樹脂射出成形の研究*
(第 2 報, リブにおける熱的局部過収縮現象の解析)

中 裕之**, 一 柳 高 時**, 剣持 加津衛***

A Study of the Injection Molding
(2nd Report, Analysis of the Partial Thermal Shrinkage in the Rib Structures)

Hiroyuki NAKA, Takashi ICHIYANAGI, and Kazuei KENMOCHI

An analytical method for evaluating the sink mark in rib structures is proposed. In the analysis model, when the shape of the cross section does not change in the longitudinal direction, 2-dimensional time-transient thermal analysis by FDM is used. At the same time, by assuming the fiber elements, and by treating the model as a thermal-elast-plastic strain problem, the growth of the sink mark in the die is theoretically evaluated. In consideration of the P - V - T characteristics of the resin, the analytical results are correlate well with the experimental data.

Key Words: Non-Metallic Materials, Thermodynamics, Strength of Materials, Injection Molding, Sink Mark, P - V - T

1. 緒 言

リブ・ボス構造を有する樹脂成形品には, その成形過程で生じる不均一な温度分布のために, 局部的な凹み, いわゆるひけが生じる. 著者らは, 前報⁽¹⁾において, ひけの発生機構に関する基礎的な実験検討を行い, その結果, 金型キャビティ内の成形品における樹脂特有の圧縮性の効果と, 不均一な熱ひずみ履歴が, ひけの発生に大きく関与することを明らかにした.

従来, ひけ発生機構の説明について, 理論的に取り組んだ例は, 極めて少ない. その中で, 丸山ら⁽²⁾は, 金型に流入した樹脂が, 冷却固化する時の体積収縮率がすべてひけに相当するとし, また, ボスのひけ形状を一定半径の円すい形状と考えるなどの仮定を置いて, ボスのひけ検討を行っている. この場合, 温度・ひずみの時間的变化や分布が考慮されておらず, ひけが定量的に十分評価されない.

本論文は, 一様断面を有するリブモデルに対して, 繊維要素を考え, 固有ひずみの概念⁽³⁾による一次元非

定常の熱弾塑性解析⁽⁷⁾に, 樹脂固有の P - V - T 特性を加味した, 理論解析手法を提案する. また, 実験検証による解析モデルの妥当性と, ひけの発生要因について, 解析結果をふまえて考察を加える.

2. 熱による局部過収縮現象の理論解析

前報⁽¹⁾によって得られた結果をもとに, ひけ発生機構のモデルを構築し, ひけを定量評価する理論解析手法について述べる. ひけは, 大局的に見て, 不均一な温度履歴によって生じた, 成形品内のひずみによって生成されるものとする.

本報で取扱う解析対象として, 図 1 に示す一様断面のリブモデルを設定する. 金型の中で保圧工程が完了してから, 樹脂が冷却固化される間で, 非定常伝熱解析を行い, 温度分布を求め, 同時に温度履歴によるひずみの生成を刻々と計算する. この時, 樹脂の圧縮性を, P - V - T 曲線により考慮する.

2・1 非定常熱伝導方程式 本モデルにおける熱の流れは, 断面寸法に比較して長手方向寸法が長いとして, X - Y 面内でのみ生じ, また材料内部では, 反応等による内部発熱の熱源はないものとする.

熱伝導の基礎式として, 式(1)に示す Fourier 法則による, 二次元非定常熱伝導方程式⁽⁴⁾を適用する. こ

* 昭和 61 年 10 月 6 日 第 64 期全国大会講演会において講演, 原稿受付 昭和 61 年 5 月 12 日.

** 正員, 松下電器産業(株)生産技術本部 (〒571 門真市松葉町 2-7).

*** 松下電器産業(株)生産技術本部.

ここで、 T は材料温度、 τ は時間変数であり、温度伝導度 K は、熱伝導率 λ 、比熱 C 、比重 γ を用いて、式(2)で表される。また、金型が大気と接する部分については、境界条件として式(3)で表される対流熱伝達の式を用いる。

$$\frac{\partial^2 T}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} = \frac{1}{K} \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$K \equiv \lambda / C\gamma \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$Q = \alpha A (T_a - T) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで Q は、単位時間あたりに、面積 A を通して流入する熱量で、 T_a は外気温度、 α は熱伝達率である。

式(1)を Explicit 差分法により離散化する。解析の対象領域は、図2のハッチングで示すとおり、キャビティ内の樹脂および、温調水管を含む金型とした。図3に示す境界面上要素における差分離散化式を式(4)に例示する。差分格子点 (i, j) の τ 時刻の温度を T_{ij}^τ と表し、微小時間間隔を $\Delta\tau$ 、差分格子点間隔を K_1 、 K_2 (図3) とすると、

$$T_{ij}^{\tau+\Delta\tau} = \frac{2\Delta\tau}{C\gamma K_1 K_2} \left[\lambda \frac{K_2}{2K_1} (T_{i+1,j}^\tau + T_{i-1,j}^\tau - 2T_{ij}^\tau) + \lambda \frac{K_1}{K_2} (T_{i,j+1}^\tau - T_{i,j}^\tau) + \alpha K_1 (T_a - T_{ij}^\tau) \right] + T_{ij}^\tau \quad \dots\dots\dots (4)$$

となる。同様の離散化式を、各々の差分格子点が代表

する要素に関して求める。これらを用いて、微小時間間隔ごとに逐次計算を繰返すことにより、温度を決定する。

2・2 非定常ひずみ解析 図1のように、一様断面を有するリブモデルにおいて、長手 (Z) 方向のひずみは、有限長モデルであるがゆえに存在するものとして、平面ひずみ問題の取扱いをせず、 X - Y 断面は、常に Z 軸に対して平面を保持し続けるものと仮定する。また、 X - Y 断面形状の拘束力は、 Z 方向の面拘束力に比べて弱いとして無視し、面内の変位の連続性のみを考慮する。ここで、長手方向に伸縮する繊維要素を導入し、これらが束ねられて、任意の断面形状が規定されるものとする。以上の仮定を置くとき、ひずみ解析は、一次元問題に帰着される。一つの繊維要素の断面積は、先に2・1節で示した熱解析における、差分格子点の代表する面積と等しく取り、格子点も共用する。

実験に用いた熱可塑性の ABS 樹脂の降伏応力・縦弾性係数の温度依存性を、加熱状態下における引張試験により求めた結果を図4に示す。サンプルは、肉厚 3 mm のアニール処理 JIS 13 号試験片を用いた。

図4から明らかなように、樹脂の平均温度が約 120°C ($= T_g$) を越える領域で降伏応力は零となり、弾性ひずみは存在し得ない。この状態を液相と呼ぶことにする。したがって、樹脂が高温の完全溶融状態から、次第に冷却固化する過程において、ひずみ構成成分の場合分けが必要となる。

まず、 Z 軸方向のひずみに対して、以下の定義を行う。

e^R : 対象とするモデルの全体ひずみ

$e^t(i, j)$: 温度変化に伴う格子点 (i, j) の熱ひずみ

$e^e(i, j)$: 格子点 (i, j) における弾性ひずみ

$e^p(i, j)$: 格子点 (i, j) における塑性(固有)ひずみ
 任意の時刻において、各ひずみ成分の間には、格子点ごとに式(5)が成立する。(増分に関し“ Δ ”を用いて表す。)

図1 リブモデルの例

図2 金型の構造(模式図)

図3 境界面上の要素

$$\varepsilon^R = \varepsilon^e(i, j) + \varepsilon^p(i, j) + \varepsilon^t(i, j) \quad (5)$$

ここで、熱ひずみ $\varepsilon^t(i, j)$ は、 (i, j) 点の温度 $T_{i, j}$ における線膨張係数を $\beta_{i, j}$ として、式(6)で表される。

$$\Delta \varepsilon^t(i, j) = \beta_{i, j} \cdot \Delta T_{i, j} \quad (6)$$

2・2・1 全域液相の場合 材料が高温のため、全要素の温度が T_g 以上で未固化の場合には、弾性ひずみ $\varepsilon^e(i, j)$ がすべて零となる。温度が変化した後も、断面は平面を保つという仮定から、各格子点で代表される繊維要素の断面積を $A_{i, j}$ として、

$$\varepsilon^R = \frac{\sum_{i, j} \varepsilon^t(i, j) \cdot A_{i, j}}{\sum_{i, j} A_{i, j}} \quad (7)$$

とする。また式(5)より、

$$\varepsilon^p(i, j) = \varepsilon^R - \varepsilon^t(i, j) \quad (8)$$

となる。式(8)の $\varepsilon^p(i, j)$ は、長手方向の流動変形を表す固有ひずみである。ただし、充てん完了直後の樹脂は、高温のため粘度も低く、液体としての挙動を示すために、固有ひずみ自身が存在しない。したがって、断面全体の温度分布の平均値が、臨界点温度 $T_f (= 160^\circ\text{C})$ 以下になった時点から、ひずみ計算を始める。

2・2・2 固液混相・固相の場合 冷却が進むと、金型接触部付近の樹脂は固相、中心部は液相の固液混相状態を経て、全域固相状態に至る。固液混相および全固相では、常に繊維要素間の力の釣合いを考える必要がある。

各格子点が代表する繊維要素の断面積 $A_{i, j}$ に、弾性域では e 、塑性域では p の Suffix を付して区別すると、すでに固化した要素間の力の釣合式は、次のように書ける。

$$\sum_{i, j} A_{i, j}^e \{E_{i, j} \varepsilon^e(i, j)\} + \sum_{i, j} A_{i, j}^p \cdot \sigma_0(i, j) = 0 \quad (9)$$

<elastic>
<plastic>

ここで $\sigma_0(i, j)$ は、 (i, j) 点の温度に対する降伏応力である。

図4 ABSの引張試験結果

あり、 $E_{i, j}$ は同じく縦弾性係数である。また応力-ひずみ関係は、図5に示すように、弾完全塑性モデルに従うものとしている。式(5)を用いると、式(9)は、

$$\sum_{i, j} A_{i, j}^e E_{i, j} \{\varepsilon^R - \varepsilon^t(i, j) - \varepsilon^p(i, j)\} \quad \text{<elastic>} \\ + \sum_{i, j} A_{i, j}^p \cdot \sigma_0(i, j) = 0 \quad \text{<plastic>} \quad (10)$$

したがって、

$$\varepsilon^R = \frac{\sum_{i, j} A_{i, j}^e E_{i, j} \{\varepsilon^t(i, j) + \varepsilon^p(i, j)\} \quad \text{<elastic>}}{\sum_{i, j} A_{i, j}^e E_{i, j} \quad \text{<elastic>}} \\ - \frac{\sum_{i, j} A_{i, j}^p \cdot \sigma_0(i, j) \quad \text{<plastic>}}{\sum_{i, j} A_{i, j}^e E_{i, j} \quad \text{<elastic>}} \quad (11)$$

となる。

ある時刻 τ における各ひずみ成分が既知として、 $\Delta\tau$ 後の値を計算するため、以下に示す数値解法を用いる。まず、式(4)、(6)より $\Delta\tau$ 後の $\varepsilon^t(i, j)$ を求める。次に $\Delta\tau$ 後の固化要素が、仮に、全部弾性限度内にあるものとして、式(11)の右辺第2項の降伏成分を零と置く。ここで、第1項中の $\varepsilon^p(i, j)$ として時刻 τ の値を代入するとき、第1近似値としての ε^R が求まる。これから、 $\varepsilon^e(i, j)$ は、

$$\varepsilon^e(i, j) = \frac{\sum_{i, j} A_{i, j}^e E_{i, j} \{\varepsilon^t(i, j) + \varepsilon^p(i, j)\} \quad \text{<elastic>}}{\sum_{i, j} A_{i, j}^e E_{i, j} \quad \text{<elastic>}} \\ - \varepsilon^p(i, j) - \varepsilon^t(i, j) \quad (12)$$

と書ける。式(12)によって求められた $\varepsilon^e(i, j)$ に対して、式(13)を満足する場合はよしとし、満足しない場合は、その要素 (i, j) を、降伏 (plastic) 要素として置き換え、式(11)より ε^R を再計算する。

$$E_{i, j} \varepsilon^e(i, j) \leq \sigma_0(i, j) \quad (13)$$

以上のループを、すべての弾性要素が式(13)を満足するまで繰返す。これによって、固相のひずみ構成成分が求まる。また、同時に、液相の要素には、収束した ε^R を用いて、式(8)より $\varepsilon^p(i, j)$ を補正する。このよ

図5 応力-ひずみモデル

うにして、任意の時刻における (i, j) 点の $\varepsilon^e(i, j)$, $\varepsilon^p(i, j)$ および $\varepsilon^t(i, j)$ が求められる。

2・2・3 ひずみ成分に対する型内圧の影響 一般に、樹脂は圧縮性を有し、圧力・温度、それに密度の逆数で定義される比容積 V の3者には、各々の樹脂に応じた一定の関係があり、これを P - V - T 曲線と呼んでいる。図6には、ABSの P - V - T 曲線を示す⁽⁵⁾。

保圧工程で過圧縮され、比容積が小さくなった金型内の樹脂(図6中のA点)は、冷却過程で温度を下げながら収縮する。ただし、型内圧 P が大気圧 ($P=0.1$ MPa) に等しくなるまでは、金型キャビティ壁面から離れないために、この間、比容積は不変でB点に至る。以降は、体積収縮に伴い、 $P=0.1$ MPa のまま V は減少し、C点へ下降して成形収縮が完了する⁽⁶⁾。

本解析では型内の平均圧力が0.1 MPa以上では $\varepsilon^p=0$ として扱う。

2・3 計算のフロー 保圧完了時の平均圧力・温度を初期値とし、微小時間間隔ごとに、非定常熱伝導方程式を解いて温度分布を求める。同時に熱ひずみによって生じる弾・塑性ひずみの計算を、時間ステップごとに実行する。最終的に求められた $\varepsilon^e(i, j)$, $\varepsilon^p(i, j)$, $\varepsilon^t(i, j)$ は、長手方向の繊維要素のひずみ成分であり、 X - Y 平面内の変位に変換する。繊維要素において、弾性ひずみ成分に関してはボアソン効果を、塑性ひずみ成分に関しては要素の体積不変性を、また熱ひずみ成分に関しては、ひずみの方向均一性を用いて換算し、総和する。得られたひずみ分布において、温度の最高

図6 ABSの P - V - T 曲線

点位置を X, Y の各方向に関する不動点として固定し、変位 δ_x, δ_y を求める。計算のフローを図7に示す。図7中、 T_{cr} は冷却完了を示す代表温度とする。

3. 解析結果と検証

解析手法の妥当性を検証するための実験金型キャビティ形状を図8に示す。キャビティはT形断面形状でリブ厚 h_2 をパラメータとして変化させる。

3・1 冷却固化の進展 図8に示すキャビティ形状で、リブ厚 h_2 を2 mmとした場合について、冷却固化進展状態をシミュレートした結果を図9に示す。ここで、初期条件として、樹脂温度230°C、金型温度50°C(一定)とし、ABSが瞬間的にキャビティ内へ充てんされたとして計算を開始した。また、各要素の温度 $T_{i,j}$ が、各々 T_g 以下になった時点をもって、固化したとみなすことにした。図9中、 τ^* は、樹脂内の最高温度が55°Cとなった時点までを冷却完了とし、途中のタイムステップを、冷却完了時点のタイムステップで除して無次元表示したものである。

図9によると、冷却固化は、金型に接する周辺部から始まり、 $\tau^*=6.5\%$ と固化の初期段階でも、最低温度

図7 計算のフロー図

$T_{\min}$ は、ほぼ金型温度近くまで低下している。また、 $\tau^*=37.3\%$ で全要素の固化が完了するが、固化が最も遅れる箇所は、リブと天板との付け根部であり、これが、ひけの発生を誘発する要因であると考えられる。

図8 キャビティ形状

以上の傾向は、リブ厚 h_2 を $1.5 \sim 3 \text{ mm}$ と変化させた時、程度の差は有るものの、全ての場合に成立する。

3・2 ひけ量の検証 リブ厚さ h_2 をパラメータに選び、成形（保圧）圧力 P を、 5 MPa から 50 MPa まで変化させた時のひけ量測定結果⁽¹⁾に対し、同一条件下でシミュレーションした結果を、図10と図11に比較して示す。図10は、天板肉厚 $h_1=2 \text{ mm}$ に対し、リブ厚 h_2 が、 1.5 mm , 2 mm と比較的薄い場合を、また図11は、 h_2 が 2.4 mm , 3 mm と厚い場合を表している。ここで、ひけ量は、天板の平坦部を基準に、ここからの最大落ち込み量 δ （正值）で定義している。

実験結果および解析結果から、成形圧力 P が大きいほどひけ量 δ が小さく抑えられることが確かめられた。この理由は、樹脂の冷却収縮に伴って開放される型内圧が、最終的に大気圧と等しくなるタイミング

図9 固化シミュレーションの結果

図10 圧力によるひけ量の変化（薄肉リブ）

図11 圧力によるひけ量の変化（厚肉リブ）

図 12 リブ天板上のひけ形状の比較

は、成形圧力が高いほど遅れるために、 ϵ^R 一定の状態が冷却過程で長く続くためである。また、成形圧力対ひけ量の相関曲線は、解析において、その傾向が比較的良好に表現されている。以上より、樹脂の圧縮性に基づく P - V - T 曲線の取扱いを含めた、ひずみ評価方法が妥当であることが確認できる。解析の精度は、成形圧力にかかわらずおおむね $\pm 5 \mu\text{m}$ 以内である。また、リブ厚さが厚いほど、ひけ量は増大するが、これは、図 9 で例示した冷却の不均衡から生じる、リブ付け根部と、その他の部分との温度差が、リブ厚さの増加に伴って増し、結果的に固有ひずみを大きくさせるためと考えられる。

図 12 には、天板上の変形プロフィール測定結果と、解析結果とを重ね合わせて例示する。リブ部のひけ形状、および X 方向端部におけるハネ上りの傾向も、ほぼ正確に評価されることがわかる。

4. 結 言

本研究により得られた諸点を以下に記す。

(1) ひけは、金型中における樹脂の熱収縮履歴の不均一性から生じる固有ひずみにより特徴づけられ

る。したがって、局所的な不均一熱過収縮現象と考えてよい。

(2) リブ構造では、その冷却過程で、天板とリブの付け根部に高温域が生じ、これが原因となって天板上にひけを生じる。形状的にリブが厚いほど、蓄熱量が増すことによる固有ひずみが増大し、結果的に大きなひけを生じる。

(3) 成形圧力とひけ量とは陽の相関を有し、成形圧力を高くするほど、ひけ量は小さくなる。この理由は、型内圧が大気圧に等しくなるまでの時間が、成形圧力に依存して変化するため、 ϵ^R が一定となるタイミングが異なるためである。

(4) 本解析手法は、一般のリブに代表されるように、断面形状が不変な成形品のひけ解析に有効であり、ひずみに関する一次元問題としての取扱いにもかわらず、ほぼ正確にひけを定量評価できる。

今後、モデルを厳密化し、面内のひずみ項まで考慮した解析手法について、研究を進める必要がある。また、ボス部のひけに代表される軸対称モデルの解析に関しては、別報にて報告する。

最後に、本研究を行うにあたり、ご指導をいただいた東京工業大学の神馬敬教授、並びにご協力いただいた松下電器産業(株)生産技術本部の西川敏課長、福島哲夫氏に深謝します。

文 献

- (1) 中・一柳・剣持, 論文講演前刷, 64 期全国大会(昭 61), No. 86-0556 B.
- (2) 丸山・日部, 高分子論文集, 38-4 (昭 56), 275.
- (3) 藤本, 溶接学会誌, 39-4 (昭 45), 236.
- (4) Holman, J. P., *Heat Transfer*, 4th-ed. (1976), 4, McGRAW-HILL.
- (5) VDMA, *Kenndaten für die Verarbeitung thermoplastischer Kunststoffe, Teil 1. Thermodynamik*, (1979), 310.
- (6) Menges, G. and Thienel, P., *Polym. Eng. Sci.*, 17-10 (1977), 758.
- (7) 日下部・ほか 4 名, 塑性と加工, 20-222 (昭 54), 636.