有限要素法によるガラスレンズのプレス成形シミュレーション*

荒井 政大^{*1}, 山本 和也^{*2}, 中村 淳之介^{*3}
伊藤 寛明^{*3}, 松倉 利顕^{*4}, 杉本 公一^{*1}Numerical Simulation of Forming Process of Glass-Lens Using
Finite Element MethodMasahiro ARAI^{*5}, Kazuya YAMAMOTO, Junnosuke NAKAMURA,
Hiroaki ITO, Toshiaki MATSUKURA and Ko-ichi SUGIMOTO^{*5} Department of Mechanical Systems Engineering, Shinshu University,
4-17-1 Wakasato, Nagano-shi, Nagano, 380-8553 Japan

In the present paper, numerical simulation about press forming process of glass lens using finite element method is investigated. It is well known that constitutive equation (elastic constants) of glass depend on time-history and temperature. Therefore, stress relaxation or creep arise on the glass subjected to applied loading, and these behaviors vary drastically depending on the temperature. In the present study, creep test has been conducted to determine the thermo-viscoelastic properties of glass. The creep function obtained by the experiment has been transformed into relaxation function employing Laplace transform and its inversion. Shift factor which gives the relation between the time and temperature can be determined by creep test under several temperature, too. Using typical glass "TaF-3" which has been used for press forming, some numerical simulation by FEM are demonstrated. Residual stresses and residual deformations under some processing conditions are estimated, and the optimal conditions of forming process for glass lens are discussed in detail.

Key Words: Finite Element Method, Numerical Analysis, Thermo-Viscoelasticity, Creep Test, Laplace Transform, Constitutive Equation, Press Forming, Glass Lens

1. 結 論

デジタルカメラや携帯電話などの民生機器分野, 内視鏡に代表される医療分野, 分析機器分野など, ガラス製光学レンズおよびガラス製光学デバイスの用途は年々拡大しており, その高機能化・高精度加工化への要求もさらに高まりつつある. そのなかで, ガラスレンズの生産コストの低減, 成形の高度化への要求から, 金型を用いた高温プレス成形による製造法が開発され, 注目を集めるようになった⁽¹⁾. プレス成形によるレンズ製造法は, 従来の研磨法に比べ大量生産に向く方法であり, かつ非球面レンズの加工が容易であるといった利点を有している.

しかしながら, ガラスレンズのプレス成形に関する最適条件の把握は, 一般に多くの困難を伴う. 例えばプレス成形過程の数値シミュレーションを行うことを考えると, 金型とガラス材の非線形接触・大変形問題

となるだけでなく, ガラスの弾性係数が温度と時間に依存する熱粘弾性体であることを考慮する必要がある. また, ガラスレンズと金型との接触条件が時々刻々と変化するため, ガラス内部の温度変化を正確に把握すること難しい. 以上のように, 数値計算的な取り扱いが非常に難しい問題であることから, ガラスレンズのプレス成形を解析的に取り扱った研究は, ほとんど報告されていないのが現状である.

これらの状況に鑑み, 著者らのグループは, 数値解析を可能するための幾つかの仮定を設けながらも, ガラスレンズのプレス成形を有限要素シミュレーションより評価し, 一連の成果を得た⁽²⁾. その結果, 成形されたガラスレンズの形状寸法および残留応力は, ガラスの熱粘弾性特性^{(3) (4)}に起因して, 成形時間や成形圧力に強く依存することを見出している.

しかしながら既報⁽²⁾の数値シミュレーションでは, 一軸圧縮試験により得られたクリープ関数からの緩和弾性率の決定に用いた計算アルゴリズムが十分に煮詰められておらず, その同定精度にやや課題を残していた. そこで本研究では, 緩和弾性率の同定法に改良を施し, 解析結果の信頼性をさらに向上させるとともに, 実際のガラスレンズの成形条件に近い成形条件下での数値

* 原稿受付 2005 年 8 月 22 日.

^{*1} 正員, 信州大学工学部 (☎ 380-8553 長野市若里 4-17-1).^{*2} 信州大学大学院工学系研究科 [現: オリンパスイメージング (株) (☎ 163-0914 東京都新宿区西新宿 2-3-1)].^{*3} 信州大学大学院工学系研究科.^{*4} チノンテック (株) (☎ 392-0015 諏訪市中洲 4710).

E-mail: arai@shinshu-u.ac.jp

Fig.1 Schematic of creep test.

シミュレーションを実施して、ガラスレンズに発生する残留応力ならびに残留変形に対する成形パラメータの影響を明らかにすべく、より詳細な検討を行った。

ガラス材料の緩和弾性率の近似には、11 自由度を有する一般化 Maxwell モデル⁽⁵⁾を新たに適用した。測定されたクリープ関数にべき関数の多項式近似を適用し、さらに解析的な Laplace 変換を施すことによって緩和弾性率の同定精度の向上を図った。また、熱分析装置を用いてガラスの線膨張係数の測定を行うことにより、線膨張係数の近似精度の改善を図った。さらには、単純な熱伝導場の解析を実施して、ガラス試料内部の温度分布の影響について考察を加えた。

代表的なプレス成形用のガラス材料である TaF-3 を対象として、2 種の成形条件を模擬した数値シミュレーションを実施し、成形後に発生する残留応力、残留変形に着目して、プレス成形の最適条件について詳細な考察を行った。

2. 材料特性の測定

2.1 ガラス材料のクリープ試験 一般に粘弾性体の構成方程式を実験的に求める方法には、調和外力を作用させた場合の変位応答より算出する方法と、クリープ試験を実施して算出する方法の 2 通りがある。なお、プラスチックやガラスなど、粘性的性質を示すほとんどの材料は、その粘性挙動が温度に依存する熱粘弾性体である。よって、種々の温度環境下において同様の試験を実施し、温度-時間換算則⁽⁶⁾⁽⁷⁾を表すシフトファクターの計測を行う必要がある。

緩和弾性率の測定には、もちろん一般の粘弾性測定器を用いることも可能である。しかしながら市販の測定装置は、そのほとんどが高分子材料を対象としていることから、測定温度の上限がやや低く、ガラスの測定には適さない場合が多い。そこで本研究では既報⁽²⁾と同様、クリープ試験装置を用いてガラス材料の熱粘弾性特性を同定することとした。

Table 1 Specification of glass specimen TaF-3.

Glass transition temp.	T_g [°C]	680
Density	ρ [kg/m ³]	4711
Young's Modulus	k_0 [GPa]	124.8

Fig.2 Experimental result of creep test using TaF-3.

クリープ試験装置の概略は図 1 に示すとおりである。電気炉の温度はコントローラーにより制御されており、そのなかに直径 10[mm]、長さ 10[mm] の円柱形の試験片が置かれている。この試験装置は一般的な引張試験用の装置であり、治具を用いて引張荷重を圧縮荷重に変換することにより試験を実施した。重錘を用いて試験片に一定の荷重 (98.1[N], 応力:1.25[MPa]) を作用させ、その際の変位の時刻歴を計測した。

今回、計測試料には、ガラスレンズに用いられる代表的なガラス材として TaF-3 を用いた。TaF-3 のガラス転移温度、密度、ヤング率 (瞬間弾性率) のデータを表 1 に示す。

試験温度 660[°C]、670[°C] および 680[°C] における TaF-3 材のクリープ試験結果を図 2 に示す。なお、実際には 690°C においてもクリープ試験を実施しているが、変形が極めて短時間で終了するため、その結果は図 2 には含めていない。クリープ試験結果に示されているように、同一の変形量に達するまでの時間が、試験温度の上昇とともに短くなっていることがわかる。

2.2 緩和弾性率の決定 線形粘弾性理論によれば、粘弾性体に作用する応力 $\sigma(t)$ とひずみ $\varepsilon(t)$ の関係式、すなわち構成方程式は以下のような畳み込み積分により記述することができる⁽²⁾⁽⁸⁾

$$\sigma(t) = \int_0^t k(t-\tau) \frac{d}{d\tau} \varepsilon(\tau) d\tau + k(t) \varepsilon(0) \dots \dots (1)$$

ここで $k(t)$ は緩和弾性率であり、 $t=0$ において単位ステップ状のひずみ入力作用したときの応力の時間変動を意味する。この式を、単位ステップ状の応力が作用したときのひずみ応答、すなわちクリープ関数 $J(t)$ を用いて書き直すと以下ようになる。

Fig.3 Relaxation modulus $k(t)$ of TaF-3.

$$\varepsilon(t) = \int_0^t J(t-\tau) \frac{d}{d\tau} \sigma(\tau) d\tau + J(t) \sigma(0) \dots (2)$$

式(1)および式(2)に Laplace 変換を施すと次式を得る.

$$\bar{\sigma}(s) = \bar{k}(s) \bar{\varepsilon}(s), \quad \bar{\varepsilon}(s) = \bar{J}(s) \bar{\sigma}(s) \dots (3)$$

ここで, s は Laplace 変換パラメータであり, 各物理量の Laplace 変換を上付き添字 ' $\bar{\cdot}$ ' にて示した. よって, 式(3)よりクリープ関数の Laplace 変換 $\bar{J}(s)$ と緩和弾性率の Laplace 変換 $\bar{k}(s)$ には以下の関係が成立することがわかる.

$$\bar{k}(s) = \frac{1}{s^2 \bar{J}(s)} \dots (4)$$

よって対象材料のクリープ関数が実験により得られれば, Laplace 変換を適用することにより解析に必要な緩和弾性率を容易に求めることができる. しかしながらこれらの演算は, Laplace 像空間上の演算および数値的な Laplace 逆変換の過程を経るため, 一般に悪条件下の逆問題となり, 多くの誤差が重畳する.

そこで本報では, 実験により得られたクリープ関数をべき関数を用いて近似したのち, 解析的な Laplace 変換を施し, 像空間上に式(4)で定義される演算を行い, 数値 Laplace 逆変換⁽⁹⁾を行うことでガラス材料の緩和弾性率を算出する手法について新たに提案する. まず, 実験により測定されたクリープ関数を, 以下のようにべき級数和により近似する.

$$J(t) = \sum_{i=1}^N a_i t^i + \frac{1}{k_0} \dots (5)$$

ただし, k_0 は瞬間弾性率, すなわち室温でのヤング率である. また, べき関数の次数 N は 10 とした. 上式を Laplace 変換すると, 以下の式となる.

$$\bar{J}(s) = \sum_{i=1}^N a_i \frac{i!}{s^{i+1}} + \frac{1}{sk_0} \dots (6)$$

Fig.4 'Shifted' relaxation modulus for each temperature and identified master curve using Maxwell model.

Fig.5 Shift factor of TaF-3 estimated by creep test.

すなわち, 式(6)より, 緩和弾性率の Laplace 変換 $\bar{k}(s)$ は以下のように求められる.

$$\bar{k}(s) = \frac{1}{s^2 \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \frac{i!}{s^{i+1}} + \frac{1}{sk_0} \right\}} \dots (7)$$

結果として得られた $\bar{k}(s)$ に対して数値 Laplace 逆変換⁽⁹⁾を適用すれば, 実時間上の緩和弾性率 $k(t)$ が得られる.

図 3 は, 以上の手順に従い各測定温度における緩和弾性率を求め, 横軸を時間の対数として図示したものである. グラフに示されているように, 各温度の緩和弾性係数はまったくの相似形であり, 対数時間軸上において平行移動することにより, 一本のカーブにまとめられることがわかる. すなわち後節で述べるように, これらの平行移動量=シフト量を定量的に表せば, 温度の効果を時間に置き換えて取り扱うことができ, 温度変化を伴う熱粘弾性体の解析を簡便に行うことが可能となる.

2・3 シフトファクターの決定

前節で述べたように, 基準温度における緩和弾性率, すなわちマスターカーブが与えられれば, その他の温度および時間における緩和弾性率はマスターカーブの平行移動により表される. 図 3 のグラフにおける 680[°C] の曲線を

Fig.6 Maxwell model for viscoelastic materials.

基準とし、その曲線に重なるように他の温度のグラフを平行移動させた場合の結果が図4である。なお、図4には Maxwell モデルにより近似された曲線を併記しているが、それについては後節にて詳しく述べる。

図4における時間軸方向の移動量 $\log \alpha_{T_0}$ を縦軸に、絶対温度の逆数を横軸にとって整理した結果が図5である。グラフより、シフトファクターの測定データはほぼ一次直線的に並んでいることが確かめられる。よって、Narayanaswamy⁽¹⁰⁾の定義式を用いれば、粘性流動速度の活性化エネルギー ΔH とシフトファクター α_{T_0} を次式により関係づけることができる。

$$\ln \alpha_{T_0}(T) = \frac{\Delta H}{R} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right) \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 R は気体定数 ($= 8.31 \times 10^{-3} [\text{kJ/mol}]$) である。また、 T_0 は基準温度であり、本解析ではガラス転移温度 $953[\text{K}]$ となる。

図5の各点を最小二乗法により一次近似し、その傾きを求めることにより、 $\Delta H = 481.45 [\text{kJ/mol}]$ を得た。最終的に、近似直線により求められた活性化エネルギーを式(8)に代入することにより、任意の温度におけるシフトファクターを求めることができる。

2・4 Maxwell モデルによる緩和弾性率の近似
本論文では、クリープ試験により求められた緩和弾性率を、Maxwell モデルを用いて近似する。今回用いた Maxwell モデルは、図6に示されるような弾性要素と粘性要素からなる5つのユニットが並列に接続され、さらに時刻無限大に対応する弾性要素 k_∞ が付加された計11自由度のモデルである。このモデルの緩和弾性率 $k(t)$ は次式により表される。

$$k(t) = \sum_{i=1}^5 k_i \exp\left(-\frac{t}{\lambda_i}\right) + k_\infty \dots\dots\dots (9)$$

ここで $k_1, k_2, \dots, k_5$ および $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_5$ は Maxwell モデルの各要素に対応する未定係数、 k_∞ は無限時間経過後の弾性率をそれぞれ表す。

Fig.7 Example image of relaxation modulus approximated by Maxwell model.

図6のモデルにより近似された緩和弾性率を模式的に示したのが図7であり、時間の経過とともに各ユニット (k_i, λ_i) 毎に段階的に緩和が生じ、最終的に k_∞ へと収束する。よって本論文における近似では、 $k_1, k_2, \dots, k_5$ については既知量として与え、緩和速度を規定する $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_5$ のみを未知パラメータとして探索を行った。なお、時刻無限大における弾性率 k_∞ は、クリープ試験をさらに継続し、十分に時間が経過した後における試験片の最終形状より求めることができる。また、すべての弾性係数は、瞬間弾性率 k_0 との間に成立する以下の条件式

$$k_0 = \sum_{i=1}^5 k_i + k_\infty \dots\dots\dots (10)$$

を満たすべきことに注意されたい。以上の手順により、残る未知量である $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_5$ に関して探索計算を実行することにより、最終的に緩和弾性率の Maxwell モデルが同定できる。

ガラス転移温度 $T_g = 680[^\circ\text{C}] = 953[\text{K}]$ の緩和弾性率に対してカーブフィッティングを行うことにより求められた Maxwell モデルのマスターカーブを、先の図4のグラフ中に破線にて示す。同定された Maxwell モデルの曲線は、シフトされた各温度の緩和弾性率とほぼ一致していることから、本モデルにより高い近似精度が達成されていることがわかる。

最終的に同定された Maxwell モデルにおける諸定数は以下のとおりである。

$$\begin{aligned} k_1 = k_2 = k_3 = k_4 &= 30.88 [\text{GPa}], k_5 = 1.248 [\text{GPa}], \\ k_\infty &= 1.97 [\text{MPa}], \\ \lambda_1 &= 7.0 [\text{ms}], \lambda_2 = 9.0 [\text{ms}], \lambda_3 = 10.0 [\text{ms}], \\ \lambda_4 &= 11.0 [\text{ms}], \lambda_5 = 30.0 [\text{ms}] \end{aligned}$$

2・5 線膨張率の測定 ガラス試料 TaF-3 の線膨張係数を、熱分析測定装置 (TA50-WS; 島津製作所) により測定した。図8の○印は測定された温度と熱ひ

Fig.8 Coefficient of thermal expansion.

ずみの関係を示している。グラフに示されているように、室温から 700[°C] の範囲において、線膨張係数は温度に依存することがわかる。そこで、計測データに 4 次の線形多項式近似を適用し、以下のように線膨張係数を近似することとした。

$$\rho(T) = \alpha_0 + \alpha_1 T + \alpha_2 T^2 + \alpha_3 T^3 + \alpha_4 T^4 \quad (11)$$

ここで、係数 $\alpha_0, \alpha_1, \dots, \alpha_4$ には以下の値を用いた。

$$\begin{aligned} \alpha_0 &= 5.48 \times 10^{-6} [\text{K}^{-1}], \quad \alpha_1 = 3.16 \times 10^{-9} [\text{K}^{-2}] \\ \alpha_2 &= 4.87 \times 10^{-11} [\text{K}^{-3}], \quad \alpha_3 = -1.78 \times 10^{-13} [\text{K}^{-4}] \\ \alpha_4 &= 1.69 \times 10^{-16} [\text{K}^{-5}] \end{aligned}$$

3. 数値シミュレーション

3.1 解析モデル 以下、ガラスレンズのプレス成形シミュレーションの結果について示す。解析モデルは図 9 に示されるような、直径 10[mm] の球形のガラス試料と、上下 2 つの金型からなるモデルであり、曲率半径 25[mm] の球面レンズの成形を取り扱った。

解析では、図 9(右) のような軸対称モデルを用い、四角形 2 次要素を用いてガラス材を 347 要素、金型部分を 479 要素の合計 826 要素にて分割した。上部の金型上面に作用する圧力を制御することにより、ガラスレンズの成形過程を模擬する。数値解析には汎用有限要素法コード ANSYS ver.8.0 を用い、大変形を考慮した非線形接触解析を実施した。なお、予備計算を行った結果、金型とガラス材との間に生じる摩擦力の影響は相対的に小さいと判断されたため、本論文では接触部における摩擦係数を 0 として解析を行った。

ガラスの熱粘弾性特性は、前節で導出したマスターカーブおよびシフトファクターを用いて与え、ポアソン比は 0.3 とした。また、ガラスの線膨張係数は 2.4 節にて同定された値を用いた。上下のプレス金型の材質は超硬とし、ヤング率を 630[GPa]、ポアソン比を 0.2、線膨張係数は $4.6 \times 10^{-6} [1/\text{K}]$ とした。温度条件および圧力条件の異なる 2 つの典型的な成形プロセスを模擬

Fig.9 Analyzed model for FEM analysis.

Fig.10 Distribution of temperature in a glass lens.

した数値シミュレーションを行い、それぞれの計算結果を示すこととする。

なお、実際の成形においては、ガラスと金型、さらにはその外部領域との間で熱のやりとりが生じ、結果としてガラスレンズの内部に温度分布が生じる。この温度分布の影響を明らかにするために、本研究ではプレス成形過程に先立ち、熱伝導問題に関する基礎的な数値シミュレーションを実施した。

3.2 ガラスレンズの非定常熱伝導解析 はじめに、プレス成形過程においてガラスレンズ内に生じる温度分布の影響を定量的に把握するために、レンズ形状のガラス材に対して非定常熱伝導解析を実施した。レンズ全体を $T_g = 680[^\circ\text{C}]$ に熱した後、レンズの外周の温度を 300 秒間にて室温 (20[°C]) まで降下させることとし、熱拡散率を $4.5 \times 10^{-7} [\text{m}^2/\text{s}]$ として計算を行った。当然ながら、冷却速度が相対的に速ければ、ガラスレンズ内部と表面の温度差は大きくなり、冷却速度が十分に遅ければ、ガラス内部の温度差は比較的小さくなると予想される。

熱伝導解析により得られた冷却開始直後の温度分布コンターを図 10 に示す。このコンター図は、レンズ表

Fig.11 Pressure and temperature condition in forming process (Example 1).

Fig.12 Distribution of von Mises stress after cooling process ($t_p = 40$).

Fig.13 Distribution of von Mises stress after cooling process ($t_p = 70$).

面とレンズ内部との温度差が最も大きかった時刻の結果を示した。

結果的に、レンズ内部とレンズ表面における最大温度差は約 2.2[°C] であった。本研究における解析温度範囲が 600[°C] 以上に及ぶことを考慮すれば、熱伝導に伴う温度差は十分に小さいものと判断できる。よって以降のプレス成形シミュレーションにおいては、ガラス内の温度分布の影響を無視することとした。すなわち、金型とガラス材において常に温度シーケンスに一致したような温度場を仮定するものとし、物体内の温度分布および熱の移動は考慮しないものとした。

3.3 プレス成形解析 (1) まずはじめに、図 11 に示される成形条件を用い、数値シミュレーションを実施した。このプロセスでは、ガラス材と金型の温度がともに $T_0 = 680[°C]$ の状態から解析をスタートさせる。上側の金型上面に成形圧力 $P_0 = 20[MPa]$ を与えて t_p 秒間保持し、球形のガラス試料をレンズ状に成形する。その後、金型上面に作用する圧力を減じるとともに、温度を室温 $[20[°C]]$ まで降下させることとした。なお、加圧および減圧の時間はともに 10 秒間と

Fig.14 Relation between pressing time t_p , residual stress and lens thickness.

Fig.15 Relation between pressing time t_p and radius of lens.

し、温度降下に要する時間は 300 秒とした。本解析では、圧力の作用時間、すなわち成形時間 t_p を 30 秒から 80 秒まで変化させた場合のガラスの変形量と残留応力について考察した。

図 12 および図 13 に、 $t_p = 40$ と $t_p = 70$ の場合における成形終了後の Mises 相当応力の分布をそれぞれ示す。 $t_p = 40$ の結果をみると、上下の金型の間にすきまが生じており、成形時間が不足していることが確認できる。また、 $t_p = 70$ の結果と比較して、レンズ内部の相当応力の分布に明確な相違が認められる。

図 12 のように成形時間が短く、上下の金型が接触せずに成形が終了するケースでは、レンズの中心軸上の、表面点からわずかに内側の位置において応力が最大となる。他方、図 13 のように成形時間が長く、上下の金型が接触するような成形を行った場合には、金型と接するレンズ表層における応力が高くなる傾向を示し、レンズ外周より約 0.6[mm] の位置で相当応力が最大なることが確かめられた。

図 14 は、 t_p を 30 秒から 80 秒まで 6 通りに変化させた場合について、残留応力 (Mises 相当応力) の最大値と、レンズ中心部の厚さの変化を図示したものである。先に述べたように、 t_p が 60 秒以下の領域においては、成形時間が短いことに起因して上下の金型が接触せず、結果としてレンズ厚さが設計寸法 (2[mm]) より大きくなる。残留応力については t_p が 60 秒に達す

Fig.16 Pressure and temperature condition in forming process (Example 2).

Fig.17 Distribution of von Mises stress after cooling process ($t_1 = 10$, $t_2 = 10$).

Fig.18 Distribution of von Mises stress after cooling process ($t_1 = 30$, $t_2 = 10$).

るまでは、成形時間を増加させてゆくに従って残留応力は減少する傾向を示す。 $t_p \geq 60$ [s] の領域においては図 13 にて示したように応力の分布形状そのものが変化するとともに、その最大値も 0.3 [MPa] 前後の一定値に収束することが確かめられる。

図 15 は、レンズ中央部におけるレンズの曲率半径と成形時間 t_p の関係である。設計上のレンズ曲率半径は $R = 25$ [mm] であり、冷却に伴う熱収縮によって、平均で約 0.6% 程度の曲率変化が生じていることがわかる。また、 $t_p = 60$ [s] の近傍でその変化が極小となる特徴的な傾向が確認できる。

3.4 プレス成形解析 (2) 次に、図 16 で示されるような成形プロセスにおける数値シミュレーションの結果について示す。解析 (2) では、先程の解析 (1) と比較して成形温度を高く設定することで、成形に要する時間の短縮を図っている。

はじめに温度 $T_1 = 710^\circ\text{C}$ の状態において圧力 $P_0 = 20$ [MPa] を金型上加え、その状態を t_1 秒間だけ保持する。次に、圧力はそのままだに t_2 秒間で温度を $T_2 = 610^\circ\text{C}$ まで降下させる。その後 300 秒間、

Fig.19 Distribution of stress σ_x , σ_y , τ_{xy} after cooling process ($t_1 = 30$, $t_2 = 10$).

一定の温度勾配にて室温に戻す成形プロセスである。なお、解析 (2) では、実際のレンズ成形プロセスを参考にして、室温に戻す際にも $P_0/10 = 2$ [MPa] の保圧を加えることとした。この解析では、温度 $T_1 = 710^\circ\text{C}$ での保持時間 t_1 、および温度 T_1 から T_2 まで降下させるのに要する時間 t_2 を変化させ、先の解析 (1) と同様にレンズの変形と残留応力に着目して考察した。

$t_1 = 10$ [s], $t_2 = 10$ [s] の場合の残留応力の解析結果を図 17 に、さらに $t_1 = 30$ [s], $t_2 = 10$ [s] の結果を図 18 にそれぞれ示す。いずれも成形終了後にレンズ内に生じている Mises 相当応力の分布を示している。 t_1 が短い場合 (図 16) には、上下の金型が接触しない状態で成形が終了するため、解析 (1) の図 12 とほぼ同様の応力分布となることがわかる。他方、 t_1 を適切に設定することによって、図 18 のように上下の金型が接触した状態で成形が完了し、結果として図 13 にて示された解析 (1) の場合と同傾向の応力分布を示すことがわかる。

なお、解析 (1) の図 13 における最大応力値は約 0.374 [MPa]、解析 (2) の図 18 における応力の最大値は約 0.345 [MPa] であった。加圧時間は前者が $t_p = 70$ [s]、後者が $t_1 + t_2 = 40$ [s] であるから、高い温度域でのプレス時間を設定することにより、成形に要する総時間を短くすることが可能であると同時に、残留応力も小さくすることが可能であるといえる。

また、 $t_1 = 30$ [s], $t_2 = 10$ [s] の場合について、成形終了後にレンズ内に生じている引張応力 σ_x , σ_y およびせん断応力 τ_{xy} の分布を図 19 に示す。レンズの内部に

Fig.20 Relation between von Mises stress and t_1 , t_2 after cooling process (Example 2).

Fig.21 Relation between lens thickness and t_1 , t_2 after cooling process (Example 2).

発生する応力は、引張応力が支配的であることが読みとれる。他方、レンズの表面点ではそれよりやや高い0.3[MPa]程度の圧縮の残留応力が生じている様子が確かめられる。

最後に、 t_1 を10秒から30秒、また t_2 を10秒から110秒までそれぞれ変化させた場合について、成形終了後の残留応力の最大値およびレンズ厚さと t_1 , t_2 の関係を図20、図21にそれぞれ示した。

図20の残留応力の結果についてみれば、 $(t_1, t_2) = (25, 10)$ の点と $(t_1, t_2) = (10, 90)$ の点を結ぶ線が、成形条件の良否を判断する境界線とみなすことができる。すなわち、この線を超える側の領域(t_1 , t_2 が大きい側)にて t_1 , t_2 を決定すれば、概ね寸法精度の高いガラスレンズの成形が可能であることがわかる。なお、グラフより明らかに、 t_2 よりも t_1 を長く設定するほうが、レンズの総成形時間を短縮する効果が高いことが確かめられる。

4. 結 論

本論文では、有限要素法を用いてガラスレンズのプレス成形に関する数値シミュレーションを実施し、レンズ成形時の温度降下条件がガラスレンズに発生する変形および残留応力に与える影響について詳細な検討を行った。

11自由度を有するMaxwellモデルの採用、および実験により得られたクリープ関数をべき関数近似したのちに解析的なLaplace変換を施す一連の手法の導入によって、最終的な緩和弾性率の同定精度を高めることが可能となった。

汎用有限要素法コードANSYSを用いたガラスレンズの成形シミュレーションを実施した結果、ガラス材料の熱粘弾性特性に起因して、成形後の残留応力およびレンズ形状が温度降下条件に大きく依存することを明らかにするとともに、効率的なレンズ成形を行うための指針を示した。

謝 辞

本研究は、「文部科学省の指定による長野・上田地域知的クラスター創成事業」の一環として実施したものであり、関係者各位に感謝いたします。

文 献

- (1) Umetani, M., Manufacturing of Optical Glass Lens by Press-Molding Method, *New Glass*, Vol.13, No.2, (1998), pp.32-37.
- (2) Arai, M., Yamamoto, K., Matsuba, I., Matsukura, T., Sugimoto, K., Numerical Simulation of Forming Process of Glass-Lens Using Thermo-Viscoelastic Model, *Transactions of the Japan Society for Computational Methods in Engineering*, Vol.3, (2003), pp.39-44.
- (3) Klyuchnikov, N., *Science of Glass* (in Japanese), trans. by Chino, H., (1972), TokyoTosho.
- (4) Holloway, D.G., *Physics of Glass* (in Japanese), trans. by Ooi, K., (1977), KYORITSU SHUPPAN.
- (5) Yamada, Y., *Plasticity and Viscoelasticity* (in Japanese), Series of Basis and Application of Finite Element Methods 6, (1980), BAIFUKAN.
- (6) Morland, L. W. and Lee, E. H., Stress Analysis for Linear Viscoelastic Materials with Temperature Variation, *Transaction of the Society of Rheology*, Vol.4, (1960), pp.233-263.
- (7) Murakami, K., *Basic theory of Rheology* (in Japanese), (1991), pp.151-170, SANGYO-TOSHO.
- (8) Arai, M., Shibata, K., Adachi, T., Analysis of Residual Stress in Thermo-Viscoelastic Materials by Boundary Element Method, *Transactions of the JASCOME Journal of Boundary Element Methods*, Vol.15, (1998), pp.29-34.
- (9) Hosono, T., *Fast Laplace Transform by BASIC* (in Japanese), (1984), KYORITSU SHUPPAN.
- (10) O. S. Narayanaswamy, A Model of Structural Relaxation in Glass, *Journal of the American Ceramic Society*, Vol.54, No.10, (1971), pp.491-498.