

CRT 텐션 마스크의 장력 이완 저감을 위한 연구

정일섭[#]

A Study for Reducing Tension Loosening in CRT Tension Mask

Ilsup Chung[#]

ABSTRACT

Tension mask assembly is positioned right behind the glass-made front panels of CRT type display devices. The frame-supported thin metal sheet contains numerous slits, through which electron beams are focused to enhance definition. Pre-tension is imposed on the masks, especially for enlarged flat screens, in order to avoid vibration due to acoustic or mechanical impact. High temperature assembly process subsequent to pre-tensioning, however, degenerates the creep resistance of common mask materials, and if tensile stress is high enough, tension on the mask may be loosened substantially due to creep deformation. In this study, the 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. According to a model study, small amount of creep strain is likely to be generated, but its adverse influence is not negligible. Some structural modification measures to reduce the creep-induced tension loosening are proposed and evaluated. Also, optimal configuration of frame structure is sought for, which maintains high tension of masks and minimizes the possible creep of frame simultaneously.

Key Words : CRT (음극선관), Tension mask (텐션 마스크), Creep (크리프), Pre-tension (예장력), Tension loosening (장력 이완), Numerical analysis (수치 해석)

1. 서론

CRT(cathode ray tube)의 전면 유리 판넬 바로 안쪽에는 외곽의 프레임에 용접된 얇은 금속 박판이 장착되어 있다. 여기에는 다수의 미세 구멍이 가공되어 있는데, 후방의 전자총에서 방사되는 전자빔은 이들 구멍을 통과하면서 집중(focusing)되어 형광물질을 정확히 발광 시킨다. 이 구멍사이의 간격이 화질의 중요 성능 가운데 하나인 도트 피치를 결정한다. 구멍의 형태는 주로 원형으

로서 이런 박판을 새도우 마스크(shadow mask: SM)라 부른다. 한편, 최근 일반화된 대형 평면 디스플레이 장치에서는 개구 격자(aperture grill)이라고도 불리는 텐션 마스크(tension mask, TM)를 채용함으로써 고휘도/고선명의 화질을 가능케 하였다. 이 경우의 구멍은 원형이 아니라, 수직 방향으로의 좁고 긴 틈 slit 형태로 되어 있는데, 상하 틈 사이의 간격은 극히 좁아서, 실질적으로 TM은 박판이라기보다는 매우 촘촘히 배열된 와이어(wire)들의 연속으로 볼 수 있다. 이들 와이어에는 예장력

2003년 1월 15일 접수

[#] 교신저자, 영남대학교 기계공학부
Email : ilchung@yu.ac.kr, Tel : (053) 810-3525

(pre-tension)이 가해져 있어 장기간 사용 중 열변형에 따른 화질의 저하를 막음과 동시에 와이어의 고유 진동수를 높임으로써 화면의 떨림을 감소시킬 수 있도록 되어 있다.

그림 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, 상,하의 CB 사이에는 TM 이 용접되어 있다. 실제 제품에서는 보의 단면 형상이 그림과 달리 보다 복잡한 앵글(angle) 형태일 뿐 아니라 약간의 곡률을 가지며, 와이어의 개수도 수백 개에 이르지만, 구조적 개념은 이와 크게 다르지 않다. VB 의 후방에는 두께 t_s 의 이중 재료 금속판이 부착되어 일종의 복합보를 이루며, CB 로부터 후방으로 δ 만큼 격리되어 있다.

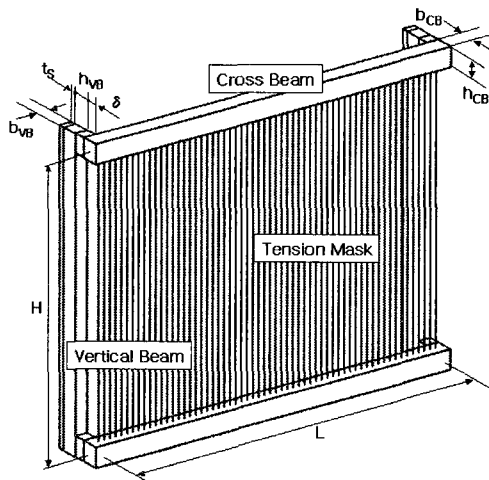


Fig. 1 Schematic diagram of tension mask assembly

TM 어셈블리에 관련된 주요 제작 공정은 크게 두 가지로 나누어 볼 수 있다. 먼저, CB 와 VB 로 구성된 프레임을 제작한 뒤, CB 의 적절한 위치에 압축력을 가하여 변형시킨다. 이 상태에서 TM 을 상하 CB 에 용접하고 압축력을 제거하면, 프레임의 초기 변형으로부터의 회복력이 TM 에 예장력을 발생시킨다. 이러한 와이어의 용접 공정(wire welding, WW) 이후에는 전면 유리 판넬과 후면 유리 튜브(funnel)를 접착하기 위한 고온 진공(sealing in vacuum, SV) 공정 등이 진행되는데, 이미 TM 어셈블리는 그 내부에 장착되어 있어 함께 고온 상태에 놓이게 된다. TM 에는 상당한 예장력이 가해

져 있으므로, 온도의 상승에 따른 열변형과 아울러 크리프 변형이 유발될 수 있다. 이렇게 되면 상온으로의 냉각 후 마스크의 장력은 초기의 예장력에 비하여 크게 감소하며, 따라서 사용 중 음향 진동이나 미세한 충격 등으로 인한 진동이 쉽게 발생함으로써 화질의 저하를 초래하게 된다.

마스크 어셈블리에 관한 그간의 연구를 보면, O'Donnell 과 Porowski¹가 다공 박판의 항복 곡면(yield surface)를 제시하였고, Baik 등^{2,3,4}은 유한요소법을 적용하여 몇 가지 형태의 구멍이 있는 SM 의 일축 인장 또는 양축 하중하의 탄소성 변형 거동을 해석하였다. 문양호⁵ 등은 인바(Invar) SM 을 성형하기 위한 공정 조건을 찾고, 금형 시스템을 설계하기 위한 유한요소해석을 수행하였으며, 손순식⁶은 마스크 어셈블리의 제작 공정에 대한 연구를 수행하여 열처리에 따른 금속 조직의 변화, 프레임과 마스크의 변형 등을 측정하였다. Kim⁷ 등은 유한요소법을 사용하여 CRT 의 온도 변화에 따른 SM 어셈블리의 변형을 해석하고 이로부터 전자빔의 경로 왜곡에 따른 화질의 저하 현상을 연구하였다. 이와 유사한 문제에 대하여 Park⁸ 등도 열전달, 열응력과 인장력에 따른 SM 어셈블리의 변형에 대한 유한요소해석을 수행하고 화질에의 영향을 분석하였다.

본 연구에서는 TM 어셈블리의 구조를 단순한 형태의 보(beam)과 와이어의 배열로 모델링하고, 이의 수식화와 수치 해석을 통하여 제작 공정을 모사하고자 한다. 온도 변화에 따른 변형과 TM 장력의 변화를 계산하며, 특히 TM 에서 발생하는 크리프 변형에 따른 장력의 이완이 그 관심의 초점이다. 또한, 장력 이완을 줄이기 위하여, VB 의 위치를 후방으로 격리시킴으로써 프레임을 보다 유연하게 하는 방안과, VB 의 후방에 이중 재료의 금속판을 보강함으로써 바이메탈(bi-metal)효과를 유발하는 방안 등의 유효성을 살펴 보고자 하며, 이들 결과를 이용하여 보다 높은 장력을 유지시키기 위한 프레임의 형상을 찾아보고자 한다.

2. 해석 모델과 수식화

그림 1 의 TM 어셈블리의 구조를 단순화한 해석 모델은 그림 2 와 같다. 프레임은 4 개의 보로 나타내었으며, CB 와 VB 의 중심 축은 접합 부위에서 e 만큼 편심 되어 있다. 복합보인 VB 의 중

심축은 그 중립면 상에 위치하므로 편심량은 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다. 여기서 E 는 탄성계수이며, 아래 첨자 s 는 VB 의 후방에 부착된 이중 재료 금속판을 의미한다. δ 가 0 이 아닌 경우, 실제로는 짧은 길이의 보가 삽입/용접 되어야 하는데 간편한 해석을 위하여 이 부분은 강체(rigid) 보로 가정하고 그 운동은 CB 와 VB 의 변형에 따라 정해지도록 하였다.

$$e = \frac{b_{CB}}{2} + \delta + \bar{z} \quad (1)$$

$$\bar{z} = \frac{2E_{VB}h_{VB}^2 + E_S t_S (2h_{VB} + t_S)}{2(E_{VB}h_{VB} + E_S t_S)}$$

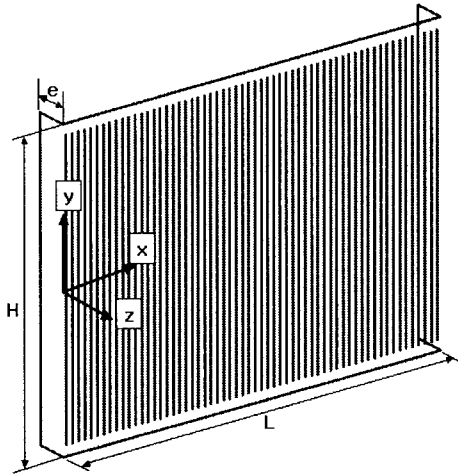


Fig. 2 Simplified analysis model of tension mask assembly

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, CB 의 양단에 단순 지지 조건을 가정하고, 그 축 방향 열팽창은 무시하기로 한다. 일반적인 보 이론을 적용하여, 상부 CB 의 좌표 x_i 와 $(L-x_i)$ 에 하중 P_i 가 작용하고, 온도의 변화 ΔT 가 주어질 때, 임의의 위치 x_j 의 처짐의 크기는 식(2)와 같이 구할 수 있다. 여기서 m 은 CB 에 가해지는 하중 짝(pair)의 개수이며, α 는 열팽창 계수이다. A 는 단면 면적, I 는 단면 2차 모멘트인데, I_{VB} 와 I_S 의 경우에는 후방의 이중 재료가 부

착된 복합보의 중립축에 대하여 그 값을 구하여야 한다. 그리고, $\langle g(x) \rangle$ 는 $g(x)$ 의 값이 음수일 때에는 값이 0 이고, 양수일 때에는 $g(x)$ 인 특이 함수이며, δ_{ji} 는 크로네커델타이다.

$$v_j = \sum_{i=1}^m (f_{ji} + C\delta_{ji})P_i + D\Delta T \quad (2)$$

$$f_{ji} = \left\{ -\langle x_j \rangle^3 + \langle x_j - x_i \rangle^3 + \langle x_j - L + x_i \rangle^3 + 3x_i x_j (L - x_i) \right\} \times \frac{1}{6E_{CB}I_{CB}}$$

$$C = \frac{H}{2} \left\{ \frac{1}{E_{VB}A_{VB} + E_S A_S} + \frac{e^2}{E_{VB}I'_{VB} + E_S I'_S} \right\}$$

$$D = \frac{H}{2} \left[\frac{E_{VB}A_{VB}\alpha_{VB} + E_S A_S \alpha_S}{E_{VB}A_{VB} + E_S A_S} - \frac{e}{E_{VB}I'_{VB} + E_S I'_S} \times \left\{ E_{VB}A_{VB}\alpha_{VB} \left(h_{VB} + \frac{t_S}{2} - \bar{z} \right) + E_S A_S \alpha_S \left(\frac{h_{VB}}{2} - \bar{z} \right) \right\} \right]$$

먼저 상온에서 이루어지는 WW 공정에서는 상, 하 CB 에 하중 F_i 이 x_i 와 $(L-x_i)$ 에 가해지며, 이 때의 처짐은 식(2)를 이용하여 다음 식으로 간단히 표현할 수 있다.

$$v_j^0 = \sum_{i=1}^m (f_{ji} + C\delta_{ji})F_i \quad (2')$$

이처럼 변형된 상태의 CB 에 TM 이 용접 되므로 x_j 에 위치하는 와이어의 절반 길이 l_j 는 $H/2 + v_j^0$ 로 구할 수 있다. CB 의 처짐이 위치에 따라 다르므로, 와이어의 초기 길이 l_j 또한 균일하지 않다.

이어서 초기 하중 F_i 은 제거되며, 따라서 와이어에는 하중이 분포되고 CB 에는 그 반력에 해당하는 하중이 가해짐에 따라 처짐이 변화된다. 이 때, 처짐의 변화량은 장력에 따른 와이어의 신장량과 적합하여야 할 것이다. 위치 x_i 와 $(L-x_i)$ 의 와이어 장력을 T_i 라 할 때, x_j 의 와이어에 대한 적합 조건을 식으로 나타내면 아래와 같다.

$$\sum_{i=1}^n (f'_{ji} + C\delta_{ji})T_i - v_j^0 = \frac{T_j l_j}{E_w A_w} \quad (3)$$

여기서 n 은 총 와이어 개수의 1/2 이며, 각 와이어에 대하여 식(3)과 같은 식 n 개를 구할 수 있다. 아래 첨자 w 는 와이어를 나타낸다. 계수 f'_{ji} 는 식(2')의 f_{ji} 와 마찬가지로 식(2)로부터 계산되지만,

다만 CB 에 가해지는 하중의 위치와 개수가 이제 는 와이어의 그것과 일치한다는 점에서 차이가 있다. 식(3)에 $l_j=H/2+v_j^o$ 와 이어서 식(2')를 대입하면, 초기 하중 F_i 와 용접된 와이어의 예상력 T_j 의 관계를 얻게 된다. 이 때, 이들 두 개의 힘 벡터, 즉 F_i 와 T_j 가 서로 커플링되어 있어 양함수해(explicit solution)를 구할 수는 없지만, 수치 해석을 사용하여 초기 하중 F_i 로부터 유발되는 예상력 분포 T_j 를 구하거나, 또는 반대로 원하는 예상력 분포를 유발하기 위하여 가하여야 하는 초기하중을 구할 수 있다.

전술한 바와 같이 TM 와이어가 용접되어 예상력이 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_j 에 위치한 와이어의 신장량은 아래식으로 표현할 수 있다.

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

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_j^C 등은 모두 공정 시간과 온도에 따라 변화한다.

와이어의 크리프 변형율은 Bailey-Norton 식을 따라 식(5)와 같이 장력, 시간 및 온도의 함수로 표현될 수 있으며, B, q, r 은 일반적으로 온도의 함수이다.

$$\epsilon_j^C = B \left(\frac{T_j}{A_w} \right)^q t^r \quad (5)$$

변동 하중에 대한 크리프 해석을 위하여, 본 연구에서는 변형을 경화 법칙(strain hardening law)을 적용하여 $t+\Delta t$ 의 크리프 변형율을 식(6) 같이 근사화 하였다.⁹

$$\epsilon_j^C{}^{(t+\Delta t)} \approx B(\tau) \left(\frac{T_j^{(t)}}{A_w} \right)^{q(\tau)} \times \left\{ \left(\frac{\epsilon_j^C{}^{(t)}}{B(\tau) \left(T_j^{(t)} / A_w \right)^{q(\tau)}} \right)^{1/r(\tau)} + \Delta t \right\}^{r(\tau)} \quad (6)$$

여기서 τ 는 시간 t 에서의 온도이다. 실제로 시간 증분 Δt 에 걸쳐서 온도와 장력 등이 모두 변화하고 있으므로, 식(6)은 정확한 크리프 변형율과는 차이가 있다. 그러나, 변형을 경화 법칙의 특성상, 과소 혹은 과대 평가된 크리프 변형율은 다음 단계의 계산을 통해 보정될 수 있으므로 적절한 시간 증분을 사용할 경우 우수한 수렴성을 보인다.

한편, SV 공정 중에도 CB 보의 처짐과 와이어의 신장량은 서로 적합하여야 하므로 아래 식을 만족하여야 한다.

$$\Delta l_j^{(t+\Delta t)} = \sum_{i=1}^n \left(r_{ji}' + C\delta_{ji} \right)^{t+\Delta t} (-T_i^{(t+\Delta t)}) + D^{(t+\Delta t)} \Delta \tau^{(t+\Delta t)} - v_j^o \quad (7)$$

식(4)와 (6)을 식(7)에 대입하면, n 개 와이어의 장력 T_j 에 대한 n 개의 식을 얻게 되며, 이를 매 시간 증분에 대하여 풀면 SV 공정 중의 와이어 장력 분포의 변화를 계산할 수 있다.

정확성과 아울러 효율적인 계산을 위하여 시간 증분의 크기를 적절히 선정하여야 한다. 본 연구에서는 초기 증분 Δt_{ini} 와 $\Delta \epsilon^C_{LIMIT}$ 를 충분히 적은 값으로 입력하고, 각 단계마다 각 와이어에서 발생한 크리프 변형율 증분 중 최대값 $\Delta \epsilon^C_{MAX}$ 을 찾은 뒤, 아래 식(8)을 사용하여 다음 단계의 시간 증분을 결정하였다.

$$\Delta t = \text{Min} \left[\Delta t_{ini}, \Delta t_{ini} \frac{\Delta \epsilon^C_{LIMIT}}{\Delta \epsilon^C_{MAX}} \right] \quad (8)$$

매 시간 증분의 계산 후에는 보와 와이어의 응력을 구하여 각각의 항복 응력을 초과하는 경우에는 계산이 종료되도록 하였다. 그리고, TM 의 두께가 0.1mm 이하로 매우 얇다는 점을 감안하여, 공정 중에 압축 응력이 발생된 와이어가 있을 경우에는 해당 와이어의 장력을 0 으로 한 뒤, 식(7)을 다시 풀도록 하였다.

3. 결과 및 토의

MATHEMATICA3.0 을 사용하여 앞 절에서 유도한 식에 따라 수치 해석을 수행하였다. 계산에 사용한 모델의 치수는 $L=600(\text{mm}), H=450(\text{mm}), b_{CB}=h_{CB}=30(\text{mm}), b_{VB}=20(\text{mm}), h_{VB}=30(\text{mm})$ 로 하였다. 실제의 TM 에는 수백개의 와이어가 사용되나 본

연구에서는 그 개수를 총 60 개로 줄이는 대신에 와이어의 총 단면적은 실제와 유사하도록 각 와이어의 단면적을 1(mm²)로 하였다. VB, CB 및 와이어를 모두 동일한 재료로 가정하여 열팽창 계수는 11.0(με/°C)로 하였고, 일반적인 강(steel)의 탄성 계수와 항복 강도를 아래와 같이 온도(°C)의 함수로 표현하여 사용하였다¹⁰.

$$E = 204. - 4.96 \times 10^{-2} \tau - 1.53 \times 10^{-4} \tau^2 \text{ (GPa)}$$

$$\sigma^Y = 759. - 0.793 \tau - 4.34 \times 10^{-3} \tau^2 - 7.36 \times 10^{-6} \tau^3 \text{ (MPa)}$$

또한, VB 후면에 부착되는 이종 재료는 A301 스테인레스 강으로서 열팽창 계수는 18.2(με/°C)로 하고, 탄성 계수는 아래와 같이 하였다.¹¹

$$E_S = 195. - 4.17 \times 10^{-2} \tau - 5.43 \times 10^{-5} \tau^2 \text{ (GPa)}$$

$$\sigma_S^Y = 764. - 0.150 \tau - 6.68 \times 10^{-4} \tau^2 \text{ (MPa)}$$

와이어의 크리프 특성은 실험적으로 구한 물성치를 사용하여, 각 크리프 파라미터의 온도에 따른 변화를 다음과 같은 식으로 표현하였다. 이 때, 식(5)의 장력, 단면적, 시간, 온도의 단위는 각각 N, mm², min, °C 이다.

$$B(\tau) = 6.534 \times 10^{-9} + 3.367 \times 10^{-12} \text{Exp}(2.216 \times 10^{-2} \tau)$$

$$q(\tau) = 4.1$$

$$r(\tau) = 2.068 \times 10^{-1} + 2.769 \times 10^{-4} \text{Exp}(1.478 \times 10^{-2} \tau)$$

SV 공정 조건은 상온으로부터 최대 온도 500 °C 로의 선형적인 상승, 최대 온도에서의 일정 시간 동안 유지, 상온으로의 선형적인 하강의 순서로 이루어지며, 각 구간별 소비 시간은 모두 30 분으로 하였다. Δt_{ini} 와 Δε^c_{LIMIT} 은 각각 1 분과 0.0001(m/m)로 하였는데, 그 값은 와이어의 예장력을 그 항복 강도와 유사한 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, VB 후방의 이종 재료가 부착되지 않고 (t_s=0), CB 와의 격리 δ가 0 인 기본 모델에 대한 해석을 수행하였다. WW 공정을 통하여 원하는 초기 장력을 분포 시키기 위하여 CB 에 가하여야 하는 압축 하중은 식(3)에서 구할 수 있다. 특정한 장력 분포를 만들어 내기 위한 방법은 유일(unique)하지 않으며, 압축 하중점의 위치나 갯수에 따라 무수히 많은 경우를 생각할 수 있다. 다만, WW 공정용 치구의 구조를 간단히 할 수 있고,

또한 압축력에 따른 프레임의 항복을 일으키지 않는 방법을 선택하여야 할 것이다.

압축 하중의 위치를 x=0, 120, 240(mm)로 하고, 와이어 응력이 200 (MPa)로 일정한 경우(Case 1)와 최소 100 부터 최대 300 (MPa)까지 포물선형 분포를 가지는 경우(Case 2)의 초기 압축 하중은 그림 3 에 보인 것과 같다. 함께 도시한 용접 후 와이어 응력은 의도하였던 분포와 잘 일치함을 볼 수 있다.

그림 4 는 WW 후 장력이 200(MPa)인 경우 SV 공정을 통하여 발생된 와이어의 크리프 변형율을 보인다. 온도가 250°C 인 15 분을 지나며 크리프 변형이 발생하기 시작하여 500°C 가 유지되는 60 분에 최대 크리프 변형율에 도달한다. 냉각 중의 추가적인 크리프 발생량은 미미하다. 각 와이어 별로는 초기에는 VB 부근에서 크리프가 가장 빨리

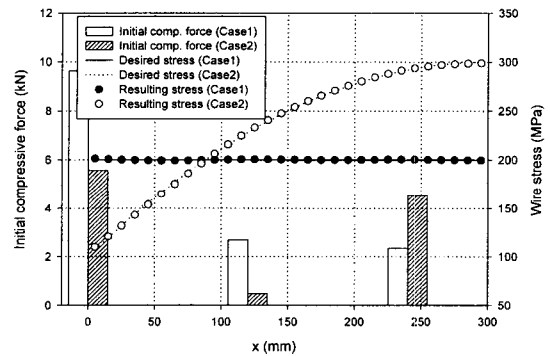


Fig. 3 Initial compressive force on CB and resulting wire stress distribution after WW process

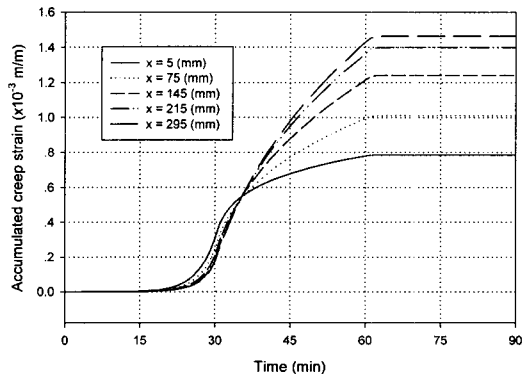


Fig. 4 Development of creep strain on wires during SV process

진행되나, 점차 중심부에서 빨라져 최대 크리프 변형율 0.147%도 여기서 발생된다.

SV 공정 중에는 온도의 영향과 크리프 변형에 따라 장력의 재분포가 지속된다. 그림 5 는 공정 시간별 와이어의 응력 변화를 보인다. 크리프 변형이 거의 일어나지 않는 15 분 이전과 60 분 이후에도 응력 변화가 일어나는 이유는 각 와이어의 길이가 상이하여 열변형량이 서로 다르기 때문이다. 90 분에서의 최종 응력을 보면, 중심부에서는 초기의 응력이 거의 회복되었으나, VB 에 가장 근접한 와이어의 응력은 약 78(MPa)로 초기 응력 대비 61%의 장력 이완이 발생되었음을 볼 수 있다.

만약, SV 공정 중에 와이어의 응력 분포를 균일하게 유지함으로써, 크리프 변형량과 냉각 시 응력의 회복을 균일하게 할 수 있다면 그림 5 에 보인 와이어 위치에 따른 장력 이완을 저감 시킬

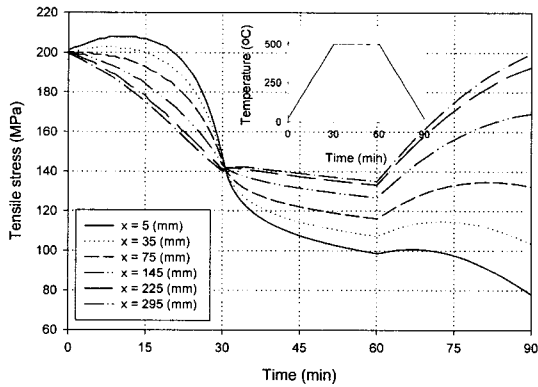


Fig. 5 Variation of tensile stress on wires during SV process

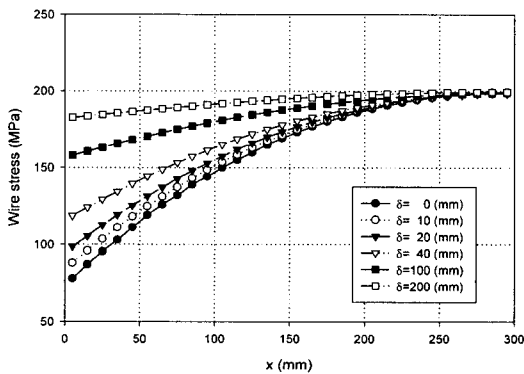


Fig. 6 Final stress distribution on wires with varying separation distance δ between VB and CB

수 있을 것이다. 이를 위한 방안으로 VB 를 보다 후방에 위치시킴으로써 VB 의 전체 프레임 강성에의 기여도를 낮추는 방법을 생각할 수 있다. 초기 와이어 응력을 200 (MPa)로 하고 그림 1 의 δ 의 크기를 증가 시킬 때 최종 장력 분포의 변화는 그림 6 에 보인 것과 같다. 그 효과는 VB 를 후방으로 위치시킴수록 커지며, δ 가 200(mm)에 이르면 초기 응력에 비한 이완은 최대 8.7%에 불과하여 대부분의 응력이 유지됨을 볼 수 있다. 그러나, 실제의 경우, δ 의 크기는 후방 유리 튜브의 형상에 의하여 제한되며, 와이어 장력에 의한 VB 의 굽힘 모멘트가 δ 에 비례하여 커지므로 VB 자체의 크리프 변형이나 항복이 일어나지 않도록 하여야 한다. 또한, 본 해석 모델에서는 δ 에 해당하는 보의 굽힘 강성을 무한대로 가정하고 있으므로 그에 따른 오차가 있음에 유의하여야 할 것이다.

장력 이완을 저감하기 위한 또 하나의 방안으로는 SV 공정 중 와이어의 장력을 크게 줄이는 것이다. VB 의 후방에 열팽창계수가 큰 재료를 부착하면, 고온에서 바이메탈 효과에 따른 VB 의 굽힘을 유발하게 되고 이로 인하여 CB 간의 간격이 좁혀짐으로써 와이어의 장력은 감소할 것이다. 장력이 감소됨에 따라 크리프 변형량도 감소되며, 따라서 최종 장력의 이완도 줄어들 수 있다. 초기 장력을 200(MPa)로 하고 δ 는 0으로 하여, VB 후방에 부착되는 스테인레스 금속판의 두께를 증가시키며 그 효과를 살펴보았다.

그림 7 에 보인 바와 같이 스테인레스 판이 없는 경우에 비하여 최종 응력이 증가함을 알 수 있다. 두께가 1.0(mm)인 경우 165~180 (MPa)의 비교

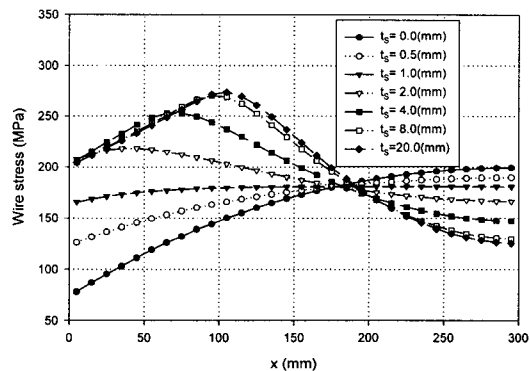


Fig. 7 Final stress distribution on wires with varying thickness t_s of stainless strip attached on VB

적 균일한 응력 분포가 얻어진다. 2(mm) 이상이 되면 VB 쪽의 와이어에서는 초기에 비하여 오히려 큰 응력이 분포되는 반면, 중심부 쪽에서는 응력이 감소한다. 이는 SV 공정 중에 VB 부근의 와이어 응력이 크게 감소하여 크리프 변형량이 미미한 동안 중심부에서는 크리프가 진행되었기 때문이다. 두께가 20(mm)일 경우의 중심부 와이어 응력은 125(MPa)로서 초기 응력에 비하여 37.5% 만큼 이완되었으나, 스테인레스 판이 부착되지 않은 경우의 최소 응력인 78(MPa)에 비하면 여전히 60% 가량 높다. 부착되는 판의 두께를 계속 증가시켜 8(mm) 이상이 되면 장력의 분포에 큰 변화가 없음을 볼 수 있다. 그 이유는 스테인레스 판의 열팽창에 따른 축 방향 하중이 바이메탈 효과를 상쇄시키기 때문이다.

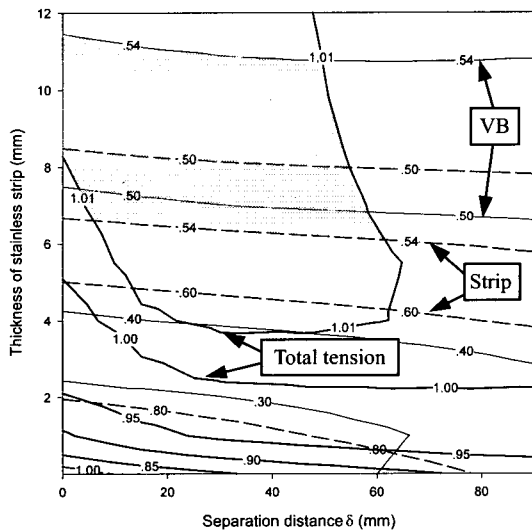


Fig. 8 Total tensile force of wires and maximum stresses of VB and stainless plate normalized by initial total tension and corresponding yield strengths

앞의 결과를 볼 때, 위 두 가지 구조 개선 방안은 모두 장력 이완을 저감 시키는 효과가 있음을 알 수 있다. 이 두 가지 방안을 적절히 조합한다면 그 효과를 극대화 할 수 있을 것으로 보이며, 그 최적 조건을 찾기 위한 해석을 수행하였다. δ 를 최대 90(mm)까지, VB 후방 스테인레스 판의 두께를 최대 12 (mm)까지 변화시키며 SV 공정후의 각 와이어의 최종 장력을 계산한 뒤, 이를 모두 합한

총 장력(total tensile force)을 초기의 총 장력 6000(N)으로 나눈 하중 비율은 그림 8 에 보인 것과 같다.

한편, 본 연구에서는 고온에서 일어날 수 있는 프레임의 크리프는 고려하지 않았으나, 장력의 이완을 막기 위하여는 이 또한 방지되어야 하므로 프레임의 최대 응력을 최소화하여야 한다. CB의 경우에는 최대 굽힘 응력, VB와 스테인레스 판의 경우에는 압축력과 굽힘 모멘트에 의한 최대 응력을 각 시간 증분별로 구하고, 이를 해당 항복 강도로 나눈 응력 비율을 계산하였다. SV 공정 전반에 걸친 응력 비율 중 최대값을 찾아 그림 8에 함께 도시하였다.

VB와 스테인레스 판의 응력이 동시에 각각의 항복 강도의 50%이하가 되는 영역은 나타나지 않았다. 그림의 음영 표시된 부분은 VB와 스테인레스 판의 응력 비율이 모두 54%이하이면서 와이어의 최종 총 장력을 초기의 총 장력에 비하여 1% 이상 증가시켜 장력의 이완을 방지할 수 있는 영역을 나타낸다. 그러나, 총 장력의 증가에도 불구하고 와이어별로는 응력 이완이 일어날 수 있음은 그림 7에 보인 바와 같다. CB의 굽힘 응력은 항복 강도에 비하여 최대 27.4%에 불과하였으므로 CB의 응력 비율은 그림에 표시하지 않았다. 하지만, 초기 압축 하중을 앞의 Case1에 비하여 증가시켜 와이어의 장력을 보다 높게 유지하려 한다면 CB의 응력 비율 역시 증가할 것이므로 함께 고려되어야 할 것이다.

4. 결론

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 이완을 계산하였다. 해석에 사용한 모델에서는 크리프로 인하여 최대 61%의 국부적 장력 이완이 관찰되었다.

이의 개선 방안으로 프레임의 상대적인 위치를 변화시키거나 또는 열팽창 계수가 상이한 금속 판을 추가로 부착하여 바이메탈 효과를 유발하는 방안 등을 연구하여, 이들 방법이 최종적인 마스크

크의 장력 이완을 저감 시킬 수 있음을 확인하였다. 또한, 두 가지 방안을 조합한 경우에 대한 해석을 통하여 최적 조건을 찾아 보았다.

마스크를 와이어의 배열로 모델링한 본 연구의 해석 방법은 상대적으로 높은 수직 방향 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., "Yield Surfaces for Perforated Materials," *Trans. of ASME J. of Applied Mechanics*, Vol. 40, pp. 263~270, 1973.
2. Baik, S. C., Oh, K. H. and Lee, D. N., "Analysis of the Deformation of a Perforated Sheet under Uniaxial Tension," *J. of Materials Processing Technology*, Vol. 58, No. 1, pp. 139~144, 1996.
3. Baik, S. C., Han, H. N., Lee, S. H., Oh, K. H. and Lee, D. N., "Plastic Behavior of Perforated Sheets under Biaxial Stress State," *Int. J. of Mechanical Sciences*, Vol. 39, No. 7, pp. 781~793, 1997.
4. Baik, S. C., Han, H. N., Lee, S. H., Oh, K. H. and Lee, D. N., "Plastic Behavior of Perforated Sheets with Slot-type Holes under Biaxial Stress State," *Int. J. of Mechanical Sciences*, Vol. 42, pp. 523~536, 2000.
5. Moon, Y. H., Lee, D. W., Yang, D. Y., Won, J. S. and Kim, D. H., "Study on the Warm Press Forming Processes for Perforated Sheet Metal," *Proc. of KSPE, Spring Annual Meeting*, pp. 38~43, 1993.
6. Son, S. S., "Thermal Deformation Characteristics in Manufacturing Process of Shadow Mask," M.S. Thesis, Pusan National University, 1997.
7. Kim, K. W., Kim, N. W. and Kang, D. J., "Analysis of Shadow Mask Thermal Deformation and Prediction of Beam Landing Shifts for Color CRT," *IEEE Trans. on Consumer Electronics*, Vol. 44, No. 2, pp. 442~450, 1998.
8. Park, S. K., Kim, J., Chang, Y. C. and Kang, B. S., "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, 2001.
9. Callister, Jr., W. D., *Materials Science and Engineering An Introduction*, John Wiley & Sons, New York, pp. 118~121, 2000.
10. Kraus, H., *Creep Analysis*, John Wiley & Sons, New York, pp. 18~27, 1980.
11. Davis, J. R., *ASM Specialty Handbook; Stainless Steels*, ASM International, pp. 489~525, 1996.