射出成形におけるコア表面粗さと離型抵抗力の関係*

小林 義和** 白井 健二** 佐々木 哲夫***

Relationship between Core Surface Roughness and Ejection Force for Injection Molding

Yoshikazu KOBAYASHI, Kenji SHIRAI and Tetsuo SASAKI

An analytical model was presented to explain the experimental results of ejection force for injection mold with smooth surface. The model is based on the adhesion theory that the meniscus force is principal component of the ejection force. The meniscus force between core and molded specimen was formulated with surface roughness of two surfaces in contact and liquid film thickness. In the range of $Ra < 0.2 \mu\text{m}$, the calculated meniscus forces become extraordinarily large and are in good agreement with experimental results. In addition, some ploughing marks are found on the molded specimens for larger values of core surface roughness. Through this experimental and analytical investigation, it was made clear that the meniscus force is main cause of the ejection force for smoother core surface and the resistance force of ploughing for the rougher core surface.

Key words: ejection force, injection mold, surface roughness, meniscus force, tribology

1. 緒 言

近年の成形品の高品位、高性能化に対応して、射出成形金型自体にも高精度化が要求されてきている。特に、製品の機械的性質、触覚および視覚品位を向上させるため、金型キャビティ・コア表面の滑らかさが要求されている。そのため、金型表面は磨き作業によるナノメートルオーダの表面粗さに制御された表面となった。プラスチックの射出成形においてもこの傾向は同様で、レンズやCD用の金型などの表面はナノメートルオーダの表面粗さに制御されている。しかし、このオーダの微細凹凸を持つ表面においては、離型時における抵抗力（ここでは、離型抵抗力と呼ぶ）の増加が報告されており、製品表面の剥離など製品品質および生産性の観点から深刻な問題となっている。金型における離型抵抗力の実験的検証は従来より行われてはいるが、表面粗さの記述が不十分だったり、主にマイクロメートルオーダの凹凸を持つ表面に対して実験および解析を行っている研究が多く、ナノメートルオーダの表面に対する研究は見られない。また、表面粗さを精度良く解析し、実験結果と解析シミュレーション結果を対比させ、離型抵抗力の発生原因を推定しているものは少ない。

本研究で対象としているナノメートルオーダの滑らかな2表面の接触における摩擦力増加の現象は、磁気記録装置における磁気ディスクとヘッドスライダのHDI(Head Disk Interface)問題で多く議論されている²⁾³⁾。HDIでは、この摩擦力低減のため磁気ディスク表面に人工的に微細な凹凸を付けるテクスチャリングを施したり、潤滑液の種類と厚さ(膜厚)を議論している。この中でも、表面上の液体膜が要因となり高摩擦力を引き起こす

スティクション現象は磁気ディスクドライブ設計者を悩ませる問題となっている。このスティクション現象は多くの研究者により実験的、解析的に研究されてきており、高摩擦力の原因としては2表面間に形成されるメニスカスによる吸着力が主要因とされている⁴⁾⁶⁾。

そこで、本研究では、金型の表面粗さの減少による離型抵抗力の増加の原因を明らかにするため、液体膜の存在による吸着理論をもとに解析モデルを作成し、その解析結果と実験結果の比較検討を行った。

Fig.1 Experimental setup for ejection molding

Fig.2 Dimensions of core and specimen

* 原稿受付 平成12年6月19日

** 正会員 日本大学工学部(郡山市田村町徳定字中河原1)

*** 正会員 日本工業大学(埼玉県南埼玉郡宮代町学園台4-1)

Table 1 R_a values of cores and specimens under test

	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
R_{a_c} μm	0.025	0.032	0.106	0.164	1.149
R_{a_p} μm	0.024	0.032	0.101	0.176	1.140

Table 2 Molding and measuring condition

Molding condition		Measuring condition	
Ejection speed mm/s	12	Measuring instrument	Stylus
Injection pressure MPa	20-100	Measuring distance μm	2000
Cooling time s	4	Stylus load mN	0.3
Holding time s	8	Tip radius of stylus μm	2
Cylinder temperature $^{\circ}\text{C}$	215	Measuring speed $\mu\text{m/s}$	100
Clamping force kN	98	Sampling interval μm	0.5

Fig.3 Microscope photos of molded specimens

2. 射出成形用金型と実験手順

2.1 実験装置および成形品

実験で用いた装置の外観図を図1に示す。成形機の加熱シリンダ内の溶融したプラスチック材料は、ノズルから金型内に高压で射出充てんされる。続いて保圧の行程に移り、更に冷却後金型が開き、成形品がエジェクタ装置によって離型される。金型コアと成形品の寸法を図2に示す。数値の単位はmmである。成形品形状は図中の黒塗り部のように上下面が空いている円柱形状をしている。これは円柱形状のコア側面の粗さと離型抵抗力の関係を調べるためにこのような形状とした。なお、図中の矢印 $\Rightarrow$ は離型方向を、矢印 $\rightarrow$ は磨き方向を表す。離型時には、エジェクタピンとストリッパプレート間にある水晶圧電式薄型フォースリングにより離型抵抗力を測定する。その測定信号はチャージアンプで電圧信号に変換され、AD変換しパソコン内に保存される。また、型内圧力は水晶圧力変換器を用いて測定している。金型材料はS55C、キャビティ部はNAK80、コア部はSKD11を使用した。

2.2 実験条件と実験結果

本実験では5種類の表面粗さの異なるコアを用い、離型抵抗力の測定を行った。そのとき離型方向に沿って測定したコア表面と成形品表面の算術平均粗さ R_a を表1に、成形条件および表面粗さ測定条件を表2に示す。なお、各記号に対する添字は $_c$ はコア、 $_p$ は成形品を表している。成形品材質はPP (polypropylene) を使用し、射出圧力も変化させ、離型抵抗力の関係を調べた。また、各コア表面粗さに対する成形品表面の顕

Fig.4 Experimental relation between core surface roughness and ejection force

Fig.5 Surface profiles of cores and specimens

微鏡写真を図3に示す。上記コア表面粗さ R_a と成形条件を組み合わせ、離型抵抗測定を行った結果を図4に示す。図4より、各射出圧力が異なる成形品とも $R_a=0.2\mu\text{m}$ から表面粗さの減少とともに離型抵抗が急激に増加しており、同時に射出圧力による離型抵抗の変化は小さいことが分かる。図3からは、大きい表面粗さをもつコアによって成形された成形品表面には、離型方向に滑り痕が存在するのに対し、小さい粗さのものでは存在しない。比較的明確な滑り痕の位置を矢印 $\rightarrow$ で示す。これは、表面粗さの減少に伴う離型抵抗の増加の原因は、粗さが大きい場合に予測される2表面の凹凸による成形品表面の掘り起こしによる抵抗が主原因ではないことを意味する。

3. 離型抵抗解析モデル

3.1 コアおよび成形品表面のモデル化

図5に表面粗さ計で測定したコア表面と成形品表面の一例を示す。このように、コアと成形品表面の凹凸は不規則波形をしているが、離型抵抗解析のため表面波形のモデル化を試みる。ここでは、 R_a が離型抵抗と関係するという実験結果にもとづき、実測された不規則波形を正弦波形に置き換えて解析を行う。

表1に示された測定長さ2mmにおける各試料の R_a は、コア表面と成形品表面では差がない。この結果は、ミリメートルオー

Fig.6 Calculation results depending on cut-off wavelength of high-pass filter

Fig.7 Analytical model of surface profile

ダの相対的に低周波成分が多く含まれる波形では、成形における転写性は良好と言える。しかし、図5に示した断面曲線を拡大すると、コア表面波形より成形品表面波形のほうが高周波成分の振幅が小さいことが分かる。そこで、各試料の断面曲線にハイパスフィルタ処理をほどこし、周波数分析を試みた。その際、ハイパスフィルタ処理した曲線の算術平均粗さRaを解析パラメータとして算出した。その解析例を図6に示す。ハイパスフィルタの値を小さくし、低周波成分を除去していくと、成形品表面はコア表面よりRaの値が小さくなる。これはコア表面の高周波成分で表現される狭いすきまに成形材が入り込まなかったか、あるいは凝固時における成形材の収縮により成形品表面の高周波成分の振幅が小さくなったために生じた差と考えられる。この解析結果より着目する領域により転写性が異なることが分かる。そこで、解析モデルを低周波成分と高周波成分を重ね合わせた正弦波形 $f(x)$ とし、低周波成分はコア表面と成形品表面は同一と見なし、高周波成分は各試料で異なる振幅情報を持つものとした。その解析モデルの模式図を図7に、また数式を式(1)に示す。

$$f(x) = A_w \sin\left(\frac{2\pi x}{T_w}\right) + A_r \sin\left(\frac{2\pi x}{T_r}\right) \quad (1)$$

ここで、 A は振幅を、 T は周期を示し、添字 w は低周波成分を、 r は高周波成分を表す。高周波成分は図6に示した結果より、数 μm 以上の高周波成分でRaの差が大きく、転写性が悪くなっていると考えられる。そこで、各試料でコアと成形品のRa値の相対的な差が最大となるカットオフ波長を T_r として定義した。各試料ともカットオフ波長が $10\mu\text{m}$ 近辺で差が最大となることから、 $T_r=10\mu\text{m}$ とした。そして、そのときのRaに対応するように A_r を算出した。また、低周波成分は断面曲線の全パワーに対する50%に相当する波長を T_w とし、そのとき解析モデル式 $f(x)$ の算術平均粗さが表1に示した値となるように A_w を算出した。以上より求める解析モデルのパラメータを表3に示す。なお、 T_w を算出する際に規定した「全パワーの50%」という数値は、本解析では高周波と低周波成分に分けて表面波形をモデル化して

Table 3 Parameter values for calculation model

	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
$T_{w,c}, T_{w,p} \mu\text{m}$	670	83	65	65	320
$A_{w,c}, A_{w,p} \mu\text{m}$	0.038	0.049	0.161	0.254	1.804
$T_{r,c}, T_{r,p} \mu\text{m}$	10	10	10	10	10
$A_{r,c} \mu\text{m}$	0.012	0.015	0.056	0.061	0.120
$A_{r,p} \mu\text{m}$	0.006	0.011	0.039	0.045	0.056

Table 4 Shape parameters on surface profile peaks

	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
$\bar{R}_c \mu\text{m}$	211	169	45	42	21
$\bar{R}_p \mu\text{m}$	422	231	65	57	45
$SR_c \mu\text{m}$	0.11	5.68	2.19	2.92	0.22
$SR_p \mu\text{m}$	0.42	10.57	4.53	5.41	1.01

Fig.8 Forces acting between core and specimen

いるため、低周波成分の代表となる波長を選定するために便宜的に決めた値であり、物理的に厳密な根拠はない。しかし、実際にこの値をいろいろ変化させ解析した結果、50%点での波長より低波長では解析結果に大きな差は見られなかった。このことより本解析では50%点での波長を T_w の代表値としている。また、後述する離型抵抗解析のため正弦波形頂上部の曲率半径を次式によって算出する。

$$R = \left\{ 1 + f'(x)^2 \right\}^{3/2} / f''(x) \quad (2)$$

ここで、 $f'(x), f''(x)$ は式(1)で表せる $f(x)$ の1次及び2次微分をそれぞれ表す。また、各試料の頂上部曲率半径平均値 $\bar{R}$ を表4に示す。式(1)より表せる曲線上に存在する頂上先端の形状は微妙にそれぞれ異なっているが、表4に示す R の標準偏差 SR の値から大きなばらつきはないと考えられる。したがって、平均値 $\bar{R}$ を頂上先端形状の代表値とする。

3.2 メニスカス力の解析

コアと成形品間に働く力の関係を図8に示す。離型抵抗力は離型方向と平行に働く力となるが、その大きさは次式で表せる離型方向とは垂直方向に働く成形品がコアを締め付ける力 F に

Fig.9 Calculation model of contacting surfaces

Table 4 Mechanical properties for the analysis in this study

	Case 1(Water)	Case 2 (Ethanol)
Surface tension γ_m N/m	0.072	0.022
Hamaker constant A_H J	3.7×10^{-20}	4.2×10^{-20}

関係する。

$$F = F_m + F_o \quad (3)$$

この力 F は成形品の収縮によって発生する力 F_o と周囲の環境因子によって発生する力 F_m に分けることにすると、本研究では同一のコア形状を用いて実験を行っていることから F_o は一定と考えられる。したがって、コア表面粗さの違いによる離型抵抗力的変化の原因は F_m の変化によるものと限定した。特に、表面粗さの減少に対する離型抵抗力的増加の原因を、図6に示すように高波長成分の違いによるコアと成形品間のすきまに存在する液体が引き起こす毛細管現象による吸着力（メネスカス力）が主要因であると考え、その仮定にもとづき解析モデルを構築する。したがって、 F_m は以後、メネスカス力として解析を行う。

コアと成形品表面の波形を正弦波形とした場合、接触点近傍の形状を式(2)で求めた円弧 R とし、両表面と液体膜の関係は図9のように仮定した。また、コア表面と成形品表面間に形成されるメネスカス部は接触点A、Bで接触角度 θ_A および θ_B を持つものとする。この場合、1つの突起に作用するメネスカス力 f_m は式(4)のように、液体が接触している接触面積 SL 、大気と液体膜間の表面張力 γ_m 、および液体部と表面間のメネスカス曲率半径 r_m によって表せる⁹⁾。

$$f_m = \frac{SL \gamma_m}{r_m} \quad (4)$$

図9の正弦波形は磨きの方向、すなわちコアおよび成形品表面の円周法に平行に生成される。また、液体膜はコアおよび成形品表面に均一な厚さ h で存在するものとし、この液体膜によって生成されるメネスカス形成部の幅を $2D_1$ と見なす。以上より、図2に示される形状を持つ成形品に作用するメネスカス力 F_m は次式となる。

$$F_m = \frac{2\pi D_1 L_w \gamma_m L_h}{r_m T_r} \quad (5)$$

ここで、 L_w はコアの直径、 L_h はコア高さを示しており、本実験

 Fig.10 Relation between radius of the meniscus r_m and the liquid film thickness h for 'Case 1'

では図2にあるように $L_w = 30\text{mm}$ 、 $L_h = 19.99\text{mm}$ として計算した。また、図9のように2表面間に液体膜が厚さ h で存在している場合、そこに働く毛細管圧力 P_c は次式で表されるため、そこからメネスカス曲率半径 r_m が算出される¹⁰⁾。

$$P_c = \frac{\gamma_m}{r_m} = \frac{A_H}{6\pi h^3} \quad (6)$$

ここで、 A_H はHamaker定数である。また、本研究で用いた機械定数を表4に示す。「Case 1」は表面張力が比較的大きい液体を想定しており、「水」の値である。また、「Case 2」では表面張力が小さい液体を想定しており、「エタノール」の値である¹¹⁾。このとき、式(6)で表される液体膜厚さとメネスカス曲率半径の関係を図10中の記号●で示す。この曲線より液体膜厚さのわずかな変化でメネスカス曲率半径は急激に増加していることがわかる。しかし、これは液体膜が絶えず厚さ h で供給された場合であり、実際の現象としては接触部に液体の凝集が発生してメネスカス形成部が大きくなるにつれて表面上に存在する液体は減少し、厚さ h も減少していくと考えられる。そこで、以下の仮定を用いてメネスカス曲率半径の再計算を試みた。

仮定1) 図9におけるメネスカス形成部の面積は式(1)で定義された表面上に厚さ h で存在する液体膜の面積を越えないものとする。

仮定2) メネスカス形成部はコアおよび成形品表面に接触角度 0° で接するものとし、 $\theta_A = \theta_B = 0^\circ$ とする。すなわち、もし接触角度が 0° 以外の値として見積もられる場合、接触点A、Bはコアと成形品の接触点方向に移動することとなり、 D_1 の値は小さく算出される。

仮定3) メネスカス半径がコアおよび成形品表面の振幅差($A_{r_c} - A_{r_p}$)を越えた場合は、2表面間に液体が充満したと考え、越える前の曲率半径値を用いる。

以上の仮定から各コア粗さに対して再計算した結果を図10中の記号○、□、◇、△、▽でそれぞれ示す。この曲線から式(6)で計算されるより液体膜厚さに対して非常に小さくメネスカス曲率半径の値が見積もられることがわかる。これは仮定1)の条件により、表面上の液体膜がメネスカス形成部を作る際に不足したためと考えられる。

上記の各パラメータを算出し、式(5)をもとにコア表面粗さに対してメネスカス力を計算した結果を図11に示す。図11のシミュレーション結果からは、表面上の液体膜厚さが小さくなるとメネスカス力が大きくなる。また、各液体膜厚さとも $Ra = 0.1 \sim 0.2 \mu\text{m}$ 付近でメネスカス力が急激に増加している。これは図4で示した離型抵抗力的実験結果とよく一致しており、メネスカ

Fig.11 Relation between meniscus force F_m and surface roughness of core R_a

ス力が離型抵抗性に影響しているものと考えられる。さらに図11から、「Case 1」の解析条件の方が「Case 2」よりメニスカス力は大きく見積もられていることから、表面張力が大きい液体の方がメニスカス力が大きくなると考えられる。したがって、コアおよび成形品間に存在する液体膜の種類の違いにより離型抵抗性は変化するものと考えられる。

3.3 離型抵抗性発生メカニズム

以上の実験結果および解析結果より、離型抵抗性発生メカニズムを図12で示す模式図のように類推した。図中のコア表面と成形品表面間にある黒色部は液体膜を表している。コア表面粗さの大きいPoint(a)の場合、コア表面が材質の柔らかい成形品表面を掘り起こしながら離型する。したがって、この場合の離型抵抗性は掘り起こしによる摩擦力が主要因と考えられる。一方、粗さが小さいPoint(c)の場合、図3の成形品表面の顕微鏡写真からもわかるように、掘り起こしによる痕は見られない。したがって、擬着による摩擦力が主要因と考えられ、離型抵抗性が増大したのは、成形品のコアを締結する力がメニスカス力の増加と共に大きくなったためと考えた。また、離型抵抗性曲線の最下点にあたるPoint(b)は、上述した掘り起こしによる成分と擬着による成分の相互関係から、離型抵抗性が最も小さくなったものと考えられる。

4. 結 言

射出成形金型における離型抵抗性を表面に存在する液体膜を要因とする吸着理論をもとに解析し、実験結果との比較検討を行った結果、以下の結論を得た。

- (1) 射出成形実験において、ミリメートルオーダー付近の波長領域では樹脂の転写性は良好と考えられるが、数 μm 付近の波長領域では転写性が悪くなった。
- (2) コア表面粗さが小さくなると急激に離型抵抗性が増加するという実験結果と解析結果ではよい一致が見られた。本研究では $R_a=0.2\mu\text{m}$ 付近で実験、解析結果両方で急激に離型抵抗性は大きくなった。
- (3) 離型抵抗性に及ぼす射出圧力の影響は小さい。
- (4) 表面粗さの観点から離型抵抗性発生メカニズムを提案した。離型抵抗性の成分は粗さが小さいときは擬着力が、粗さが大きいときは掘り起こしによる抵抗性が主要因となる。

なお、今後は本解析モデルの精度を向上させるためコアと成形品間の液体膜の種類同定および液体膜の濡れ性について検討を行っていく必要がある。

Fig.12 Mechanism of generation of ejection force

謝 辞

表面粗さ測定と解析に関して長岡技術科学大学柳和久教授および原精一郎助手からご指導いただきました。ここに厚く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) C.Burke and R.Malloy: An Experimental Study of the Ejection Forces Encountered during Injection Molding, ANTEC '91, (1991) 1781.
- 2) R.Koka, T.Pitchford, M.Jesh and D.Egbert: Studies on the Head-Disk Contact Area Increase during Start/Stop and Continuous Drag Testing of Thin-Film Disks, Tribol. Mech. Magn. Storage Systems, SP-27, (1990) 55.
- 3) B.Bhushan, C.A.Kotwal and S.K.Chilamakuri: Kinetic Meniscus Model for Prediction of Rest Stiction, J. Tribol., 120 (1998) 42.
- 4) J.Gui and B.Marchon: A Stiction Model for a Head-Disk Interface of a Rigid Disk Drive, J. Appl. Phys., 78, (1995) 4206.
- 5) H.M.Stanley, I.Etison and D.B.Bogy: Adhesion of Contacting Rough Surfaces in the Presence of Sub-Boundary Lubrication, J. Tribol., 112 (1990) 98.
- 6) 安藤泰久, 田中敏幸, 伊能二郎, 角田和雄: ナノメートルスケールの表面形状と摩擦力・引き離し力の関係, 日本機械学会論文集 (C編), 65, 637 (1999) 306.
- 7) 豊嶋 歩, 佐々木哲夫, 白井健二, 小林義和: 射出成形加工における離型抵抗に関する研究, 1998年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1998) 438.
- 8) JIS B0660:1998.
- 9) J.N.イスラエルアチビリ: 分子間力と表面力, 朝倉書店, (1991) 221.
- 10) C.M. Mate: Application of Disjoining and Capillary Pressure to Liquid Lubricant Films in Magnetic Recording, J. Appl. Phys., 72, 1, (1992) 3084.
- 11) J.N.イスラエルアチビリ: 分子間力と表面力 第2版, 朝倉書店, (1996) 184.