流入解析プログラムの実験的検証

相野 谷 慶 太^{*1}・天 野 修^{*2}

Experimental Verification of a Filling Analysis Program for Injection Molding

Ainoya, Keita^{*1}/Amano, Osamu^{*2}

The validity of a filling analysis program was examined by comparing the pressure profiles obtained over a wide range of molding conditions with those of the filling analysis simulation based on a high quality database. For accurate simulations, it is indispensable to employ a high quality database with a reasonable pressure dependent viscosity equation, corrections for juncture pressure losses, and tabulated specific heats and thermal conductivities.

For a heat transfer coefficient of 1,200 W/m²-K, the filling pressure simulated for each characteristic flow channel agreed with the observations within 20%. These results suggest that the filling analysis program is reasonable and reliable in its fundamentals, and is effectively usable for the design of parts and molds for injection molding.

Key words : Filling analysis program/Experimental verification/Static molding/Heat transfer coefficient between polymer and mold metal/High quality database

1. 緒 論

射出成形用 CAE プログラムの一種である流入解析の実験的検証の意義は、射出成形品およびその金型の設計過程において高精度の予測技術であることを証明するだけでなく、製品設計が成功するための成形の可能性をより明確にする意味を持つ。さらに、時間的に連続している射出成形の最初の過程が流入過程であり、この過程の正確な検証なくして、その後続く流入後の過程における反り等の品質解析の検討には入れない。

しかし、射出成形は精巧で難解な複合技術であり、その実証は容易ではない。特に成形において重要となる成形条件と呼ばれる樹脂温度、金型温度、および射出速度は、通常の動的成形では正確に把握することが困難であり、流入解析の実証には新しい概念である静的成形の導入が必要である^{1)~11)}。本報では静的成形において成形条件を幅広く変化させて得られた樹脂圧力プロファイルと、成形と同一樹脂で実測された各種材料物性データに基づいた流入解析結果とを比較し、流入解析プログラムの問題点を探った。

流入解析プログラムの問題は計算結果が実成形と一致し

ない場合が多々あり、利用者の信頼がないことである。この相違の原因が基本計算式の近似方法に問題があるのか、または、単なる誤差が大きいのかさえ判明していない。換言すれば、市販の流入解析プログラムだけの問題でなく、射出成形技術の将来の発展性をも支配する基本的問題である。

本研究における目標は流路の特徴を反映する複数の位置において、測定が容易で精度が高い成形中の樹脂圧力を測定し、実測値と計算値を比較することである。

2. 方 法

本研究で使用した金型内の流路の模式図および圧力測定位置を図 1 に示した。射出成形用金型では成形機ノズルから樹脂が射出され、樹脂の誘導路であるスプルー、ランナー、ゲートを通して平板のキャビティに到達する。流入解析ではそれぞれの特徴的流路における圧力損失（流路抵抗）が、(1)流路形状および寸法、(2)成形条件、(3)流動特性や熱特性等の材料物性値によってどのように変化するかを推測する。項目別の具体的な検討内容は下記の通りである。

2.1 流路形状および寸法

射出成形用金型の典型的流路は図 1 に示したように、樹脂が流れ込む順序にしたがって成形機ノズル、スプルー、ランナー、ゲート等の移送路と、目的とする製品部となるキャビティで構成される。各流路にはそれぞれに課せられた機能があり、移送路はキャビティに流入する樹脂の温度が大幅に低下せず、かつ、できる限り小さい流路抵抗が望まれる。本報では流入完了時までの各流路における圧力損失に及ぼす流路寸法、成形条件および材料特性の影響を高精度で予測することが検討の対象となる。

^{*1} 工学院大学 機械科 高分子材料研究室
東京都新宿区西新宿 1-24-2 (〒163-0023)
Kougakuin University
Nishi-shinjuku 1-24-2, Shinjuku-ku Tokyo 163-0023, Japan

^{*2} (有)天野成形加工技術研究所
横浜市栄区本郷台 5-25-6 (〒247-0008)
Amano Molding Laboratory Ltd.
Hongodai 5-26-5, Sakae-ku, Yokohama 247-0008, Japan
2000.12.1 受理

プラスチック溶融体の流動では、ノズル先端部やゲートのような急激な流路断面積の縮小部分で、大きな圧力損失 (Juncture-Loss) が発生することが知られている。本報では縮流比率が最大となるゲート部を入子構造にして、2種類の大きさが異なるゲートを準備した。ゲート Large (L 5×W 6×H 1 mm) とゲート Small (L 5×W 6×H 0.5 mm) では、同一射出速度においてせん断速度が8倍異なる。これにより材料の流動特性としての Juncture-Loss と、実成形における縮流部の圧力損失との関係を明らかにできる。流入解析プログラムとして、C-MOLD V-97.7 (AC Technology) を使用した。以後、流入解析プログラムとは、C-MOLD を意味するものとする。

Fig. 1 A Schematic diagram of the flow channel of the mold used

2.2 成形条件

成形条件の影響を検討するには成形条件そのものの精度が問題となる。実成形 (動的成形) における主要な条件である樹脂温度、金型温度、および射出速度は実測が容易でなく、成形機の加熱筒設定温度、金型温度調節機の循環水の設定温度、成形機の設定射出速度等が、計算において見かけの値として利用される。天野^{1)~11)}によると1ショットの樹脂温度は加熱筒設定温度と大幅に異なり、スクリュ半径方向のみならず軸方向にも大きな分布を持ち、金型温度も成形の1サイクル内で金型の熱収支にしたがって大きく変化していることが報告されている。そこでは空射時の1ショット内の樹脂圧力が30%にも達する例が存在する。射出速度で表示される樹脂の流量についても、ゲートのような高流路抵抗部では樹脂の圧力上昇に必要な時間 (スクリュ前進ストローク) の間は、樹脂が停滞 (Hesitation) を起こすことが知られている。この場合は、加熱筒内のスクリュ逆流防止弁よりも前に存在する樹脂量による体積変化を考慮しなければならない。しかし、実際には流入解析プログラムでは金型内の流路のみに考慮の対象が限定され、成形機加熱筒内のリザーバ部分は無視されるので、計算結果は実測結果と明らかに相違する。この射出速度については比較の対象となるプログラムが存在しないので、ここでは無視する。本報では実測された流入時間を流入解析プログラムに入力し、流入完了時の時間的整合性は確保した。

計算の前提条件は均一な樹脂温度および金型温度であり、これを満足させるには通常の動的成形では不可能であり、実証の鍵となる静的成形が必要である。動的成形での金型温度に関しては成形の進行に伴う変化が図2において明瞭に認められ、第5ショットでは射出開始後の最低温度で固定側および移動側で第1ショットよりもそれぞれ約7.6および9.0℃高くなる。一方、最高温度ではそれぞれ7.0および5.2℃高くなる。また、最低温度および最高温度とも

Fig. 2 Traces of nozzle pressure, nozzle temperatures, mold temperatures and screw position in dynamic molding

に固定側と移動側の温度差が拡大する。通常の成形である動的成形でなく、リザーバ内の1ショット分の樹脂温度を常圧下において設定温度 $\pm 1^\circ\text{C}$ 以内に制御し、樹脂と接する部分の金型表面温度を射出開始時に設定温度 $\pm 0.5^\circ\text{C}$ 以内に制御して、1ショットのみを射出する静的成形を行った。樹脂温度を200, 230, および 260°C 、金型温度を35, 50 および 65°C 、および射出速度を5, 10, 20 および 40 mm/s の範囲で変化させた。2種のゲートに対してそれぞれ8種類の成形条件で樹脂圧力プロファイルを測定し、計算値と比較した。使用した成形機は、加熱筒の熱設計を改良し、静的成形を可能とした全電動型スクリュインライン射出成形機MD 50 (綏新澁鐵工所) である。

2.3 材料物性値

計算において必要な材料物性値は流動特性(粘度, Juncture-Loss, 流動停止温度等), 熱特性(比熱, 熱伝導率, 密度またはpvT特性等)および金型と樹脂間の熱伝達率である。いずれの値も定数でなく測定条件で変化する数値と考えられる。それ故、材料物性値の近似度が流入解析の計算誤差を支配する。使用した樹脂はHDPE(Staflene E 880 C, 日本石油化学㈱)であり、材料特性の測定には下記の装置を使用した。

- (1) 流動特性: High-Shear Capillograph(東洋精機製作所)
- (2) 比 熱: 走査型示差熱分析計(Perkin Elmer Instruments)
- (3) 熱伝導率: K-System (AC-Tech. Co)
- (4) pvT特性: PVT-Tester (東洋精機製作所)

2.3.1 流動特性

流入過程を支配する材料物性値は流動特性と熱特性であり、計算ではこれらを数式化または作表化して利用することができる。粘度のように温度、圧力およびせん断速度依存性として表示するには、作表化は適さず数式化が必要となる。粘度式には一例として示した下記の4種類に粘度式のほかにも多くの種類があり、どれが妥当であるのか定説はない。

- (1) 指数式: $\eta(T, \dot{\gamma}) = a \times \dot{\gamma} \times \exp(cT)$
- (2) 多項式: $\ln[\eta(T, \dot{\gamma})] = A + B \times \ln(\dot{\gamma}) + C \times T + D \times [\ln(\dot{\gamma})]^2 + E \times T \ln(\dot{\gamma}) + F \times T^2$
- (3) Cross-exp 式: $\eta(\dot{\gamma}, T, p) = \eta_0(T, p) / [1 + (\eta_0 \times \dot{\gamma} / \tau^*)^{(1-n)}]$
 $\eta_0(T, p) = B \times \exp(Tb/T) \times \exp(\beta \times p)$
- (4) Cross-WLF 式: $\eta(\dot{\gamma}, T, p) = \eta_0(T, p) / [1 + (\eta_0 \times \dot{\gamma} / \tau^*)^{(1-n)}]$
 $\eta_0(T, p) = D1 \times \exp[-A1(T - T^*) / (A2 + T - T^*)]$
 $A2 = \bar{A}2 + D3 \times p$
 $T^* = D2 + D3 \times p$

指数式および多項式では圧力の影響を考慮できず、使用には自ずと限界がある。粘度の圧力依存性D3の重要性についてはGuell¹²⁾およびAmano¹³⁾報告があり、Cross-exp式およびCross-WLF式では実測値との合致の程度(誤差)によって、利用価値の優位性が決まる。Sherbelis¹⁴⁾およびBrincat¹⁵⁾がCross-exp式の利用を推薦しているが、天野^{16), 17)}によると前者は実験値と合致せず、現状では後者が

妥当である。Juncture-Lossに関しては使用した流入解析プログラムで利用可能な式がHieber¹⁸⁾によって提唱されている指数式のみであり、その精度は前記報告¹⁷⁾で詳細に検討されている。計算に使用したCross-WLF粘度式の種類定数は表1に併記した。

2.3.2 熱特性および樹脂-金型間熱伝達率

本報における比熱および熱伝導率は温度依存性のみで圧力依存性は未検討である。計算においては表1に示したように定数または作表化して使用した。密度を定数とみなさない場合は2領域修正Tait式を用いてpvT特性を近似し、その諸定数を表1に示した。

使用した流入解析プログラムでは樹脂-金型間の熱伝達率を変更することが可能である。デフォルト値としては $25,000\text{ W/m}^2\text{-K}$ が与えられているが、この妥当性は不明である。

3. 計算結果と実測値の比較

実際に静的成形で得られたNo.0~No.4の圧力変化の一例を図3に示した。この図から各流路の圧力差である流路抵抗のスクリュストロークに対する変化が求められる。この各部の流路抵抗について実測値と計算値の比較を行い、問題の抽出と解決を計った。

使用した流入解析プログラムの技術的改良の歴史を振り返ると、結果として問題点の所在を容易に理解できる。第1がpvT特性、第2がJuncture-Lossのプログラムへの導入であり、第3が粘度式のCross-WLF式への集約である。

3.1 pvT特性の導入

pvT特性を流入解析プログラムに導入すると、流入完了時間が設定値と異なる。その一例を表2に示した。この成形条件(L2-230-50-10)においては実測された流入時間は7.3秒である。この流入時間をプログラムに与えて、流入時間を20分割して樹脂圧力を出力させると、7.30秒においてはキャピティ末端に近いNo.5では圧力が0であり、流入は未完了である。次の出力(7.76秒)ではNo.5で樹脂圧力を感知しており、流入は完了して次の保持圧力段階への移行過程と考えられ、圧力を出力し、正確な流入圧力が得られない。解決には試行錯誤で設定流入時間を変更して、流入時間を一致させる以外に方法はない。利用者の便宜を考慮すれば、今後プログラムで改良すべき点である。

3.2 Juncture-Loss および圧力依存粘度

成形機に最も近い流路であるノズル・スプルー部には、ノズルチップにおける流路の急激な縮小に起因するJuncture-Loss(ΔPe)と、高樹脂圧力となるためにCross-WLF式における粘度の圧力依存係数(D3)を計算に導入する必要がある。しかし、本研究の初期においては、粘度の圧力依存性の影響程度が全く分からず、問題の所在自身が不明であった。高せん断速度レオメータの開発から10年経過して、新規に測定機の開発に成功し測定方法を確立して圧力依存粘度の実測結果が得られた。解析においても特徴的流路別に圧力損失を比較検討してみて、問題の所在が明らかとなった。

研究初期における各流路の圧力損失の計算値は、実測値と比較してノズル・スプルー部とゲート部で過小、キャピティ部で過大であった。特に前者では実測値が流入の進行

Table 1 High quality material data-base for HDPE (Staflene E 880-C)

pvT Properties

2-Domain Modified Tait Equation

b 5 (K)	3.982×10^{-2}
b 6 (K/Pa)	2.643×10^{-7}
b 1 m (m ³ /kg)	1.252×10^{-3}
b 2 m (m ³ /kg-K)	1.030×10^{-6}
b 3 m (Pa)	9.444×10^{-7}
b 4 m (1/K)	5.294×10^{-3}
b 1 s (m ³ /kg)	1.113×10^{-3}
b 2 s (m ³ /kg-K)	6.800×10^{-7}
b 3 s (Pa)	1.861×10^{-8}
b 4 s (1/K)	5.000×10^{-3}
b 7 (m ³ /kg)	1.390×10^{-4}
b 8 (1/K)	1.863×10^{-1}
b 9 (1/Pa)	5.517×10^{-8}

Constant Density

ρ (kg/m ³)	8.400×10^{-3}
-----------------------------	------------------------

Cross - WLF Viscosity Equation

n (----)	1.823×10^{-1}
τ^* (Pa)	1.860×10^{-5}
D 1 (Pa-s)	2.551×10^{-17}
D 2 (K)	1.632×10^{-2}
D 3 (K/Pa)	$1.200 \times 10^{-7} (1.040 \times 10^{-7})$
A 1 (----)	$3.920 \times 10^{-1} (3.888 \times 10^{-1})$
A 2~ (K)	5.160×10^{-1}

Juncture-Loss Equation

C 1 (Pa ^(1-C2))	1.148×10^{-9}
C 2 (----)	2.757×10^0

Specific Heat Tabulated (kJ/kg-K)

20°C	1.84	120°C	2.54
40	2.07	130	2.56
60	2.44	140	2.61
80	3.12	160	2.67
90	3.38	180	2.75
100	4.15	200	2.81
105	5.16	220	2.87
110	11.05	240	2.91
115	23.78		

Constant Specific Heat

Cp (kJ/kg-K)	3.00
--------------	------

Thermal Conductivity (W/m-K)

50°C	2.88×10^{-1}
100	2.88×10^{-1}
105	2.88×10^{-1}
110	2.88×10^{-1}
(115)	(2.57×10^{-1})
120	2.26×10^{-1}
125	2.26×10^{-1}
130	2.26×10^{-1}
150	2.26×10^{-1}
200	2.26×10^{-1}

Constant Thermal Conductivity

k (W/m-K)	2.70×10^{-1}
-----------	-----------------------

Transition Temperature

Ttrans (°C)	115
-------------	-----

Fig. 3 An example of the pressure profiles observed

とともに圧力損失が増大するにも拘らず、計算値はほぼ一定であり定性的にも定量的にも合致しない。この原因はJuncture-Lossと粘度の圧力依存性の無視にあると推定した。両者の影響を検討可能なようにプログラムが1994年に改良された後、実測された圧力依存粘度およびJuncture-Lossを計算に導入した。ゲートLについて樹脂温度230°C、金型温度50°C、射出速度10 mm/sの成形条件(L2-230-50-10)において、圧力依存性粘度およびJuncture-Lossがノズル・スプルー部の圧力損失に及ぼす影響を、実測値と計算値で比較して図4に示した。Juncture-Lossおよび圧力依存粘度を考慮しない場合は、流入完了時までの圧力損失の変化傾向と大きさが明らかに実測値から異なる。両者の特性を計算に導入することで計算の精度は大幅に改良される。これらの図から明らかな通り、ノズル・スプルー部およびゲート部において圧力依存粘度を考慮しない場合は、流路抵抗の時間変化がないことから流入過程で樹脂温度変化が小さいことも理解できる。

ゲートLおよびSについて、圧力依存粘度およびJuncture-Lossがゲート部の圧力損失に及ぼす影響を図5に示した。実測したゲート部の圧力損失は樹脂や条件を問わず上に凸の曲線となる。この原因として(1)樹脂温度の上昇、(2)流量の減少および(3)金型温度の局所的上昇が考えられる。しかし、(1)樹脂温度の上昇は前で述べた通り、樹脂温度はほぼ一定であり、(2)流量の低下についてはスクリュ位置および各圧力計への樹脂の到達時間からも流量

Table 2 Effects of pvT on the filling pressure calculated

Molding Conditions	Filling Time (s)		Pressure Loss Calculated (MPa)					
	Setting	Calculated	No.0	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
L 2-230-50-10	7.30	(7.30)	103.2	74.3	52.3	41.8	21.3	0
	7.30	(7.76)	76.9	62.3	48.2	40.0	23.9	3.2
	7.30	7.30*	109.1	80.0	57.7	47.1	26.3	2.5
L 2-230-50-20	3.55	(3.55)	106.9	72.6	48.7	38.1	17.9	0
	3.55	(3.74)	98.0	69.3	46.0	39.0	20.5	1.9
	3.55	3.55*	111.9	76.9	52.8	42.2	21.7	2.0
S 2-230-50-10	7.40	(7.41)	121.9	90.7	66.8	41.5	21.4	0
	7.40	(7.84)	86.1	73.1	58.8	38.7	23.3	3.1
	7.40	7.40*	126.8	95.5	71.6	46.3	26.0	2.5
S 2-230-50-20	3.60	(3.60)	124.7	87.9	62.5	37.2	17.5	0
	3.60	(3.80)	112.5	82.9	61.2	38.0	20.2	1.8
	3.60	(3.60)*	129.5	92.3	66.8	41.5	21.5	1.9

() : Observation time of pressure

Asterisk* : the filling time

Fig.4 Effects of the pressure coefficient (D3) and juncture-loss (ΔPe) on the pressure loss in the nozzle & sprue during filling

の低下は認められない。ゲート寸法が小さいゲートSの方がゲートLよりも圧力損失の低下量が大きいことから、せん断応力が大きく流動による発熱が大きいゲートSの場合は、熱が局部的に溜まり(3)の金型温度が上昇して流路抵抗が減少することが想定される。

他の流路を含めた流入圧力を、流路各部に分割して棒グラフにして図6に示した。キャビティ部のみが異常に圧力損失が大きいことに気付く。この現象は流動特性でなく熱特性に起因すると考えざるを得ない。

3.3 熱特性

プログラムにおいて入力により変更可能な熱特性としては、材料の比熱 (C_p)、熱伝導率 (k)、pvT 特性の他に樹脂と金型間の熱伝達率 (h) がある。前記3者は実測値ま

Fig.5 Effects of the pressure coefficient (D3) and juncture-loss (ΔPe) on the pressure loss of the gate during filling

たはその近似値であり、流入過程の計算結果に大きな誤差を生じさせているとは考えられない。熱伝達率については信頼できる報告が見当たらないので、流入解析プログラムのデフォルト値に対して幅広く熱伝達率を変化させ、ゲートLおよびSについて各流路の圧力損失に及ぼす熱伝達率の影響をそれぞれ図7(a)および図7(b)に示した。ノズル・スプレー部を除いた他の流路では、図中の星印で示された実測値が比較的狭い熱伝達率範囲 ($1.0 \sim 1.5 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$) に集中し、妥当な熱伝達率の存在をうかがわせる。

Fig. 6 Effects of the pressure coefficient (D 3) and juncture-loss (ΔPe) on the filling pressure of each flow channel

Fig. 7 Effects of the heat transfer coefficient between polymer and mold metal on the filling pressure of each flow channel

変化は直線的でなく $10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ の熱伝達領域において急激に圧力損失が減少し、その影響は厚みが薄いキャビティにおいて大きい。熱伝達率の過大な見積りがキャビティの過大な圧力損失を招いている原因である可能性が高い。

熱伝導率および比熱も温度によって変化する。熱伝導率の低下は樹脂温度の低下を軽減して圧力損失を減少させるが、熱伝達率のように特異な影響は示さない。HDPE のような高度な結晶性樹脂では、比熱の中で結晶化潜熱も考慮すべきであり、定数でなく作表化した比熱を使用することが望ましい。本研究の初期においては比熱を定数 ($3.0 \text{ kJ/kg} \cdot \text{K}$) としたが、後半では計算の高精度化のために作表化した比熱を使用した。同時に粘度式の定数もより近似度を高めて、 $D3 = 1.04 \times 10^{-7} \text{ K/Pa}$ と $A1 = 3.888 \times 10^1$ の値を使用した。

作表化比熱の使用による流路抵抗の変化は、ノズル・スプルー部、ランナー部およびゲート部において流路抵抗に変化が無く、キャビティ下流部だけの圧力損失が低下する。すなわち、最も冷えやすい部分に結晶化潜熱の影響が現れている。材料の熱伝導率の影響は実測値の範囲内では小さく、平均的な定数の使用も許容される。しかし、熱伝導率の各流路抵抗に及ぼす影響はキャビティ部で最も大きい。熱特性の中で最大の影響因子は樹脂-金型間の熱伝達率で

ある。

8 種類の成形条件で得られた各流路別の実測値と計算値の比率をゲート L および S について求め、計算に使用した要因別に整理すると表 3 の通りとなる。実測した流動特性および熱特性を使用し、熱伝達率を $1200 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ と仮定すると、実測値と計算値は各流路に対して $\pm 20\%$ 以内の一致を示す。この結果は流入解析プログラムが基本的には妥当であり、信頼できる計算結果を得るには実測に基づいた高品位データベースが不可欠である。

4. 結 言

本報では静的成形により多くの成形条件で得られた樹脂圧力プロファイルを基礎に、流入解析プログラムにおいて各種の材料データを用いて射出成形に特徴的な流路の圧力損失を計算して比較し下記の結論を得た。

- (1) 広範囲にわたる静的成形で得られた流路抵抗は、適切な樹脂-金型間の熱伝達率を仮定するとともに高品位データベースを利用することにより、高い精度で推定可能である。
- (2) 高品位データベースには高せん断速度領域の圧力依存粘度や Juncture-Loss 等の流動特性の他に、作表化した比熱および熱伝導率等の材料物性値が含まれる。

Table 3 Ratio of the calculation to the observation of the pressure loss in each flow channel

Flow Channel	Parameters Used in the Simulation		
	pvT, D 3, ΔPe h = 25,000 W/m ² -K Cp = 3.00 kJ/kg-K D 3 = 1.20 x 10 ⁻⁷ K/Pa	pvT, D 3, ΔPe h = 1,200 W/m ² -K Cp = 3.00 kJ/kg-K D 3 = 1.04 x 10 ⁻⁷ K/Pa	pvT, D 3, ΔPe h = 1,200 W/m ² -K Cp-tabulated D 3 = 1.04 x 10 ⁻⁷ K/Pa
		Calculation/Observation	
Total	1.322 (1.193~1.576)	1.051 (0.977~1.217)	1.021 (0.975~1.072)
Nozzle & Sprue	1.061 (0.969~1.163)	0.891 (0.829~0.942)	0.879 (0.803~0.932)
Runner	1.333 (1.229~1.442)	1.108 (0.995~1.155)	1.093 (1.025~1.143)
Gate	1.142 (0.949~1.393)	0.955 (0.821~1.124)	0.940 (0.805~1.129)
Gate-L	1.088 (0.949~1.253)	0.918 (0.821~1.072)	0.890 (0.805~0.995)
Gate-S	1.195 (1.012~1.393)	0.995 (0.888~1.124)	0.990 (0.888~1.129)
Cavity	1.764 (1.542~2.216)	1.230 (1.061~1.601)	1.165 (1.046~1.279)

(3) 粘度式では、圧力依存項を考慮した Cross-WLF 式が現状では妥当である。

(4) 今後の課題は樹脂と金型間の熱伝達率の実測であり、材料の種類や流速等の影響についての調査が必要である。同時に高品位データベースの構築と、技術複合体である射出成形を理解して高品位データベースを駆使し得る技術者の育成であろう。

参 考 文 献

- 1) Amano, O. and Utsugi, S. : *SPE Tech. Papers*, **33**, 250 (1987)
- 2) Amano, O. and Utsugi, S. : *SPE Tech. Papers*, **34**, 320 (1988)
- 3) Amano, O. and Utsugi, S. : *SPE Tech. Papers*, **37**, 461 (1991)
- 4) Amano, O. and Utsugi, S. : *SPE Tech. Papers*, **38**, 2568 (1992)
- 5) Amano, O. and Utsugi, S. : *Polym. Eng. Sci.*, **28** (28), 1565 (1988)
- 6) Amano, O. and Utsugi, S. : *Polym. Eng. Sci.*, **29** (3), 171

(1989)

- 7) Amano, O. and Utsugi, S. : *Polym. Eng. Sci.*, **30** (7), 385 (1990)
- 8) 天野 修, 宇都木史朗 : 成形加工, **1** (4), 364 (1989)
- 9) 天野 修 : プラスチックス, **50** (8), 81 (1999)
- 10) 天野 修 : プラスチックス, **50** (9), 150 (1999)
- 11) 天野 修 : プラスチックス, **50** (10), 92 (1999)
- 12) Guell, D. C. and Lovaletti, P. M. : *SPE Tech. Papers*, **41**, 728 (1995)
- 13) Amano, O. : *Preprints of CIMP Meeting 1995*, 1 (1995)
- 14) Sherbelis, G. and Friedl, C. : *SPE Tech. Papers*, **42**, 778 (1996)
- 15) Brincat, P. and Friedl, C., Park, H. J. and Thompson, W. : *PPS-12 Preprints*, 409 (1996)
- 16) Amano, O. : *PPS-12 Preprints*, 405 (1996)
- 17) Amano, O. : *PPS Asia/Australia Regional Meeting, Preprints*, 35 (1996)
- 18) Hieber, C. A. : *Injection and Compression Molding Fundamentals*, 96, Marcel Dekker Inc. 1987. (Edited by A. I. Isayev) (1997)