

## 유리의 잔류응력 예측 및 감소화 방안 연구(I): 순간동결모델에 의한 유리의 잔류응력 해석

이재춘 · 백태현\*

명지대학교 공과대학교 무기재료공학과

\*군산대학교 기계설계학과

(1994년 5월 19일 접수)

### A Study on the Prediction and Reduction of Residual Stresses in Glass (I): Analysis of Residual Stress in Glass by Instant Freezing Model

Jae Chun Lee and Tae Hyun Baek\*

Department of Inorganic Materials Engineering, Myung Ji University

\*Department of Mechanics Design, Kunsan National University

(Received May 19, 1994)

#### 요 약

유리봉의 잔류응력을 측정하여 순간동결모델에 의한 잔류응력 계산결과와 비교하였다. 실온으로 냉각되는 유리봉의 열처리온도가 560°C에서 665°C로 높아짐에 따라 표면압축응력과 중심인장응력의 비율은, 광탄성 측정결과, 약 1.4에서 2.0으로 증가하였다. 순간동결모델에 사용되는 가상적 순간동결온도와 열팽창계수를 동시에 변화시키므로써, 계산된 잔류응력분포와 실험적으로 얻어진 결과를 서로 일치시킬 수 있었다. 열처리온도가 낮아질수록, 실험적으로 얻어진 잔류응력 분포를 만족시키는 순간동결온도는 열처리온도에 근접하며, 가상적 열팽창계수는 증가하였다.

#### ABSTRACT

Residual stress measurements were made for cylindrical glass rods to compare experimental results with the calculated values obtained by Instant Freezing Model. According to the photoelastic measurements, the stress ratio of surface compression and center tension was increased from 1.4 to 2.0 as the heat-treatment temperature of rods was raised from 560°C to 665°C. The fictitious, i.e., hypothetical instant frozen temperature and thermal expansion coefficient employed in the Instant Freezing Model were varied simultaneously so that the estimated residual stress profiles could be agreed with the experimental results. As the heat-treatment temperature was lowered, the fictitious frozen temperature was found to be closer to the heat-treatment temperature and the fictitious expansion coefficient was increased

#### 1. 서 론

컴퓨터 통신기기, 광학기기, 고화질고선명TV(HDTV)와 관련된 산업의 발전은 중요한 시각 및 정보전달 매개체 역할을 수행할 수 있는 유리제품 예로, 액정유리, 대형브라운관, 광학유리 등의 개발을 요구하고 있다<sup>1)</sup>. 이러한 유리제품은 유리원료를 용융, 성형, 냉각과정을 거치는 동안에 유리의 점탄성(visco-elastic property)으로

인하여 잔류응력(residual stress)을 갖게 되며 이를 제거하기 위해서는 정밀하면서 효율적인 서냉공정이 요구된다<sup>2)</sup>.

유리의 잔류응력을 예측하는 대표적인 수리모델로서 Bartenev의 순간동결모델(Instant Freezing Model)과 Narayanaswamy의 구조이완모델(Structural Relaxation Model)이 알려져 있다<sup>3)</sup>. 순간동결모델은 유리의 잔류응력만을 예측할 수 있는 데에 비해서, 구조이완모델은

잔류응력 뿐만 아니라 유리전이 영역(glass transition range), 즉 점탄성 상태에 있는 유리에 생성되고 이완되는 일시적인 열응력(temporary thermal stress)도 계산해 낼 수 있다.

유리의 잔류응력을 증가 혹은 감소시킬 수 있는 효율적인 열처리계획 방안 수립을 위해서, 일차적으로 순간동결모델을 이용하여 열처리온도 변화에 따른 잔류응력 계산을 본 연구에서 수행하였다. 이를 위해 열처리 온도를 달리하여 얻어진 유리시편의 잔류응력을 광탄성(photoelasticity) 기법으로 측정하여, 열처리온도에 따른 잔류응력변화를 조사하였다. 순간동결모델을 이용하여 얻어진 계산결과와 광탄성 실험결과를 비교, 해석하르르써 순간동결모델에 사용되는 매개변수(parameters)의 변화가 잔류응력 계산결과에 미치는 영향을 분석하였다.

## 2. 이 론

### 2.1. 순간동결모델

순간동결모델은 유리전이영역(glass transition range)의 복잡한 점탄성 현상을 가상의 순간동결온도(fictitious or hypothetical instant frozen temperature),  $T_f$ 로 단순화시킨다는 것으로 특징지을 수 있다. 순간동결모델은 가상적 순간동결온도,  $T_f$ 보다 높은 온도의 유리상태를 어떠한 전단응력(shear stress)도 지탱할 수 없는 액체상태(liquid state)로 취급하는 반면,  $T_f$ 보다 낮은 온도의 유리는 유동흐름(flow)이 없다고 가정하여 탄성상태(elastic solid state)로 간주한다. 순간동결모델을 그림으로 형상화한 예가 Fig. 1에 나타나 있는데 유리의 중심

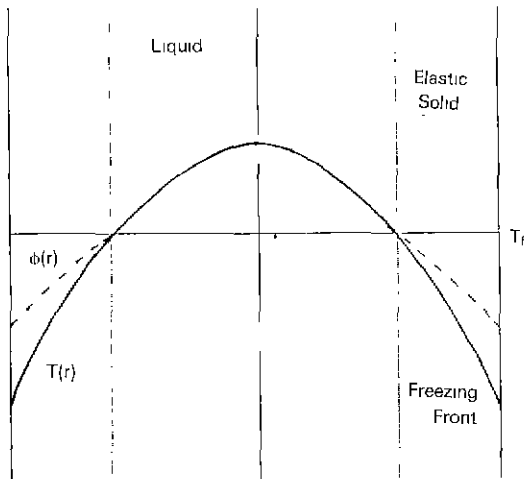


Fig. 1. The "Instant Freezing Model" from reference<sup>5)</sup>.

에서 표면까지 등온의 가상적 순간동결온도  $T_f$ 를 따라 유리의 고화가 표면에서 내부로 진행되는 과정을 보여 주고 있다. Fig. 1은 유리내의 실제온도분포(real temperature distribution),  $T(r)$ 이 등온의 가상적 순간동결온도  $T_f$ 를 통과하면서, 유리의 잔류응력분포를 결정짓는 가상적 동결온도분포(fictitious or hypothetical temperature distribution),  $\phi(r)$ 이 얻어지는 것을 나타내고 있다<sup>5)</sup>.

y 및 z방향의 커다란 평판유리(glass sheet of unlimited length in y and z direction)를 고온에서 냉각하는 경우 평판유리에 생성되는 일시적인 열응력(temporary thermal stress)은 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_v = \sigma_z = \frac{E\alpha}{1-\nu} [\bar{T}(x) - T(x)] \quad (1)$$

여기서  $\sigma_v$ ,  $\sigma_z$ 는 각각 y와 z방향의 로의 일시적인 주응력이며, E,  $\nu$ ,  $\alpha$ 는 각각 유리의 탄성계수, 포아슨의 비, 유리의 열팽창계수 그리고  $\bar{T}(x)$ ,  $T(x)$ 는 각각 평판유리의 두께방향, 즉 x방향으로의 평균 온도와 임의의 x위치에서의 온도를 각각 나타낸다. 순간동결모델은 유리내부 임의의 위치에서의 실제온도  $T(x)$ 가 가상적 순간동결온도  $T_f$  이하로 냉각될 때, 실제온도구배가 동결되며(freezing of the real temperature gradient), 이때 얻어진 가상적 동결온도분포  $\phi(x)$ 가 유리의 잔류응력을 결정짓는다고 가정하고 있다. 이것을 수식으로 표현하면 다음과 같다<sup>5)</sup>.

$$\left[ \frac{\Delta T(x)}{\Delta x} \right]_{T=T_f} = \frac{\Delta \phi(x)}{\Delta x} \quad (2a)$$

또한,

$$\frac{\Delta \epsilon_r(x)}{\Delta x} = -\alpha_f \frac{\Delta \phi(x)}{\Delta x} \quad (2b)$$

여기서  $\phi(x)$ ,  $\epsilon_r(x)$ ,  $\alpha_f$ 는 각각 잔류응력을 결정짓는 가상적 동결온도분포의 동결 스트레인, 즉 잔류응력을 나타내는 잔류스트레인, 그리고 순간동결모델에 사용되는 가상적 열팽창률을 나타낸다. 따라서 고온에서 냉각된 유리의 잔류응력은 순간동결모델에 의하면 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_{res} = \frac{E}{1-\nu} [\bar{\epsilon}_r(x) - \epsilon_r(x)] \quad (3)$$

여기서  $\sigma_{res}$ 는 잔류응력,  $\bar{\epsilon}_r(x)$ 는 x방향으로의 잔류스트레인의 평균값을 나타낸다.

### 2.2. 유리봉 시편의 잔류응력 계산

본 연구에서는 광탄성에 의한 잔류응력 측정을 용이

하게 하기 위해서, 대상 시편유리의 기하학적 형상을 일차적인 단순한 대칭구조를 갖는 원형 유리봉(cylindrical glass rod)을 본 연구의 모델 시편으로 선정함으로써 기하학적 형상에 따라 발생될 수 있는 복잡한 문제들을 제거하였다. 원형봉 형상 구조물에 대해 일반화한 plane-strain 조건하의 응력과 스트레인과 관계는 다음과 같다<sup>6)</sup>.

$$\sigma_r = \frac{E}{3(1-\nu)} \left[ \frac{1}{b^2} \int_0^b v r dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r v r dr \right] \quad (4a)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E}{3(1-\nu)} \left[ \frac{1}{b^2} \int_0^b v r dr + \frac{1}{r^2} \int_0^r v r dr - v \right] \quad (4b)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{3(1-\nu)} \left[ \frac{2}{b^2} \int_0^b v r dr - v \right] \quad (4c)$$

여기서  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_z$ 는 각각 방사, 원주, 축방향의 응력을 나타내며  $b$ 는 원형봉의 반지름이고  $V=3\alpha[\bar{T}(r)-T(r)]$ 로써 온도구배에 의한 local volume change를 나타낸다. 위 식에 앞절의 식 (2)를 대입하여 순간동결모델에 의해 예측되는 원형봉에 나타나는 잔류응력을 계산하였다. 즉 유한차분법(finite difference method)으로 다음 절에 소개될 열전달방정식의 해에서 얻어진 실제온도분포  $T(r)$ 을 계산하고 식 (2)로부터  $\phi(r)$ 을 계산하여  $V=3\alpha[\bar{T}(r)-T(r)]$  계산에 사용되는  $\bar{T}(r)$ 과  $T(r)$  대신,  $\bar{\phi}(r)$ 과  $\phi(r)$ 을 사용하고, 얻어진  $V$ 값을 식 (4)에 대입하여 잔류응력을 계산하였다.

### 2.3. 온도분포 계산

순간동결모델을 이용한 유리봉의 잔류응력을 계산하기 위해서는 유리봉이 처한 초기 및 경계조건(initial and boundary condition)에 따른 유리봉내의 온도분포를 계산해야 한다. 원통형 좌표계를 이용한 일차원, 열전도 미분방정식은 다음과 같이 표시된다<sup>7)</sup>.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ K r \frac{\partial T}{\partial r} \right] \quad \text{for } 0 \leq r \leq b, 0 < t \quad (5a)$$

$$K \frac{\partial T}{\partial r} + h(T, t) [T - T_a(t)] = 0 \quad \text{at } r = b, 0 < t \quad (5b)$$

$$T_i = T_0 \quad \text{for } 0 \leq r \leq b, t = 0 \quad (5c)$$

여기서  $\rho$ ,  $C_p$ ,  $K$ 는 유리의 밀도, 열용량 및 열전도도를 나타내며  $T_a(t)$ 와  $h(T, t)$ 는 각각 주위온도와 필름계수로서 경계조건의 변화, 즉 열처리 조건변화에 의해서 본 연구에서는 시간의 함수로 각각 표시될 수 있다. 예로, 600°C로 유지되는 열처리노에 있는 시편유리를 20°C의

실온으로 꺼내서 냉각되는 경우에  $T_a=20^\circ\text{C}$ 이지만 일정시간이 경과 후에 이 냉각중인 시편을 600°C의 열처리노에 다시 넣는 경우에  $T_a=600^\circ\text{C}$ 가 된다. 그러나 본 실험에서는 재열처리를 하지 않고 단순히 자연냉각시켰으므로  $T_a$ 는 일정하였다.

한편, 고온의 유리는 대류에 의한 열전달(convective heat transfer) 이외에도 방사에 의한 열전달(radiant heat transfer)이 중요하다고 알려져 있다<sup>8)</sup>. 따라서 본 연구에서는 필름계수(film coefficient)  $h(T, t)$ 는 대류에 의한 열전달 필름계수  $hc(T, t)$ 와 방사에 의한 열전달 필름계수  $hr(T, t)$ 의 합으로 나타내었다. 예로, 본 연구에서는 자유대류 조건하에서는 Reynolds number가 대략 1000 이하인 경우에 Morgan이 제시한 상관관계식을 이용하였는데  $hc$ 는 유리봉의 지름, 열전도도, 그리고 Raleigh number의 함수로 표현된다<sup>9)</sup>.

### 2.4. 광탄성 프리지 패턴의 해석

광탄성 범칙에 의한 유리의 잔류응력 측정에서 유리봉 시편에 나타나는 두 개의 주응력  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$ 과 광탄성 계수  $N$ 는 다음과 같은 관계식을 갖는다<sup>10)</sup>.

$$|\sigma_\theta - \sigma_r| = \frac{Nf}{h} \quad (6)$$

여기서  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ 는 각각 방사 및 원주방향의 응력이고  $N$ 는 등색프린지차수(iso-chromatic fringe order)이며  $f$ 는 유리봉의 고유 광탄성값으로  $f=c/\lambda$ 로 나타내는데 여기서  $c$ =광탄성 측정에 사용된 단색광의 파장, 예로 단색광 sodium light의 경우에  $c=569.5 \times 10^{-9}$  m이고,  $\lambda$ 는 시편 유리의 광탄성계수이며,  $h$ 는 광탄성측정에 사용된 시편 유리봉의 두께를 나타낸다.

본 연구에 사용한 KS 불규산 유리의 조성과 물성은 문헌<sup>11)</sup>에 나타난 Corning사 불규산유리 중에서 Corning 7800 유리와 가장 유사한 것으로 나타났다(Table 1과 2). 따라서 본 연구에서는 시편유리의  $\lambda$ 는 3.5 Brewster ( $=3.5 \times 10^{-12}$  m<sup>2</sup>/N)값을 사용하였다. 한편, 불규산유리의 광탄성계수는 조성에 따라 3.5 Brewster에서 3.9까지 변화되는 것으로 문헌<sup>11)</sup>에 나타나 있는데, 이러한 광탄성계수 절대값의 변화가 본 연구의 결론에 미치는 영향은 상대적으로 적은 것으로 사료된다.

광탄성 측정결과로부터 잔류응력계산은 다음과 같은 방법으로 수행하였다. 반지름이  $r_0$ 인 유리봉 시편의 경우에,  $r=r_0$ 에서  $\sigma_r=0$ 이다. 따라서 광탄성 측정에 의해  $r=r_0$ 에서 등색 프린지 차수  $N$ 값을 결정하면,  $r=r_0$ 에서  $\sigma_\theta$ 값을 식 (6)로부터 계산할 수 있다. 임의의 위치에서의

$\sigma_r$ 값은 다음 관계식에서 계산하였다<sup>10)</sup>.

$$\frac{d\sigma_r(r)}{dr} = \frac{\sigma_0(r) - \sigma_r(r)}{r} \quad (7)$$

혹은

$$\int_0^r d\sigma_r = \int_0^r \frac{\sigma_0 - \sigma_r}{r} dr$$

$$= \frac{f}{h} \int_0^r \frac{N(r)}{r} dr = \frac{f}{h} \int_0^r f(r) dr \quad (8)$$

여기서  $r$ 은 유리봉 중심에서 임의의 거리이며 얻어진 함수  $f(r)$ 로부터  $r=r_0$ 에서의  $N$ 값은 계산될 수 있으며, 식 (6)로부터  $\sigma_0(r=r_0)$ 값이 계산된다. 한편, 임의의  $r$ 에서  $\sigma_r$ 값은 식 (8)으로부터 얻어지며, 얻어진  $\sigma_r$ 값으로부터 식 (6)을 이용하면  $\sigma_0$ 값이 얻어질 수 있다.

### 3. 실험방법

#### 3.1. 열처리 실험

Table 1과 2에 본 실험에 사용한 붕규산유리봉 시편의 조성과 물성을 Corning 7800과 비교하여 나타내었다. 길이가 60 cm이며 지름이 약 0.95 cm인 원형 유리봉 시편의 열처리하는 길이 40 cm, 내경 10 cm인 원통형 열처리노에서 수행하였다. 유리봉 시편을 특정 온도로 일정시간 유지시킨 후 열처리노로부터 신속히 꺼내어 공기중에서 자연냉각시켰다 서냉온도 이상의 온도에서 유리는 변형하게 되므로, 유리봉이 원형모양 그대로 유지될 수 있도록 시편 유리봉을 가변모터를 이용하여 약 50 rpm의 일정한 속도로 열처리하는 동안 계속 회전시켰다. 이렇게 낮은 회전속도의 경우에 열전달 필름계수는 유리봉의 회전에 의한 영향을 받지 않는다고 알려져 있다<sup>12)</sup>.

#### 3.2. 광탄성 기법에 의한 잔류응력 측정

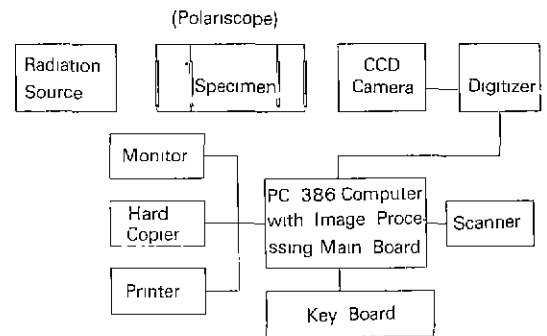
광탄성 측정은 길이 60 cm의 열처리된 유리봉의 중심부에서 좌, 우로 각각 1 cm 혹은 2 cm 크기로 절단된 유리시편을 이용하여 수행하였다. 광탄성에 의한 응력 측정은 일반적으로 유리시편을 편광기(polariscope) 사이에 위치시켜 나타나는 프린지로서 측정할 수 있으나, 유리의 광탄성계수(photo-elastic coefficient)가 대단히 높아 측정하고자 하는 프린지를 얻을 수 없는 경우가 많다. 또한 시편이 작을 경우에는 재래식 편광기를 사용하면 육안에 의한 측정이 곤란하다. 이와같은 경우를

**Table 1.** Compositions of the Two Types of Borosilicate Glasses

Glass	SiO <sub>2</sub>	B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	BaO	CaO
KS*	71	12.4	7.7	1.7	4.7	1.3	
Corning** 7800	74	9	6	1	6	2	0.5

**Table 2.** Comparisons of the Major Properties of the KS and the Corning 7800 Borosilicate Glasses

Propertes	KS*	Corning 78000*
Strain point (°C)	520	533
Annealing point (°C)	560	576
Softening point (°C)	750	795
Coefficient of thermal expansion (C <sup>-1</sup> )	58×10 <sup>-7</sup>	—
Density (g/cm <sup>3</sup> )	2.37	2.37
Elastic modulus (GPa)	—	70
Stress optical coefficient (Brewster's)	—	3.5
Heat capacity (cal/g°C)	0.211 (100°C)	
Log resistivity (Ωcm)	11.2 (100°C)	7.2 (250°C)
Index of refraction	1.497	1.50



**Fig. 2.** Photoelastic digital image processing system.

고려하여 본 연구에서는 잔류응력을 Fig. 2의 Block Diagram으로 표시한 디지털영상처리장치(digital image processing system)를 사용하여 분석하였다<sup>13)</sup>. 이 장치를 이용하면 낮은 차수의 등색프린지를 증폭(multiplication)하거나 필요에 따라서 세선화(sharpening)처리를 거친 프린지패턴으로 잔류응력을 정확하게 측정할 수 있는 잇점이 있다. 이와같은 광탄성측정기법은 문헌<sup>13)</sup>에 자세히 설명되어 있다.

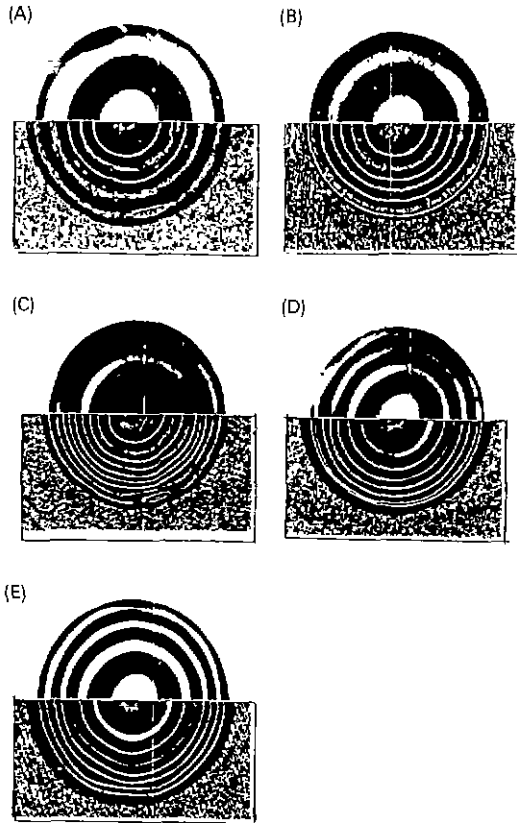


Fig. 3. Isochromatic fringe patterns of glass rods cooled to an ambient temperature in natural convection condition. The initial temperature of each sample is as follows: (A) 500°C, (B) 600°C, (C) 650°C, (D) 665°C and (E) as-received.

#### 4. 결과 및 고찰

##### 4.1. 열처리 온도에 따른 잔류응력 변화

Fig. 3과 4는 각각 열처리 온도가 상이한 유리봉 시편에 대해 광탄성 기법으로 측정된 등색프린지(isochromatic fringe)와 이것으로부터 계산된 원주방향의 잔류응력 결과를 나타내고 있다. Fig 3에 나타난 각 열처리온도에 따른 등색프린지 패턴에서, 각 패턴의 상반부(upper half part)는 디지털영상처리를 하지 않은 original pattern이고 하반부는 디지털영상처리로 인해 등색프린지를 증폭한 결과이다. 따라서 각 등색프린지의 상반부에 나타난 프린지 갯수로 잔류응력의 크기를 직접적으로 비교할 수 있다.

Fig. 3의 (A)~(D)는 각각 560, 600, 650, 665°C의 열처리온도로 유지되다가 실온으로 냉각된 시편의 등색프

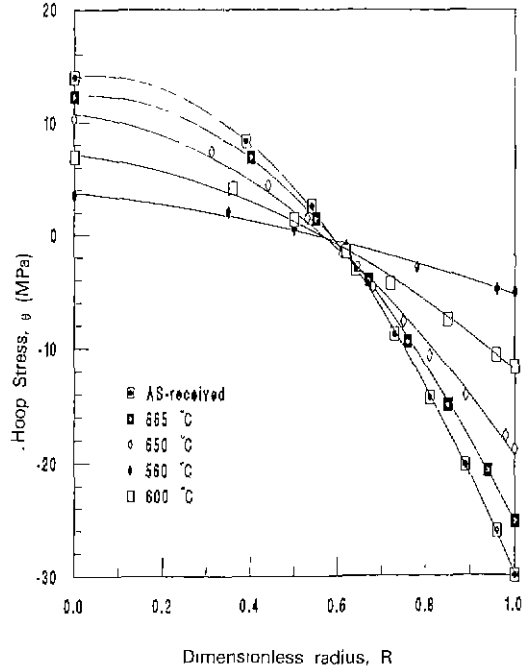


Fig. 4. Residual stress distributions of each sample glass estimated from the fringe patterns in Fig. 3.

린지 패턴으로써 유리의 열처리 온도가 증가할수록, 각 패턴의 상반부에 나타난 등색프린지의 갯수가 증가하며, 이것은 Fig. 4에 나타낸대로 잔류응력의 증가로 나타난다. 한편, Fig. 3(E)는 as-received 상태의 유리봉 시편에 대한 등색프린지로서, 가장 큰 잔류응력 상태를 나타내고 있다 따라서 as-received 시편이 공기중에서 자연냉각되었다고 가정하면, 이 유리봉의 열처리온도는 665°C 보다 큰 것을 예상할 수 있다.

Fig. 5와 6은 Fig. 4의 유리봉 두께에 따른 원주응력 분포 결과를 이용하여, 유리봉 시편의 열처리온도 변화에 따른 유리봉의 표면인장응력  $\sigma_{\theta,s}$ 와 중심압축응력  $\sigma_{\theta,c}$ 를 나타내고, 그 비율  $\sigma_{\theta,s}/\sigma_{\theta,c}$ 는 유리봉의 열처리온도가, 560°C에서 665°C로 증가함에 따라 약 1.4에서 2.0으로 증가하는 것을 보여주고 있다. 유리의 열처리온도 증가는 유리봉 표면의 최대압축응력 크기를 증가시킬 뿐만 아니라, 표면압축응력과 중심인장응력과의 비율도 증가시키며, 따라서 유리봉 반지름 방향으로의 잔류응력구배도 증가된다.

##### 4.2. 냉각시편의 온도분포 특성

일정한 온도로 유지되어 있던 유리봉이 냉각되면서

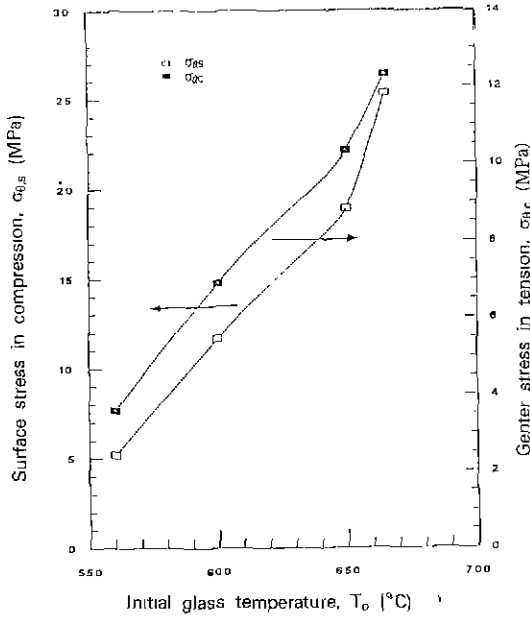


Fig. 5. Variations of measured hoop stress with initial glass temperature.

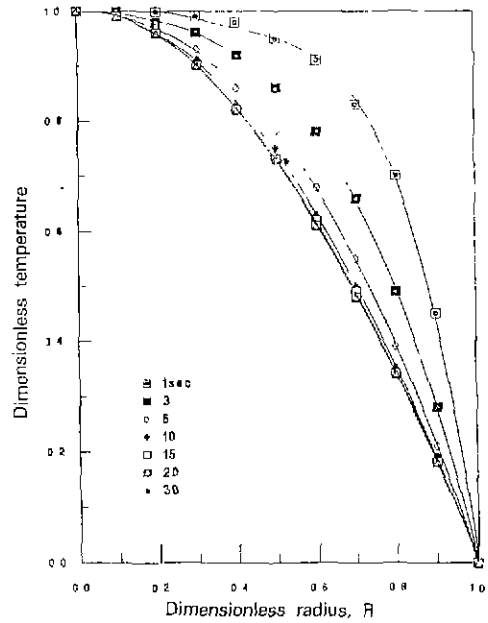


Fig. 7. Variations of temperature profile with elapsed time after cooling.

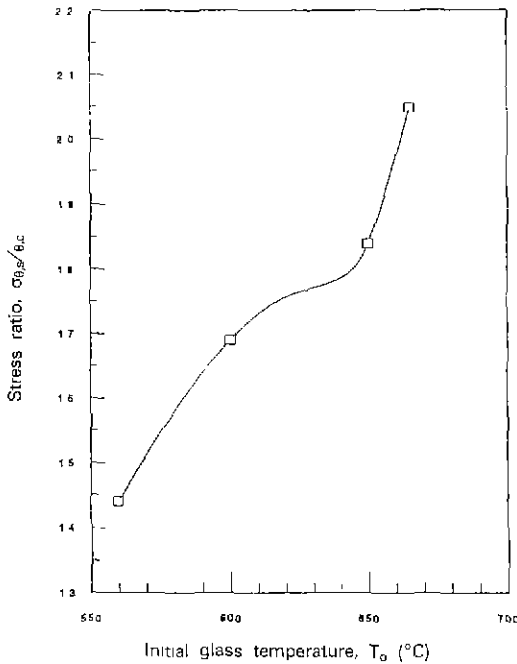


Fig. 6. Variations of hoop stress ratios with initial glass temperature.

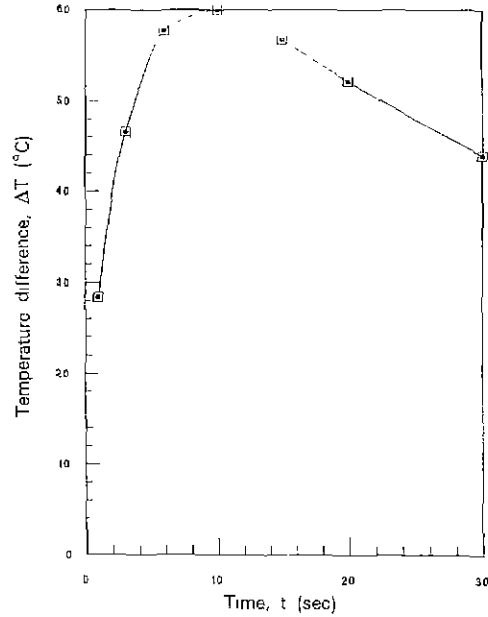


Fig. 8. Variations of maximum temperature difference with elapsed time after cooling.

유리봉내에 생성되는 온도분포의변화를 Fig. 7과 8에 나타내었다. 650°C 의 열처리온도로 유지된 유리봉시편을

자연냉각시킨 경우에 계산된 온도분포곡선  $T(r)$ 과 중심부와 표면간의 온도차  $\Delta T$ 를 각각 시편의두께  $r$ 과 냉각시간  $t$ 의 함수로써 Fig. 7과 8에 나타나 있다. 온도구배

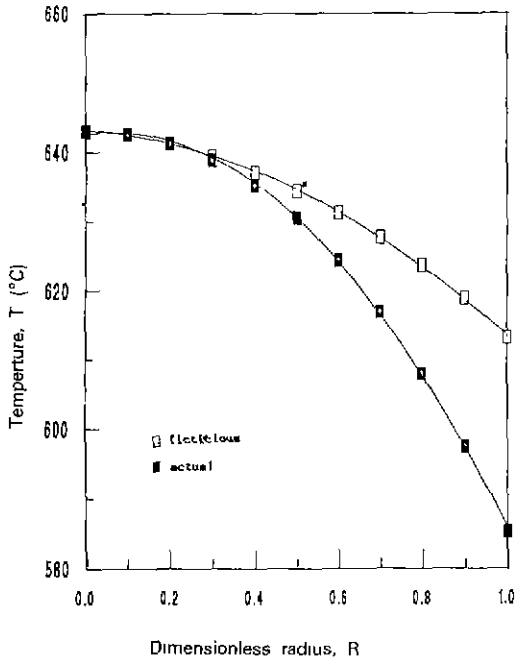


Fig. 9. The fictitious frozen temperature and actual temperature profiles for a glass rod of  $T_0=650^\circ\text{C}$  and  $T_f=643^\circ\text{C}$ .

$dT/dr$  혹은  $\Delta T$ 는 냉각이 시작되면서 점차 증가하다가 최대에 도달한 후 감소한 다음, 일정수준으로 유지되며 냉각이 계속되는 것을 알 수 있다. 이와같이 온도차  $T$ 가 최대값을 가지게 되는 것은 물체가 냉각됨에 따라 나타나는 자연적인 현상으로써, 냉각초기에는 물체의 표면의 냉각속도가 급속하나 일정시간이 경과하면 물체 중심부의 냉각속도가 더 커지는 자연 냉각현상으로부터 이해될 수 있다.

Fig. 9는 열처리온도가  $650^\circ\text{C}$ 인 시편을 냉각시킬 때, 가상적 순간동결온도  $T_f$ 를  $643^\circ\text{C}$ 로 설정한 시편에 대해 계산된 가상적 동결온도분포  $\phi(r)$ 와 실제온도분포  $T(r)$ 를 보여주고 있다. 앞에서 언급한 대로, 본 연구에서 유리봉시편의 잔류응력은 가상동결온도분포  $\phi(r)$ 을 식 (2b)에 대입하여 얻어진 잔류스트레인 값을 식 (4)에 대입하여 계산하였다.

#### 4.3. 가상적 순간동결온도와 열팽창계수의 영향

가상적 순간동결온도의 변화가 잔류응력 계산결과에 미치는 영향을 알기위해 열처리온도를  $650^\circ\text{C}$ 로 유지한 시편의  $T_f$ 를  $500\sim 646^\circ\text{C}$ 로 변화시킬 때 원주방향의 표면압축응력  $\sigma_{\theta,s}$ 와 표면압축응력과 중심인장응력과의 비

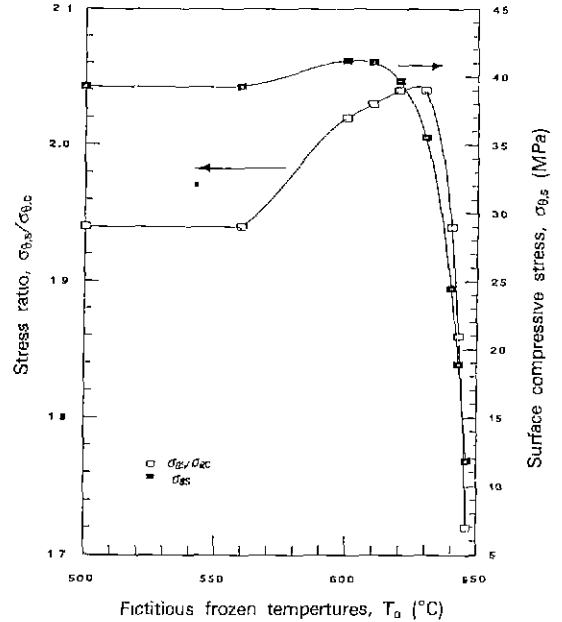


Fig. 10. Variations of hoop stress ratio and surface compressive stress with fictitious frozen temperature.

율,  $\sigma_{\theta,s}/\sigma_{0,c}$ 에 대한 계산결과 예를 Fig. 10에 도시하였다. 주어진  $T_f$  범위에서  $\sigma_{\theta,s}/\sigma_{0,c}$ 의 값은 대략 1.7~2.1이며  $T_f=620\sim 630^\circ\text{C}$ 에서 최대값을 갖는 것을 알 수 있다.

한편, 순간동결모델의 가상적 열팽창계수,  $\alpha_r$ 값에 따라서 표면압축 혹은 중심인장응력의 절대값이 변화하는데, 광탄성 기법에 의해서 측정된, 열처리온도  $650^\circ\text{C}$ 인 유리봉 시편의 잔류응력분포(Fig. 3의 (c)) 특성치로 간주할 수 있는  $\sigma_{\theta,s}/\sigma_{0,c}=1.84$ 와  $\sigma_{\theta,s}=18.9\text{MPa}$ 값을 모두 만족하는  $T_f$ 와  $\alpha_r$ 는 각각  $\sim 643^\circ\text{C}$ 와  $\sim 14.6 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ 로 나타났다. 서로 다른 열처리온도를 갖는 4개의 유리봉 시편의 잔류응력 측정결과(Fig. 3)를 만족하는  $T_f$ 와  $\alpha_r$ 를 시행착오기법으로 구한 결과가 Fig. 11에 나타나 있다. 열처리온도가 감소할수록  $T_f$ 는 열처리온도에 근접하며,  $\alpha_r$ 는 증가하는 것으로 나타났다. Fig. 12와 13은 열처리온도가 각각  $650^\circ\text{C}$ 와  $560^\circ\text{C}$ 인 유리봉 시편에 대한 잔류응력 실험값과 계산값을 비교하여 나타났다. 순간동결모델로 계산된 잔류응력분포는 광탄성기법으로 측정된 응력분포와 비교적 일치하고 있는 것을 알 수 있다.

Fig. 14는  $20^\circ\text{C}/\text{min}$ 의 상승속도로 측정된 유리시편의 열팽창측정결과로써, 이 온도에서의 교차법에 의한 유리전이온도(glass transition temperature)  $T_g$ 는  $\sim 590^\circ\text{C}$ 로 나타났다. 유리의 전이온도는 냉각 혹은 가열속도에

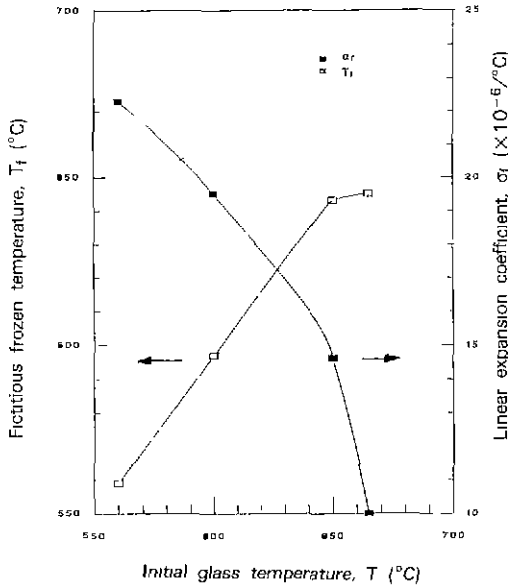


Fig. 11. Variations of fictitious frozen temperature and linear expansion coefficient with initial glass temperature.

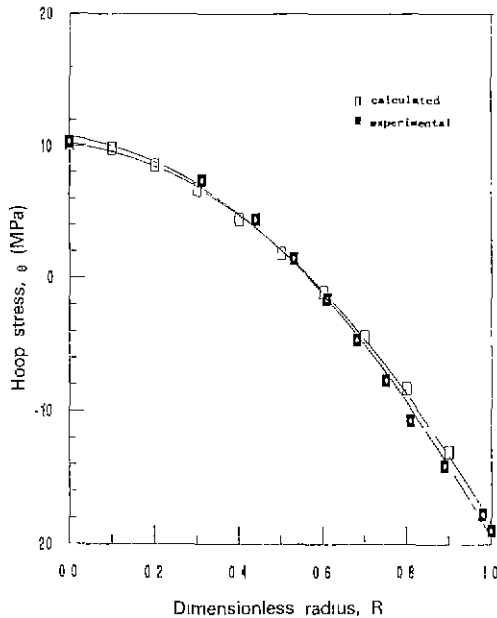


Fig. 12. Comparison of experimental residual stress profile and calculated one for a glass rod of  $T_0=650^\circ\text{C}$  and  $T_1=643^\circ\text{C}$ .

따라 변화된다는 것은 일반적으로 알려져 있다. 즉 가열속도가 클수록 유리의 전이온도는 증가하는 것으로 나타난다<sup>14)</sup>. 따라서 본 연구에서 수행한 열팽창 측정결

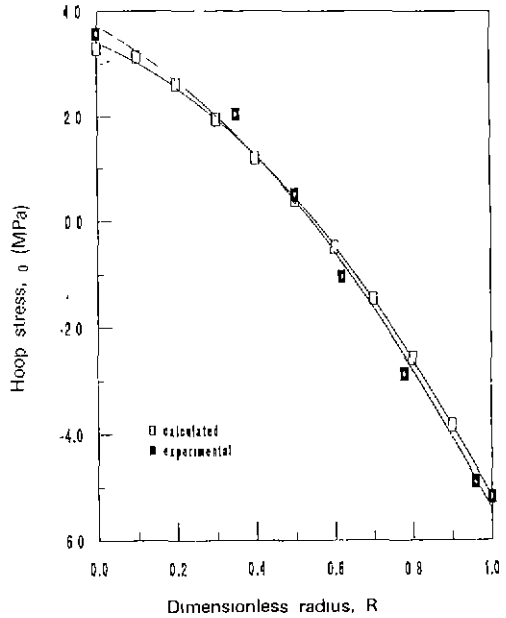


Fig. 13. Comparison of experimental residual stress profile and calculated one for a glass rod of  $T_0=560^\circ\text{C}$  and  $T_1=559^\circ\text{C}$ .

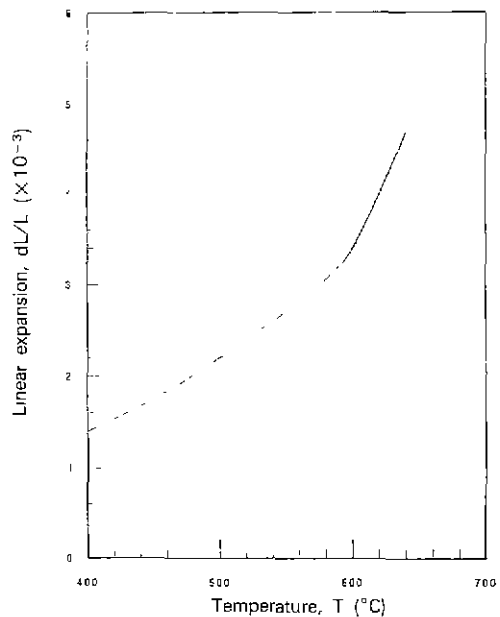


Fig. 14. Linear expansion behavior of a sample glass with the heating rate of  $20^\circ\text{C}/\text{min}$ .

과로부터 전이온도 이하의 탄성상태의 열팽창계수  $\alpha_g=6.6 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  이고 전이온도 이상 영역의 액체구조 상태의 열팽창계수  $\alpha_l=37 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  로 측정되므로써  $\alpha_g$ 보다 약



5배 크음을 알 수 있다. 따라서 자연냉각되는 유리봉 시편의 가상동결온도에 따라  $\alpha_f$ 가 변화될 수 있음을 유리의 열팽창 특성에서 이해될 수 있다. 또한 유리의 열팽창 측정에서, 전이영역에서 실제적으로 나타나는 열팽창계수는 온도가 낮을수록 감소하나, 순간동결모델의  $\alpha_f$ 는 가상적 순간동결온도  $T_f$ 가 감소할수록 증가하는 경향을 나타내고 있는데, 이것은 순간동결모델의  $\alpha_f$ 는 유리의 점탄성 모델에서 나타나는 응력이완(stress relaxation), 혹은 전단계수의 이완(relaxation of shear modulus) 거동을 나타내고 있다고 사료된다. 전이영역 이상의 온도에서 열처리온도가 낮아질수록, 유리의 전단계수의 이완은 작아지므로, 이완되지 않고 남아있는 응력은 열처리온도가 낮을수록 커진다. 열처리온도가 낮을수록 전단계수는 커지며(즉 실온의 전단계수값에 근접하며), 충분히 높은 온도, 즉 응력을 지탱할 수 없는 액체상태의 유리의 전단계수는 영이 된다<sup>4)</sup>. 주어진 온도구배가 일정한 경우, 잔류응력의 크기를 결정하는 매개변수으로써, 순간동결모델의 경우, 가상적 열팽창계수를, 유리의 실제적인 점탄성거동을 나타내는 점탄성모델의 경우, 전단계수를 들 수 있다. 그러므로 전이영역이상의 온도에서 열처리온도가 낮을수록 유리의 전단계수는 커지고, 따라서 순간동결모델의 가상적 열팽창계수  $\alpha_f$ 도 커지는 경향을 나타내고 있다고 사료된다.

## 5. 요약 및 결론

유리봉 시편에 대한 잔류응력 측정결과와 순간동결모델에 의한 잔류응력 계산결과를 비교, 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

첫째, 유리봉의 열처리온도가 560°C에서 665°C로 높아짐에 따라 표면압축응력과 인장응력의 비율은, 광탄성 측정결과, 약 1.4에서 2.0으로 증가한다. 따라서 초기온도 증가는 유리봉 표면의 최대압축응력 크기를 증가시킬 뿐만 아니라, 표면압축응력과 중심인장응력과의 비율도 증가시켜 유리봉 반지름 방향으로의 잔류응력구배를 증가시킨다.

둘째, 순간동결모델에 사용되는 매개변수인 가상적 순간동결온도와 열팽창계수를 동시에 변화시키므로써, 서로 다른 온도에서 냉각된 각 시편에 대해 계산된 잔류응력분포와 실험적으로 얻어진 잔류응력분포를 서로 일치시킬 수 있다.

셋째, 열처리온도가 낮아질수록, 실험적으로 얻어진 잔류응력 분포를 만족시키는 가상적 순간동결온도는 열

처리온도에 근접하며, 가상적 열팽창계수는 증가한다. 이것은 순간동결모델에 나타난 가상적 열팽창계수는 유리전이영역에서 실제적으로 발생하는 탄성계수의 이완 효과를 잠재적으로 내포하고 있기 때문에, 가상적 순간동결온도가 높을수록 가상적 열팽창계수는 낮아지는 특성을 순간동결모델은 가지고 있기 때문으로 사료된다.

## 감사의 글

이 논문은 1993년도 한국 학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었음.

## REFERENCES

1. 한충엽 외, "직시형 CRT 개발," 상공부 (1991).
2. H.A. McMaster, "Annealing and Tempering," in *The Handbook of Glass Manufacture Vol. II*, Ed. by F.V. Tooley, Ashlee Pub. New York (1984).
3. G.M. Bartenev, "Tempering of Glass," *Zh. Tekhn. Fiz.* 19(12) 1423-33 (1949).
4. O.S. Narayanaswamy, "A model of Structural Relaxation in Glass," *J Am Ceram Soc.* 54(7) 491-498 (1971).
5. R. Gardon, *Thermal Tempering of Glass*, pp. 170-174 in *Glass Science and Technology*, Vol. 5. New York, Academic Press (1980).
6. B.A. Boley and J.H. Weiner, *Theory of Thermal Stress*, John Wiley & Sons, Inc. pp. 243-298 (1960).
7. M.N. Ozisik, *Heat Conduction*, New York, John Wiley & Sons, Inc. (1980).
8. R. Gardon, "A Review of Radiant Heat Transfer in Glass," *J. Am Ceram Soc.*, 44, 305-312 (1961).
9. V.T. Morgan, *Advances in Heat Transfer*, Vol. 11. New York, Academic Press, pp. 194-264 (1975).
10. J.W. Dalley and W.F. Riely, *Experimental Stress Analysis*, McGraw-Hill Book Company, pp. 459-462 (1978).
11. N.P. Bansal and R.H. Doremus, *Handbook of Glass Properties*, Academic Press, pp. 37-42 (1986).
12. W.M. Kayes and I.S. Bjorklund, "Heat Transfer from a Rotating Cylinder with and without Crossflow," *Trans. ASME*, 80, 70-78 (1958).
13. T.H. Baek, B.H. Koerner and C.P. Burger, "A Digital Procedure for Photoelastic Fringe Sharpening," *Proceedings of The VI International Congress on Experimental Mechanics*, The Society for Experimental Mechanics Inc., 2, 925-930 (1988).
14. G.W. Scherer, *Relaxation in Glass and Composites*, John Wiley & Sons, pp 1-40 (1986)