

응력부식균열 시험을 위한 C-Ring 시편의 응력 정량화

김우곤 · 김선재 · 최종호* · 이창규 · 국일현

한국원자력연구소, *고려대학교 금속공학과

Quantification of Applied Stresses of C-Ring Specimens for Stress Corrosion Cracking Tests

Woo-Gon Kim, Sun-Jae Kim, Jong-Ho Choi*, Chang-Kyu Rhee, Il-Hiun Kuk

Advanced Nuclear Materials Development Team, KAERI, # 150, Dukjin-Dong, Yusong-Gu, Taejon, Korea

*Department of Metallurgical Engineering, Korea University

For comparing their resistances for stress-corrosion cracking(SCC) in the K600-MA, K690-MA, and K600-TT tubes, C-ring specimens were fabricated with the various thermal- treatments to control the distributions of the precipitates like Cr-carbides. The bending stresses were analyzed to determine the amounts to make the stress quantitatively to all the C-ring samples, and then the stresses were calculated with the relation to the outer diameter(O.D) deflection(δ) of the C-rings. To measure accurately the bending strains of the C-ring specimens, the strain gauges were used and the compression test was also carried out. In the elastic region, the stresses in both the transverse and the circumferential directions were different with the locations of the strain gauges as attached at $\alpha=30^\circ$, 45° , and 90° to the principal stress direction, but those in the longitudinal direction were independent of their attached locations. Calculated stresses from the strains obtained using the strain gauges were well agreed with the theoretical. In the plastic region over $\delta=1.0\text{mm}$, the stresses for the TT tubes showed lower values of about 400MPa than those for the MA tubes. However, the stresses among the TT tubes showed almost the similar values in this region. Therefore, the states of the stresses applied to the C-ring specimens would be different with the material conditions, *i.e.*, the chemical compositions, the thermal treatments such as MA and TT.

1. 서 론

Alloy 600 및 690은 가압 경수로형(PWR's) 증기발생기 전열관으로 사용되고 있는 재료로서 부식 환경하에서 응력부식균열(SCC, stress corrosion cracking) 저항성이 우수하여야 한다. 현재 alloy 600 전열관은 SCC 저항성이 약하기

때문에 그에 따른 여러가지 부식손상의 문제를 해결하기 위하여 MA(mill annealed) 열처리 후 입계에 탄화물을 석출시켜 입계응력부식(IGSCC, intergranular stress corrosion cracking) 저항성을 향상시킨 TT(thermally treated) 재료가 개발되어 사용되고 있거나 alloy 690 재료가 대체되고 있는 실정이다.^{1,2)} TT 처리에 의

해 입계에 형성된 크롬탄화물의 분포가 실제로 어떻게 부식저항성을 향상시키는가 하는 것은 확실하게 아직 규명되지 않고 있으며 단지 semi-continuous 또는 continuous 하게 석출물이 형성되도록 하는 열처리 중에 석출물의 형성 뿐만 아니라 P의 편석과 같은 현상이 동반되어 부식저항성 향상에 도움을 줄 수 있는 것으로 보고되고 있다.³⁾ 즉 Mclee 등은 탄소농도가 높을 때 P의 편석이 일어나면 부식을 가속시키지만 탄소농도가 낮을 때는 가속이 되지 않는다고 하였고, Pessel 등은 P의 편석이 있을 때 IGSCC 저항성이 향상되었다고 보고하였다.^{4,5)} 또한 alloy 600에서 가장 심각한 IGSCC는 크롬탄화물이 전혀없는 solution-annealed 시편보다는 오히려 크롬탄화물이 약간 존재하는 MA 열처리된 시편에서 일어난다고 보고되고 있는데,⁶⁾ 이 현상은 TT 처리에 의해 형성되는 석출물의 효과를 설명할 수 없다. 따라서, 열처리 공정에 따른 석출물의 분포가 응력부식 저항성에 미치는 영향에 관한 연구들이 계속되어야 할 필요가 있다.

증기발생기 전열관의 부식은 수질, 재료, 응력의 복합적 요소에 의해 응력부식 형태로 나타나므로 개발된 재료에 대하여 이들 조건을 고려한 응력부식 특성 평가는 매우 중요한 절차이다. 응력부식 시험에 사용되는 시편은 U-bend, STUB(Split Tube U-Bend), Bent Beam, C-Ring, Direct Tension(rod) 등이 있으며,⁷⁻¹⁰⁾ 이 중에서 C-Ring 방법은 시편의 형태가 튜브이고 작은 치수가 요구되기 때문에 증기발생기 전열관의 시험에 많이 사용된다. 일반적으로 C-Ring 시편의 응력부식 시험시 특성 비교를 위해 많은 시편들이 동시에 사용되며, 시편에 부여되는 응력은 탄성영역 혹은 항복응력 이상의 소성변형 응력까지 가혹한 응력조건으로 한다.¹¹⁾ 이 과정에서 각 시편에 적용한 응력차이가 있을 경우 초기 재료 변수 및 제조공정 변수와는 상관없이 SCC 특성에 주요 인자로 작용하여 성능평가에

오차를 가져올 수 있으므로 시편별 응력치를 정확히 적용할 수 있는 응력 정량화가 필요하다.

본 연구에서는 입계 석출물의 분포변화에 따른 응력부식 시험의 전 단계로서 열처리 조건별로 제조된 alloy 600/690 전열관에 대하여 ASTM G-38에¹²⁾ 따라 C-Ring 시편을 준비하였다. 이들 C-Ring 시편에 적용되는 응력치를 시편별로 정량화 시키고자 굽힘응력을 해석하여 시편별 O.D 변위(δ)에 따른 응력치를 구하고자 하였다. C-Ring의 가압시 O.D(outer diameter) 변위에 따른 변형량의 측정은 스트레인 게이지를 사용하였으며, 정확한 측정치를 얻고자 실제 상황과 동일한 방법으로 압축실험을 실시하였다.

2. 굽힘응력 이론

Fig. 1에서 C-Ring의 단면에 하중 P 가 작용할 시 굽힘 모멘트 M 과 반력 P 를 발생시킨다. 총 접선응력은 반력 P 의 접선력 P_c 와 굽힘 모멘트에 의해 발생된 응력의 합이 된다. 반경성분(radial component) P_r 는 전단응력을 발생시킨다.

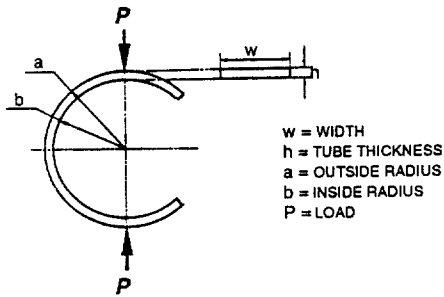
굽힘 모멘트에 의한 단면에서의 응력분포는 Fig. 2에 보이는 것처럼 최대응력은 바깥쪽에서 일어나며 바깥쪽은 인장, 안쪽은 압축응력이 발생하며 식 (1), (2)와 같다.

$$\sigma_{\max} = \frac{M h_1}{Aea} \tag{1}$$

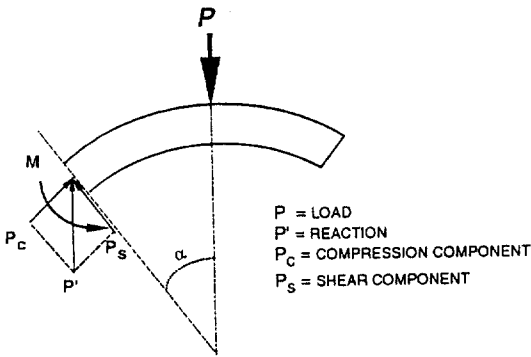
$$\sigma_{\max} = \frac{M h_2}{Aea} \tag{2}$$

직사각형 단면의 경우

$$e = \frac{h^2}{12R} \left[1 + \frac{4}{15} \left(\frac{h}{2R} \right)^2 \right] \approx \frac{h^2}{12R} \tag{3}$$



(a) Loading of the C-ring



(b) At a cross section away from vertical

Fig. 1. Stress components at the cross section of C-ring.

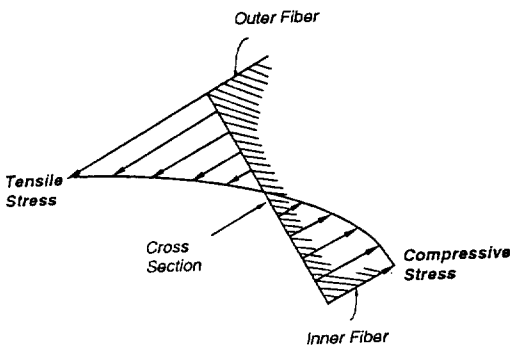


Fig. 2. Stress distribution due to bending moment at the cross section.

가 되며, 굽힘 모멘트는

$$M = PR \sin \alpha \tag{4}$$

므로, 인장의 경우 식 (1)과 식 (4)로부터

$$\sigma_{\max} = \frac{h_1 R}{Aea} P \sin \alpha \tag{5}$$

가 되며, 압축인 경우는 식 (2)와 식 (4)로부터

$$\sigma_{\max} = \frac{h_2 R}{Aeb} P \sin \alpha \tag{6}$$

가 된다. 식 (5), (6)은 C-Ring의 어떤 단면에 대해 외측에서 최대 인장응력과 내측에서 최대 압축응력을 나타낸다.

단면에 직각방향으로 작용하는 접선성분(tangential component)은 반력 P'에 의해 압축응력을 만들며 그 응력은

$$\sigma_{cp} = \frac{P_c}{A} = \frac{P \sin \alpha}{a} \tag{7}$$

로 된다.

결국 C-Ring 시편의 단면에 작용하는 전 합성응력(resultant stress), σ_R 은 $\sigma_R = \sigma_M + \sigma_{cp}$ 이 되므로 부호 규약에 따라 인장인 경우는 (+), 압축인 경우는 (-)로 나타내면 외측단면(outer fiber)의 경우는

$$\sigma_R = \left[\frac{h_1 R}{ea} - 1 \right] \frac{P \sin \alpha}{A} \tag{8}$$

내측단면(inner fiber)의 경우는

$$\sigma_R = \left[\frac{h_2 R}{ea} - 1 \right] \frac{P \sin \alpha}{A} \tag{9}$$

이 된다. Fig. 3에 시편 단면에서의 기호 설명을 나타내고 있다.

3. 실험

시험에 사용된 시편은 K600-MA, K690-MA, TT1, TT2, TT3, TT4, TT5 전열관으로, 합금의

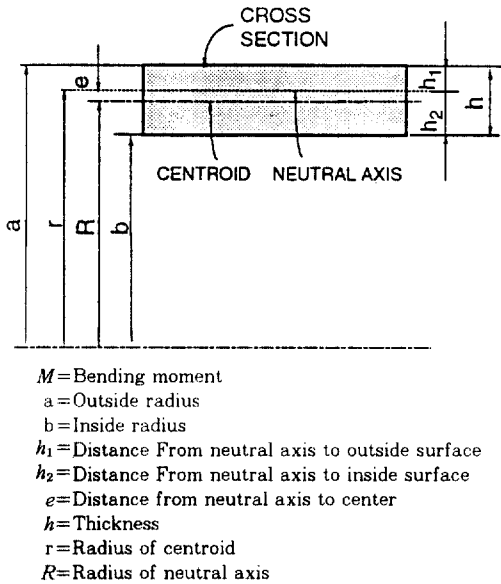


Fig. 3. Descriptions of the Letter for Rectangular Section.

용해공정에서 부터 최종 MA(mill annealing) 열처리까지의 공정을 국내(창원특수강)에서 시험 제조하였으며, TT(thermal treatment) 전열관은 당 실험실에서 열처리를 실시하여 C-Ring 시편을 제조하였다. 시편들의 화학조성 및 기계적 특성치는 Table 1, 2와 같다. MA 및 TT 전열관은 Fig. 4에 보인 것 처럼 입계와 입내에 형성되는 Cr-carbides의 분포를 조절하기 위해 최종 열처리 조건을 달리한 재료로서, MA는 1040℃에서 15분 동안 열처리한 것이며, TT 재료는 MA 열처리 된 시편을 2×10^{-6} torr 이하의 진공로에서 700℃에서 100시간 열처리한 후(TT1), 각각 800℃에서 8시간(TT2), 850℃에서 4시간(TT3), 900℃에서 2시간(TT4), 950℃에서 1시간(TT5)씩 추가 열처리하여 급랭하였다. 이때, 700℃에서 100시간 열처리한 시편으로 부터 시작한 이유는, TT 처리는 일반적으로 700℃에서 15-20시간 열처리하는 것으로 알려져 있으나, Airey³⁾가 보고한 것 처럼 700℃에서 장시간 열처리 하여도 부식저항성은 별차이

Table 1. Chemical compositions of Alloy 600 and Alloy 690 tubes(wt%)

Elements Tubes	Ni	Cr	C	Mn	Al	Fe	Co	S
K600	74.5	15.6	0.016	0.21	0.13	7.2	0.03	<0.001
K690	64.2	27.7	0.014	0.23	0.24	8.1	0.12	<0.001

Table 2. Mechanical properties of Alloy 600 and Alloy 690 tubes

Tubes	Thermal Condition	YS(MPa) (0.2% Offset)	UTS (MPa)	Elonga tion(%)
MA	K600-MA 1040℃/15min	412	741	35
	K690-MA 1040℃/15min	418	792	37
K600-TT1	MA+700℃/100hr	208	611	38
	TT1+800℃/8hr	212	634	40
TT K600-TT3	TT1+850℃/4hr	210	625	40
	TT1+900℃/2hr	198	607	41
K600-TT5	TT1+950℃/1hr	194	617	43

*MA : Mill annealed, TT : Thermally treated.

가 없으므로 가능한 한 많은 크롬 탄화물을 석출시키고자 이 조건을 택하였다.

C-Ring 시편의 형태는 전열관으로 부터 기계적 가공의 영향을 줄이기 위하여 방전가공(EDM)하였으며, 시편 치수는 외경 19.07mm, 두께 1.05mm, 폭 19.00mm이며, 일면은 60°로 잘라내었다. 시편의 굽힘 하중 점에서 각도별 위치에 따른 응력변화를 조사하기 위하여 열처리 조건별로 제조된 여러시편중 대표적으로 K600-MA 시편을 사용하였으며, 스트레인 게이지는 시편의 바깥 표면에 M-bond 200을 사용하여 $\alpha=30^\circ$, $\alpha=45^\circ$, $\alpha=90^\circ$ 위치로 시편의 바깥 표면에 부착하였다. 스트레인 게이지는 MM(Micro-Measurement)사의 EA-06-062TT-120 게이지이며 압축 변형시 원주 및 길이방향 변형량을 동시에 측정 할 수 있는 90°의 T형 로켓트 게이지를 사용하였다.¹³⁾ Fig. 5에 C-Ring의 치수 및 게이지의 부착 위치를 나타내고 있다.

또한 열처리 조건별로 제조된 여러 C-Ring 시편별에 대하여 O.D의 감소에 따른 최대 굽힘점(apex, $\alpha=90^\circ$)에서 시편별 변형량을 비교하

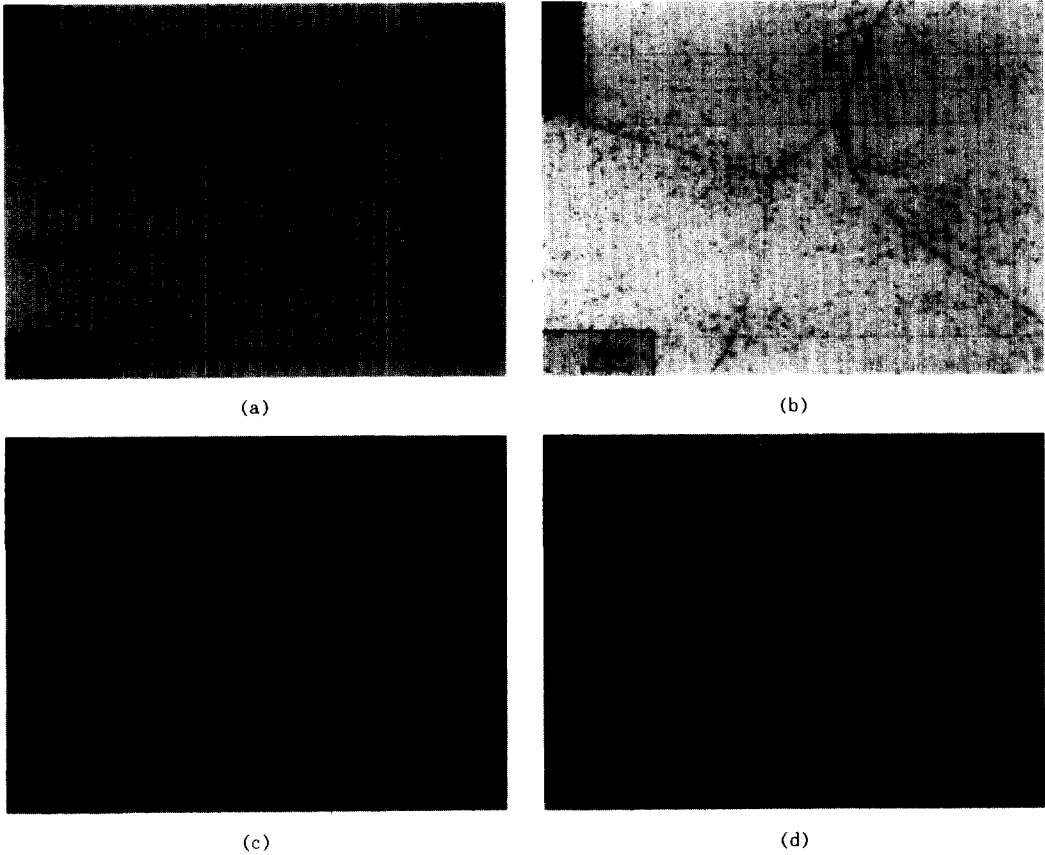


Fig. 4. SEM photographs for the K600 alloys heat-treated in vacuum at (a) 1040°C for 15min (MA), (b) 700°C for 100hr (TT1), (c) 700°C for 100hr+850°C for 4hr (T3), and (d) 700°C for 100hr+950°C for 1hr (TT5).

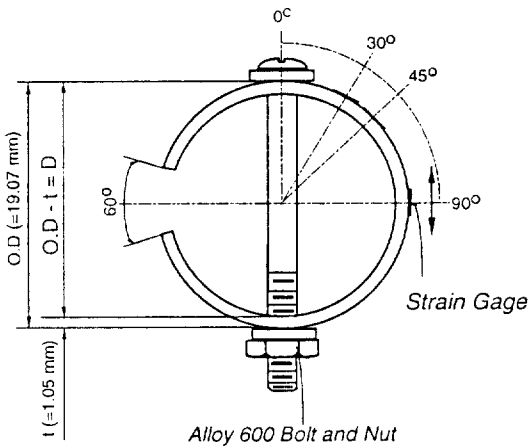


Fig. 5. Configurations and dimensions for stressing of C-ring.

기 위하여 EP-08-250BG-120 게이지를 사용하였다. 이 게이지는 주로 항복점 이후의 큰 소성 변형량 측정에 사용되는 게이지로 제조시 완전 풀림 열처리하여 연성이 좋도록 한 특수 게이지이다. 즉 일반 게이지의 최대 변형량 한계가 3.2mm 게이지 길이에서 $\pm 3-5\%$ ($30,000-50,000 \mu\epsilon$)인 것에 반해 이 게이지는 최대 $\pm 20\%$ ($200,000 \mu\epsilon$)의 큰 변형량까지 측정 가능하다. Table 3에 실험에 사용된 스트레인 게이지의 특성을 나타내고 있으며, 측정 장비는 MM사의 P-3500 및 SB-10 채널 인디게이터를 사용하였다.

C-Ring 시편의 압축시험으로부터 시편별 O.D의 가압 변위에 따른 하중 측정은 INSTRON사

Table 3. Strain gage specifications

Gage Type	Gage Length (mm)	Gage Factor	Gage Resistance (Ω)
EA-06-062-062TT-120	1.57	1.99 1.0%	120 0.2%
EP-08-250BG-120	6.35	2.055 0.5%	120 0.15%

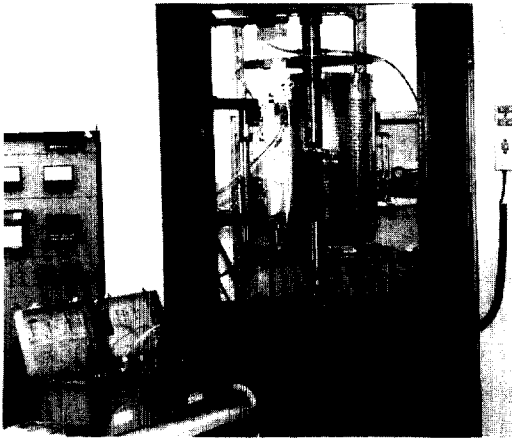


Fig. 6. Experimental setup showing measuring of strains and forces by loading of the C-ring.

의 4045 만능시험기를 사용하였다. C-Ring 시편의 전체적인 실험 상황을 Fig. 6의 사진에 보이고 있다.

4. 결과 및 고찰

4.1 탄성해석

Fig. 7은 C-Ring 시편에서 하중 P 를 적용할 시 O.D 변위(δ)에 따른 시편 위치별 원주방향 변형량($\epsilon_{\theta\theta}$) 및 길이방향 변형량(ϵ_{zz})의 측정 결과를 나타낸 것이다. C-Ring은 여러시편 중에서 K600-MA 전열판에 대한 것이며 EA-06-062TT-120 스트레인 게이지를 사용하여 $\alpha = 30^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ 의 위치에 대하여 원주 및 길이방향 변형량을 동시에 측정하였다. 원주변형의 경우 길이방향의 변형량에 비하여 크며 각도 위치별로는 스트레인 게이지의 변형량이 다르고 굽

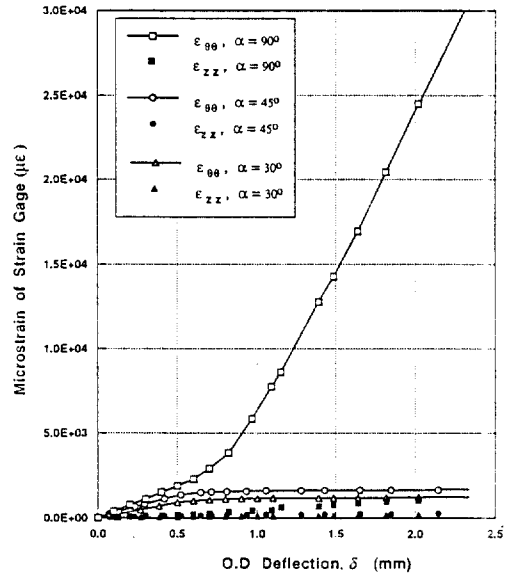


Fig. 7. Strains measured from strain gages with O.D deflection of C-ring at $\alpha=30^\circ, 45^\circ, 90^\circ$.

본힘정점(apex, $\alpha=90^\circ$)에서 가장 높다. 탄성영역은 C-Ring의 O.D 감소량 약 0.5mm까지로 보여지며 탄성영역과 소성영역에서의 곡선 기울기가 다르며 소성영역에서 변형량은 거의 선형적으로 증가되고 있다. 반면 $\alpha=30^\circ, 45^\circ$ 의 위치의 경우 $\alpha=90^\circ$ 와는 달리 게이지의 변형량은 거의 변화가 없다. 그리고 길이방향의 변형량은 원주 변형에 비해 매우 미소함을 알 수 있다.

C-Ring 시편의 O.D 변위에 따른 탄성영역에서의 이론해석은 C-Ring의 굽힘 변형량으로 부터 계산할 수 있다. 변형량 $\epsilon = K \sin \alpha \delta$ 표현되며,⁸⁾ K =C-Ring의 기하학적 치수에 의해 결정되는 상수이므로 다음 식과 같이 계산된다.

$$\epsilon = \frac{4tz}{\pi D^2} \sin \alpha \delta \quad (10)$$

여기서 ϵ : 스트레인 게이지 변형량, α : 하중점으로 부터 임의의 단면까지를 나타내는 각도, δ : C-Ring의 O.D 변위 (mm), t : 두께 (mm), D : 평균직경(OD-t) (mm), z : D/t 에 따른 보정계수이다. 따라서 실험에 사용된 시편치수에 대하여

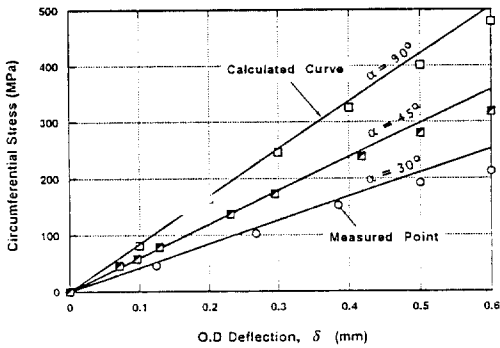


Fig. 8. Circumferential stress vs. O.D deflection in elastic region.

여 상수 K 를 계산하면

$$\epsilon = 3.948 \times 10^{-3} \sin \alpha \delta \quad (11)$$

가 되므로 α 의 각도별 위치 및 C-Ring의 O.D 변위, δ 에 따른 변형량으로 부터 탄성영역에서의 응력 (σ_T)은

$$\sigma_T = E \cdot \epsilon \quad (12)$$

로 계산할 수 있다. 인코넬 600 재료의 탄성계수는 $E=214 \times 10^3$ (MPa)로 하였다.¹⁴⁾

Fig. 8은 C-Ring 각도 위치별에 따른 탄성영역에서의 원주방향 응력에 대한 실험 및 이론 계산치의 결과를 나타낸 것이다. C-Ring의 각도별 위치에 따라 원주응력은 차이가 있음을 보여주고 있으며 실험 측정치는 식 (10), (11), (12)를 이용하여 계산한 이론 계산치와 잘 일치하고 있음을 보여주고 있으므로 본 측정이 오차 없이 정확히 이루어졌음을 확인할 수 있다. 그림의 결과에서 처럼 C-Ring의 각도별 위치에 따라 원주응력이 차이가 있는데, 이와같은 결과는 ASTM에서 보고된¹²⁾ 알루미늄 7075-T6 재의 C-Ring 시편의 경우 위치별 원주 응력치가 동일하다는 결과와 다르게 나타나고 있다. 따라서 C-Ring 시편의 응력상태는 재료특성 및 시

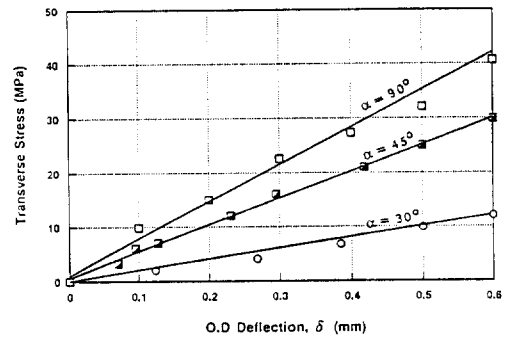


Fig. 9. Transverse stress vs. O.D deflection in elastic region.

편의 기하학적 형상에 따라 달라질 수 있음을 의미하고 있다. 본 시험 결과에서 C-Ring의 O.D 변위가 0.5mm 일 경우 K600-MA 재료의 항복응력치인 400MPa에 도달되므로 이 영역이 탄성한계 영역으로 볼 수 있다. 이 영역 이상에서는 소성변형이 시작되는 것으로 보여지며 탄성이론 계산치와 실험치의 차이가 커지고 있음을 보여주고 있다.

Fig. 9는 탄성영역에서의 C-Ring O.D 변화에 따른 위치별 길이방향 응력계산 결과를 나타낸 것이다. 길이방향의 응력은 원주방향 응력에 비해 매우 작으며, 원주응력과 같이 역시 apex 점에서 최대 응력이 발생되고 있음을 보여주고 있다.

4.2 소성영역에서의 응력 정량화

응력부식 시험을 위해 C-Ring 시편에 응력을 부여할 시 항복응력 부근 및 그 이상의 소성변형 응력까지 가혹한 조건으로 적용할 경우 각 시편들의 부여한 응력 차이의 영향이 SCC 특성에 주 인자로 작용할 수 있기 때문에 C-Ring 시편의 응력부식 시험시 동일한 응력을 적용하는 것은 중요하다. C-Ring 시편을 가로 지르는 볼트에 나트를 조여 응력을 부여할 시 소성영역에서는 국부적으로 응력 변형점이 발생할 수 있으므로 탄성의 경우와 달리 응력해석을 하는데 어려우므로 실험적인 방법이 사용되고 있다. 소

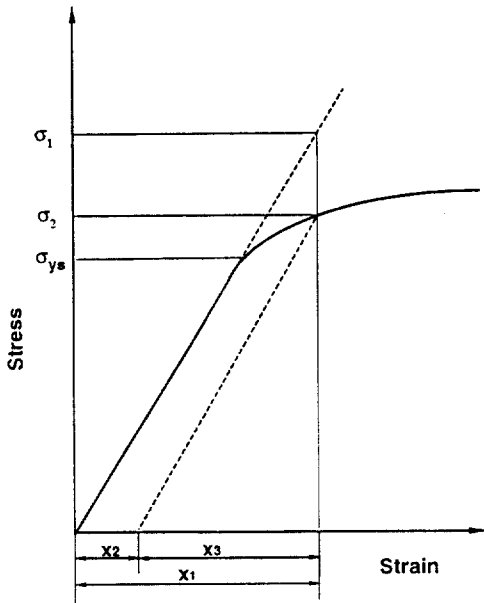


Fig. 10. Schematic representation of applied stress in a c-ring sample configuration. σ_2 is stress taken from plastic deformation of the material.

성영역 이상에서 C-Ring 시편에 적용된 응력을 계산하는 방법에서 EPRI 보고¹¹⁾에 의하면 apex 지점에 스트레인 게이지를 부착하여 변형량을 측정 한 다음 탄성이론에 의하여 응력, σ_1 을 계산한다. 그 다음 단축 인장시험으로 얻은 응력-변형을 곡선을 이용하여 Fig. 10에 나타낸 것처럼 탄성영역을 확장시켜(X_1 에 해당되는 변형량) σ_1 응력치를 계산으로 구한 다음, 그 응력에 해당하는 변형률로부터 실제 적용한 응력 σ_2 를 얻는다.

그러나 단축 인장시험에서 얻은 응력-변형률 곡선은 C-Ring 시험의 압축시험과 상황이 다르고 변형률(ϵ , strain)을 나타내는 게이지 길이가 시편별로 다를 수 있으므로 실제 상황과 동일한 방법으로 시험을 실시하여 시편에 부여된 응력값을 정확히 조사하는 과정이 필요하다.

Fig. 11은 본 실험에 사용된 7개의 모든 시편에 대하여 소성영역 이후까지의 O.D의 압축변위, δ 에 따른 apex 영역에 대하여 원주방향으로

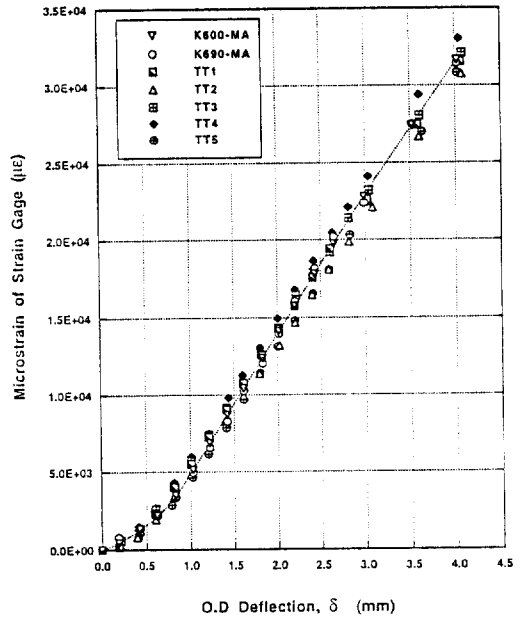


Fig. 11. Circumferential strains vs. O.D deflections (δ) at apex position of various C-ring samples.

계측된 스트레인 게이지의 변형량 결과를 나타낸 것이다. 측정에 사용된 스트레인 게이지는 EP-08-250BG-120 로 큰 소성영역의 변형 측정에 사용되며, 최대 200,000 $\mu\epsilon$ 까지 측정 가능한 게이지이다. 스트레인 게이지의 변형량에 있어서 Fig. 7의 결과와 비교하여 볼 때 δ 가 0.5mm까지의 탄성영역에서는 거의 일치하나 소성영역으로 갈수록 변형량의 차이가 크지고 있다. 그 이유는 Table 3에서 처럼 사용된 스트레인 게이지의 게이지 길이(gage length)가 각각 다르기 때문으로 보여진다. 단지 본 측정에서는 가혹한 소성영역까지 O.D 변위에 따른 시편별 변형량과의 관계를 조사하고자 사용하였다.

그림의 결과에서 모든 시편은 소성영역에서도 δ 변위의 증가에 따라 변형량이 일정하게 증가하며 시편별 그 차이는 미소하다. δ 변위가 매우 큰 영역인 3.0mm까지에서 최대 차이폭은 약 2,500 (0.25%) 정도로 나타나고 있다. 이와 같은 결과로 볼때 apex 점에서의 δ 변위에 따른 시편의 변

형량은 시편별로는 큰 차이가 없으므로 소성영역에서 시편별 C-Ring의 기하학적 형상이 거의 동일한 양상으로 변화되었음을 의미하고 있다. 따라서 시편별 C-Ring의 O.D 변위, δ 와 변형량은 일정한 관계이기 때문에 δ 변위량을 기준으로 하여 모든 시편에 대하여 응력을 정량화하는 것이 가능하다. 결국 동일한 치수를 갖는 많은 시편을 시험할 경우 모든 시편에 대하여 스트레인 게이지를 일일이 사용할 필요 없이 소성영역에서도 C-Ring의 O.D 변위의 측정만으로 시편별로 가압응력을 정량화시킬 수 있음을 알 수 있다.

이상의 결과로부터 시편별로 적용되는 응력을 계산하기 위하여는 실제 상황과 동일한 시험이 필요하므로 INSTRON 만능 시험기를 이용하여 C-Ring의 O.D 변위에 따른 시편별 압축시험을 실시하여 하중-변위 곡선을 측정한다. 측정된 하중-변위 값으로부터 굽힘이론의 최종식(8)을 사용하여 시편별 합성응력(R , Resultant Stress)을 계산하였다.

Fig. 12에 시편별 C-Ring의 O.D 변위에 따른 합성응력의 결과 곡선을 보여준다. 응력이 가장 높은 바깥쪽($=90^\circ$, apex)에 대한 것으로서 시편별 단면적은 동일하게 변화하는 것으로 하였다. 이러한 이유는 Fig. 11의 결과에서 처럼 소성영역에서의 apex 영역에 대한 스트레인 게이지로부터 측정된 변형량이 시편별로 큰 차이가 없었으며, 변형량과 O.D 변위의 관계가 일정 관계로 나타났기 때문이다.

합성응력 σ_R 의 계산은 본 시험에서 사용된 C-Ring 치수에 대하여 하중의 함수로 식 (8)을 나타내면

$$\sigma_R = 2.43 P(\sigma_M) - 0.0496 P(\sigma_{cp}) = 2.380 P \quad (13)$$

되므로 실험에서 측정된 하중 P 를 이용하면 된다. 식 (13)에서 알 수 있듯이 하중 P 에 의하여 C-Ring에 작용하는 응력은 주로 굽힘 모멘트에 의한 응력이 크게 발생되고 있음을 알 수 있다.

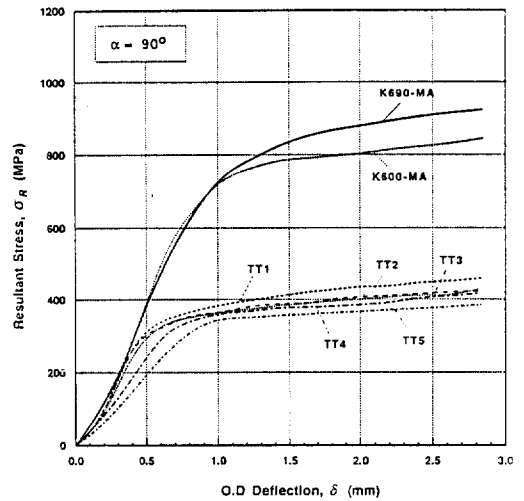


Fig. 12. Resultant stress with O.D deflection on various C-ring tubes at outer fiber($\alpha=90^\circ$).

그림에서 보듯이 δ 변위가 1.0mm 이상인 영역에서 TT 시편의 경우 MA 시편에 비해 약 400MPa의 큰 응력차이가 있으나, TT 시편들은 응력 값에서 별 차이를 보여주지 않고 있다. TT 열처리의 주 목적이 Fig. 4에 보여준 것 처럼 미세조직을 제어하여 SCC 저항성에 대한 기구 규명을 위한 것이지만, Table 2의 인장결과에서 처럼 TT 처리 할 경우 열처리의 영향으로 MA에 비해 재료의 강도가 크게 변화되므로 C-Ring 시편에 적용된 응력상태는 동일한 O.D 변위 및 스트레인 변형량에서도 상당히 차이가 있음을 보여주고 있다. 그리고 MA 전열판에서 alloy 690인 경우 alloy 600에 비해 소성영역으로 갈수록 차이가 커지는 것은 고 Cr 함량에 따른 고용강화 효과로 인한 가공경화 영향에 기인하는 것으로 판단된다.

본 시험 결과를 이용하면 동일한 조건으로 많은 시편을 제조했을 경우에는 일일이 스트레인 게이지를 사용하여 변형량을 측정할 필요 없이 C-Ring의 O.D 변위만으로 시편별 가압응력을 알 수 있으며 시편별로 정량화시킬 수 있지만, 제조조건이 다른 경우에는 추가로 압축시험과 같은 하중-변위 곡선 측정이 필요하다는 것을

알 수 있다. 또한, 본 실험에 의하여 얻은 최종 용력 계산치는 용력부식 시험을 위한 C-Ring 시편에 있어서 용력을 적용시 실제 상황과 동일한 결과이기 때문에 매우 정확한 것으로 판단되며, 만약 오차가 있다면 Fig. 11에서의 결과에서 처럼 가혹한 소성영역 조건인 3.0mm까지의 δ 변위에서 시편별 스트레인 게이지 변형량의 최대 측정 오차 $2,500\mu\epsilon(0.25\%)$ 이내에 포함될 것으로 판단된다. 본 연구로 부터 정량화된 용력을 C-Ring 시편에 가하여 caustic 분위기에서의 부식시험이 앞으로 계속 진행될 것이다.

5. 결 론

용력부식시험을 위하여 열처리 조건별로 제조된 C-Ring 시편에 대하여 O.D 변위(δ)에 따른 가압용력을 시편별로 정량화하였다. C-Ring의 원주방향 탄성용력은 $\alpha=30^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ 위치별로 차이가 있었으며 길이방향 용력은 미소하였으며 탄성영역에서의 이론 계산치는 실험 측정치와 잘 일치하였다. 소성영역에서 외측 apex 점에서의 C-Ring의 δ 변위에 따른 변형량은 시편별로 큰 차이가 없었으며 동일한 경향으로 증가되었다. 용력계산 결과 δ 변위가 1.0mm 이상인 영역에서 TT 시편의 경우 MA 시편에 비해 약 400MPa의 용력차이가 있었다. 이러한 결과는 C-Ring 시편의 경우 동일한 O.D 변위 및 게이지 변형량에서도 실제 시편에 따라 적용되는 용력상태는 재료의 기계적 특성에 따라서 상당히 차이가 있는 것으로 나타났다. 본 시험 결과를 이용하면 C-Ring 시험시 동일한 조건으로 제조된 많은 시편의 경우 스트레인 게이지 사용 없이 δ 변위만으로 시편별 용력을 알 수 있으므로 정량화 시킬 수 있다.

참 고 문 헌

1. Cebelcor, "Steam Generator Corrosion Studies",

EPRI NP-2331 (1982).
 2. G. J. Theus, "Stress Corrosion Cracking of 600 and Alloy 690 in All Volite Treated Water at Elevated Temperatures", EPRI NP-3061 (1983).
 3. G. P. Airey, "Microstructural Aspects of the Thermal Treatment of Inconel 600", Corrosion Vol. 36, p. 9 (1980).
 4. A. R. McIllee and H. T. Michels, Corrosion, Vol. 33. P. 60 (1977).
 5. N. Pessel, G. P. Airey, and B. P. Lingenfelter, Corrosion, Vol. 35, P.100 (1979).
 6. J.K. Sung, "Effects of Grain Boundary Chemistry on the Intergranular Cracking Behavior of Ni-16Cr-9Fe in High Temperature, High Purity Water and 50% NaOH", Ph. D. Thesis of the University of Michigan (1990).
 7. Robert Baboian, "Corrosion Tests and Standards ; Application and Interpretation", Chapter 25-Stress Corrosion, pp. 240-251 (1995).
 8. S. O. Fernandex and G. F. Tisinai, "Stress Analysis of Unnotched C-Rings Used for Stress Cracking Studies", Journal of Engineering for Industry, Vol.90, pp. P147-152 (1968).
 9. "Stress Corrosion Testing", ASTM-STP-425, American Society for Testing and Materials, p. 3 (1967).
 10. G. Haaijer and A. W. Loginow, "Stress Analysis of Bent-Beam Stress Corrosion Specimen", Corrosion, Vol. 21, pp. 105-112 (1965).
 11. G. P. Airey, "Optimization of Metallurgical Variables to Improve the Stress Corrosion Resistance of Inconel 600", EPRI-NP-1354, pp. 2.1-2.16 (1980).
 12. "Standard Practice for Making and Using C-Ring Stress-Corrosion Test Specimens", ASTM G38-73 (1995).
 13. Micro-Measurements(MM) Group, "Strain Gage Catalog 500-Precision Strain Gages" (1996).
 14. Huntington Alloys, Inc., "Inconel Alloy 600" (1980).