コイルばねの疲労変形*

山 田 巖** 吉 田 忠 俊***

Fatigue Deformation of Coiled Spring

by

Iwao YAMADA and Tadatoshi YOSHIDA

(Himeji Technical College)

Coiled springs are used in many kinds of automatic or semi-automatic product machines.

If the fatigue deformation takes place in these springs, even if fatigue failure may not occur, the capacity and the accuracy of these machines may be affected adversely. Investigations on the fatigue deformation of the coiled spring have not been conducted extensively so far.

In this report the fatigue deformation limit diagram is studied experimentally on the three kinds of the coiled spring of steel wire, that is untreated, heated and setting. The results obtained are as follows:

(1) The effect of secular change on the fatigue deformation of coiled spring is negligibly small but the effect of elastic-after effect can not be neglected on the untreated coiled spring. Therefore, the fatigue deformation is necessary to be measured as soon as possible after unloading.

(2) The fatigue deformation limit of the untreated coiled spring is the lowest, but by heating these, the limit increases remarkably. It seems that such an increase of the fatigue deformation limit by heating is mainly due to age-hardening.

(3) The fatigue deformation limit diagram of the coiled spring used in this experiment is curved above the straight line of 45 degrees with the axis of abscissa (mean stress axis).

(Received May 30, 1962)

1. 緒 言

近来各種の自動あるいは半自動生産機械や自動制御機器が用いられるようになってきたが、これらに用いられている作動ばねでは、たとえ疲労破壊は起こらなくても疲労変形が起これば、それが機械や装置全体の機能、精度に悪影響を及ぼす場合がしばしば見受けられる。しかしコイルばねの疲労変形やその防止に関する研究は、河本らによる一連の研究がある^{1)~4)}ほかはあまり見受けられないように思われる。同氏らの報告によると、静的に平均荷重のみ加えた場合（圧縮クリープ変形限度）より繰返圧縮荷重を加えた場合（圧縮疲労変形限度）のほうがむしろ変形の起こりにくい τ_a/τ_m の領域が存在することを示している。

このような傾向は従来材料についてあまり認められない結果である。これが材料のいかにかわらず起こる現象であるか否かを調べ、その原因を明らかにする意味でももう少しデータの蓄積が必要であるよ

うに思われる。また、コイルばねの疲労変形限度を定めるためには、比較的小さな変形を問題とする関係上、コイルばねの弾性余効果や製造後の経年変形がコイルばねの疲労変形の測定値に影響するかなかを明らかにしておく必要があるように思われる。

本報は上述の意味から、自動ばね巻機で巻いたままの無処理ばね、これにブルーイングを施したばね、さらにセッチングを施したばねの3種のコイルばねについて、弾性余効果および経年変形の大きさを調べて、疲労変形の測定値に及ぼすそれらの影響を検討するとともに、疲労変形限度線図を求め、ブルーイングおよびセッチングの効果について考察したものである。

2. 試験ばねおよび試験方法

本実験に用いたコイルばねの素線は Table 1 に示

Table 1 Chemical composition of wire for coiled spring (%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.82	0.48	0.22	0.013	0.013	0.01	—	0.02

* 原稿受付 昭和37年5月30日、当協会第10期総会講演会にて講演（昭36.5）

** 正員 姫路工業大学

*** 山陽特殊製鋼（株）

すような化学成分の硬引鋼線で、直径7 mmから数回引き抜いて5.5 mm直径とし、ここでパテンチング処理を施してから再び数回引き抜いて3 mmとしたものである。このような素線から自動ばね巻機で巻いたコイルばねの寸法は自由長46 mm、平均直径20 mm有効巻数8.25である。試験ばねとしてはコイル巻きのままの無処理ばね(Cばねと呼ぶことにする)、これを350°Cで15分間ブルーイングしたばね(Bばね)、さらにこれを密着応力まで3回セッチングしたばね(Sばね)の3種を選んだ。

疲労変形の測定は $\tau_a/\tau_m=0, 0.25, 0.50, 0.83$ の各場合について行なった。 $\tau_a/\tau_m=0$ の実験を行なうための試験機は重錘を用いて試験ばねに一定の荷重が掛かるようにしたものである。Photo. 1は繰返圧縮荷重を加えるために造ったコイルばね疲労試験機である。二重偏心カムCの回転(920 rpm)によってこれと接触するローラーRを介して押し棒を上下させて、応力振幅に相当するたわみ(偏心量 $=\delta_a$)を試験ばねに与える。

二重偏心カムCを形成する外側のローラーはラジアルボールベアリングを用い、これに接触するローラーにも同様のベアリングが用いてある。また、二重偏心カムの下部はオイルパスの中に浸し、試験ばねSおよび従動ローラーを強制接触させるばねS'などの接触

Photo. 1 Fatigue testing machine for coiled spring

S: Coiled spring (test piece).
M: Micrometer head C: Cam.
R: Roller, S': Tension spring
P: Oil cup

圧力に基づく発熱および摩擦を減少させるようにした。試験ばねSの受座には静荷重用、動荷重用試験機ともスラストボールベアリングを用いたが、これは塑性たわみの発生に伴うコイルばね端面の角変位を自由にするためである。

ダイヤルゲージDによってカムCの偏心が最下位にあることを確かめてから、マイクロメーターヘッドM(最小目盛0.01 mm)を送ってあらかじめコイルばねを圧縮しておく(圧縮荷重を P_m とし、圧縮たわみを δ_m とする)。このときの偏心量を δ_a (これに相当する圧縮荷重を P_a とする)とすると、試験機を運転することによって、コイルばねには平均荷重 P_m+P_a および荷重振幅 P_a が作用することになる。

一般に圧縮コイルばねの応力およびたわみには、ねじりのほかにせん断、曲げ、など複雑な応力を考慮しなければならないが、これらのうちねじりの影響が最も大きいと考えられるから、コイルばねを圧縮した場合の応力振幅を τ_a 、平均応力を τ_m とすれば

$$\frac{\tau_a}{\tau_m} = i = \frac{P_a}{P_m + P_a} = \frac{\delta_a}{\delta_m + \delta_a} \quad (1)$$

また、圧縮荷重 P とばね素線に掛かるねじり応力 τ との間には次式の関係がある。

$$P = \frac{\pi d^3}{8D} \cdot \tau \quad (2)$$

ここに d は素線の直径、 D はコイルの平均直径である。

かりにばね定数 K が疲労試験の前後で変わらないものとすれば、応力繰返し中に試験ばねに疲労変形が生ずると、 δ_m の値が減少することになり、(1)式の i の値が変わってくるから、マイクロメーターヘッドを回転して、生じた疲労変形量だけさらにコイルばねを圧縮する必要がある。

なお、たわみ量 δ からせん断ひずみ γ を求めるのに

$$\gamma = \frac{\tau}{G} = \frac{16PR}{\pi d^3} \cdot \frac{1}{G} = \frac{8PD}{\pi d^3} \cdot \frac{\delta d^4}{8PD^3 n} = \frac{d}{n\pi D^2} \delta \quad (3)$$

を用いた。

γ = ばね素線に起こるせん断ひずみ

R = コイルの平均半径

$D=2R$ = コイルの平均直径

δ = コイルばねのたわみ

l = ばね素線のせん断有効長さ

G = ばね素線のせん断弾性係数

n = コイルばねの有効巻数

コイルばねの変形量はコイルばねの自由長の変化として求められるから、静荷重のときは所定時間ごとに、

* 河本らの用いたばね疲労試験機とはほぼ同様である

*** 疲労試験の前後でばね定数の測定を行なってみると測定誤差の範囲内ではほとんど変わらなかった

繰返荷重のときは所定回転数ごとに試験機からはずして、測長機（日本光学製、測定圧は特に 50 g とした）によって端面円周 8 等分した各個所について自由長を測定し平均値を求めた。

3. 実験結果

(I) コイルばねの弾性余効果および経年変形

弾性余効果が存在すれば、除荷後いつ測定を行なうかによって変形量が異なることになり、経年変形が存在すれば、ばねを製作後測定する時期によって各個のばねに寸法変化が起こり、厳密な実験結果の整理がむずかしくなる。また、試験中にも経年変形が起これば、ばねの変形量は真実の疲労変形量より大きめあるいは小さめに測定されることになり、これらの存在は変形の測定誤差の原因となる。したがって、弾性余効果および経年変形によるコイルばねの寸法変化がどの程度のものであるかを調べておくことは重要なことである。

Fig. 1 は C ばねおよび B ばねに 20.6 kg（せん断応力 $\tau=38.7 \text{ kg/mm}^2$ ）の圧縮荷重を 10 時間負荷した場合と、C ばねに 24.8 kg（ $\tau=46.5 \text{ kg/mm}^2$ ）、B ばねに 29.3 kg（ $\tau=55.0 \text{ kg/mm}^2$ ）の圧縮荷重を瞬間的に加えて除荷した場合の時間の経過に伴う変形の回復状況を示したものである。いずれも寸法変化は最小目盛 1μ のダイヤルゲージで測定した。

同図から明らかなように、初め変形の回復が著しいが、しだいに回復速度を減じ、本実験の精度では約 2 時間程度経過するとほぼ一定となる。C ばねの場合 $\tau=38.7 \text{ kg/mm}^2$ の静応力を 10 時間負荷すると、後述する Fig. 4 や Fig. 5 からも想像されるように約 0.4 mm の塑性変形が起こり、変形の回復量も大きい（約 96μ に及ぶ）。 $\tau=46.5 \text{ kg/mm}^2$ であっても、瞬間的に作用させた場合には変形の回復量はわずか 14μ であった。しかし、ブルーイングした B ばねでは静荷重を 10 時間負荷した場合で約 12μ 、 55.0 kg/mm^2 を瞬間的に作用した場合で 1μ 程度であった。これらの

結果から弾性余効果の影響は荷重の種類や材質によ

Fig. 1 Recovery of deformation of coiled spring by elastic after-effect

- C₁: Untreated spring (Unloaded after loading at 10h)
- C₂: Untreated spring (Unloaded after instantaneous loading)
- B₁: Heated spring (Unloaded after loading 10h)
- B₂: Heated spring (Unloaded after instantaneous loading)

てかなり相違があることがわかる。

Fig. 1 から静荷重が長時間作用してかなりの塑性変形が起こる場合には、弾性余効果の影響が大きいがわかったので、除荷してから測定するまでの経過時間の影響を検討した。すなわち、C ばねについては 31.1, 36.7, 44.6 kg/mm², B ばねについては 50.1 および 52.0 kg/mm², S ばねについては 45.7, 52.8 および 54.5 kg/mm² の各応力を静的に 5 時間（一部については 10 時間）負荷し、各 5 時間（一部は 10 時間）ごとに除荷して直ちに測定した場合と除荷してから 2 時間^{*}放置後に測定した場合の各コイルばねの変形量は Fig. 2 のとおりである。ただし、Fig. 2 は上述の結果の一部を示したものである。2 時間経過後の測定値（点線）は弾性回復が大きいから、除荷後直ちに測定した場合（実線）に比べて変形量が少ないが、実線と点線とは全く同様の傾向で、両者の差はばね C を除けば比較的小さな値であり、除荷後できるだけ短時間内に測定すれば、これらの差はさらに軽減できることがわかる。

次に経年変形について調べた。自動ばね巻機で巻いてから 1 日経過した C ばねから、実験室でブルーイングおよびセッチング処理を施して B ばねや S ばねを造り、これら 3 種のばねについて常温に放置した時間の経過に伴う自由長の変化を測定した。Fig. 3^{**}はその結果を示したものである。C ばねでは製作後変形（縮み）が起こり、約 7 日間でほぼ一定になる。B ばねではブルーイングによって安定化しており、変形はほとんど起こらない。S ばねもセッチング前のブルーイングによって安定化しており、むしろセッチング後の弾性余効果によってごくわずかな変形（伸び）が起こる。しかしこれらの変形はいずれもミクロンのオーダーで、ことに B ばねおよび S ばねでは測定精度上ほとんど変形は起こらないといってよい程度である。

Fig. 2 Effect of time elapsed after unloading on the deformation of coiled spring

- C: Untreated spring, B: Heated spring, S: Setting spring

* 弾性余効果による変形の回復がほぼ完了する時間を選んだ

** ばねのみ製作後約 1 日経過した点を原点としているが、他はブルーイングあるいはセッチング処理直後を原点として表わしてある

以上の結果から, Cばねの弾性余効果の場合を除けば, 変形の測定誤差に及ぼす弾性余効果および経年変形の影響はいずれも疲労変形を見かけ上増加させるように作用し, 変形に対する安全応力を定める場合に安全側にある. これらの理由から経年変形を無視し, 弾性余効果の影響を考慮して, コイルばねの変形の測定は除荷後5分以内に終了するようにした.

(II) 静荷重によるコイルばねの変形

Fig. 4 は Cばね, Bばね, Sばねの各コイルばねについて, 静荷重を種々変えて変形量を測定した結果の一部を示したものである. 処理の種類にかかわらず, 荷重によるコイルばねの変形量は荷重の初めに著しく進行し, しだいに増加割合を減じてついにそれ以上変形は起こらなくなる. しかも同一ばねでは負荷応力が大きいほど変形量が大きくなり, ほぼ同一の負荷に対して Sばね, Bばね, Cばねの順に変形が大きくなることわかる.

この関係を明らかにするために, 負荷荷重から(2)および(3)式によって求めたせん断応力と残留せん断ひずみとの関係を示すと Fig. 5 のようになる. Fig. 5 から静荷重によるコイルばねの変形量は, Cばねが最も大きく, これにブルーイング処理を施す(Bばね)と変形量は著しく減少し, さらにセッチングを施す Sばねと変形量が最も少なくなることがわかる.

(III) 繰返荷重によるコイルばねの変形

τ_a/τ_m の値を前述の 0.25, 0.5, 0.83 の 3 種類に変

Fig. 3 Effect of secular change on the size of coiled spring

C: Untreated spring, B: Heated spring, S: Setting spring

Fig. 4 Creep curves for coiled springs by static compression

C: Untreated spring, B: Heated spring, S: Setting spring

えて, 繰返圧縮荷重を加えた場合にコイルばねの変形がどのように起こるかを調べた. Fig. 6 は Bばねについて得られた結果である(ただし $\tau_a/\tau_m=0.5$ の場合のみ示してある). 同図からコイルばねの疲労変形は繰返しの初期に主として進行し, その後繰返数が増すにつれてその増加がしだいにやみ, ついに全く変形の進行が停止するようになり, 変形の増加傾向は静荷重を負荷した場合と同様である.

各ばねについて得られた Fig. 6 のような結果に基づいて, 一定となった変形量を用いて(3)式からせん断ひずみ γ を計算して横軸にとり, 縦軸に加えた最大応力をとって表わすと Fig. 7 のようになる. Fig. 5, 7 から残留せん断ひずみ $\gamma=0.5 \times 10^{-5}$ rad. に相当する応力 τ_{max} から τ_a, τ_m を求め, 疲労変形限度線図をかくと Fig. 8 のようになる. これらの結果から Cばねでは疲労変形限度がはなはだ低いが, これを 350°C

Fig. 5 Creep deformation of coiled spring by static load

C: Untreated spring, B: Heated Spring, S: Setting spring

Fig. 6 Fatigue deformation of coiled spring by repeated load

で15分間ブルーイングすることによって、疲労変形限度が著しく上昇し、これにセッチングを施すことによってさらに上昇することがわかる。また、これらの線図の形はばねの処理のいかにかわらずほぼ同一で、いずれも横軸と45°をなす直線に対して上方に凸な弓形になっている。そうして $\tau_a/\tau_m = 0.3 \sim 0.4$ 程度のとき疲労変形限度が最大になる。この結果から計算すると、 $\tau_m = (0.25 \sim 0.33)\tau_a$ 程度の平均応力を与えて使用する場合のほうが、むしろ疲労変形が起こりにくいことがわかる。

Fig. 7 Fatigue deformation of coiled spring by repeated load

C: Untreated spring, B: Heated spring, S: Setting spring

Fig. 8 Fatigue deformation limit diagram of coiled spring

C: Untreated spring, B: Heated spring, S: Setting spring

4. 考 察

経年変形は長期にわたる問題であるが、Fig. 3の結果をこれ以上大きく変えるとは考えられない。また、疲労変形はコイルばねの各実験開始時の寸法を基準にしているので、製作してから以後の経年変形はほとんど疲労変形の測定誤差とならない。むしろ繰返応力によって経年変形が助長されることの影響や、繰返応力によって試験中ばねの温度が上昇すると、材質、温度の組み合わせによって種々複雑な変形が起こる心配があるが、後者については本実験の範囲内で温度の上昇はほとんど認められなかった。前者については繰返応力による経年変形と疲労変形とを分離して測定することができないので明確なことはいえないが、経年変形が繰返応力によって特に増大するとは思われない。ことに実用ばねはコイル巻きそのままで使用されることは絶無で、必ずブルーイングやさらにセッチングが施されている。したがって、実用ばねでは経年変形の影響は無視してよいだろうし、弾性余効果の影響も除荷後5分以内に変形の測定を終るようにすることによってかなり軽減できる。

次に、Fig. 8からCばねをブルーイングすることによって著しく疲労変形限度が上昇することがわかる。

ブルーイングによるこのような疲労変形限度の上昇は次の諸点に関係があると考えられる。

(1) コイルばねは製造工程において、かなり強度の伸線加工と曲げ加工とわずかながらねじり加工を受けているから、複雑な残留応力を有すると考えられるが、ブルーイングによって残留応力が減少するであろう。

(2) 試験ばねは0.82% C鋼線で、フェライトはごくわずかしが存在しないから程度は少ないと思われるが、ブルーイングによってひずみ時効硬化が起こるであろう。

(3) ブルーイングによるεカーバイドの析出に基づく強化が起こるであろう。

このように考えると、もし0.4~0.5% C鋼線をコイルばねに使用し、ホットセッチング(ある温度のもとでセッチングする処理をこのように名づけておく)を行なえば、(ii)の影響が大きくなり、変形の防止に有効なのではないかと推定されるが、この点に関しては最近河本らによって実証された。

次にセッチングは疲労変形の防止に対して、果して本質的に有効なものであろうかという点について考えてみる。

コイル巻きという一種の前加工を施したCばね材に荷重を加えると、Fig. 9(a)のC曲線のような $\tau-\gamma$ 線図をかくものとし、Cばねにブルーイングを施してBばねを造ると、前述のブルーイングの効果でBばね材

の flow stress はかなり上昇し, B 曲線のようにする。これにセッチングを施して S ばねを造った場合, セッチングによって本実験の場合約 0.1 mm (せん断ひずみにして約 2.9×10^{-6}) のへた^{*}りを生ずるが, この程度の加工度では加工硬化に寄与するとは考えられず, 事実セッチングしたものの硬度はブルーイングしたものの硬度 (340 DPN) とほとんど同じであった。したがって, ブルーイングによってくぎづけされた転位の一部は, セッチングによって解放される結果, むしろ S ばね材の flow stress は低下する傾向になり, 点線の S 曲線のようになるか, あるいは B 曲線とほとんど同じで, S 曲線のほうが B 曲線より高くなることは考えにくいように思われる。しかしながら Fig. 7 の B ばね, S ばねについて得られた結果は上述の傾向と相違しているが, 筆者はこれを見かけ上現われたものとする。

γ の測定値に影響する因子として考えられるものの一つにセッチングによるコイルばねの寸法変化 (自由長, コイル径, 有効巻数の変化) があるが, 本実験に用いたばねの場合, 自由長は約 0.1 mm 減少し, コイル径は約 0.01 mm 増加しているが, 有効巻数 n の変化についてはその値をつかむことができないので, かりに n は変わらないものとし, (3) 式からセッチングによるコイルばね寸法変化を考慮した場合と, 考慮しない場合の γ の差を求めると $\Delta\gamma = 3 \times 10^{-7}$ となり, 考慮する場合のほうが Fig. 7 の S ばねの曲線を $\Delta\gamma$ だけ縦軸に近い側 (左側) に移動させることになるが, この程度の $\Delta\gamma$ は測定の誤差範囲にあるので問題はない。

他の因子としては Fig. 7 をかく際にセッチングによる変形を疲労変形として取り扱っていない点がある。いまかりに B ばね, S ばね材の τ - γ 線図がほとんど同一であるとする。同じ応力条件では両ばねとも γ - N

線図 (Fig. 9 (b)) が同一の曲線になるであろうが, γ の測定に際し S ばねのみはセッチングによって生じた変形量だけ原点を O' 点にずらした形で測定されているために, Fig. 7 をかくときの γ の値としては B ばねでは Fig. 9 (b) の RQ の値が S ばねでは RP の値が採用されているので, 同じ程度の変形を生ずべき場合でも, B ばねに比べ S ばねの変形は少なくとられている。したがって, 本実験の場合では Fig. 7 の S ばねの曲線をセッチングによるへた^{*}り 0.1 mm すなわち $\gamma = 2.9 \times 10^{-6}$ だけ右にずらせば, この点の大略の補正がなされたことになり, このようにすれば S ばねの曲線は B ばねの曲線と接近し, Fig. 8 に現われているほどセッチングによる疲労変形限度の上昇は認められなくなり, 製造工程からくる個々のコイルばねのばらつきを考慮すれば, B ばね, S ばねの疲労変形限度はほとんど変わらないのではないかと考えられる。

したがって, セッチングによってあらかじめ多少でもコイルばねをへた^{*}らせて, その後使用中の疲労変形を少なくするという実用的意義は認められるが, セッチングの工程がブルーイングしたばねの材質を変え, 疲労変形防止上本質的な役割をはたしているとは解釈しにくいように思われる。

Fig. 8 からわかるように, 本実験に用いたコイルばねでは処理のいかんにかかわらず, 疲労変形限度線が横軸と 45° をなす直線に対して上方に凸な弓形になっており, この曲線の形は河本らの結果と本質的には同一であるが, このような傾向がコイルばねの材質に無関係なものであるかどうかは種々の材質のものについて今後充分検討する必要がある。

5. 結 言

コイルに巻いたままの無処理ばね, ブルーイング処理したばね, さらにセッチング処理した 3 種のばねについて, 平均応力を種々変えて疲労変形の測定を行ない次の結果を得た。

(1) 疲労変形に及ぼすコイル巻き後の経年変形の影響は無視することができるが, 弾性余効果の影響は無処理ばねについては必ずしも無視することができないから, 疲労変形の測定を除荷後なるべく短時間内に終るようにする必要がある。

(2) 無処理ばねの疲労変形限度はきわめて低いが, これにブルーイング処理を施すと著しく上昇し, 疲労変形の防止に対するブルーイングの効果が著しく大きいことがわかった。ブルーイングによるこのような疲労変形限度の増大は時効硬化によるものと考えられる。

(3) 本実験に用いたコイルばねでは疲労変形限度

Fig. 9 Schematic stress-strain and fatigue deformation diagram

PQ=deformation by setting

* ブルーイング, セッチングともに工業的に行なわれたもので, セッチングによる変形を直接求めることができなかったため, 各10個の自由長の平均値差として求めた

線図は横軸(平均応力軸)に 45° をなす直線に対して上方に凸な弓形になり、 $\tau_m = (0.25 \sim 0.33) \tau_a$ 程度の平均応力を与えて使用する場合は静荷量を負荷する場合よりもむしろ疲労変形が起こりにくいことがわかった。

本実験の一部は昭和36年度文部省研究費の援助によるものであることを付記して謝意を表する。また、コイルばねに関し便宜を与えられた三興線材工業株式会社小村徹一、野入省吾両氏ならびに本実験に熱心に

協力された本学卒業生金井宏員、谷川卓己両工学士に感謝する。

参考文献

- 1) 河本, 桜井, 藤谷, 材料試験, **3**, 17, 443 (1954)
- 2) " " " " **8**, 75, 903 (1959)
- 3) 河本, 桜井, 関, 藤谷, 材料試験, **10**, 89, 81 (1951)
- 4) 河本, 桜井, 藤谷, 材料試験, **10**, 99, 977 (1961)
- 5) 関口, 稲垣, 日本金属学会誌, **19**, 24, 28, 220, 286, 494 (1955)
- 6) 岡田, 渡辺, " **22**, 440 (1958)

(234 頁より)

アイソタクチックポリスチロールの球晶および結晶発達に関する動力学 (Kinetics of Spherulite and Crystallite Growth in Isotactic Polystyrene) by A.S. Kenyon, R.C. Gross and A.L. Wurstner, J. Poly. Sci. Vol. 40, No. 136, p. 159~168 (Oct. 1959) 図8, 表1

アイソタクチックポリスチロールの球晶と球晶の発達速度がおおの温度について偏光顕微鏡, X線, 密度変化測定等の手段により研究された。実験された2種類のポリスチロールはNatta博士の触媒を用いて合成された分子量1380000および190000ときわめて異なるものである。結晶化に伴う密度の増加はアイソタクチックポリスチロールで結晶化度ときわめて正しい比例関係が認められている。分子量およびアイソタクチックの度合の球晶発達速度に及ぼす影響が明らかにされ、とくに後者のアイソタクチックの度合は決定的影響を与えることがわかった。球晶の発達速度の極大値は 175°C で、また結晶化速度の極大値は 190°C で観察された。このような Ziegler 型の不均値触媒を用いて合成されたポリスチロールはアイソタクチック部分とアタクチック部分の不均質ブロックポリマーであって、両者のポリブレンドではないことが証せられている。(伊藤勝彦)

真空状態で材料を供給する押し出し成型 (Vacuum Feed Extrusion) by W.M. Murdy, The Soc. of Plastics Engineers, Journal, Vol. 15, No. 10, p. 887~888 (Oct. 1959) 図4

大気中におけるホッパーによる普通の材料の供給による押し出しでは気泡の問題、顔料や充てん剤の分散不十分問題が残る。これに対して材料の予熱や押し出しスクリーマーに排気路を設ける方法があるが、真空状態で材料を供給できるように押出材を次のように改造すれば安価に解決できる。(1)気密ホッパーを取り付ける。(2)押し出しシリンダーバレルとスクリーム軸受けの間を気密にする。(3)所要の溶圧度を保てるように真空ポンプをそなえる。このようにした利点は材料中の空気や水分、発生ガスが除去されて製造における気泡や、空隙の生じないこと。顔料や充てん剤の分

散が良好となり、材料の見かけの密度の増加にもよって押し出し速度が向上できること。発泡を伴う押し成型では真空度の調節によって気泡の大きさや均一性をかげんできる。この真空押し出し法は熱可塑性樹脂のほとんどに応用できるが、塩化ビニル等に関する若干の押し出し例が示されている。また、押し出し中における材料の酸化の防止や、製品の多少の波打ち防止にも有効である。(伊藤勝彦)

ポリプロピレンの成型加工能 (Moldability of Polypropylene) by W.E. Hewmann, SPE. Journal, Vol. 16, No. 5, p. 513~515 (May 1960) 図7, 表なし

ポリプロピレンの射出成型を中心とした成型流れ加工能がポリエチレン等と比較された。成型能は青銅, template によりポリマーのスパイラル状射出流れ長さを測定して比較された。すなわち, チオンス堅型 De Matta 射出プレスで直径 0.125 寸, 全長 50 寸のスパイラル溝への流れが型温度, 射出圧力, 射出円筒温度, ゲートの大きさ等をいろいろにしてスパイラル射出長さに及ぼす影響を中心として調べられている。この場合, 成型サイクル 40 秒, ラム進行速度 0.25 bt/nün, 射出ラム停止時間 25 秒, 射出量, ペレット押入量等も一定にして実験された。いろいろの Melt Index を有するポリプロピレンについて型温度 190°C , 250°C いずれの場合もスパイラル流れ長さは Melt Index にひずみ比例して増加する。型と射出円筒温度をいろいろに組み合わせた場合の射出圧力の影響は射出圧力の小さい間はスパイラル長さは直線的に増加するが, 射出圧力が大きくなるとスパイラル長さの増加率は小さくなる。ゲートの大きさの影響は 0.125 寸と 0.080 寸について実験されているが, もちろんゲートの大きいほうが流れは良好となっている。射出円筒温度の増大とともにスパイラル流れ長さは増加することがポリプロピレンとポリエチレンの両者について実験されているが, このような方法ではポリプロピレンの射出圧型に及ぼすいろいろの因子の影響を調べて, 実際の射出成型の最適条件を見いだすことができることが結論されている。(伊藤勝彦)

(249 頁へ)