論 文

An Automatic Simulation System of Film Blowing Processing

Tatsuya SHOJI*, Shigeru YAO*, and Eiichi KAMEI*

*Polymer Laboratory, Ube Industries Ltd.
Minamikaigan 8-1, Ichihara, Chiba 290, Japan*

An automatic simulation system of film blowing processing was constructed. Band Matrix method was chosen to solve some differential equations. Newton-Raphson method was combined with it to search for the most suitable molding conditions automatically. Newtonian fluid was assumed for the polymer melt. The validity of this system was demonstrated by comparison of simulated results to experimental data.

Key Words : Blowing film processing / Simulation system / Band Matrix method /
Newton-Raphson method / Newtonian fluid /

インフレーション成形の自動シミュレーションシステム

庄司 達也*, 八尾 滋*, 亀井 衛一*

(原稿受理: 1997年11月12日)

1. 結 言

インフレーション成形は、高分子フィルムの作製法では、Tダイと並んで最も一般的な手法である。この成形は、樹脂の種類、吐出量、温度、バブル内圧、引き取り速度及び冷却風量・温度など数多くの因子が複雑に絡み合って、成形されるフィルムの幅、厚み、配向及び強度などの物性に影響を及ぼしている。インフレーション成形に関する初期の理論的な考察は、1970年に Pearson と Petrie¹⁾²⁾が行っている。その後、等温モデルを用いた解析を Han と Park ら³⁾が、樹脂の結晶化熱を考慮した解析を Kanai と White ら⁴⁾が、また Minoshima ら⁵⁾はバブルの安定性については解析を行っている。近年ではフロストライン近傍での樹脂を結晶部と熔融部の二相領域で考えてより詳細な解析を Campbell ら⁶⁾が試みている。さらに樹脂の粘弾性的性質を構成方程式を用いて表わす試みもなされており、Maxwell モデルでは Cain ら⁷⁾が、Leonov モデルでは Tanner ら⁸⁾などが行っている。Papanastasiou ら⁹⁾は樹脂の挙動を成形ダイスの中から考慮に入れた PSM 積分型構成方程式をもとにシミュレーションを行っている。Liu ら¹⁰⁾は、内圧によるバブル半径の減少について考察している。

このようなシミュレーションを行う際には、計算手法を確立させることは最も重要なことである。通常、微分方程式の解法としてよく用いられるものに Runge-Kutta 法がある。この手法は、変数を与えてやれば比較的簡単に微分方程式を解くことが出来るが、インフレーション成形シミュレーションのように、変数を探索しながら解く場合には解の発散を起こすことがあり、目的とする解を求めることは難しい。一方、Runge-Kutta 法と比べると計算時間がかかるが解の収束性の良い方法として Band Matrix 法¹¹⁾がある。しかしこの手法のみでは、内圧や引き取り張力などに適当な変数を入力して、これに合致するフィルム形状を導き出すため、本来のインフレーション成形シミュレーションに求められる、成形したいフィルム形状を達成するための成形条件の導出に適用することは不可能である。そこで今回我々は、複数の変数から最適解を探し出す方法として、一次方程式の解法である Newton-Raphson 法を利用し、Band Matrix 法と組み合わせて、複数の変数の最適解を探索し要求される成形結果を自動的に導き出すインフレーション成形自動シミュレーションシステムを構築した。また、この計算結果を

*宇部興産株式会社研究開発本部高分子研究所

各実験結果と比較し、本システムで非常に簡単に有効な結果を得ることが出来たので報告する。

2. 理 論

Fig. 1 はインフレーション成形部の模式図である。樹脂の流れ方向 (MD) に ξ_1 、円周方向 (TD) に ξ_2 、厚み方向に ξ_3 の直交座標を設定する。溶融樹脂がダイスを出てフロストラインにて冷却固化するまでのバブル上の任意の点で、MD には式(1)で表す力のつりあいが成立する。

$$2\pi R \cos \theta H \sigma_{11} + \pi(R_f^2 - R^2) \Delta P = F_z \quad (1)$$

ここで R はバブル半径、 H はフィルムの厚み、 σ_{11} は ξ_1 方向の応力、 R_f は最終バブル半径、 ΔP は内圧、 F_z は z 軸方向の張力である。

一方、応力 σ_{11} 、 σ_{22} と内圧 ΔP との間には式(2)~(4)が成立する。

$$\Delta P = H \left[\frac{\sigma_{11}}{R_L} + \frac{\sigma_{22}}{R_H} \right] \quad (2)$$

$$R_L = -\frac{\sec^3 \theta}{R''} \quad (3)$$

$$R_H = R \sec \theta \quad (4)$$

ただし、ここでは薄膜を仮定し、フィルムの自重の影響や表面張力は無視した。

また、フィルムの熱エネルギーの放出は、バブルの表面において冷却風による強制対流と放射のみにより行なわれると仮定する。その際、樹脂が結晶化を伴うならばフロストラインでの結晶化発熱の影響を考えるべきであるが、今回はその効果も無視している。この場合フィルム表面での熱の収支は式(5)で表される。

$$\rho C_p R H V_1 T' = -R \sqrt{1+R'^2} (T - T_{air}) h c - R \sqrt{1+R'^2} \epsilon_m \sigma_{SB} (T^4 - T_{room}^4) \quad (5)$$

ここで、 ρ は密度、 C_p は比熱、 T は温度、 T_{air} は冷却風温度、 $h c$ は熱伝達係数、 ϵ_m は放射率、 σ_{SB} はステファン-ボルツマン定数、 T_{room} は雰囲気温度である。

冷却風による強制対流はバブル形状や位置によって異なり、それに伴い熱伝達係数は変化するため、計算ではエアリングの吹き出し口からの距離に応じて熱伝達係数を変化させた。

樹脂の粘弾性的な性質を Newton 流体で仮定すると、各方向の応力は式(6)で表すことができる。

$$\sigma = -pI + 2\eta e \quad (6)$$

ここで、 σ は応力テンソル、 p は等方性圧力項、 I は単位テンソル、 e は歪み速度テンソル、 η は粘度である。

バブル表面はバブルの厚み方向で大気圧と力のつりあいが

取れているので $\sigma_{33} = 0$ であり、流れ方向の応力 σ_{11} および半径方向の応力 σ_{22} は、各々、式(7)及び(8)で表わされる。

$$\sigma_{11} = -p + 2\eta e_{11} = 2\eta(e_{11} - e_{33}) \quad (7)$$

$$\sigma_{22} = -p + 2\eta e_{22} = 2\eta(e_{22} - e_{33}) \quad (8)$$

よって、各方向の応力は粘度の関数で表わすことができる。また、粘度の温度依存性がアレニウス式に従うとすると式(9)及び(10)で示すことができる。

$$\eta = A_E \exp \left[\frac{E}{RT} \right] \quad (9)$$

$$A_E = \eta_0 \exp \left[\frac{-E}{RT} \right] \quad (10)$$

ここで E は流動の活性化エネルギー、 R は気体定数、 η_0 は温度 T_0 におけるゼロ剪断粘度である。

一方、樹脂の挙動を正確に粘弾性体として評価すると、これらの式は Newton 流体の時と比べて複雑化してくる。各位置において、樹脂はひずみ速度 e_{11} および e_{22} の異なる非等二軸伸長応力を受け変形していく。またひずみ速度や時間、温度によっては strain-harden 現象による応力の非線形性も考えられ、考慮は難しい。粘弾性体の構成方程式に Leonov モデルを選択した場合、各方向の応力は次の連立微分方程式を解くことによって得られる。

Fig.1 Schematic model of film blowing processing

$$\sigma_{11} = \sum G_n(\lambda_{n11}^2 - \lambda_{n11}^{-2} \lambda_{n22}^{-2}) \quad (11)$$

$$\sigma_{22} = \sum G_n(\lambda_{n22}^2 - \lambda_{n11}^{-2} \lambda_{n22}^{-2}) \quad (12)$$

$$\frac{d\lambda_{n11}}{dt} - e_{11}\lambda_{n11} + \frac{\lambda_{n11}[2(\lambda_{n11}^2 - \lambda_{n11}^{-2}) - (\lambda_{n22}^2 - \lambda_{n22}^{-2}) + \lambda_{n11}^2\lambda_{n22}^2 + \lambda_{n11}^{-2}\lambda_{n22}^{-2}]}{12\tau_n \exp[\beta F(\lambda_n)]} = 0 \quad (13)$$

$$\frac{d\lambda_{n22}}{dt} - e_{22}\lambda_{n22} + \frac{\lambda_{n22}[2(\lambda_{n22}^2 - \lambda_{n22}^{-2}) - (\lambda_{n11}^2 - \lambda_{n11}^{-2}) + \lambda_{n11}^2\lambda_{n22}^2 + \lambda_{n11}^{-2}\lambda_{n22}^{-2}]}{12\tau_n \exp[\beta F(\lambda_n)]} = 0 \quad (14)$$

$$F(\lambda_n) = \frac{(\lambda_{n11}^2 + \lambda_{n22}^2 + \lambda_{n11}^{-2} + \lambda_{n22}^{-2} + \lambda_{n11}^2\lambda_{n22}^2 + \lambda_{n11}^{-2}\lambda_{n22}^{-2} - 6)}{2} \quad (15)$$

ここで、 e_{ii} は各方向のひずみ速度、 λ_{ii} は各方向の伸長比、 n は次数、 G_n は n 次の緩和弾性率、 τ_n は n 次の緩和時間、 β は strain-harden パラメータで、簡単のため $\beta = 0$ とした。また、第2ニュートン粘度パラメータは0としてある。

境界条件は成形ダイス出口とフロストラインに置いて以下の条件を用いた。ここで、 T_B は Fz や ΔP で決まる定数である。

1) 成形ダイス出口で

$$\begin{aligned} R &= R_0 \\ H &= H_0 \\ T &= T_0 \\ T_B' &= 0 \end{aligned} \quad (16)$$

2) フロストラインにおいて

$$\begin{aligned} R' &= 0 \\ H' &= 0 \\ T' &= 0 \\ T_B &= \frac{Fz}{2\pi\eta_0 H_0 V_0} - \frac{R_0^2 \Delta P}{2\eta_0 H_0 V_0} \cdot \frac{R_f^2}{R_0^2} \end{aligned} \quad (17)$$

3. 計算手法

成形ダイス出口からフロストラインまでの距離を m 等分 ($m \geq 100$) に細分化した各点において、これら連立微分方程式を連続的に解くことでバブル形状や温度特性を求めることが出来る。今回我々は微分方程式の解法として、Runge-Kutta 法より時間はかかるが、解の収束性の良い Band Matrix 法¹¹⁾を採用した。

入力条件は、成形機条件、樹脂条件、成形条件に分かれる。このうち引き取り張力 Fz 、バブル内圧 ΔP 、および熱伝達係数 U_0 は通常成形時には測定されないために変数であり、これらによって計算結果は大きく異なる。よって目的の計算結果を得

るためには、これら3つの変数の最適解を探索する必要がある。

そこで Fig. 2 のようなインフレーション成形自動シミュレーションシステムを構築した。初期条件を入力し、Band 法で連立微分方程式を解き、各位置に於けるバブル半径 R 、温度 T 、厚み H などを求める。また、成形後のフィルム形状として厚み H_f 、成形条件としてブロー比 R_f/R_0 、および樹脂データとして結晶化温度 T_f と計算でのフロストラインにおける計算解を比較し、Newton-Raphson 法と Gauss-Jordan 法を組み合わせる上記の3つの変数を変化させ最適解を発見するまで計算を行うアルゴリズムに基づいてプログラムを作成した。また、熱伝達係数はエアリング吹き出し口でのバブル位置の値を最大にして、離れるに従い指数関数的に減少させた。すべての式、条件値および変数の次元数は、無次元化して解いた。

Fig.2 Automatic simulation system of film blowing processing

Table I Processing conditions of film blowing

	R_0 cm	H_0 mm	T_0 ℃	Q g/s	η_0 Pas	FLH cm	BUR	H_f μm	T_f ℃
Farber case3	3.175	1.27	185	3.07	12340	39.2	2.94	86.4	100
A	3.75	1.00	190	2.39	15000	37.0	2.33	40.0	110
B	7.5	2.00	200	3.92	22300	40.0	1.22	42.8	—
C	7.5	2.50	195	—	10020	—	—	—	—

4. 成形実験

インフレーション成形実験は3種類の成形機(A, B, C)を用いて行った。成形条件を Table I、Table II に示す。また、成形機 C では引き取り速度や吐出量を変化させてバブル形状を変化させた。使用樹脂は、LDPE(F023;UBE 製)および LLDPE(FB123M, FR152B;UBE 製)である。また Farber ら¹²⁾のインフレーション成形実験(LDPE)の成形条件も記す。バブル表面の温度は放射温度計で測定した。また成形の様子をビデオカメラに撮影し、バブル形状の解析を行った。各樹脂の粘弾性測定は、RDSII (Reometrics 社)を使用した。

Table II Processing conditions of molding machine C

C	Q kg/Hr.	DDR m/min.	FLH cm	BUR	Hf μ m
case1	75.0	4.0	22.0	1.493	94.4
case2	75.0	20.0	27.0	1.510	20.2
case3	75.0	40.0	31.0	1.497	10.0
case4	19.7	20.0	29.0	1.952	19.0
case5	26.0	20.0	29.0	1.956	27.0
case6	35.7	20.0	29.0	1.956	35.8

5. 結果と考察

Fig. 3 は Farber ら¹²⁾の行ったインフレーション成形実験(Case3)と Newton 流体でのシミュレーションの比較である。LDPE の活性化エネルギーは 14.0kcal/mol で計算した。バブルの半径の計算結果は、樹脂出口からフロストライン付近まで実験値と一致している。また成形時間に対する温度プロファイルは、若干計算値が低めであるもののほぼ同等の曲線に乗った減少である。フロストラインまでの成形時間の差は1秒以内であり、引き取り速度の差も 0.8m/min. と小さく、実験値を再現した。またバブル形状から導出した歪み速度は MD、TD とともに実験値と比較して絶対値は異なるがほぼ同等の傾向を示した。このように樹脂を Newton 流体とにおいて計算しても、十分に満足できる結果を導き出した。

一方同一成形条件について Leonov モデルを使用して同様な計算をしたが、式の複雑化により満足できる解を得ることはできなかった。実際の高分子溶融物は粘弾性体であり、非等二軸伸長変形を厳密に考慮したモデルで計算するべきである。ところが、インフレーション成形のシミュレーションについては Newton 流体でもそこそこ満足できる結果が得られている。これは、ゼロ剪断粘度の温度依存性による応力変化が粘弾性体の非等二軸伸長変形による各方向の応力変化よりも支配的であるため、より現実的な粘弾性体の非等二軸伸長変形の効果を考慮しなくても Newton 流体を仮定した計算で十分に形状をシミュレーションできたためであると考えられる。

次に実際に我々が行った成形実験とシミュレーションとの

Fig.3 Comparison Farber's results(case3) with calculation results; solid lines are calculated results and symbols are experimental results; a)thickness; b)temperature; c) radius; d) strain rates of MD,TD; ● and ○ are MD and TD experimental data; solid line(TD) and bold line(MD) are calculation results;

比較を示す。Fig. 4 は成形機Aで行った実験と計算の結果であ

Fig.4 Comparison between experimental results and calculation results thickness; b) temperature; c) radius; symbols are experimental results; solid line are calculated results;

る。使用した樹脂は、LLDPE(FB123B)に 12.5wt%LDPE(F023)をドライブレンドしたもので、動的粘弾性測定より求めた活性化エネルギーは、8.46kcal/molであった。歪み速度曲線からダイスから 20cm くらいまでは MD の歪み速度が大きく、ではバブルはほとんど膨らまない。20cm 以降では MD の歪み速度の減少に対して TD では増加し 30cm 付近で最大になり、バブル半径の変化は変曲点を持つようになる。ビデオによる実測からバブル形状の変曲点の位置はダイスから 30cm の高さであり、計算結果でも同等の傾向を示した。また MD の歪み速度はフロストラインに近づくにつれ増加する傾向がみられる。これはフロストライン近傍で TD の歪み速度の減少に対して、厚み方向の歪み速度の減少が小さいために結果として MD の歪み速度は大きな

Fig.4 Continued. d) strain rates; solid line(TD) and dot line(MD) are calculation results; e) processing time;

Table III Calculated results of difference air ring heights on film blowing processing

air ring height (cm)	0.0	5.0	10.0
blow up ratio	1.31	1.22	1.19
final thickness (μ m)	150.0	42.8	10.7
frostline height (cm)	35.0	40.0	45.5
processing time (sec.)	13.2	8.9	6.4
drawing rate (m/min.)	6.1	23.0	94.4

ると考えられる。また、温度プロファイルは実験データを良く再現している。

さらにダイス径の大きい成形機 B での実験結果と計算結果の比較を Fig. 5 に示す。使用した樹脂は LDPE(F023)で、活性化エネルギーは、動的粘弾性測定から 13.44kcal/mol であった。またエアリング吹き出し口は成形ダイスから 5cm の高さにあったため、高さ 5 cm から冷却風の影響を考慮して計算を行った。バブル温度は、冷却風が直接噴射される前には約 3 °C の温度低下しか起こしていないが、噴射後には急激に冷却していく様子がわかる。

この手法を応用することにより、バブル形状の高さ依存性を調べることができる。エアリング高さの効果は、今日一般的である多層にわたった複雑なエアリング形状をシミュレーショ

Fig.5 Comparison between experimental results and calculation results; symbols are experimental results; solid lines are calculated results; a) thickness b) temperature; c) radius

ンする際、考慮にいれるべき重要なパラメーターである。Fig. 6はFig. 5の結果をもとに、エアリング高さが0cm、5cmおよび10cmでのバブルの変化を示している。同一張力でMDへ引っぱった際、エアリング高さが0cmでは樹脂が吐出された直後に冷却が開始されるため樹脂の粘度が上昇し、5cmに比べて厚みの減少は少なくなる。また、冷却開始地点が低くなるためにフロストラインは冷却風高さが減っただけ減少する。しかしTable IIIから分かるように、成形時間は4秒以上長くなった。これはフロストライン位置の低下により、同一張力を得るために必要とされる引き取り速度が小さくなり ($V_f=6.1\text{m/min.}$) その結果成形時間が増すと考えられる。またバブル半径も、引き

Fig.6 The dependence of calculated bubble profile for the air ring height of film blowing processing; a) thickness; b) temperature; c) radius

取り速度の低下により成形時間が長くなるため、同じ内圧のもとでも膨らむ傾向にある。エアリング高さを10cmに設定した場合は、樹脂が吐出されてから約10cmの位置までに低下する温度は5度くらいと小さく、同一張力を与えたとき、粘度が低いために大きく変形していき、厚みの減少が大きくなる。またフロストライン位置が高くなることによって、必要な引き取り速度は速くなり ($V_f=94.4\text{m/min.}$)、成形時間は6.4secと短くなる。これによって同一内圧でもバブルはあまり膨らまず、ブロー比は減少する。

以上の結果は、エアリング形状によるバブルの形状の変化を見積もるための基礎的データとなる。上記条件でのMDおよび

Fig.7 The dependence of calculated strain rate profiles for the air ring height of film blowing processing;

Table IV Comparison between experimental results and calculated results for drawing rate or final thickness; $Q=75.0\text{kg/Hr}$

	drawing rate (m/min.)		final film thickness (μm)	
	experimental value	calculation	experimental value	calculation
case 1	4.0	5.03	94.4	94.7
case 2	20.0	22.74	20.2	20.8
case 3	40.0	45.54	10.0	10.5

TDの歪み速度と時間の関係をFig. 7に示す。高さが10cmではシャープで最大値の大きな歪み速度分布であるのに対し、0cmではブロードな最大値の小さいピーク分布になっている。これらは引き取り速度の大きさに対応しているものと思われる。

Fig. 7の歪み速度の時間に対する変化から求めた歪み量をTable IVに示す。MDの歪み量は、0cmでは227%、5cmで360%、10cmで500%と薄膜化するにつれて大きくなる。一方、TDでは0cmで27%、5cmで20%、10cmで17%と冷却風高さが高くなるに従い歪み量は減少していく。これは、冷却風高さによって引き取り速度が大きくなることにより、MDの歪み量が増大し、TDの歪み量が減少していくことを意味する。よってフィルムの異方性は冷却風高さが大きくなるにつれて、大きくなる。

Fig.8 The dependence of bubble profiles for drawing rate; $\circ$ 4.0m/min.; $\triangle$ 20.0m/min.; $\square$ 40.0m/min.; a)radius; b) thickness; solid lines are calculated;

Table V Comparison of experimental results and calculated results for mass flow or final thickness; $V_f=20.0\text{m/min.}$

	mass flow (kg/Hr.)	final film thickness (μm)	
		experimental value	calculation
case 4	19.7	19.0	22.7
case 5	26.0	27.0	27.5
case 6	35.7	35.8	35.9

このように計算から求めた歪み量自体は、樹脂をニュートン流体と仮定して求めた結果であるため定量性はないが、フィルムの配向性を評価する指標の一つとすることができる。以上のようにシミュレーションすることにより定性的に、冷却風高さがフィルムの成形条件のみならず物性にも多大な影響を及ぼしていることが分かる。

実際の成形中に最も頻繁に操作するパラメーターは、引き取り速度および吐出量である。これらの変化によりバブル形状がどのように変化するかについて、これまでは経験的に理解していたことではあるが、理論的な解析例はあまりない。今回成形機Cを用いてこの2種類のパラメーターについて条件を種々変化させて実験を行い、計算との比較を行った。計算では使用し

Fig.9 The dependence of bubble profiles for mass flow;
○ 19.7Kg/Hr; □ 26.0Kg/Hr;△ 35.7Kg/Hr;
a)radius; b) thickness; solid lines are calculated;

た樹脂の動的粘弾性測定から求めた活性化エネルギー 6.00kcal/mol を使用した。

Fig. 8 には吐出量およびブロー比を一定とした条件下で、引き取り速度を 4.0、20.0、40.0m/min と変えたときのバブル半径の変化および厚みの減少を示している。Table IV には引き取り速度とフィルムの最終厚みの計算値と実験値との比較を示している。図から明らかなように、引き取り速度を上げることによりフロストライン高さが上昇する。またバブル半径の変化は引き取り速度が変化してもほぼ実験結果を再現している。一方、計算で求めた引き取り速度は実験値よりも若干大きく、その差は引き取り速度が大きくなるにつれて広がった。また、フィルム厚みは引き取り速度を 2 倍にすると半分になることが経験的にわかっているが、計算結果も実験結果を再現するものであった。

Fig. 9 では引き取り速度およびブロー比一定の下、吐出量を変化させたときのバブル半径の変化および厚みの減少を示している。また Table V には吐出量を変化させたときのフィルムの最終厚みの計算値と実験値との比較を示している。吐出量の増加によるフロストライン高さの上昇は引き取り速度の増加に比べてほとんどない。厚みは吐出量を増加させることにより多少増加するが、引き取り速度による変化ほど顕著ではない。計算結果は実験値と比較して吐出量が低い方では少し誤差が生じるが、おおよその傾向は捕らえることが出来ている。

6. 結論

微分方程式の解法に Band Matrix 法を用い、Newton-Raphson 法と組み合わせることによって成形条件を導き出すことの出来る、インフレーション成形自動シミュレーションプログラムを作成した。実際の成形結果との比較をした結果、樹脂の粘弾性的性質を Newton 流体で仮定しても、比較的精度良くバブルの形状を導き出せることが分かった。本シミュレーションソフトは定性的な成形条件分析には十分に適用可能であると考えられる。また、各位置における応力やひずみ速度なども同時に解析でき、今後のフィルムの配向解析などに応用できると考えられる。

特に冷却風の高さは、フィルムの成形条件のみならず物性にも多大な影響を及ぼしていることが明確となった。近年冷却風吹き出し口が複数からなる成形機が主流を占めており、これらに対応していくためには、この種の解析はますます重要になってくるであろう。また引き取り速度や吐出量などの、通常よく変化させる成形条件の成形フィルム状態依存性も、本ソフトで十分にシミュレーションが可能であることが分かった。

Appendix

論文中的各記号の定義

R_0 ; 成形ダイス半径	H_0 ; ダイスギャップ
Z_{air} ; エアリング高さ	R_f ; フロストラインでのバブル半径
BUR ; ブロー比 ($=R_f/R_0$)	H_f ; 最終的なフィルム厚み
T_0 ; 成形樹脂温度	FLH ; フロストライン高さ
Q ; 吐出量	T_{air} ; 冷却風温度
T_{room} ; 成形雰囲気温度	T_f ; 変形停止温度
A_E ; 活性化エネルギー	ϵ_a ; 輻射率
η_0 ; ゼロ剪断粘度	F_z ; 引き取り張力
ΔP ; 内圧	U ; 熱伝達係数
ϵ ; 収束条件	α, β, γ ; 変数

参考文献

- 1) Pearson J.R.A., Petrie C.J.S., J Fluid Mech, 42, 609 (1970)
- 2) Pearson J.R.A., Petrie C.J.S., Plastics Polym, 38, 85 (1970)
- 3) Han C.D., Park J.Y., J Appl Polym Sci, 19, 3277 (1975)
- 4) Kanai T., White J.L., Polym Eng Sci, 24, 1185 (1984)
- 5) Minoshima W., White J.L., J Non-Newtonian Fluid Mech, 19, 275 (1986)
- 6) Sweeney P.A., Campbell G.A., F.A. Feeney, Int Polym Process, 7, 229 (1992)
- 7) Cain J.J., Denn M.M., Polym Eng Sci, 28, 1527 (1988)
- 8) Luo X.L., Tanner R.I., Polym Eng Sci, 25, 620 (1985)
- 9) Alaie S.M., Papanastasiou T.C., Int Polym Process, 1, 51 (1993)
- 10) Liu C.C., Bogue D.C., Spruiell J.E., Int Polym Process, 3, 226 (1995)
- 11) Newman J., I & E C Fundamentals, 7, 514 (1968)
- 12) Farber R., Dealy J.M., Polym Eng Sci, 14, 435 (1974)