

ガラス製非球面レンズのモールドプレス成形に関する数値シミュレーション

NUMERICAL SIMULATION OF PRESS MOLDING FOR GLASS ASPHERICAL LENS

伊藤 寛明¹⁾, 荒井 政大²⁾, 木村 皇輝³⁾, 柴原 直幸³⁾

Hiroaki ITO, Masahiro ARAI, Koki KIMURA and Naoyuki SHIBAHARA

- 1) 近畿大学工学部 (〒739-2116 東広島市高屋うめの辺1番, E-mail: h-ito@hiro.kindai.ac.jp)
2) 名古屋大学工学研究科 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町, E-mail: arai@nuac.nagoya-u.ac.jp)
3) 信州大学大学院理工学系研究科 (〒380-8553 長野市若里4-17-1)

In the present study, numerical simulations of press molding for a glass aspherical lens using finite element analysis were carried out. Thermo-viscoelastic properties of the glass were estimated by unidirectional compression creep tests based on traditional thermo-viscoelastic theory. Numerical simulations were performed using general purpose finite element code (ANSYS). In order to predict the adaptive molding conditions for complete transcription, relation between molding temperature and pressure was investigated. The effect of molding condition for residual stress and shape error was investigated by the present numerical simulation. Moreover, the die shape was corrected in consideration of the lens shape error estimated by numerical simulations. It was confirmed that the lens shape error against the designed profile was reduced to 1 μm or less.

Key Words: Press Molding, Glass Aspherical Lens, Thermo-Viscoelasticity, Finite Element Method, Die correction

1. 緒論

近年, 光学機器の発展に伴い, 高解像度が要求される一眼レフカメラや液晶プロジェクタなどの撮像系ユニットには強度・屈折率・耐熱性の観点においてプラスチックよりも優れるガラス製光学レンズが主に使用されている。さらに, 様々な光学デバイスの小型化や性能向上の要求に応えるため, 非球面レンズが積極的に採用されるようになった⁽¹⁾。しかしながら, 従来のガラスの加工法である研削・研磨によって非球面形状を創成することは極めて困難であり, これに代わる成形手法として金型を用いたモールドプレス成形法が注目され, 現在では一般的に採用されている^{(2),(3)}。

モールドプレス成形とは上下一対の金型の間にガラスプリフォームを供給した状態で, ガラスが変形可能となる温度まで加熱した後, 圧力を付与することで金型形状をガラスに転写させ, その後冷却を行う手法である⁽²⁾。しかし, ガラスは応力とひずみの関係が温度と時間に依存する熱粘弾性体であるため, 成形温度, 成形圧力, 冷却時間など考慮すべき成形パラメータが多く, 実験によって最適成形条件を探索するためには多くのコストと労力が必要となる。

そこで本研究では, 有限要素解析によってモールドプレス

成形の最適成形条件を明らかにすることを目的とする。著者らはこれまでに, 両球面レンズのモールドプレス成形の有限要素解析を行い, レンズ形状転写性, 及び成形中の内部応力状態から最適成形条件を決定する試みを報告した⁽⁴⁾⁽⁵⁾。しかし, 市販されている非球面レンズはレンズ上下面の非球面形状が大きく異なるものが多く⁽⁶⁾, 金型からガラスへの熱伝導やレンズの変形挙動は上下面において非対称性が生じることが予想され, 両球面レンズの成形の場合よりもさらに複雑な現象の予測が必要となる。よって, 本論文ではガラス製非球面レンズの成形を対象とした有限要素解析を実施し, ガラスへの金型形状の完全転写を実現するための最適な成形温度および成形圧力の探索を行う。また, モールドプレス成形に用いられる金型の概形は単一ではなく, 各メーカーや対象製品によって異なる。特に大きな違いとして, 成形後のレンズの肉厚を制御するために金型外周部にストッパー部を設ける場合があり, ストッパーの有無によって冷却時のレンズの収縮量や内部応力に差異が生じることが予想される。そのため, 本論文においても, ストッパーあり・なしの2種類の解析モデルを用いて, 成形性の違いについて評価する。これらを踏まえて非球面レンズの最適成形条件を明らかにすることを目的とする。

2. 有限要素解析条件

2.1. ガラスの熱粘弾性特性の同定

本研究では、ガラスを線形熱粘弾性体として取り扱う。一軸圧縮クリープ試験によってクリープ関数を算出した後、時間 - 温度換算則を適用することで、熱粘弾性特性⁽⁷⁾であるマスターカーブおよびシフトファクターを導出した。なお、詳細な同定手法については既発表論文^{(4), (8)}を参照いただきたい。

ガラス試料には、BK-7を選定した。Table 1にBK-7の各種特性値を示す。また、クリープ試験によって得られたBK-7ガラスの緩和せん断弾性係数のマスターカーブ（基準温度：570°C）をFig. 1に示す。なお、このマスターカーブを有限要素解析に用いるために、3要素の一般化Maxwellモデルにて近似した結果を同図に赤色破線で示し、近似の際に用いた諸係数（せん断弾性定数： G_i 、緩和時間： $\lambda_i = \eta_i / G_i$ ）をTable 2にまとめる。ここで、 η_i は粘性係数、 $G(\infty)$ は無限時間経過後の弾性係数である。さらに、シフトファクターを粘性流動の活性化エネルギー（ ΔH ）を用いて表現されるNarayanaswamyの式⁽⁹⁾によって近似した結果、 $\Delta H=606.6$ kJ/mol が得られた。

2.2. 解析モデル

汎用有限要素法プログラムANSYSを用いて、ガラス製非球面レンズのモールドプレス成形に関する数値解析を行う。解析対象である非球面レンズの設計形状をFig. 2に示す。本研究では、レンズ上面、下面の非球面形状をそれぞれASP 1、ASP 2とし、これら非球面形状は以下の式に基づいて決定した⁽¹⁰⁾。

$$z(x) = \frac{cx^2}{1 + \sqrt{1 - c^2x^2k}} + \alpha_4x^4 + \alpha_6x^6 + \alpha_8x^8 \quad (1)$$

ここで、 c は頂点の曲率、 k は円錐定数、 α_i は非球面定数であり、 x はレンズ外周方向、 z はレンズの厚さ方向座標である。本研究で使用した非球面レンズの各係数をTable 3にまとめる。

数値解析に用いた二次元軸対称解析モデルをFig. 3に示す。図中の(a)はストッパーあり、(b)はストッパーなしのモデルである。いずれのモデルにおいても、三角形8節点2次アイソパラメトリック要素を用いてメッシュ分割を行い、下型下面において z 軸方向の変位を固定し、モデル左側には対称境界条件を適用した。なお、本論文の一般化Maxwellモデルでは、無限時間におけるせん断弾性率を与えているため、十分に時間が経過した後もポアソン比がロッキングを生じる0.5程度にまで近づくことはなく、体積ロッキングは生じないことを確認している。

Table 1 Characteristics of BK-7 glass specimen.

Glass transition temperature [°C]	576
Deformation point [°C]	625
Instantaneous Young's modulus [GPa]	80
Instantaneous Poisson's ratio	0.205
Thermal conductivity [W/m·K]	1.11

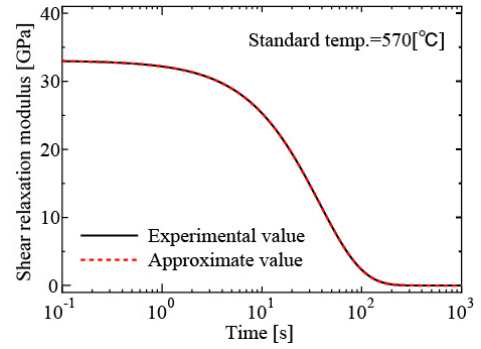


Fig. 1 Master curve of shear relaxation modulus of BK-7 glass.

Table 2 Coefficients of generalized Maxwell model for BK-7.

Coefficient [GPa]		Relaxation time [s]	
G_1	16.356	λ_1	37.0
G_2	16.356	λ_2	38.0
G_3	0.328	λ_3	43.0
G_0	33.04	$G(\infty)$	0.201 [MPa]

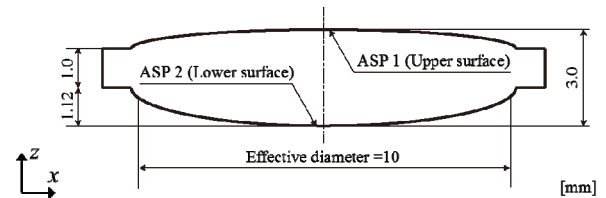


Fig. 2 Cross-sectional profile of designed aspherical lens.

Table 3 Coefficients of aspheric surfaces.

	Upper surface (ASP 1)	Lower surface (ASP 2)
α_4	8.209×10^{-5}	3.40013×10^{-4}
α_6	-1.561×10^{-6}	-8.00120×10^{-6}
α_8	4.362×10^{-8}	-5.16303×10^{-8}
c	1/16.0	1/13.8
k	-1.1	0.1

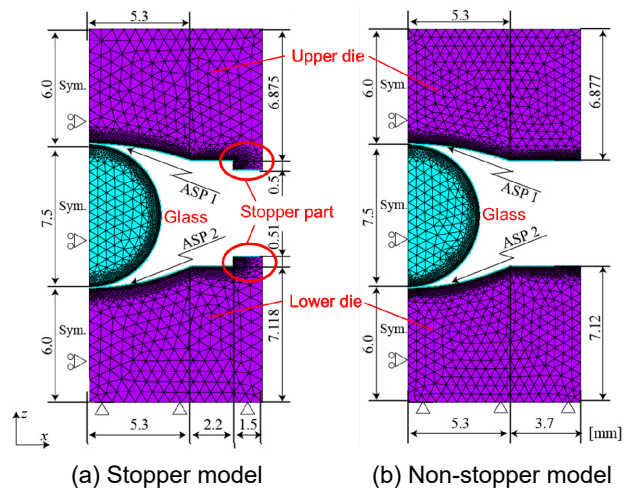


Fig. 3 FEM models for the aspherical lens.

ガラスプリフォームは直径7.5 mmのボール形状であり，金型はダイヤモンドライカーボン（DLC）膜がコーティングされた炭化ケイ素（SiC）を想定し，ヤング率：446 GPa，ポアソン比：0.17，比熱：570 J/kg・K，熱伝導率：140 W/m・Kとして有限要素解析を実施した．なお，成形中には金型とガラスとの間に摩擦や固着が生じガラスの変形が抑制されることから⁽¹⁾，本研究では，DLC膜については摩擦係数のみを考慮し，静／動摩擦係数ともに0.1として解析を行った．

2.3. 成形シーケンス

Fig. 4に解析に用いた成形シーケンスを示す．加圧工程は，成形温度（ T ）において30秒で成形圧力（ P ）まで線形的に加圧した後， $t_p=80$ 秒間の保持を行った．冷却工程では，非球面レンズの製造現場で一般的に用いられている条件を採用した．具体的には2段階冷却を適用し，まず，冷却開始時に成形圧力を保持したまま，粘弾性限界温度（ $T_i=525^\circ\text{C}$ ）まで200秒かけて冷却する． T_i 到達後，0.04 MPa（10 N）に減圧・保持しながら100秒かけて室温（ 25°C ）まで冷却し，さらに150秒かけてレンズ内部の温度差がなくなるまで冷却した．なお，粘弾性限界温度は，1時間で緩和せん断弾性係数が50%緩和する温度として定義した．

冷却工程の数値解析では，金型形状転写後の解析モデルに対して，金型外周部に冷却条件を与え非定常熱伝導解析を行い，ガラス内部の温度分布の時刻歴を算出した．なお，ガラスと金型間の熱伝導は接触熱伝導によるものとし，接触熱コンダクタンス $C_{TF}=5803\text{kW/m}\cdot\text{K}$ を入力パラメータとして与えた．さらに，熱伝導解析によって得られたレンズ内部の温度分布の時刻歴を用いて冷却工程における構造解析を実施した⁽⁴⁾．⁽⁸⁾

3. 解析結果

3.1. 加圧工程における最適成形条件の調査

ストッパーありモデル（Fig. 3(a)）を用いて，630～680℃の6種類の成形温度において成形圧力を変化させて加圧工程における構造解析を実施した．各温度において加圧工程終了時点（110秒後）までにレンズに金型形状が完全転写するために必要な成形圧力をFig. 5に示す．成形温度の上昇に伴い，完全転写に必要な圧力は曲線的に減少し，660℃以上においてはあまり低下しなかった．これは，成形温度の上昇に伴ってガラス

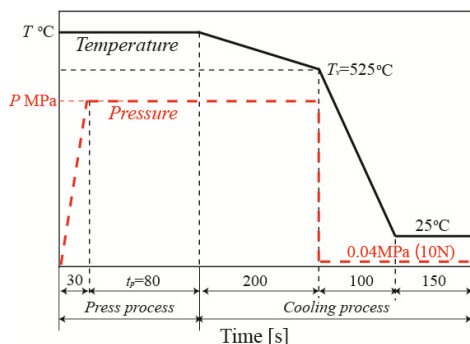


Fig. 4 Temperature and pressure conditions for press molding.

の粘度が低下し，成形性が向上したためと考えられる．また，Table 4に各成形条件および加圧工程終了時のレンズの内部応力（Mises応力）の最大値を示す．成形温度の上昇に伴い，レンズ内部の最大応力値が減少し，660℃以上において内部応力は約1 MPaに収束した．なお，これ以降においても内部応力の評価を行っているが，それらは全てMises応力での評価である．

より好適な成形条件を明らかにするために， $T=660^\circ\text{C}$ （ $P=5.59\text{ MPa}$ ）， $T=670^\circ\text{C}$ （ $P=2.75\text{ MPa}$ ）， $T=680^\circ\text{C}$ （ $P=1.57\text{ MPa}$ ）の3条件について，レンズ内部の最大応力の時刻歴を詳細に調査し，最適成形条件を決定した．Fig. 6に最大内部応力の時刻歴を示す．いずれの条件においても加圧初期に高い内部応力が生じているが，これはガラスプリフォームと金型との曲率半径が大きく異なり，両者の接触面積が小さいことに起因している．また，いずれの成形条件においても，時間経過に伴い最大内部応力は緩和した．

ここで，モールドプレス成形において，成形圧力が高い場合には，レンズの内部応力が高くなり成形中に破損する恐れがある．また，成形温度が高いほど金型の損傷（離型膜のはく離など）が生じやすく，金型寿命の観点からは低温・低圧力下での成形が望ましい．著者らはこれまでの研究⁽¹²⁾において，高温引張試験によってBK-7ガラスの引張強さを算出した結果，約50 MPaにて破壊が生じることを報告している．改めてFig. 6に注目すると， $T=660^\circ\text{C}$ （ $P=5.59\text{ MPa}$ ）の場合，加圧工程初期において最大100 MPa程度の高い内部応力が生じており，成形条件としては不適当である．以上の観点より，本論文の非球面レンズのモールドプレス成形における加圧工程の最適成形条件を $T=670^\circ\text{C}$ ， $P=2.75\text{ MPa}$ と決定した．

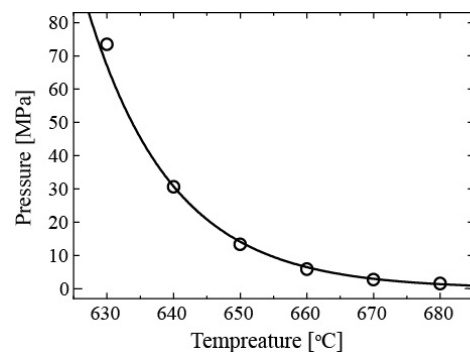


Fig. 5 Relationship between molding temperature and molding pressure for complete transcription.

Table 4 Internal stresses (Mises stresses) just after the press process end in each molding condition.

Temperature [°C]	630	640	650	660	670	680
Pressure [MPa]	73.49	30.65	13.36	5.59	2.75	1.57
Internal stress [MPa]	236	112	44	1.56	1.07	0.91

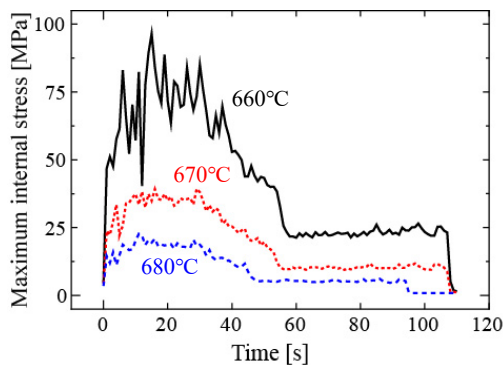


Fig. 6 Time histories of the maximum internal stresses in the press process at 660, 670 and 680°C.

なお、特に660°Cの内部応力の時刻歴において、0~60秒付近の範囲で応力の時間的振動が見られた。これは最大応力を示す要素が時々刻々に変化していることが原因であり、個々の要素における応力が時間的に振動しているわけではない。

3.2. 成形性におよぼす金型形状の影響

Fig. 3に示した2種類の解析モデルを用いて、レンズ肉厚を制御するためのストッパー (Fig. 3(a)の上下金型の右端部)の有無が非球面レンズの成形性に及ぼす影響を調査した。ここで、ストッパーなしモデルの場合において、Fig. 4の成形シーケンスに従って解析を行った際には冷却中においても成形圧力が直接作用するため、ストッパーありモデルと比較して冷却後のレンズ肉厚が薄くなる。そこで、両モデルの冷却終了後の肉厚を同一にするために、ストッパーなしモデルの解析においては、成形時間 t_p を80秒から57.56秒に変更した。

冷却終了後のレンズ形状について検証するため、解析終了後のレンズ形状と設計値との形状誤差を算出した。Fig. 7に形状誤差の定義に関する模式図を示す。形状誤差は“〔解析値〕 - 〔設計値〕”として算出し、レンズ形状が設計値よりも膨張した場合は「+」に、収縮した場合は「-」となる。また、レンズ下面中心部を基準点とすることで、レンズ肉厚による差はレンズ上面の形状誤差に反映させた。

Fig. 8 (a)にレンズ上面における冷却終了後の形状誤差を、また(b)にレンズ下面の結果をそれぞれ示す。なお、非球面レンズの有効径は半径5 mmとして評価した。レンズ上下面いずれの結果においても、レンズ中心部の形状誤差はほぼゼロであり、これはいずれの解析モデルの結果においても設計値通りのレンズ肉厚が得られていることを示している。一方、形状誤差はレンズ中央から外周部に向かって大きくなり、有効径内の最外周部(中心から5 mmの位置)では、レンズ下面において最大3.5 μm 程度の誤差が生じた。この形状誤差は一般的に“ヒケ⁽¹³⁾”と呼ばれる現象であり、冷却中におけるレンズの温度分布(レンズ表面と内部との温度差)に起因する熱収縮である。実際の非球面レンズの製造工程においてもヒケは必ず発生するが、熱収縮による変形量の予想は困難であるため、数値解析による予測は非常に有益な手段である。

両解析モデルの形状誤差を比較すると、ストッパーなしシ

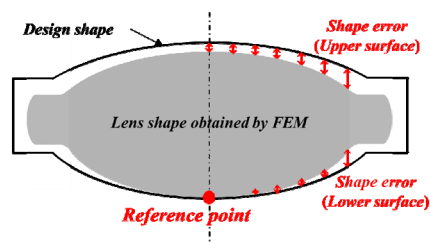


Fig. 7 Definition of lens shape error.

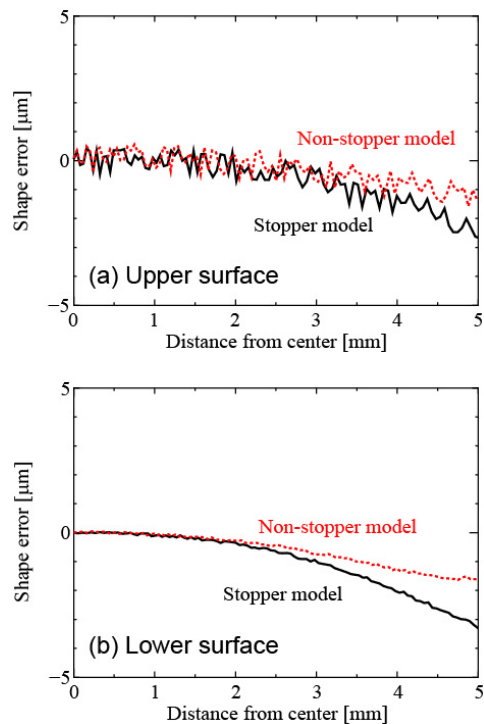


Fig. 8 Lens shape errors against the designed profile estimated by FEM simulations.

デルの方が形状誤差は小さく、ストッパーありモデルに対して最大2 μm 程度の差が確認された。いずれのモデルにおいても冷却開始時から T_v に至るまでの温度範囲において成形圧力が作用するが、ストッパーなしモデルでは成形圧力は直接レンズ表面に作用するのに対して、ストッパーありモデルではストッパー部に成形圧力のほとんどが作用する。つまり、ストッパーなしモデルでは冷却中においてもガラスと金型は接触を続けるため形状誤差が小さくなったと考えられる。

次に、成形中のレンズの内部応力を調査した。各モデルにおけるレンズ内部の最大応力履歴をFig. 9に示す。ストッパーありモデルにおいて上下のストッパーが接触するまでの時間(開始から約100秒間)における内部応力履歴は両モデルとも同様であり、差は認められなかった。一方、冷却工程においては、ストッパーありモデルは冷却終了時まで約5 MPa以下の低い応力値を示しているのに対し、ストッパーなしモデルでは最大40 MPa程度の高い応力が生じた。

ストッパーありモデルの冷却終了後のレンズ残留応力のMises応力コンター図をFig. 10 (a)に、ストッパーなしモデル

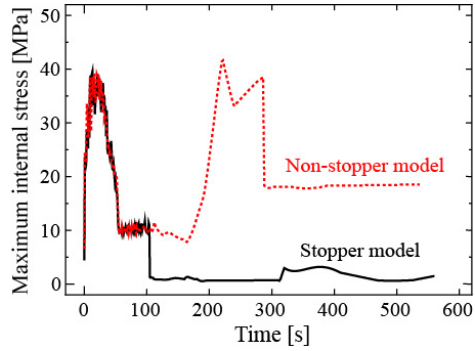


Fig. 9 Time histories of the maximum internal stresses.

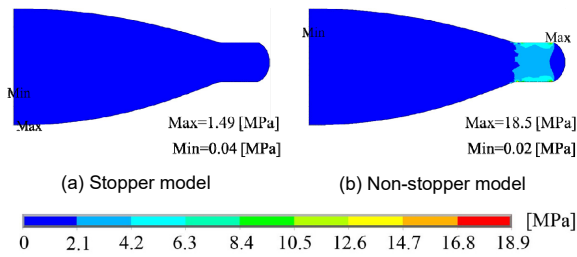


Fig. 10 Contour charts of residual stress after cooling.

の結果を(b)にそれぞれ示す。ストッパーありモデルでは最大約1.5 MPaの低い応力がレンズ上下面に作用しているのに対して、ストッパーなしモデルでは最大18.5 MPaの高い応力が生じていることが確認でき、その発生箇所はレンズのコバ部（非球面外部周の平坦部）であった。先の形状誤差の部分においても説明したが、ストッパーなしモデルでは、冷却工程においても成形圧力が直接レンズに作用し、特にコバ部に作用する応力が高いためこのような結果になったと考えられる。以上の形状誤差および内部応力の結果から、ストッパーなしモデルの場合、設計値に対する形状誤差の観点では良好な結果を示したが、内部応力、残留応力がともに高く成形中に割れを生じる可能性が高い。そこで、以降の議論ではストッパーありモデルを用いて、熱収縮による形状誤差を考慮した金型の再設計を数値解析によって実施する。

3.3. 熱収縮による形状誤差を考慮した金型形状の再設計

成形後の非球面レンズに求められる形状誤差は設計値に対して約100 nm以下と厳しく⁽⁴⁾、前節にて示した熱収縮による形状誤差を無視することはできない。そのため、実際の製造現場では金型の再設計・追加加工を何度も繰り返すことで設計値に近づけている。しかし、前節で示した通り、モールドプレス成形の有限要素解析によって熱収縮による形状誤差を予測することが可能であったことから、この形状誤差を考慮した金型形状の補正を試みた。

本節ではストッパーありモデルを用いて、金型形状の補正を行う。まず、前節Fig. 8にて示したレンズ上下面の形状誤差を、以下の多項式によって近似した。

$$f(x) = ax + bx^2 + cx^3 + dx^4 + ex^5 + fx^6 \quad (2)$$

Table 5 Coefficients of approximated function for stopper model.

	Upper surface (ASP 1)	Lower surface (ASP 2)
<i>a</i>	3.39526×10^{-7}	-9.19845×10^{-7}
<i>b</i>	-80593×10^{-6}	1.43129×10^{-5}
<i>c</i>	5.67314×10^{-5}	-7.98679×10^{-5}
<i>d</i>	-1.62624×10^{-4}	1.84509×10^{-4}
<i>e</i>	7.73357×10^{-5}	-2.88756×10^{-4}
<i>f</i>	2.50043×10^{-5}	8.74854×10^{-5}

Table 5に近似に用いた諸係数 (*a*~*f*) をまとめる。初期の非球面式 $z(x)$ (Eq. (1), Table 3参照) に上記の形状誤差の近似式 $f(x)$ を加算することで補正後の金型の非球面式を算出した。なお、今回はEq. (2)の6次多項式を用いて形状誤差の近似を行ったが、必ずしもこれに限定されるものではなく、形状誤差の近似に適した関数を用いればよい。

金型形状補正後の解析モデル（ストッパーありモデル）を用いて、Fig. 4の成形シーケンス（ $T=670$ °C、 $P=2.75$ MPa）に従い成形解析を実施した。Fig. 11に冷却終了後のレンズ上下面の形状誤差を示す。なお、同図には金型補正前の形状誤差 (Fig. 8) の結果も併せて示す。レンズ上下面ともに金型形状を補正することで、成形後の非球面レンズの形状誤差が極めて小さくなっており、熱収縮による形状誤差を取り除くことに成功した。また、レンズの内部応力分布および時刻歴はFigs. 9-10のストッパーありモデルの場合の結果と同様であったことから、成形中のレンズの内部応力を低く保ちつつ形状精度に優れる成形条件を数値解析によって求めることが可能となったと考えられる。なお、本節で実施した形状誤差を考慮した金型の再設計手法は、ストッパーなしモデルにおいても同様に適用することが可能であることを付記しておく。

ここで、Fig. 11 (b)の金型補正後のレンズ下面の形状誤差は、設計値に対して±60 nmの範囲に入っており、これは一般的に非球面レンズに要求される形状精度を満たしている。しかしながら、(a)のレンズ上面の結果においては±500 nm程度の大きな振れが見られ、Fig. 8 (a)においても同様な形状誤差の振動が確認される。本論文ではFig. 7に示した通り、レンズ厚さの誤差をレンズ上面の形状誤差に含めて評価したが、レンズ上面の有効径内の範囲における形状誤差は(b)のレンズ下面の形状誤差とほぼ同等であるため、(a)に見られる誤差のほとんどはレンズ厚さによる誤差であると考えられる。ただし現状では、レンズ上面の形状誤差と厚さによる誤差を正確に分離することが極めて困難であり、この点は今後の課題とさせていただきます。

なお、このように厚さによる誤差が大きく振動した原因については、接触の非線形解析において、ガラスと金型の間に接触剛性を与えたことに起因して、接触部のコンプライアンスが増加することにより誤差が重畳するものと推察される。

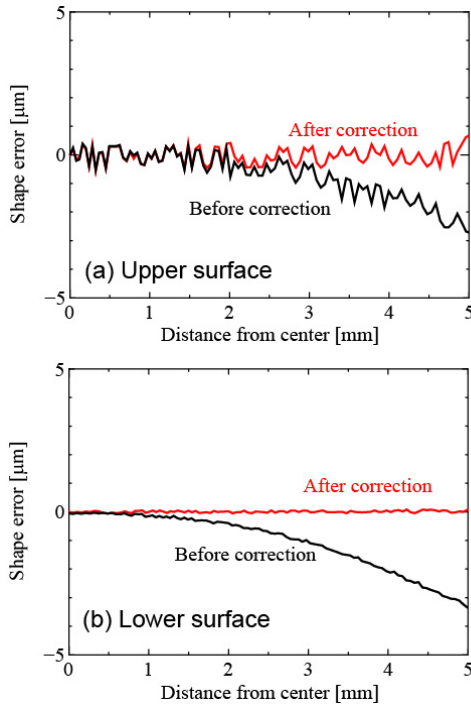


Fig. 11 Lens shape errors against the designed profile estimated by FEM simulations (using corrected die shape).

4. 結論

本研究では、BK-7 ガラスを用いて、非球面レンズのモールドプレス成形に関する有限要素解析を実施した。金型の非球面形状のレンズへの転写性、および成形中の内部応力に関して詳細に調査し最適成形条件を決定するとともに、金型に設けられているストッパーが成形性に及ぼす影響について調査した。さらには、冷却中に生じるレンズの熱収縮量を考慮した金型形状の再設計方法についても検討した。得られた結果を以下にまとめる。

- (1) クリープ試験によって同定した BK-7 ガラスの熱粘弾性特性を考慮した非球面レンズの有限要素解析を実施し、加圧工程における最適な成形温度および成形圧力の探索を行った。成形温度 670°C、成形圧力 2.75 MPa の条件において、金型形状の完全転写が実現し、さらに成形中に生じる内部応力を 50 MPa 以下に抑えられることを明らかにした。
- (2) 金型に設けられたストッパー部の影響を調査するため、ストッパーありモデル、ストッパーなしモデルの 2 種類の解析モデルを作成し、設計値に対する形状誤差、および最大内部応力の時刻歴を調査した。ストッパーなしモデルは形状誤差の観点ではストッパーありモデルよりも良好な結果を示したが、成形中に高い内部応力が発生したため割れを生じる可能性が高い結果となった。
- (3) 冷却工程で生じる熱収縮によって形状誤差を生じたため、

この形状誤差を多項式近似し、初期の非球面式に加算することで金型形状の再設計を試みた。本手法によって得られた新たな金型形状を用いて成形解析を行った結果、形状誤差を 1 μm 以下に抑えることが可能となった。ただし、今回の解析においてはレンズ上面および厚さに $\pm 500 \text{ nm}$ 程度の形状の振れが確認されたため、今後解決する必要がある。

参考文献

- (1) 小倉磐夫：最近の非球面レンズの発展，型技術，Vol. 3, No. 11 (1988), pp. 18-23.
- (2) 梅谷誠：プレス成形による光学ガラスレンズ作製，NEW GLASS, Vol. 13, No. 2 (1998), pp. 32-37.
- (3) 広田慎一郎，宇野賢：ガラスモールド技術 (1)，NEW GLASS, Vol. 11, No. 2 (1996), pp. 66-70.
- (4) 伊藤寛明，荒井政大，松井裕太，井野友博：ガラスレンズのモールドプレス成形試験と数値シミュレーション，計算数理工学論文集，Vol. 10 (2010), pp. 33-38.
- (5) 伊藤寛明，荒井政大，木村皇輝，柴原直幸：ガラスレンズのモールドプレスにおける最適成形条件の評価，日本機械学会論文集 (A 編)，Vol. 79, No. 807 (2013), pp. 1685-1689.
- (6) 広田慎一郎：ガラスモールド技術 (2)，NEW GLASS, Vol. 11, No. 3 (1996), pp. 45-49.
- (7) Ward, I.M. and Sweeney, J. : Mechanical Properties of Solid Polymers (3rd Ed.), John Wiley & Sons Inc., (2012), pp. 79-107.
- (8) Arai, M., Kato, Y. and Kodera, T. : Characterization of the Thermo-Viscoelastic Property of Glass and Numerical Simulation of the Press Molding of Glass Lens”, Journal of Thermal Stresses, Vol. 32 (2009), pp. 1235-1255.
- (9) Narayanaswamy, O. S. : A Model of Structural Relaxation in Glass, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 54, No. 10 (1971), pp. 491-498.
- (10) Zhou, T., Yan, J., Yoshihara, N. and Kuriyagawa, T. : Study on Nonisothermal Glass Molding Press for Aspherical lens, Journal of Advanced Mechanical Design Systems, and Manufacturing, Vol. 4, No. 5 (2010), pp. 806-815.
- (11) Ito, H., Arai, M., Matsui, Y. and Itagaki, D., “Experimental Testing and FEM Simulation for Thermal Imprinting of Micro/nanoglass-optical Devices”, Journal of Non-Crystalline Solids, Vol. 362 (2013), pp. 246-254.
- (12) Ito, H., Arai, M., Kodera, T. and Ino, T. : Strain Rate and Temperature Dependencies on Strength Property of Glass Material, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 4, No. 10 (2010), pp. 1511-1519.
- (13) 小宮山吉三：ガラスプレス成型機の現状，NEW GLASS, Vol. 13, No. 2 (1998), pp. 38-42.