1034 대한기계학회논문집 A 권, 제 27 권 제 6 호, pp. 1034~1040, 2003

크리프에 따른 CRT 텐션 마스크의 장력 이완

정 일 섭*

(2002 년 12 월 26 일 접수, 2003 년 4 월 19 일 심사완료)

Creep-Induced Tension Loosening of CRT Tension Mask

Ilsup Chung

Key Words : Creep(크리프), Tension Mask(텐션 마스크), Pre-tension(예장력), Tension Loosening(장력 이완), CRT(음극선관)

Abstract

Tension mask is a part of CRT type devices, which is installed right behind glass-made front panel. Numerous slits on the thin metal sheet enable the electron beams emitted from posterior gun to be focused, resulting in enhanced definition. Flattened and enlarged displays necessitate the imposition of pre-tension on the masks, in order to improve the robustness of display quality against vibration or impact. High temperature assembly process subsequent to pre-tensioning, however, degenerates creep resistance of mask material, and common mask may become susceptible to undesirable elongation due to creep. Once tensile stress becomes high enough to induce creep deformation, pre-tension is substantially loosened. In this study, tension mask assembly is modeled as a combined structure of beams and wire array, and a numerical simulation is attempted for pre-tensioning followed by high temperature process. Based on a model study, creep occurrence is found to be probable and its adverse influence is quantified. As for maintaining high tensile force, simply increasing pre-tension does not seem to be helpful. Instead, the structure of frame needs to be modified somehow, or material for mask needs to be selected properly.

1. 서 론

TV나 일반 모니터와 같은 CRT(cathode ray tube)의 전면 유리 판넬 바로 안쪽에는 후방의 전자총에서 방사되는 전자빔을 집중시켜 형광물질을 정확히 발광 시키기 위한 얇은 금속 박판이 장착되어 있다. 이 박판에는 빔을 통과시키는 미세한 구멍이 다수 가공되어 있고, 이 구멍사이의 간격이 화질의 중요 성능 가운데 하나인 도트 피치(dot pitch)를 결정한다. 구멍의 형태는 주로 원형으로서 이런 박판을 섀도우 마스크(shadow mask, SM)라 부른다. SONY사에서 개발한 Trinitron에서는 전면 유리 판넬을 수직 방향으로 평면화 하였는데, 여기서는 aperture grill이라고도 불리는 텐션 마스크(tension mask, TM)를 채용함으로써 고휘도/고선명 화질을 가져왔다. 이 경우의 구멍은 원형이 아니라, 수직 방향으로의 좁고 긴 slit 형태로 되어 있어서, 실질적으로 TM은 박판이라기보다는 매우 좁은 간격으로 배열된 와이어(wire)들의 연속으로 볼 수 있다. 이들 와이어에는 예장력(pre-tension)이 가해져 있어서 장기간 사용 중 열변형에 따른 화질의 저하를 막음과 동시에 와이어의 고유 진동수를 높임으로써 화면의 떨림을 감소시킬 수 있도록 되어 있다.

Fig. 1 은 TM 어셈블리의 개요를 보인다. 상, 하의 수평 방향 보(cross beam, CB)는 양쪽에서 수직 방향 보(vertical beam, VB)에 의하여 지지되며, CB 사이에는 TM이 부착되어 있다. 실제 제품에서는 보의 단면 형상이 그림과 달리 보다 복잡한 채널 형태일 뿐 아니라 약간의 곡률을 가지며, 와이어의 개수도 수백 개에 이르지만, 구조적 개념은 그림과 동일하다.

* 회원, 영남대학교 기계공학부
E-mail : ilchung@yu.ac.kr
TEL : (053)810-3525 FAX : (053)813-3703

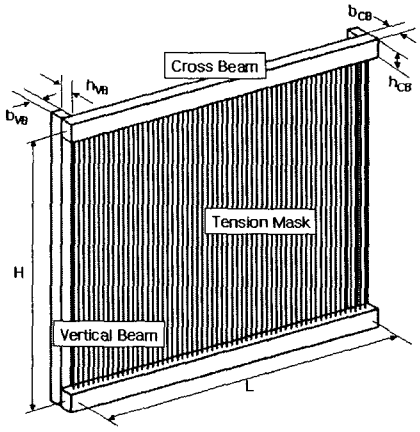

Fig. 1 Schematic diagram of tension mask assembly

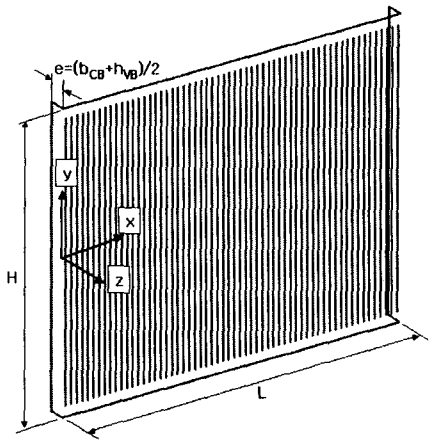

Fig. 2 Simplified model of tension mask assembly

TM 어셈블리에 관련된 주요 제작 공정은 크게 두 가지로 나누어 볼 수 있다. 먼저, CB와 VB로 구성된 프레임을 제작한 뒤, CB의 적절한 위치에 Fig. 1의 수직 방향으로 압축력을 가하여 변형시킨다. 이 상태에서 TM을 상하 CB에 용접하고 압축력을 제거하면, 프레임의 초기 변형으로부터의 회복력이 TM의 예장력을 유발하게 된다. 이러한 와이어 용접 (wire welding, WW) 공정 후에는 전면 유리 판넬과 후면 유리 튜브(funnel)를 접착하기 위한 고온 진공(sealing in vacuum, SV) 공정 등이 진행되는데, 이때 TM 어셈블리는 그 내부에 장착이 완료되어 있어야 하므로 고온에 그대로 노출된다. 이미 TM에는 상당한 예장력이 가해지고 있는 상태이기 때문에, 온도의 상승에 따른 열변형과 아울러 크리프 변형이 유발될 수 있는데, 이는 상온으로의 냉각 후 예장력의 감소를 초래한다.

SM이나 TM에 관련하여, O'Donnell과 Porowski가 다공 박판의 항복 곡면(yield surface)을 제시한 바 있고,[1] Baik 등은 유한요소법을 적용하여 몇 가지 형태의 구멍이 있는 SM의 일축 인장 또는 양축 하중하의 탄소성 변형 거동을 해석하였다.[2,3,4] 문양호 등은 인바(Invar) SM을 성형하기 위한 공정 조건을 찾고, 금형 시스템을 설계하기 위한 유한요소해석을 수행하였다.[5] 손순식은 마스크 어셈블리의 제작 공정에 대한 연구를 수행하여 열처리에 따른 금속 조직의 변화, 프레임과 마스크의 변형 등을 측정하였다.[6] Kim 등은 유한요소법을 사용하여 CRT의 온도 변화에 따른 SM 어셈블리의 변형을 해석하고 이로부터 전자빔의 경로 왜곡에 따른 화질의 저하 현상을 연구하였다.[7] 이와 유사한 문제에 대하여 Park 등도 열전달, 열응력과 인장력에 따른 SM 어셈블리의 변형에 대한 유한요소해석을 수행하고 화질에의 영향을 분석하였다.[8] 그러나, 본 연구에서 해석하고자 하는 TM 어셈블리의 제작 공정 중 발생하는 크리프에 대한 연구는 현재까지 발표된 바 없다.

본 연구에서는 TM 어셈블리의 구조를 간단한 형태의 보(beam)과 와이어의 배열로 단순화하여 모델링하고, 이의 수식화와 수치 해석을 통하여 제작 공정을 모사함으로써, TM 장력의 시간에 따른 변화와 최종적으로 발생하는 장력의 이완을 계산하고자 한다.

2. 모델링 및 수식화

TM 어셈블리의 구조적 특성을 나타낼 수 있는 단순화 해석 모델은 Fig. 2 에 보인 것과 같다. 프레임은 4 개의 보로 나타내었으며, CB와 VB의 중심 축은 접합 부위에서 e 만큼 편심(offset) 되어 있고 그 크기는 각 보의 단면 크기로부터 결정된다. CB에 작용하는 하중은 VB의 축방향 하중과 함께 편심 e에 따른 굽힘 모멘트를 유발하게 된다 이로 인한 VB의 축 방향 변위와 회전은 CB의 변위에 영향을 미친다.

이 문제에서 하중이나 변위는 항상 $x=L/2$ 평면에 대하여 좌우 대칭이며, $y=0$ 평면에 대하여는 반대칭(anti-symmetric)이다. 따라서, 아래의 수식화 과정에서 모든 수직 방향 변위는 $y=0$ 면에서 0 이 되도록 하였다. 또한, CB의 양단에 단순 지지 조건을 가정하고, 그 축 방향 열팽창은 무시하기로 한다. 일반적인 보 이론을 적용하여, 상부 CB의 좌표 x_i와 $(L-x_i)$에 하중 P_i가 작용하고, 온도의 변화 $\Delta\tau$가 가해질 때, 임의의 위치 x_j의 처짐의 크기는 식 (1)과 같이 구할 수 있다. 식 (1)에서 m은

CB에 가해지는 하중 짝(pair)의 개수이다. E와 α, A는 각각 탄성계수, 열팽창계수, 및 단면 면적을 의미하며, I_{CB}와 I_{VB}는 단면 2 차 모멘트로서 각각의 보에 대하여 $bh^3/12$ 로 구하여진다. 또한, $\langle g(x)\rangle$는 $g(x)$의 값이 음수일 때에는 그 값이 0이고, 양수일 때에는 $g(x)$인 특이(singularity) 함수를 의미한다.

$$v_j = \sum_{i=1}^{m}\left[\frac{P_i}{6(EI)_{CB}}\left\{\langle x_j\rangle^3 + \langle x_j - x_i\rangle^3 + \langle x_j - L + x_i\rangle^3 + 3x_i x_j(L-x_i)\right\} + \frac{P_i H}{2(EI)_{VB}}\left\{\left(\frac{I}{A}\right)_{VB} + e^2\right\}\right] + \frac{\alpha_{VB}H}{2}\Delta\tau = \sum_{i=1}^{m} f_{ji}P_i + \frac{\alpha_{VB}H}{2}\Delta\tau \quad (1)$$

먼저 상온에서 이루어지는 WW공정에서는 상, 하 CB에 하중 F_i이 x_i와 $(L\text{-}x_i)$에 가해지며, 이 때의 처짐은 식 (1)을 이용하여 다음 식으로 간단히 표현할 수 있다.

$$v_j = \sum_{i=1}^{m} f_{ji}F_i \quad (2)$$

변형된 상태의 CB에 TM이 용접 되므로 x_j에 위치하는 와이어의 절반 길이(half length) l_j는 $H/2+v_j$로 구할 수 있다. CB의 처짐이 위치에 따라 다르므로, 와이어의 길이 또한 균일하지 않다. 이어서 초기 하중 F_i은 제거되며, 따라서 와이어에는 인장력이 작용되고 CB에는 그 반력에 해당하는 하중이 가해짐에 따라 처짐이 변화된다. 이 때, 처짐의 변화량은 장력에 따른 와이어의 신장량과 적합(compatible)하여야 한다. 위치 x_i와 $(L\text{-}x_i)$의 와이어 장력을 T_i라 할 때, x_j의 와이어에 대한 적합 조건을 식으로 나타내면 아래와 같다.

$$\sum_{i=1}^{n} f'_{ji}(-T_i) - v_j = \frac{T_j l_j}{(EA)_w} \quad (3)$$

여기서 n은 총 와이어 개수의 1/2 이며, 아래 첨자 w는 와이어를 나타낸다. TM 어셈블리의 전체 와이어에 대하여 식 (3)과 같은 식 n개를 구할 수 있다. 유연도 계수 f'_{ji}는 식 (2)의 f_{ji}와 마찬가지로 식 (1)을 이용하여 계산되지만 다만 CB에 가해지는 하중의 위치와 개수가 와이어의 그것과 일치한다는 점에서 차이가 있다. 식 (3)에 $l_j=H/2+v_j$와 이어서 식 (2)를 대입하면, 초기 하중 F_i와 용접된 와이어의 예장력 T_j의 관계를 얻게 된다. 이 때, 두 개의 벡터가 서로 커플링되어 있으므로, 양함수해(explicit solution)를 구할 수는 없지만, 수치 해석을 사용하여, 초기 하중 F_i로부터 유발되는 예장력 분포 T_j를 구하거나, 또는 반대로 원하는 예장력 분포를 유발하기 위하여 가하여야 하는 초기 하중을 구할 수는 있다.

전술한 바와 같이 TM 와이어가 용접되어 예장력이 발생되어 있는 어셈블리는 SV 공정을 통하여 고온에 일정 시간 노출되어야 하며, 공정 조건에 따라 열변형과 함께 크리프 변형이 일어날 수 있다. 이와 같은 조건에서 임의의 시간 $t+\Delta t$ 에서 x_j에 위치한 와이어의 신장량은 아래 식으로 표현할 수 있다.

$$\Delta l_j^{(t+\Delta t)} = l_j\left[\frac{1}{A_w}\left(\frac{T_j}{E_w}\right)^{(t+\Delta t)} + \alpha_w\Delta\tau^{(t+\Delta t)} + \varepsilon_j^{C^{(t+\Delta t)}}\right] \quad (4)$$

와이어의 초기 길이 l_j 와 단면적 A_w, 열팽창 계수 α_w 등은 상수이고, 장력 T_j, 탄성계수 E_w, 상온에 대한 온도차 $\Delta\tau$, 크리프 변형율 ε^C_j 등은 모두 시간과 온도에 따라 변화한다. SV 공정 중에도 CB 보의 처짐과 와이어의 신장량은 서로 적합하여야 하므로 아래 식을 만족하여야 한다.

$$\sum_{i=1}^{n} f'^{(t+\Delta t)}_{ji}\left(-T_i^{(t+\Delta t)}\right) + \frac{\alpha_{VB}H}{2}\Delta\tau^{(t+\Delta t)} - v_j = \Delta l_j^{(t+\Delta t)} \quad (5)$$

와이어의 크리프 변형율은 다음 식 (6)과 같이 장력, 시간, 온도의 함수로 표현될 수 있으며, 여기서 B, q, r 은 일반적으로 온도의 함수이다.

$$\varepsilon_j^C = B(\tau)\left(\frac{T_j}{A_w}\right)^{q(\tau)} t^{r(\tau)} \quad (6)$$

$$\varepsilon_j^{C^{(t+\Delta t)}} \approx B(\tau)\left(\frac{T_j^{(t)}}{A_w}\right)^{q(\tau)} \times \left\{\left(\frac{\varepsilon_j^{C^{(t)}}}{B(\tau)\left(T_j^{(t)}/A_w\right)^{q(\tau)}}\right)^{1/r(\tau)} + \Delta t\right\}^{r(\tau)} \quad (7)$$

와이어 장력은 시간과 온도에 따라 계속 변화하므로 변동 하중에 대한 크리프 해석이 필요한데 본 연구에서는 변형율 경화 법칙(strain hardening law)을 적용하여 $t+\Delta t$ 의 크리프 변형율을 식 (7) 같이 근사(approximate)하였다.[9] 여기서 τ는 시간 t 에서의 온도이다.

실제로 시간 증분 Δt 에 걸쳐서 온도와 장력 등이 모두 변화하고 있으므로, 식 (7)은 정확한 크리프 변형율과는 차이가 있다. 그러나, 변형율 경화 법칙의 특성상, 과소 혹은 과대 평가된 크리프 변형율은 다음 단계(step)의 계산을 통해 보정될 수 있으므로 적절한 시간 증분(increment)을 사용할 경우 우수한 수렴성을 보인다.

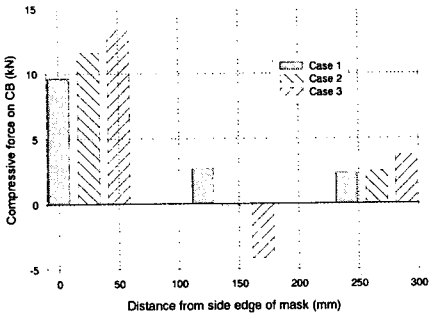

Fig. 3 Position of loading points and compressive forces on CB during WW process

식 (4)와 (7)을 식 (5)에 대입하면, n 개의 장력 T_j에 대한 n 개의 식을 얻게 되며, 이들을 풀어 SV 공정 중의 와이어 장력 분포를 계산할 수 있게 된다.

정확성과 아울러 효율적인 계산을 위하여 시간 증분의 크기를 적절히 선정하여야 한다. 본 연구에서는 초기 증분 Δt_{ini} 와 $\Delta\varepsilon^{C}_{Limit}$ 를 충분히 작은 값으로 입력하고, 각 단계마다 각 와이어에서 발생한 크리프 변형율 증분 중 최대값 $\Delta\varepsilon^{C}_{MAX}$ 을 구한 뒤, 아래 식 (8)을 사용하여 다음 단계의 시간 증분을 결정하였다. 이렇게 하면, 크리프 변형 속도가 빠른 경우에는 시간 증분이 줄어들게 되어 계산의 정확성을 기할 수 있다.

$$\Delta t = Min\left[\Delta t_{ini}, \Delta t_{ini}\frac{\Delta\varepsilon^{C}_{LIMIT}}{\Delta\varepsilon^{C}_{MAX}}\right] \tag{8}$$

3. 해석, 결과 및 토의

위 2 절에서 유도한 수식을 토대로 MATHEMATICA 3.0 을 사용한 수치 해석을 수행하였다.

계산에 사용한 모델의 치수는 L=600(mm), H=450(mm), b_{CB}=h_{CB}=30(mm), b_{VB}=20(mm), h_{VB}=30(mm)로 하였다. 실제 제품에는 수백개의 와이어가 사용되는데, 이를 그대로 모델링한다면 계산 시간이 매우 길어질 수 밖에 없다. 따라서 본 연구에서는 그 개수를 총 60 개로 줄이는 대신에 와이어의 단면적을 이와 반비례로 커지도록 하여 전체 와이어의 단면적은 실제와 같도록 하였다. 앞의 수식과 프로그램에서는 부품별 상이한 재료 성질을 고려할 수 있으나, 계산에서는 모든 재료의 탄성계수를 일반적인 강(steel)과 동일하게 하였으며, 다음과 같이 온도에 대한 2 차식으로 나타내었다.[10]

$$E = 204.0 - 4.958\times10^{-2}T - 1.527\times10^{-4}T^{2} \quad (GPa)$$

열팽창 계수 또한 모두 11.0×10^{-6}(ε/°C)를 사용하였다.

와이어의 크리프 특성은 실험적으로 구한 물성치를 사용하였으며, 각 크리프 파라미터의 온도에 따른 변화는 다음 식으로 표현하였다. 이 때, 식 (6)의 장력, 단면적, 시간, 온도의 단위는 각각 N, mm^2, min, °C 이다.

$$B(\tau) = 6.534\times10^{-9} + 3.367\times10^{-12}Exp(2.216\times10^{-2}\tau)$$
$$q(\tau) = 4.1$$
$$r(\tau) = 2.068\times10^{-1} + 2.769\times10^{-4}Exp(1.478\times10^{-2}\tau)$$

와이어에 크리프를 유발하는 SV 공정은 상온으로부터 최대 온도 500°C 로의 선형적인 상승, 최대 온도에서의 일정 시간 동안 유지, 상온으로의 선형적인 하강으로 구성하였다. 온도의 상승, 유지, 하강 구간에 소모되는 시간은 모두 30분으로 하였다.

크리프 계산에 필요한 Δt_{ini} 와 $\Delta\varepsilon^{C}_{Limit}$ 은 각각 1 분과 0.0001(m/m)로 하였다. 그 값은 와이어의 예장력을 그 항복 강도에 근접한 800(MPa)로 하고 SV 공정 모사 후의 최종 와이어 응력을 기준으로 결정하였다. 각각을 0.1 분과 0.00001(m/m)로 하였을 때와 비교하여 3% 이내의 오차를 보였다.

먼저, 특정 예장력을 분포 시키기 위하여 WW 공정의 초기에 CB에 가하여야 하는 압축 하중을 식 (3)을 이용하여 계산하였다. CB의 하중점 개수를 6 개, 즉 m=3 으로 하고, 200(MPa)의 와이어 초기 응력을 가져오기 위한 초기 압축 하중은 Fig. 3 에 보인 것과 같다. 특정한 응력 분포를 만들어 내기 위한 방법은 유일(unique)하지 않아, 무수히 많은 경우를 생각할 수 있다. 그림에 보인 Case1, 2, 3 의 하중점의 위치는 각각 (0, 120, 240), (25, 145, 265), (50, 170, 290)이었다. 각 경우에서 하중의 크기가 상이한데, 하중점들의 위치가 중심(x=300)쪽으로 치우칠수록 CB의 처짐이 쉽게 커질 수 있으므로 Case 3 의 경우에서 총 하중의 크기가 가장 작아진다. Case 2 와 3 에서는 하중의 방향이 반대인 점이 발생하는데, 이는 WW공정을 위한 치구의 구조를 복잡하게 하므로 바람직하지 않다. 또한, 초기 하중점의 위치와 그 크기의 선정 시에는 CB와 VB에 발생하는 단면 모멘트를 최소화하여 이들 보에 소성 변형이 발생하지 않도록 주의하여야 할 것이다.

위의 Case1으로 200(MPa)의 초기 응력이 발생된 어셈블리에 대하여 SV 공정을 모사하였다. 그림 4는 이 과정에서 상부 CB 의 처짐의 변화를 보

인다. WW 공정 직후의 처짐이 가장 크고, 위치별로는 어셈블리의 중심(x=300)에서 그 값이 최대가 된다. 온도가 상승함에 따라 열팽창과 와이어의 크리프 변형이 진행되어 60분 경과 시에 처짐량이 최소화된다. 90분이 경과하여 온도가 상온으로 회복되면 수축에 따라 다시 처짐이 증가하지만, 와이어에 크리프 변형으로 인하여 원래의 처짐 곡선과는 차이를 보이고 있다.

와이어별로 발생되는 크리프 변형율의 변화는 Fig. 5와 같다. 온도가 250°C에 해당하는 15분 경까지는 크리프의 발생이 없으나 이후 추가적으로 온도가 상승됨에 따라 VB 근처의 와이어로부터 크리프 변형이 시작된다. 최대 온도 500°C가 유지되는 30분 동안에는 어셈블리의 중심부에 위치한 와이어의 크리프 변형이 가장 급격히 진행된다. 냉각 과정에서는 추가적인 크리프 변형은 미미함을 알 수 있다.

동일한 공정 중의 와이어별 응력의 변화는 Fig. 6에 보인 것과 같다. 초기에는 모든 와이어의 응력이 200(MPa)로 균일하나, SV공정이 진행됨에 따라 위치에 따른 차이가 현저히 증폭됨을 알 수 있다. Fig. 5에 보인 바와 같이 공정 초기에는 크리프 변형이 일어나지 않음에도 불구하고 응력의 재분포가 발생한다. 그 이유는 각 와이어의 초기 길이가 상이하며 VB의 길이 또한 이들과 달라서, 각각의 열 변형율은 동일하나 열 변형량의 크기가 서로 같지 않기 때문이다. 그 결과로 VB 근처의 와이어에서는 장력이 상대적으로 커지게 되고, 이에 따라 크리프 변형이 이 부위에서 비교적 빨리 진행된다. 그러나, 시간이 30분을 경과하면서 크리프 변형이 상대적으로 적었던 중심부 쪽의 와이어 장력이 상대적으로 커지게 되며, 따라서 크리프 변형도 여기서 가장 빠르게 진행된다. 크리프가 용이하게 일어나는 고온 상태에서 상대적인 응력이 높아지게 된 이들 중심부 쪽 와이어에서는 비교적 커다란 크리프 변형율이 발생될 수 밖에 없을 것이며, 이는 Fig. 5의 결과와 일치한다. 시간이 60분을 경과하여 상온으로 냉각되는 과정에서는 대부분의 와이어에서 응력이 회복되어, 중심부에서는 거의 초기의 응력 상태로 환원된다. 그러나, 나머지 와이어의 응력은 초기에 비하여 크게 감소하였으며, 특히 VB 부근의 와이어에서는 냉각과정 중에도 응력의 크기가 오히려 더욱 감소하고 있음을 볼 수 있다.

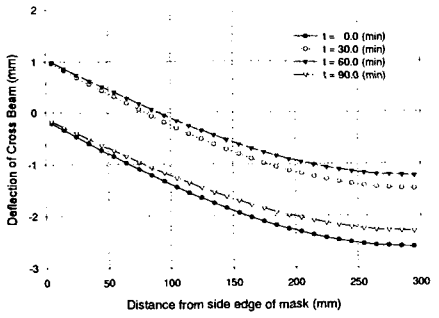

Fig. 4 Change of CB deflection during SV process

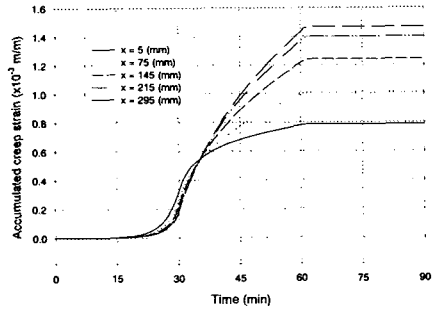

Fig. 5 Development of creep strain on wires during SV process

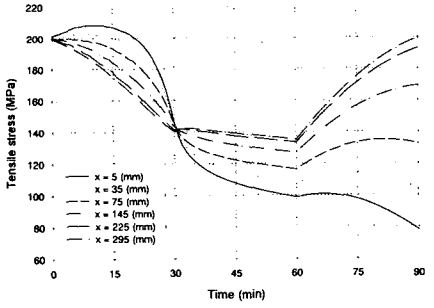

Fig. 6 Variation of tensile stress on wires during SV process

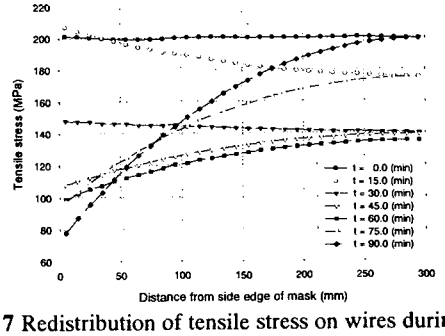

Fig. 7 Redistribution of tensile stress on wires during SV process

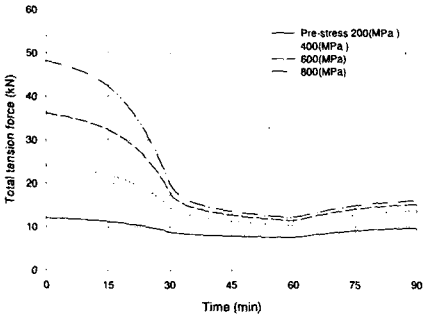

Fig. 8 Variation of total tensile force on wires during SV process with increased pre-stress

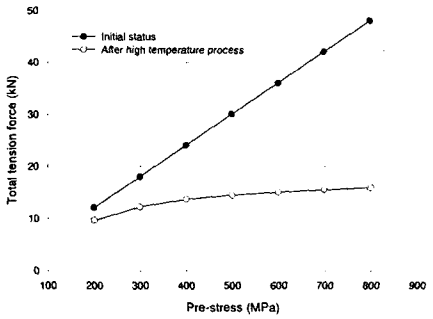

Fig. 9 Influence of wire pre-stress on total tensile force after WW and SV processes

Fig. 7은 SV 공정 중 와이어의 응력 분포의 변화를 보이고 있다. 초기에 WW 공정이 완료되고 난 후의 응력은 모든 와이어에 걸쳐 균일하게 분포되어 있음을 볼 수 있다. SV 공정을 거치면서 장력의 재분포가 계속되며, 초기에는 VB부근의 와이어에, 30분 경과 후에는 중심부 부근의 와이어에 상대적으로 높은 응력이 가해지고 있다. 그림의 t=0.0(min) 곡선과 t=90.0(min) 곡선의 차이로부터 장력의 분포의 형태 뿐 아니라 그 크기가 크게 감소하였음을 알 수 있다. 특히 VB 부근인 x=5 (mm)에 위치한 와이어에는 초기 장력의 불과 38.8%가 잔존하고 있어서 그 와이어의 고유 진동수가 크게 감소하게 된다. 이는 외부의 미소한 충격이나 혹은 음향 신호에 따른 진동을 유발하여 화질을 저하시키는 요인이 된다.

완성품의 와이어 장력을 높이 유지하기 위한 방안으로 가장 먼저 생각할 수 있는 것은 예장력을 전체적으로 크게 하는 방법일 것이다. 앞의 해석과 달리 예장력을 800(MPa)까지 증가시키며 SV 공정을 모사한 뒤, 이로부터 모든 와이어의 총 장력을 구하였다. 먼저, Fig. 8 의 시간에 따른 총 장력의 변화를 보면, 예장력이 커질수록 공정 중 장력의 감소가 현저하게 나타나며, 냉각 과정에서의 장력의 회복은 그리 크지 않음을 알 수 있다. Fig. 9 에는 예장력의 크기에 따른 WW 공정 후의 총 장력과 SV 공정 후의 총 장력을 도시하였다. 초기의 장력은 예장력에 비례하여 증가하지만 SV 공정 후의 장력은 매우 완만하게 증가하고 있다. 이는 와이어의 응력이 높은 상태로 유지됨에 따라 크리프 변형 또한 매우 빠르게 진행되었기 때문이다. 따라서 예장력의 증가는 제품의 마스크 장력을 증가시키기 위한 효율적인 방법이 되지 못할 것으로 보인다. 오히려 예장력을 증가시키기 위한 과다한 초기 압축 하중이 필요하게 되어 프레임의 소성 변형 또는 크리프 변형을 유발할 수 있다.

이를 방지하기 위하여 프레임의 강성을 증가시키려 한다면 그 무게를 크게 증가시키는 등의 역효과를 초래할 수 있다. 따라서 높은 장력의 유지를 위하여는 프레임의 구조를 개선하여 고온 공정에서의 크리프 변형을 최소화하여야 할 것이다. 또는 내크리프 특성이 우수한 재료를 마스크에 적용하는 방법도 가능하겠으나, 이는 재료 비용을 상승시키게 될 것이다.

4. 결 론

음극선관의 주요 부품 가운데 하나인 텐션 마스크 어셈블리의 구조를 단순화하여 모델링하고, 고온 공정에 대한 수치 해석을 수행하였다.

진동 방지와 화질 개선을 위하여 마스크에 인위적으로 발생시켜 놓은 예장력이 고온 공정 중에 일으키는 크리프 변형의 크기와 이로 인한 장력 이완 정도를 계산하였다.

해석에 사용한 모델에서는 크리프로 인하여 최대 61.2%의 국부적 장력 이완이 관찰되었다. 이의 개선 방안으로 검토한 예장력의 증가 방법은 효율적이지 못하며, 따라서 프레임의 구조나 혹은 사용 재료의 개선이 필수적인 것으로 보인다.

배열된 와이어로 마스크를 모델링한 본 연구의 해석 방법은 수직 방향으로 매우 커다란 강성을 가지는 이방성 텐션 마스크를 채용하는 어셈블리의 해석 및 설계에 유용하게 사용될 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

이 논문은 2003 년도 두뇌한국 21 사업에 의하여 일부 지원되었음.

참고문헌

(1) O'Donnell,W.J. and Porowski,J., 1973, "Yield Surfaces for Perforated Materials, " *Trans. of ASME J. of Applied Mechanics*, Vol. 40, pp. 263~270.

(2) Baik,S.C., Oh,K.H., and Lee,D.N., 1996, "Analysis of the Deformation of a Perforated Sheet under Uni-axial Tension," *J. of Materials Processing Technology*, Vol. 58, No. 1, pp. 139~144.

(3) Baik,S.C., Han,H.N., Lee,S.H., Oh,K.H., and Lee,D. N., 1997, "Plastic Behavior of Perforated Sheets under Biaxial Stress State," *Int. J. of Mechanical Sciences*, Vol. 39, No. 7, pp. 781~793.

(4) Baik,S.C., Han,H.N., Lee,S.H., Oh,K.H., and Lee,D. N., 2000, "Plastic Behavior of Perforated Sheets with Slot-type Holes under Biaxial Stress State," *Int. J. of Mechanical Sciences*, Vol. 42, pp. 523~536.

(5) Moon,Y.H., Lee,D.W., Yang,D.Y., Won,J.S., and Kim,D.H., 1993, "Study on the Warm Press Forming Processes for Perforated Sheet Metal," *Proc. of KSPE, Spring Annual Meeting*, pp. 38~43.

(6) Son,S.S., 1997, "Thermal Deformation Characteristics in Manufacturing Process of Shadow Mask, " M.S. Thesis, Pusan National University.

(7) Kim,K.W., Kim,N.W., and Kang,D.J., 1998, "Analysis of Shadow Mask Thermal Deformation and Prediction of Beam Landing Shifts for Color CRT," *IEEE Trans. on Consummer Electronics*, Vol. 44, No. 2, pp. 442~450.

(8) Park,S.K., Kim,J., Chang,Y.C., and Kang,B.S., 2001, "Analysis of the Deformation of a Perforated Sheet under Thermal and Tension Load Using Finite Element Method," *J. of Materials Processing Technology*, Vol. 113, pp. 761~765.

(9) Kraus,H., 1980, *Creep Analysis*, John Wiley & Sons, New York, pp. 18~27.

(10) Callister, Jr., W.D., 2000, *Materials Science and Engineering An Introduction*, John Wiley & Sons, New York, pp. 118~121.