y がかたさの関数として与えられることか

図 3 $\tau_y, \alpha-H_B$ 線図 図 4 $\lambda-r_b$ 線図 図 5 $\lambda-r_b$ 線図 図 6 $\lambda-r_b$ 線図

図7 λ - r_b 線図 図8 λ - r_b 線図

ら、 λ - r_b 線図における $\lambda=1$ となる時の r_b が同様にかたさの関数として定まる。そこで、 λ - r_b 線図に実測の h_0, h_1, h_2 より求まる値をのせ、それに合うような α の値を選択すると、図3に示すようにブリネルかたさと直線的な関係を持つとしてさしつかえないことがわかった。

4.3 λ - r_b 線図

r_b が大きくなると実測値と計算値の差が拡大していく傾向があるが、これは加工硬化をひずみに対して直線的に増加するとした仮定、すなわち、 α —一定とする仮定に対し、実際には α も変数であることによる。しかし、一般的には静的最大応力が、 H_B 388~461 で 75 kg/mm² 以下 ($r_b \leq 9.5 \times 10^{-3}$)、自動車懸架用などの高応力のもの (H_B 415~495) 100 kg/mm² 以下 ($r_b \leq 12.5 \times 10^{-3}$) であることから、加工硬化を直線で近似してもさしつかえないといえる。

4.4 ばね指数およびショットピーニングの影響

供試ばねは、ばね指数を4と8の2種類としたが、 λ - r_b 線図においてはばね指数によらず、同一かたさのものは同じ傾向を示すこと、また、実用ばねは、ばね指数4以上がほとんどであることから、ばね指数の影響は無視しても実用上問題はないと思われる。

ショットピーニングの影響も λ - r_b 線図上にはあらわれなかった。

5. 補 追

冷間成形コイルばねの高さ変化量の推定には、材質、線径、引張強さ、成形後の焼なまし条件などを考慮する必要がある。また、文献(3)からわかるように、同一引張強さ、同一セッチング条件のものでも、線径、材質により高さの変化量が異なる(2.1節の加工硬化係数ともいうべき α の値が異なると思われる)ため、引張強さをパラメータとした一般的な線図は得られない。したがって、本解析の適用にあたっては上記諸条件を考慮した λ - r_b 線図を作成すべきである。

筆者はピアノ線、硬鋼線、ステンレス硬線などのいわゆる線ばねに関する過去のデータから各鋼種別の λ - r_b 線図の作成を試みたが、各線径別の r_b の種類が少なく、熱間成形コイルばねのようなはっきりした傾向は得ることができなかった。今後、3章で行ったような実験の必要があると思われる。

しかし、Si-Mn オイルテンパー線、線径 $\phi 9 \sim \phi 10.5$ の範囲のものについては良好な λ - r_b 線図を得られたので、図9に参考としてのせることにした。

同一セッチング条件のもとでは引張強さの違いにより、高さ変化量も異なる(すなわち、同一 r_b に対して λ が異なる)はずであるが、図9からわかるように、表

表2 Si-Mn オイルテンパー線使用ばね諸元

d	D/d	材 質	σ_B kg/mm ²	ピーニ ング	焼なまし 条件
9	8.9~10	SWOSM-C	165~180	有	約 410°C ×30分
9.5	8.3~9	SWOSM-B	150~165		
9.7	8.3	SWOSM-C	160~175		
10	8	SWOSM-C	160~175		
10.5	7.6	SWOSM-B	150~165

図9 λ - r_b 線図 (SWOSM)

2の諸元の範囲では差がみられない。また、図9と図4~7を比較するとあきらかに異なる傾向を示していることから、この実測値に合わせて τ_v と α の値を選択すると、 $\tau_v=58 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\alpha=1.4$ の時が良く合うようである。

同一 γ_0 時の計算値 λ に対する実測 λ の最大差は約4%であり、したがって h_0 も約4%以内に納まることから、図9の計算値を用いても実用上さしつかえないといえる。

7. 結 言

- (1) 熱間成形コイルばねのセッチングによる高さ変化量は、かたさをパラメータとした線図により推

定できることがわかった。

- (2) 冷間成形コイルばねに関しては、Si-Mn オイルテンパー線の一部線径の線図を得るのにとどまった。

文 献

- 1) A.M. Wahl, Mechanical Springs, Second Edition, p. 260~270, McGRAW-HILL
- 2) 水野正夫, 機械の研究, No. 24-8 (1970), p. 64
- 3) H.J. Elemendorf, Metal Progress, Aug. 1962, p. 95
- 4) SAE Hand Book, (1970), p. 59
- 5) 石原康正, コイルばね, (1964)
- 6) 梅田守雅, ばね論文集, No. 5 (1959), p. 183
- 7) 住友電気工業株式会社, ばね鋼技術資料
- 8) 富田勝信, 鉄道技術研究報告, No. 333 (Nov. 1962)