プラスチック射出成形金型の冷却管最適配置設計法の研究*

(そり量と成形サイクル時間を考慮した設計)

松森唯益^{*1}, 山崎光悦^{*2}, 土居由樹^{*3}A Study on Optimal Layout Design of Cooling Channels
for Plastic Injection Molding Die

(Optimal Layout Design Based on Evaluation of Warpage and Molding Time)

Tadayoshi MATSUMORI^{*4}, Koetsu YAMAZAKI and Yoshiki DOI^{*4} Toyota Central R & D Labs., Inc.,

41-1 Aza Yokomichi, Oaza Nagakute, Nagakute-cho, Aichi-gun, Aichi, 480-1192 Japan

This paper proposes an optimum design method of cooling channels layout in a plastic injection molding die based on the simultaneous evaluation of warpage to produce precise plastic products and molding cycle time to improve productivity. The numerical simulations, such as injection process analysis, cooling process analysis and ejection process analysis, are implemented to calculate the warpage induced by residual stresses and the molding cycle time. A multi-objective optimum design problem is formulated to achieve the warpage reduction and the short molding cycle time, simultaneously. In this formulation, the warpage and the molding cycle time are adopted as objective functions, and the cooling channel arrangement as design variables. The basis vector method is used to change the cooling channel arrangement. The response surface method is applied to reduce the number of numerical simulations in the optimization process. Through two-dimensional numerical examples, it is found the availability of the optimum design method by discussing on the effect of the cross sectional shape of cooling channel for the minimization of warpage.

Key Words: Design Engineering, Optimum Design, Computer Aided Analysis, Multi-Objective Optimization, Plastic Injection Molding, Cooling Channel

1. 緒 言

プラスチック成形品が多様化, 複雑化する一方で, 成形品の形状精度への要求が高まりつつある⁽¹⁾. 形状精度に影響するそりやひけなどの発生要因の一つとして, プラスチック成形品内部に発生する残留応力が挙げられる. プラスチック射出成形の成形過程で発生する残留応力は, 熔融プラスチックを金型へ充てんする過程における熔融プラスチックの流動に起因した残留応力と, 熔融プラスチックを冷却する過程において生じる熱ひずみに起因した残留応力に分類される. 一般に熔融プラスチックの流動に起因する残留応力は, 熱ひずみに起因する残留応力に比べて小さい場合が多く, 成形品内部に発生する残留応力は熱ひずみに起因する残留応力が支配的である⁽²⁾.

現在, プラスチック成形品に発生する残留応力やそりなどの成形不良を金型設計段階で予測するために数

値シミュレーションが用いられている. 数値シミュレーションを用いて金型内の成形条件や冷却管配置を設計する研究では, それらの設計の評価指標として冷却過程のプラスチックの温度分布⁽³⁾⁽⁴⁾や, プラスチック成形品内部の残留応力により生じるそり量⁽⁵⁾⁽⁶⁾が利用されている. また, 金型内の冷却管配置設計に関する研究では, 積層造形技術に基づいた金型製作を前提とし, 曲線形状を含む複雑な冷却管の採用を考えた冷却管配置設計が行われている⁽⁷⁾⁽⁸⁾.

著者らは, プラスチック射出成形過程で成形品内部に発生する残留応力を抑制するために, 複雑な形状の冷却管を含む冷却管配置の最適設計法を提案した⁽⁹⁾. その最適設計法では, 残留応力の発生原因であるプラスチックの温度を利用した評価関数を従来の研究を参考に目的関数として設定した. それにより発生する残留応力やそり量を間接的に評価する冷却管配置設計を行った. しかし, 発生する残留応力やそれに起因するそり量を直接評価する設計法を用いれば, より効果的な冷却管配置を得られる可能性が高い.

そこで本論文では, プラスチック射出成形の成形過程の数値シミュレーションから直接推定される, プラスチック成形品内部の残留応力に起因する成形品のそり量と, プラスチック製品の生産性に影響する成形サ

* 原稿受付 2009年6月5日.

^{*1} 正員, (株)豊田中央研究所(〒480-1192 愛知県愛知郡長久手町大字長湫字横道41-1).^{*2} 正員, フェロー, 金沢大学大学院自然科学研究科(〒920-1192 金沢市角間町).^{*3} 正員, オムロンヘルスケア(株)(〒615-0084 京都市右京区山ノ内山ノ下町24).

E-mail: matsumori@mosk.tytlabs.co.jp

イクル時間を同時に考慮する冷却管最適配置設計法を提案する。そしてその手法を、二次元金型モデルの冷却管配置の最適設計に適用して有効性を確認した結果を示す。また、本報告では、冷却管配置だけでなく冷却管の断面形状についても併せて検討した結果を示す。

本論文の構成は、第2章ではプラスチック射出成形の成形過程における残留応力の数値シミュレーション法と、冷却管配置設計法について述べる。第3章では、二次元金型モデルを対象に提案する冷却管配置設計法を用いて、冷却管配置設計を行い、その結果について考察する。最後に本論文の結論を述べる。

2. 冷却管最適配置設計法

2・1 プラスチック射出成形の成形過程の数値シミュレーション プラスチック射出成形では、熔融したプラスチックを金型内に充てん(充てん過程)し、金型内で十分に冷却して固化(冷却過程)させ、金型から離型することでプラスチック成形品が完成する。冷却過程では、熔融プラスチックは金型と接する表面から徐々に固化する。このとき内部の熔融プラスチックと表面の固化したプラスチックの熱収縮ひずみが異なるため、プラスチック成形品内部に残留応力が発生する。本論文では、充てん過程と表面固化までの冷却過程をそれぞれ充てん解析、冷却解析によりシミュレーションし、それらの結果を利用して離型時にプラスチック成形品内部に閉じ込められる残留応力を見積もる。その残留応力により冷却後に発生するそり量を残留応力解析により求める。

充てん解析では、充てん過程における熔融プラスチック内部の不均一な温度分布を得ることを目的として、熔融プラスチックを非圧縮性の粘性流体と仮定し、粘性と比熱の温度依存性を考慮した熱流体解析を行う。充てん過程の熔融プラスチックの自由表面はVOF (Volume of Fluid)法で計算する。冷却解析では、充てん解析から得られる熔融プラスチックの温度分布を初期条件とした非定常熱伝導解析を行う。

残留応力解析では残留応力の発生する主要因が熱ひずみであると考え、表面固化までの冷却解析で計算されるプラスチックの温度を利用して熱ひずみを計算し、プラスチック成形品内部の残留応力やそれにより発生するそり量を求める。従来の研究では、プラスチックが固体と液体における線膨張係数 α_s と α_l を利用して、熱ひずみを求める方法が提案されている⁽¹⁰⁾。そこで、本研究でもその方法を参考に熱ひずみ ε_{ij}^0 を次式で計算する。

$$\varepsilon_{ij}^0 = [\alpha_s(T_s - T_r) + \alpha_l(T - T_s)]\delta_{ij} \quad (T > T_s) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\varepsilon_{ij}^0 = \alpha_s(T_s - T_r)\delta_{ij} \quad (T \leq T_s) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 T_s はプラスチックが固化する温度(以下では固化温度と呼ぶ)であり、 T_r は周囲温度である。また、 T はプラスチック表面全体が固化した時刻でのプラスチック内部各点の温度であり、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。

式(1)、(2)では、固化温度と周囲温度の差によりプラスチックが固化後に発生する熱ひずみ $\alpha_s(T_s - T_r)$ と、プラスチック表面が固化したときのプラスチック内部の温度 T と固化温度 T_s の差により固化したプラスチックと熔融プラスチックの間に生じる熱ひずみ $\alpha_l(T - T_s)$ を計算する。

熱ひずみ ε_{ij}^0 を有する一般的な弾性体の応力-ひずみ関係は次のように表される。

$$\sigma_{ij} = d_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^0) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 σ_{ij} は応力テンソル、 ε_{ij} はひずみテンソル、 d_{ijkl} は等方弾性体の応力-ひずみテンソルとする。

プラスチック成形品のそり変形後の形状は、式(1)、(2)から計算される熱ひずみ ε_{ij}^0 による熱応力相当分を体積力として与えたプラスチックの構造解析を行い、プラスチック成形品に生じる変位を利用して求める。また、最終的に残る残留応力 $\bar{\sigma}_{ij}$ は、得られた変位に相当する弾性応力から、熱ひずみに相当する応力 $d_{ijkl}\varepsilon_{kl}^0$ を差し引くことで求める。

2・2 そり量を評価する目的関数の設定 プラスチック成形品のそり量を利用している多くの研究では、プラスチック成形品に対して基準形状を設定し、基準形状と成形後に生じるプラスチック成形品の形状の差をそり量として扱う⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽¹¹⁾。本研究でも、そり量 δ を基準形状の座標 X_s と、そり変形後のプラスチック成形品の座標 X の差として設定する。そり量を評価する目的関数 $f_{warp}(x)$ はそり量 δ の最大値を用いる。

$$f_{warp}(x) = \max(\delta) = \max(\|X_s - X\|) \quad \dots\dots\dots (4)$$

2・3 成形サイクル時間を評価する目的関数の設定 プラスチック射出成形の成形過程において1ショット当たりの成形サイクル時間を短縮できれば、プラスチック成形品の生産性が向上できる。そこで、充てん解析では熔融プラスチックがキャビティに充てんされ始めてからキャビティを満たすまでの時間 t_{inj} (以下では充てん時間と呼ぶ)と、冷却解析における冷却開始から熔融プラスチックが十分に冷却され離型するまでの時間 t_{cool} (以下では冷却時間と呼ぶ)の和をプラスチック成形品の1ショット当たりの成形サイクル時間

t_{prod} と考え、成形サイクル時間を評価する目的関数 $f_{\text{time}}(\mathbf{x})$ として直接利用する。

$$f_{\text{time}}(\mathbf{x}) = t_{\text{prod}} = t_{\text{inj}} + t_{\text{cool}} \dots \dots \dots (5)$$

2・4 冷却管配置設計法の概要とその流れ 本論文で対象とするプラスチック射出成形金型の冷却管配置設計では、前報⁽⁹⁾ 同様に冷却管配置設計問題を形状最適化問題として捉え、形状最適化法の一つであるベシスベクトル法⁽¹²⁾ を利用して冷却管配置と形状を変更する。すなわち、式(4)、(5)で設定したそり量と成形サイクル時間を評価する関数を目的関数、ベシスベクトル法の設計パラメータを設計変数とする多目的最適設計問題として定式化する。この手法を用いることで、最適化計算過程で解析モデルを再メッシュすることなく、適応分割機能により冷却管配置とその形状を連続的に変化させることができる。一方、ベシスベクトル法が形状の変形量や大きさを陽に与えるため、最適解への影響が大きい。したがって、その初期設定は適切に行う必要がある。さらに、最適設計における数値シミュレーション回数を減少させるために、実験計画法に基づく応答曲面法⁽¹³⁾ により、両目的関数を近似して最適化に利用する。

以下に本論文で行う冷却管配置設計の流れを示す。

(STEP 1) プラスチック射出成形金型の解析モデルを作成し、有限要素に分割。この解析モデルをベシスベクトル法の初期形状ベクトル $\mathbf{G}_0$ とする。

(STEP 2) ベシスベクトル $\mathbf{V}_i (i=1, 2, \dots, N; N$ はベシスベクトルの数) の作成。

(STEP 3) ベシスベクトル $\mathbf{V}_i$ の設計変数 $x_i (i=1, 2, \dots, N)$ の値を直交表に割り付け、次式を用いて解析モデル $\mathbf{G}$ を作成。

$$\mathbf{G} = \mathbf{G}_0 + \sum_{i=1}^N x_i \mathbf{V}_i \dots \dots \dots (6)$$

(STEP 4) 解析モデル $\mathbf{G}$ の充てん解析、冷却解析を順次行い、充てん時間 t_{inj} と冷却時間 t_{cool} を求め、式(5)により成形サイクル時間 t_{prod} を評価する目的関数 $f_{\text{time}}(\mathbf{x})$ を計算。

(STEP 5) 冷却解析から得られるプラスチックの温度を利用して残留応力解析を行い、プラスチック成形品に生じるそり量を求め、式(4)により目的関数 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ を計算。

(STEP 6) 目的関数 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ 、 $f_{\text{time}}(\mathbf{x})$ の応答曲面 $\hat{f}_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ 、 $\hat{f}_{\text{time}}(\mathbf{x})$ を個別に作成する。応答曲面は、柏村らの提案した手法⁽¹³⁾ に基づき、Chebyshev の直交多項式を利用して作成する⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。

(STEP 7) 応答曲面を利用し、冷却管配置設計問題を多目的最適設計問題として定式化する。多目的最適

設計問題の解法には ε 制約法を用いる⁽¹⁶⁾。応答曲面 $\hat{f}_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ を制約条件としたとき、多目的最適設計問題は次式のような単一目的最適設計問題に変換される。

$$\hat{f}_{\text{time}}(\mathbf{x}) \rightarrow \min \dots \dots \dots (7)$$

$$x_i^l \leq x_i \leq x_i^u, \quad i=1, 2, \dots, N \dots \dots \dots (8)$$

$$\hat{f}_{\text{warp}}(\mathbf{x}) \leq \varepsilon \dots \dots \dots (9)$$

ここで、 N は設計変数の数、 x_i^l と x_i^u はそれぞれ設計変数に直接課せられる側面制約条件の下限值と上限値、 ε は制約量である。

式(7)～(9)に示した最適設計問題を制約量 ε の値を適宜変更しながら求解することで、そり量を抑制し、成形サイクル時間を短縮する冷却管配置を決定することができる。

本論文では、充てん解析、冷却解析、および残留応力解析における熱応力によるプラスチック成形品の変位量の計算に FIDAP (Fluent Inc.)、式(7)～(9)の最適設計問題の計算に DOT (VR & D) の逐次二次計画法を用いた。

3. 冷却管配置設計例

3・1 かぎ型キャビティを有する金型の冷却管配置設計

3・1・1 解析モデル 厚さ 3.0 mm のかぎ型のキャビティを有し、冷却管が 6 本配置された X-Y 平面、Y-Z 平面に対称な金型モデルを考える。図 1 に金型モデルとキャビティの半分の領域を示す。

解析モデルとして、図 2(a) に示す金型モデルの X-Y 断面の半分を用いた二次元モデルを考える。キャビティ部分を 4 節点四辺形要素、金型および冷却管を 3 節点三角形要素により総節点数 5 670、総要素数 10 932 の有限要素に分割した。充てん解析、冷却解析では図 2(a) に示す解析モデルを用い、残留応力解析では離型後のプラスチック成形品を解析対象とするためにキャビティ部分のみを解析モデルとして用いた。

図 2(a) に示した解析モデルを初期形状として、冷

(a) A quarter model of die (b) A half of cavity

Fig. 1 Numerical model of 1st example

Fig. 2 Initial shape and basis vectors for 1st model

却管をキャビティの各面に対して垂直，または等距離に移動させるために，同図(b)に示すような三種類のベシスベクトルを用意した．Basis 1 と Basis 2 は冷却管 P_1 と冷却管 P_2 を Y 軸方向や X 軸方向に移動させるベシスベクトル，Basis 3 は冷却管 P_3 を X 軸から 45 度傾いた角度で移動させるベシスベクトルである．

設計変数の側面制約条件は以下のように与えた．

$$-10.0 \text{ mm} \leq x_1, \quad x_2 \leq 10.0 \text{ mm} \quad \cdots \cdots (10)$$

$$-7.0 \text{ mm} \leq x_3 \leq 7.0 \text{ mm} \quad \cdots \cdots (11)$$

3・1・2 解析条件 表 1 と表 2 に充てん解析と冷却解析，および残留応力解析に用いた材料定数を示す．

充てん解析，冷却解析で用いる比熱と粘性係数は，温度依存性を考慮するために 373 K から 388 K の範囲で表 1 に示した値を線形補間するように与えた．

充てん解析では，初期条件として金型に温度 353 K を与え，境界条件として辺 JE をプラスチックの流入口と考えて速度 0.02 m/s，温度 493 K，冷却管 P_1 から P_3 に温度 303 K を与えた．冷却解析では，キャビティに充てんされた熔融プラスチックを固体として考えた非定常熱伝導解析を行う．初期条件として充てん解析終了時刻における金型内の温度を利用し，境界条件として冷却管 P_1 から P_3 に温度 303 K，辺 AB, BC, CD に周囲温度 300 K とした熱伝達率 53.5 W/m²K を設定した．冷却解析の終了時刻は熔融プラスチックの最高温度が 353 K となる時刻とした．残留応力解析では，冷却解析で熔融プラスチックの表面温度が 373 K となった時刻における熔融プラスチックの温度を利用して，二次元平面ひずみ場におけるプラスチック成形品内部の残留応力やそれにより発生するそり量を計算する．境界条件は Y 軸方向の変位拘束条件を点 I に， X 軸方向の変位拘束条件を辺 JE (流入口) に与えた．

3・1・3 そり量の評価方法 図 3 に本節で用いる

Table 1 Material properties for injection analysis and cooling analysis

	Density [kg/m ³]	Specific heat [kJ/kgK]	Viscosity [kg/ms]	Heat conductivity [W/mK]
Die	7.89×10^3	4.52×10^{-1}	—	73.0
Plastic	1.11×10^3	1.79 - 2.29	3.20×10^2 - 3.20×10^{11}	2.50

Table 2 Material properties for residual stress analysis

Young's modulus E [GPa]	2.38
Poisson's ratio ν	0.35
Thermal expansion coefficient (Solid state) α_s [1/K]	7.70×10^{-5}
Thermal expansion coefficient (Liquid state) α_l [1/K]	1.96×10^{-4}
Solidification temperature T_s [K]	373
Room temperature T_r [K]	300

Fig. 3 Definition of warpage for 1st example

解析モデルのそり量を評価する方法を示す．

図 3 において，点線と実線はそり変形前と後のプラスチック成形品形状を表している．同図には，そり変形後のプラスチック成形品に対して設定した点 I を通り X 軸と Y 軸に平行な基準線も併せて示す．

そり量 δ_x , δ_y は，基準線とそり変形後の成形品形状の辺 IH と辺 IJ の X 軸方向， Y 軸方向の最大距離として設定した．そり量を評価する目的関数 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ では，そり量 δ_x , δ_y の最大値を利用する．

3・1・4 冷却管配置設計結果と考察 設計変数を直交表 $L_{27}(3^{13})$ に割り付けて解析モデルを作成し，充てん解析，冷却解析，残留応力解析を順次行い，目的関数値 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$, $f_{\text{time}}(\mathbf{x})$ を計算した．それらの目的関数値を利用して応答曲面 $\tilde{f}_{\text{warp}}(\mathbf{x})$, $\tilde{f}_{\text{time}}(\mathbf{x})$ を作成した．表 3 に直交表 $L_{27}(3^{13})$ に割り付けた設計変数値，目的関数値 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$, $f_{\text{time}}(\mathbf{x})$ ，および応答曲面値 $\tilde{f}_{\text{warp}}(\mathbf{x})$, $\tilde{f}_{\text{time}}(\mathbf{x})$ を示す．作成した応答曲面 $\tilde{f}_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ と $\tilde{f}_{\text{time}}(\mathbf{x})$ の自由度調整済み決定係数⁽¹⁷⁾

は, 0.997, 0.992 であった。

図4に式(7)~(9)で定式化した最適設計問題の求解に用いた制約量 ε と, 得られたパレート最適解, およびそのときの目的関数値の関係を図示する。表4には, 図4に示した制約量 ε_1 から制約量 ε_3 の冷却終了

時刻における金型内の温度分布, X 軸方向, Y 軸方向の残留応力 $\bar{\sigma}_x$, $\bar{\sigma}_y$, および残留応力解析で得られたそり変形後のプラスチック成形品形状を示す。表4に示した X 軸方向, Y 軸方向の残留応力 $\bar{\sigma}_x$, $\bar{\sigma}_y$ の図には圧縮と引張の残留応力の最大値とその発生箇所も併せて示した。また, そり変形後の成形品形状は変形量を20倍に拡大して表示した。表5に, 制約量 ε_1 から制約量 ε_3 の X 軸方向と Y 軸方向のそり量 δ_x , δ_y と成形サイクル時間を示す。

図4に示した制約量 ε と目的関数値 $\tilde{f}_{\text{time}}(x)$ の関係から, 制約量, すなわちそり量の目的関数値 $\tilde{f}_{\text{warp}}(x)$ の増加により, 成形サイクル時間の目的関数 $\tilde{f}_{\text{time}}(x)$ が減少している。このことから, そり量と成形サイクル時間にトレードオフの関係があることがわかる。

表4より, 冷却終了時刻 $t=t_{\text{cool}}$ における制約量 ε_1 から制約量 ε_3 の金型内の温度は, 冷却管を中心に同心円状に低下し, プラスチックの流入口(点E)付近やキャビティのコーナー部(点F)付近で高くなった。点

Table 3 Orthogonal array $L_{27}(3^3)$

Data No.	Design variables			Objective function		Response surface	
	x_1 [mm]	x_2 [mm]	x_3 [mm]	$f_{\text{warp}}(x)$	$f_{\text{time}}(x)$	$\hat{f}_{\text{warp}}(x)$	$\hat{f}_{\text{time}}(x)$
1	-10.0	-10.0	-7.0	0.783	0.864	0.777	0.852
2	-10.0	-10.0	0.0	0.589	0.752	0.584	0.755
3	-10.0	-10.0	7.0	0.512	0.913	0.522	0.921
4	-10.0	0.0	-7.0	0.783	0.864	0.788	0.861
5	-10.0	0.0	0.0	0.630	0.752	0.632	0.765
6	-10.0	0.0	7.0	0.586	1.024	0.580	1.013
7	-10.0	10.0	-7.0	0.783	0.864	0.784	0.877
8	-10.0	10.0	0.0	0.619	0.820	0.621	0.803
9	-10.0	10.0	7.0	0.579	1.117	0.576	1.120
10	0.0	-10.0	-7.0	0.958	1.000	0.970	0.996
11	0.0	-10.0	0.0	1.211	0.888	1.219	0.876
12	0.0	-10.0	7.0	1.050	0.990	1.030	1.006
13	0.0	0.0	-7.0	0.958	1.000	0.954	1.005
14	0.0	0.0	0.0	1.248	0.888	1.241	0.886
15	0.0	0.0	7.0	1.050	1.101	1.062	1.097
16	0.0	10.0	-7.0	0.960	1.000	0.953	0.998
17	0.0	10.0	0.0	1.235	0.888	1.233	0.902
18	0.0	10.0	7.0	1.052	1.194	1.061	1.181
19	10.0	-10.0	-7.0	1.000	1.213	0.995	1.228
20	10.0	-10.0	0.0	1.110	1.135	1.106	1.143
21	10.0	-10.0	7.0	1.093	1.177	1.102	1.153
22	10.0	0.0	-7.0	1.000	1.221	1.000	1.218
23	10.0	0.0	0.0	1.145	1.143	1.150	1.132
24	10.0	0.0	7.0	1.160	1.211	1.156	1.225
25	10.0	10.0	-7.0	1.000	1.221	1.006	1.208
26	10.0	10.0	0.0	1.149	1.143	1.148	1.146
27	10.0	10.0	7.0	1.166	1.296	1.161	1.306

Fig. 4 Pareto optimal solution in 1st example

Table 4 Optimization result of 1st example

ε	Temperature distribution at $t=t_{\text{cool}}$	$\bar{\sigma}_x$	$\bar{\sigma}_y$	Deformed shape (x20)
$\varepsilon_1=0.52$				
$\varepsilon_2=0.58$				
$\varepsilon_3=0.64$				

Table 5 Warpage and molding time of 1st example

ε		$\varepsilon_1 = 0.52$	$\varepsilon_2 = 0.58$	$\varepsilon_3 = 0.64$
Warpage [μm]	δ_X	6.7	22.9	24.7
	δ_Y	65.5	75.3	76.4
Molding cycle time [s]		5.4	4.4	4.5

E や点 F 付近ではプラスチック成形品の残留応力 σ_x , σ_y も高くなった。制約量 ε_1 では冷却管 P_3 がキャビティから離れた位置に配置され、キャビティ付近の温度が制約量 ε_2 , ε_3 に比べて均一となった。また、表 5 より制約量 ε_1 のそり量 δ_y は制約量 ε_2 , ε_3 のそり量 δ_y よりも約 $10 \mu\text{m}$ 小さく、成形サイクル時間は約 1 s 長かった。これらの結果から、本節で行った冷却管配置設計では、冷却管の断面形状が円形であるため、冷却管がキャビティに接近したときに金型内、特に溶融プラスチックと金型の接触面積が広がるキャビティのコーナー部付近を均一に冷却できず、プラスチック成形品に大きなそり量が発生したと考えられる。したがって、冷却管の断面形状をキャビティ形状に合わせて設計することで、金型内の温度分布が均一となり、そり量を低減できる可能性があると推測できる。

一方、制約量 ε_2 と ε_3 ではそり量に $1.1 \mu\text{m}$ 、成形サイクル時間に 0.1 s の差が表れ、制約量 ε_1 と制約量 ε_2 や ε_3 の間のそり量や成形サイクル時間の差よりも小さかった。図 4 より制約量 ε_2 と ε_3 では冷却管 P_3 がキャビティに接近するにつれて、冷却管 P_2 がキャビティから離れるように移動していることがわかる。このことから、キャビティを挟んだ二つの冷却管が相互に移動することで、そり量と成形サイクル時間がほぼ同値になったと考えられる。

3・2 冷却管断面形状を変化させた冷却管配置設計

3・2・1 解析モデル 図5に示すような肉厚差を有するリブ付きのプラスチック成形品を成形する金型を想定した二次元の解析モデルを用いた。

図 6(a) に示す解析モデルを初期形状として、前節と同様に冷却管がキャビティに垂直、あるいは等距離に移動できるように、図 6(b) に示す $x_a \sim x_f$ の六種類のベーススペクトルを用意した。初期形状の冷却管はキャビティから 16.0 mm 離れた位置に配置し、三角形断面の冷却管 P_d, P_e は、点 I、点 F を通り $\angle HIJ$, $\angle EFG$ を二等分する直線上に配置した。設計変数の側面制約条件は、初期形状の冷却管の位置から 8.0 mm 移動できるように設定した。

$$-8.0 \text{ mm} \leq x_i \leq 8.0 \text{ mm} \quad (i = a, b, \dots, f) \quad \dots\dots\dots (12)$$

充てん解析, 冷却解析, 残留応力解析で用いる材料

(c) Cross sectional shapes of cooling channel

Fig. 5 Numerical model of 2nd example

Fig. 6 Initial shape and basis vectors for 2nd model

定数は前節と同様に表 1, 2 に示した値を用いた.

充てん解析では、初期条件として金型に温度 353 K を与え、境界条件として辺 EM をプラスチックの流入口と考えて速度 0.02 m/s、温度 493 K、冷却管 P_a から P_t に温度 303 K を与えた。冷却解析では、キャビティに充てんされた溶融プラスチックを固体として考えた非定常熱伝導解析を行った。初期条件として充てん解析終了時刻における金型内の温度を利用し、境界条件として冷却管 P_a から P_t に温度 303 K、辺 EA, AB, BC, CD, DM に周囲温度 300 K とした熱伝達率 $53.5 \text{ W/m}^2\text{K}$ を設定した。冷却解析の終了時刻はキャビティ内の溶融プラスチックの最高温度が 353 K となった時刻とした。残留応力解析では、冷却解析で溶融プラスチックの表面温度が 373 K となった時刻における溶融プラスチックの温度を利用して、二次元平面ひずみ場におけるプラスチック成形品内部の残留応力やそれにより発生するそり量を計算する。境界条件は図 5(b) に示したリブの中心線と辺 KM が交わ

る点 L の Y 方向変位を拘束し、点 M の変位を完全拘束した。

3・2・2 そり量の評価方法 X 軸方向のそり量 δ_x は辺 GH の中点と点 L の X 軸方向の距離として設定する。また、Y 軸方向のそり量 δ_y は点 L と点 M を通る直線と辺 KM の最大距離とした。そり量を評価する目的関数 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$ にはそり量 δ_x と δ_y の最大値を用いた。

3・2・3 冷却管の交互作用の検定 直交表 $L_{16}(2^{15})$ に式(12)で設定した 6 つの設計変数 ($x_a \sim x_f$) の上限値と下限値を割り付け、そり量と成形サイクルを評価する目的関数 $f_{\text{warp}}(\mathbf{x})$, $f_{\text{time}}(\mathbf{x})$ の分散分析を行い、設計変数の主効果と交互作用の有無を検定した。ここで、直交表 $L_{16}(2^{15})$ では、隣接する冷却管 (P_a と P_b , P_a と P_f , P_b と P_c , P_b と P_e , P_c と P_d , P_d と P_e , P_e と P_f) の交互作用を考慮した。

分散分析の結果、そり量を評価する目的関数で、設計変数間の交互作用 $x_b \times x_e$ と $x_e \times x_f$ の F 値が他の設計変数やそれらの交互作用の F 値と比較して相対的に高い値を示した。したがって、そり量を評価する目的関数に対して交互作用 $x_b \times x_e$ と $x_e \times x_f$ が有意な交互作用であると推定できる。そこで、冷却管配置設計では 6 つの設計変数に加えて、交互作用 $x_b \times x_e$ と $x_e \times x_f$ を考慮する。

3・2・4 冷却管配置設計結果と考察 直交表 $L_{27}(3^{13})$ を利用して応答曲面を作成した。ここでは、設計変数間の交互作用 $x_b \times x_e$ と $x_e \times x_f$ を考慮して式(12)で設定した 6 つの設計変数 (x_a から x_f) の側面制約条件の上限値、中間値、下限値を割り付けた。作成した応答曲面の自由度調整済み決定係数は 0.874, 0.930 であった。

表 6 に制約量 ε を $\varepsilon_1=0.10$, $\varepsilon_2=0.60$, $\varepsilon_3=1.10$ とし、最適設計問題を求解して得られた冷却管配置における金型内の温度分布とそり変形後のプラスチック成形品形状を示す。ここで、そり変形量は 20 倍に拡大して表示した。表 7 に制約量 ε_1 から制約量 ε_3 におけるそり量 δ_x , δ_y と成形サイクル時間を示す。

表 6 より、制約量 ε_1 では三角形断面の冷却管 P_d と冷却管 P_e がキャビティの近くに配置され、リブ付近の温度が均一になっていることが確認できる。制約量 ε_2 では冷却管 P_d と冷却管 P_e のキャビティからの距離が異なり、リブ付近の温度分布は不均一になった。制約量 ε_3 の冷却管配置は制約量 ε_2 の冷却管配置よりも冷却管 P_e がキャビティの近くに配置され、キャビティの肉厚の厚い部分に配置された冷却管 P_c と冷却管 P_d がほぼ同じ位置となった。また、制約量 ε_3 の金

Table 6 Optimization result of 2nd example

	Temperature distribution at $t=t_{\text{cool}}$	Deformed shape (x20)
$\varepsilon_1 = 0.10$
$\varepsilon_2 = 0.60$
$\varepsilon_3 = 1.10$

Table 7 Warpage and molding time of 2nd example

ε	$\varepsilon_1 = 0.10$	$\varepsilon_2 = 0.60$	$\varepsilon_3 = 1.1$
Warpage [μm]	δ_x	90.7	90.6
	δ_y	49.7	67.6
Molding cycle time [s]		9.6	7.4

型内の温度分布は制約量 ε_2 に比べてリブ付近の温度分布がより均一になった。

表 7 より、制約量 ε_1 と制約量 ε_2 では X 軸方向のそり量 δ_x , 制約量 ε_3 では Y 軸方向のそり量 δ_y でそり量が最大となり、制約量 ε_1 から制約量 ε_3 におけるそり量の最大値の差は $1 \mu\text{m}$ 以下であった。Y 軸方向のそり量 δ_y は全ての制約量において点 K で計測された。また、成形サイクル時間は制約量 ε_1 が制約量 ε_2 と制約量 ε_3 よりも 2.2 秒長く、制約量 ε_2 と制約量 ε_3 の間に差はなかった。

一般に冷却管をキャビティのコーナー部の近くに配置すると金型内の温度分布が不均一になりやすく、そり量が増大する傾向がある。しかし本節で行った冷却管配置設計では、制約量 ε_1 のように三角形断面の冷却管をキャビティの近くに配置することで金型内の温度分布を均一にできることが確認できた。特に制約量 ε_2 と ε_3 の冷却管配置設計では、三角形断面の冷却管をキャビティの近くに配置することで X 軸方向のそり量 δ_x , すなわちリブに発生するそり量を抑制可能であることがわかった。一方、制約量 ε_1 と制約量 ε_2 , ε_3 の成形サイクル時間には差が見られた。冷却終了時刻における金型内の最高温度は制約量によらずキャ

ビティの肉厚の厚い部分であったことから、この部分に最も近い冷却管 P_c と冷却管 P_d の配置が成形サイクル時間に影響を与えたと考えられる。

4. 結 言

本論文では、プラスチック成形品の形状精度に影響する残留応力に起因するそり量と、射出成形における生産性に相当する1ショット当たりの成形サイクル時間を同時に最小化する二目的の冷却管最適配置設計問題を定式化し、二次元金型モデルを対象に冷却管配置設計を行った。その結果、以下の結論を得た。

(1) かぎ型のキャビティを有する金型モデルの冷却管配置設計を行った結果、熔融プラスチックと金型の接触面積が広いキャビティのコーナー部付近では、冷却管の断面形状の影響で温度分布が不均一になりやすく、プラスチック成形品に発生するそり量が大きくなる可能性があることを確認した。

(2) キャビティ形状を考慮して、三角形や四角形の断面を持つ冷却管を配置した金型モデルの冷却管配置設計を行った。その結果、冷却管配置や冷却管の断面形状を適切に設計することで、冷却管がキャビティ近くに配置されても金型内の温度分布を均一に保つことができ、プラスチック成形品に発生するそり量を抑制しつつ、成形サイクル時間を短縮する冷却管配置が得られることを確認した。

文 献

- (1) Matsuoka, S., *Plastic Molding Process* (in Japanese), (2002), pp. 23-37, CORONA.
- (2) Tada, K., Prediction of residual stress in injection molding, *Material System*, Vol. 13 (1994), pp. 31-35.
- (3) Matsumoto, T. et al., Steady-state heat conduction design sensitivity analysis of mold by 3-D BEM, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 59, No. 567 (1993), pp. 2750-2757.
- (4) Tang, L. Q., Chassapis, C. and Manoochehri, S., Optimal cooling system design for multi-cavity injection, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 26, No. 3 (1997), pp. 229-251.
- (5) Kurtaran, H. and Erzurumlu, T., Efficient warpage optimization of thin shell plastic parts using response surface methodology and genetic algorithm, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 27, No. 5-6 (2006), pp. 468-472.
- (6) Ozcelik, B. and Erzurumlu, T., Comparison of the warpage optimization in the plastic injection molding using ANOVA, neural network model and genetic algorithm, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 171, No. 3 (2006), pp. 437-445.
- (7) Koresawa, H., Tochika, Y. and Suzuki, H., Automatic design for cooling channels in injection molding under steady-state heat conduction analysis, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 65, No. 633 (1999), pp. 2087-2093.
- (8) Xu, X., Sachs, E. and Allen, S., The design of conformal cooling channel in injection molding tooling, *Polymer Engineering and Science*, Vol. 41, No. 7 (2001), pp. 1265-1279.
- (9) Matsumori, T. and Yamazaki, K., A study on optimal layout design of cooling channel for plastic injection molding die, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 74, No. 739 (2008), pp. 731-738.
- (10) The Japan Society for Technology of Plasticity, *Flow Simulation Plastic Molding* (in Japanese), pp. 87-106, CORONA.
- (11) Lin, J. C., Optimum cooling system design of a free-form injection mold using an abductive network, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 120, No. 1-3 (2002), pp. 226-236.
- (12) *Genesis user's manual*, (2000), VR & D Inc.
- (13) Kashiwamura, T. et al., *Optimization of Nonlinear Problem by Design of Experiment* (in Japanese), (1998), pp. 8-39, Asakura.
- (14) Taguchi, G., *Design of Experiment: The Second Volume* (in Japanese), (1962), pp. 569-584, Maruzen.
- (15) Todoroki, A., *Short Course Material "Introduction to Optimum Design of Nonlinear Problem by Response Surface Method"* (in Japanese), No. 99-73 (1999), pp. 11-23, The Japan Society of Mechanical Engineers.
- (16) Nishikawa, Y., Sannomiya, N. and Ibaraki, T., *Optimization* (in Japanese), (1997), pp. 135-173, Iwanami.
- (17) Kan, T., *Practice of Multivariate Analysis* (in Japanese), (1993), pp. 26-41, Gendai-Sugakusha.