

Alloy 600/690 시제 전열관의 확관시험 평가 및 응력해석

김우곤, 장진성, 국일현
한국원자력연구소
김태규, 김성수
영남대학교
이동희, 주영한
삼미특수강

요 약

원전 증기발생기 시제 전열관으로 제조된 Alloy 600 및 690 에 대하여 ASTM 규정 (B163-86a)에 따라 확관실험을 실시하여 평가하였으며, 관 요소에 작용하는 응력을 해석하였다. 실험 결과 시제 전열관은 ASTM에서 요구하는 확관율 30% 및 그 이상의 35% 까지 확관할 경우에도 양호한 확관상태를 보였다. 확관에 따른 유동곡선의 축력은 Alloy 690 이 Alloy 600 에 비해 높았으며, 확관율의 증가에 따라 차이가 점진적으로 크지는 경향을 보였다. 얇은 벽 튜브의 확관에 대한 응력 해석식은 Modified Tresca's Yield Criterion 를 도입하여 얻었으며, 소성변형식을 이용하여 확관율에 따른 응력을 예측하였다. 유동곡선의 이론 계산치와 실험치를 비교한 결과 Alloy 600의 경우 이론치는 실험치보다 약간 낮은 값으로 잘 일치되었으나, Alloy 690 경우는 Alloy 600에 비하여 확관율의 증가에 따라 차이가 커지는 경향을 보였다.

1. 서 론

인코넬 합금 600 및 690 은 가압경수로(PWR)의 증기발생기(steam generator) 전열관(heat exchanger tube)으로 많이 사용되고 있는 재료이다[1]. 증기발생기 내부에 U-자 형으로 설치된 전열관은 관지지판으로 지지되어 있으며, 관의 끝부분은 확관하여 관판(tube sheet)에 밀착시킨 후 용접하여 설치하게 된다. 전열관을 관판에 조립할 때 도입되는 기계적 응력은 전열관의 응력부식균열(SCC)을 발생시키는 주요인자로 남아 있을 수 있다[2-5]. 확관에 의한 관 벽면 내에서 미소균열(cracks)이 발생하거나 국부적으로 큰 잔류응력이 존재하게 된다면, 응력부식균열의 시발점이 될 수 있을 뿐만 아니라, 고온,고압(310°C,175atm)의 환경 하에서 기계적인 안전성에도 큰 문제를 초래할 수 있기 때문에, 전열관 제조 시 품질보증 절차중 ASTM standards (B163 -86a)에 따라 확관시험을 거치도록 규정하고 있다[6].

본 연구에서는 Alloy 600 및 690 시제 전열관에 대하여 확관실험을 실시하여 그 특성을 평가하고, 열처리 조건을 달리한 재료에 대하여도 확관 유동곡선을 조사하였다. 확관에서의 소성변형 해석식을 이용하여 각 Alloy별 관 요소에 작용하는 응력을 계산하여 실험치와 비교,확인 하였다.

2. Conical Plug를 통과하는 얇은 벽 튜브의 확관응력

내압이나 외압을 받는 원통형의 튜브(tube)와 용기(vessel)는 보통 얇은 벽 시린더와

두꺼운 벽시린더로 구분된다. 즉 원통의 지름 D 와 벽두께 t 와의 비 t/D 에 의하여 결정된다. 즉 $t/D > 1/10$: 후판 원통, $t/D < 1/10$: 박판 원통으로 취급하는데, 국내 원전 증기발생기 전열관의 경우 직경 19.05 mm, 두께 1.1 mm 로서 얇은 벽 시린더로 취급 할 수 있다[7]. 따라서 전열관의 확관에 따른 응력은 관의 벽 어느 단면에 있어서나 직경에 비하면 얇으므로 소성 굽힘의 영향을 무시하고, 또한 관의 벽을 가로질러서 응력의 변화는 매우 작은 것으로 가정하여 해석한다. 얇은 두께를 갖는 튜브를 반정각 α 인 정차 원추형 플러그 (conical plug)를 사용하여 직경 $D_1 = 2 R_1$ 에서 확관하고자 하는 임의의 직경 $D_2 = 2 R_2$ 로 확관하는 경우, 확관 흐름도를 Fig. 1 (a)에 도시하였다. 관의 각 부분은 플러그를 통과할 때 준 정적 상태(quasi steady state)의 동일한 변형을 받으며, 관의 길이는 안정상태의 변형이 나타나는 것으로 한다. 임의의 평균반경 r 에 있어서 요소에 작용하는 응력상태를 Fig. 1 (b)에 도시하였다. 여기서 q : 길이방향 응력 (플러그 면에 평행한 응력), σ_θ : 원주방향 응력, p : 벽 두께의 수직방향으로 작용하는 압력, $\tau (= \mu p)$: 관과 플러그 면에서의 마찰응력, μ : 마찰계수, t : 임의의 평균반경 r 에서 벽두께, ds : 플러그 면에 평행한 요소의 길이이다.

원주방향의 응력 σ_θ 에 의한 요소에 작용하는 힘의 반경방향 성분은 $2 \sigma_\theta \sin(d\theta/2) t ds$ 이고, 이것은 Fig. 1 (c)에 표시한 바와 같이 플러그 면에 수직한 성분을 갖는다. 플러그 면에 수직한 방향으로 요소에 작용하는 힘을 분해하여 평형상태로 생각하면

$$p r d\theta ds - 2 \sigma_\theta \sin(d\theta/2) t ds \cos \alpha = 0 \quad (1)$$

$$p r d\theta ds - \sigma_\theta d\theta t ds \cos \alpha = 0 \quad \text{혹은} \quad p = \sigma_\theta \cos \alpha \frac{t}{r} \quad (2)$$

이다. 플러그 면에 평행한 방향으로 요소에 작용하는 힘을 분해하면

$$(q + dq)(r + dr) (t - dt) d\theta - q r d\theta + 2 \sigma_\theta \sin(d\theta/2) t ds \sin \alpha + \mu p r d\theta ds = 0 \quad (3)$$

로 된다. 2차의 작은 량은 무시하고, $d\theta dr$ 로 나누고 간단히 하면, 식 (3)은

$$r t \left(\frac{dq}{dr} \right) + q t \left(\frac{dr}{dr} \right) - q r \left(\frac{dt}{dr} \right) + \sigma_\theta t + \mu p r \left(\frac{1}{\sin \alpha} \right) = 0 \quad (4)$$

로 된다. 식 (2)와 식 (4)를 조합하면

$$r t \left(\frac{dq}{dr} \right) + q t \left(\frac{dr}{dr} \right) - q r \left(\frac{dt}{dr} \right) + \sigma_\theta t + \mu \sigma_\theta t \cot \alpha = 0 \quad (5)$$

이되며, 이것이 튜브확관에 대한 평형 미분방정식이 된다. 확관시 관 벽의 두께 변화를 무시하면 $dt/dr \rightarrow 0$ 이므로 식 (5)는

$$r \left(\frac{dq}{dr} \right) + q + \sigma_\theta (1 + \mu \cot \alpha) = 0 \quad \text{또는} \quad r \left(\frac{dq}{dr} \right) + q + \sigma_\theta (1 + B) = 0 \quad (6)$$

이고, 여기서 $B = \mu \cot \alpha$ 이다

얇은 두께의 전열관은 $\cos \alpha t/r$ 가 작으므로 수직 플러그 압력 p 는 원주방향의 응력 σ_θ 에 비하면 작다. 따라서 $\sigma_\theta(\text{인장}) > p > q(\text{압축})$ 또는 $\sigma_1 = \sigma_\theta$, $\sigma_2 = p$ 및 σ_3

= q 이다. 만약 수직 플러그 압력 p 를 다른 2개의 주응력과 비교하여 무시할 수 있다면 Von Mises의 항복조건은 $\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_3 + \sigma_3^2 = Y^2$ 이고, Y 는 강완전소성관재료의 단축 항복응력이다. 같은 응력상태에 대하여 Tresca의 항복조건은 $\sigma_1 - \sigma_3 = Y$ 가 된다. 상대적인 주응력의 크기와 방향을 알때에는 Von Mises의 항복조건식 보다 Tresca의 항복조건식의 적용이 용이하며 수학적 유도가 간단하므로[8] 본 실험의 해석에 있어서는 수정된 Tresca의 항복조건을 근사식으로 채택하기로 한다. 즉 $\sigma_1 - \sigma_3 = m Y$ 이고, 여기서 m 은 상수이며 약 1.08 값을 갖는다. 평균항복응력 \bar{Y} 를 갖는 재료에 대하여 수정 Tresca 항복조건은

$$\sigma_\theta - (-q) = m\bar{Y} \quad \text{또는} \quad \sigma_\theta = m\bar{Y} - q \quad (7)$$

이다. 식 (6)과 (7)을 조합하면

$$r \left(\frac{dq}{dr} \right) + q + (m\bar{Y} - q)(1 + B) = 0 \quad \text{또는} \quad r \left(\frac{dq}{dr} \right) + Bq + m\bar{Y}(1 + B) = 0$$

$$\frac{\frac{dq}{dr}}{[Bq - m\bar{Y}(1 + B)]} = \frac{dr}{r} \quad (8)$$

이 된다. 식 (8)을 적분하면 $\left(\frac{1}{B} \right) \ln(Bq + C) = \ln r + \ln A$ 가 되고 여기서 $\ln A$ 는 적분상수이고, $C = -m\bar{Y}(1 + B)$ 이다. 따라서 $(Bq + C)^{1/B} = r A$ 가 된다. $r = R_1 = D_1/2$ 인 플러그 입구에서의 응력 $q_1 = 0$ 이므로

$$C^{1/B} = R_1 A \quad \text{또는} \quad A = C^{1/B} / R_1$$

$$(Bq + C)^{1/B} = (r/R_1)^{1/B} C \quad \text{또는} \quad Bq + C = (r/R_1)^B C$$

이고, 결국 길이방향의 응력 q 는

$$q = (C/B) \left[(r/R_1)^B - 1 \right] \quad \text{또는} \quad q = m\bar{Y} \left[(1+B)/B \right] \left[1 - (r/R_1)^B \right] \quad (9)$$

가 된다. 확관 축력(axial force), F 는 $F \approx q_2 (\pi D_2 t / \cos \alpha)$ 이므로 식 (10)으로 된다.

$$F \approx (\pi D_2 t / \cos \alpha) m \bar{Y} \left[(1+B)/B \right] \left[1 - (D_2/D_1)^B \right] \quad (10)$$

3. 실험

확관특성 평가를 위해 사용된 시제 전열관은 K600-MA, K600-TT, K690-MA, K690-TT, I600-MA, I690-MA로서 삼미 특수강과 공동연구로 제조하였다. 여기서 MA(mill annealing) 및 TT (thermal treatment) 는 전열관 제조 시 최종 열처리 조건을 달리한 재료로서 TT 재료는 MA 후 710°C/15hr 동안 진공 분위기에서 추가 열처리를 수행한 것이다. I-tube는 Inco 사로부터 수입한 중간소재(forged bar)를 이용하여 제조한 전열관으로 시제 전열관의 확관특성을 비교 평가하기 위하여 사용되었다. 각 재료의 기본적인 기계적 성질을 측정하기 위한 인장시험 방법은 ASTM 규정에 따라 수행하였다[9]. 인장 시편길이는 300mm 로 하였고 튜브의 양 끝에 길이 100mm인 plug를 삽입하였다. 시편의 표점거리(gage length)는 70mm, strain rate는 $2.38 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$ 로 일정 변형률 하에서 실시하였다. 시편별 항복강도, σ_{ys} 는 0.2% offset 값을 취하였다.

확관 치구는 ASTM 에서 규정한 60°를 갖는 원추형 플러그(conical plug)를 사용하였으며[6], 치구의 재질은 SKD-11 합금 공구강으로 가공 후 표면경화 열처리를 하였다. 확관실험은 만능시험기를 사용하여 $1 \times 10^3 \text{ sec}^{-1}$ 의 일정 변형을 하에서 압축 확관 하였으며, 확관율 (flaring percentage : F.P,%)은 ASTM 규정치 30% 및 그 이상의 35% 까지 실시하여 확관상태를 확인하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1. 확관특성 평가

확관실험 결과 시제 전열관 K600-MA/TT 및 K690-MA/TT 는 ASTM 규정에서 요구한 30% 확관 시 관 벽면 상에 어떤 미소균열(cracks)도 발생되지 않는 양호한 확관 상태를 보였다. 또한 확관율 35% 까지 확관할 경우에도 시제 전열관은 양호한 소성 상태를 보였다. Fig. 2 에 압축 확관실험을 통하여 얻은 시편별 확관 축력(Force)-확관율(F.P,%)의 유동곡선(flow curve)을 나타내었다. 유동곡선의 비교결과들은 35%까지 확관한 것으로 직경변화에 따른 확관율 $F.P(\%) = (D_f - D_o) / D_o \times 100$ 로 계산하여 나타내었다. 여기서, D_o = 확관 전 튜브 직경, D_f = 확관 후 튜브 직경이다. 결과들을 보면 Alloy 600 및 Alloy 690 모두 확관율의 증가에 따라 확관축력이 증가되고 있으며 재료별로 비슷한 경향을 나타내고 있다. 즉 Alloy 690 이 Alloy 600 에 비해 축력이 크며 확관율의 증가에 따라 차이가 점진적으로 증가되고 있다. 이와같은 결과는 Alloy 690 은 Alloy 600에 비해 Cr 량이 많기 때문에 고용강화 효과가 크며 변형 확관율의 증가에 따른 소성영역에서 가공경화 효과가 더 크기 때문인 것으로 여겨진다.

시편별 확관 유동곡선의 전체적인 경향을 보면 Alloy 600 의 경우에는 약 15% 까지의 확관율에서, Alloy 690 인 경우에는 약 10% 까지의 확관율에서 확관축력이 미소하게 증가하다가 그 이후에 확관축력이 일정한 량으로 증가되는 현상을 보인다. 이와 같이 확관 초기에 정상적인 소성흐름 변형 전에 천이영역이 존재하는 것은 초기 확관 시 관은 60°의 plug에 의해 금속 내부의 slip으로 인하여 소성유동 및 내부 전위를 일으키면서 재료내부에 일정량의 에너지를 축적하는 과정으로 생각할 수 있다. 이러한 천이영역을 지나면 관 벽면은 plug면을 따라서 정상적인 소성유동 흐름으로 확관되는 것으로 생각된다. Table 1 에 인장실험 결과를 보여주고 있으며, Alloy 690이 Alloy 600에 비해 기계적 특성치가 높음을 보여준다.

Table 1. Mechanical Properties of Alloy 600 and Alloy 690 Tubes

Specimens	Thermal Condition	YS(MPa) (0.2% Offset)	UTS(MPa)	Elongation (%)	
MA	K600-MA	1040°C/15min	407	698	34
	I600-MA	1040°C/15min	382	735	36
	K690-MA	1040°C/15min	412	792	38
	I690-MA	1040°C/15min	450	785	37
TT	K600-TT	MA+7·0°C/15hr	340	696	36
	K690-TT	MA+7·0°C/15hr	380	791	38

MA : Mill Annealed, TT : Thermally Treated, I : Inconel Tube, K : Korean-Made Tube

4.2. 응력계산 결과

소성변형에서 응력해석은 응력-변형율의 유동곡선(flow curve)을 여러가지 모델로

가정하여 생각할 수 있는데, 본 연구에서는 강완전소성체로 가정하여 해석하였다. 확관공정에서 관 요소에 작용하는 응력 계산치는 앞 절에서 Tresca의 수정 항복조건식을 도입하여 얻은 최종 소성변형 방정식 (7),(9),(10)을 사용하여 σ_θ , q , F 값의 변화를 얻었다. 이때 마찰계수 $\mu=0.2$, 상수 $m=1.08$, $\alpha=30^\circ$, Y =항복응력값을 사용하였다. 각 식에서 직경변화, D_2 는 확관율(%)로 나타내었다. 확관율에 따른 시편별 σ_θ , q , F 의 계산결과는 Figs. 3, 4, 5 와 같다. 원주방향의 응력, σ_θ 는 일정한 기울기를 가지고 인장응력이 증가되고 있다. 반면 길이방향 응력, q 는 압축응력이 작용하고 있으며, 확관율이 증가함에 따라 시편별 응력 증가율이 차이를 보이고 있다. 유동곡선 크기는 1600-MA 가 가장 크고 K600-TT가 가장 낮은 값을 보인다. 따라서 확관 시 주응력은 원주방향의 인장응력임을 알 수 있으며, σ_θ (인장) > q (압축)의 응력상태에 있음을 확인할 수 있다. Fig. 5는 확관축력, F 의 변화 결과를 보여준다.

Figure 6 은 시제 전열관 K600-MA 및 K600-TT 재료에 대한 유동곡선의 이론 계산치와 실험치를 비교한 것이다. K600-MA의 이론 계산치는 실험치보다 약간 낮은 값으로 거의 일치되고 있음을 보여준다. 반면, K600-TT 재료는 유동곡선에서 TT 재료가 MA 재료에 비해 이론치가 낮은 것은 MA 후 710°C에서 15hr 동안 추가적인 열처리 수행으로 항복응력값을 407(MPa)에서 340(MPa)으로 낮추었기 때문이다. 반면 Alloy 690 재료에 대한 유동곡선의 이론 계산치와 실험치의 비교는 Fig. 7 과 같이 Alloy 600 재료와 달리 확관율의 증가에 따라서 이론치는 실험치와 큰 차이를 보이고 있다. 이와같은 결과는 K690-MA/TT 재료의 UTS는 792/791(MPa)로 K600-MA/TT재료의 698/696(MPa) 보다 약 100(MPa) 높은 반면, YS는 412/380(MPa)로 K600-MA/TT 재료의 407/340(MPa) 와 큰 차이가 없다. 따라서 K690은 실험치에 비해 이론 계산치가 상대적으로 낮으며, 더우기 TT 재료는 YS 를 450(MPa)에서 380(MPa)로 낮추었기 때문으로 생각 할 수 있다. 또한 확관율의 증가에 따라 유동곡선의 차이 폭이 증가되는 것은 Alloy 690 이 600 에 비해 가공경화 영향을 크게 받는 것으로 생각할 수 있다. 소성영역에서 응력-변형율의 유동곡선은 변형율의 함수 $\sigma = f(\epsilon)$ 로서 Ludwik 식, $\sigma = \sigma_0 + K (\epsilon - \epsilon_0)^n$ 으로 표현 할 수 있는데, Alloy 690 은 소성영역에서 재료상수인 K , n 의 값이 Alloy 600 에 비해 상대적으로 높은 것으로 볼 수 있기 때문에, 확관율이 커질수록 차이폭이 커지는 것으로 해석할 수 있다. 따라서 사용된 소성 해석식의 이론치와 실험치의 일치 여부는 각 재료별 제조조건에 따라 다르게 됨을 알 수 있다.

5. 결 론

확관시험 결과 Alloy 600 및 690 시제 전열관은 ASTM에서 요구하는 확관율 30% 및 그 이상의 35% 까지 확관할 시 확관된 벽면에 미소균열이 발생되지 않는 양호한 확관상태를 보였다. 소성 유동곡선의 축력 크기는 Alloy 690 전열관이 Alloy 600 전열관에 비해 높았으며, 확관율의 증가에 따라 차이가 커지는 경향을 보였다. 또한 시제 전열관은 Inco 사의 전열관과도 비슷한 확관 특성을 보였다. 확관 소성변형에서의 응력해석식으로 부터 얻은 유동곡선의 이론 계산치를 실험치와 비교한 결과, Alloy 600 은 실험치보다 약간 낮은 값으로 잘 일치되었으나, Alloy 690 재료의 경우는 확관율의 증가에 따라서 실험치와 이론치의 차이가 Alloy 600 재료에 비해 크게되었다. 이것은 Alloy 690 의 경우 Cr 량의 증가로 고용강화 효과가 Alloy 600 재료에 비해 크며, 확관율의 증가에 따라 가공경화의 영향을 크게 받는 것으로 보였다. 각 시편별 유동곡선의 크기는 전열관의 제조조건에 따른 강도성질에 의존되었다.

참고문헌

1. H. Widmark, "Materials for the Nuclear Power Industry", *Sandvik Steel*, Nov.(1986)
2. W.C.Kim, et al., "Studies Related to the Secondary-Side SCC Evaluations in Steam Generator Tubes of Nuclear Power Plants", *KAERI/RR-765/88*, pp84-87, Dec.(1988)
3. R. McGregor, et al., "Experimental Residual Stress Evaluation of Hydraulic Expansion Transitions in Alloy 690 Steam Generator Tubing", 7th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, pp495-507, Vol.1, Aug.7-10 (1995)
4. J. Woodward, et al., "Stress Relief to Prevent Stress Corrosion in the Transition Region of Expanded Alloy 600 S/G Tubing", *EPRI NP-3055*, May(1983)
5. G.V. Amoruso, et al., "Stress Corrosion Cracking Test of Expanded Steam Generator Tubes", *EPRI-NP5012*, Jan.(1987)
6. *ASTM Designation B163-86a*, pp62-63, Mar.(1986)
7. M.F. Spotts, "Mechanical Design Analysis", *Engle Cliffs, New Jersey* (1964)
8. R.A.C. Slater, "Engineering Plasticity-Theory and Application to Metal Forming Process", *Tohn Wiley-New York*, pp296-301, (1977)
9. *ASTM Designation E8-87a*, pp121-134, May (198)

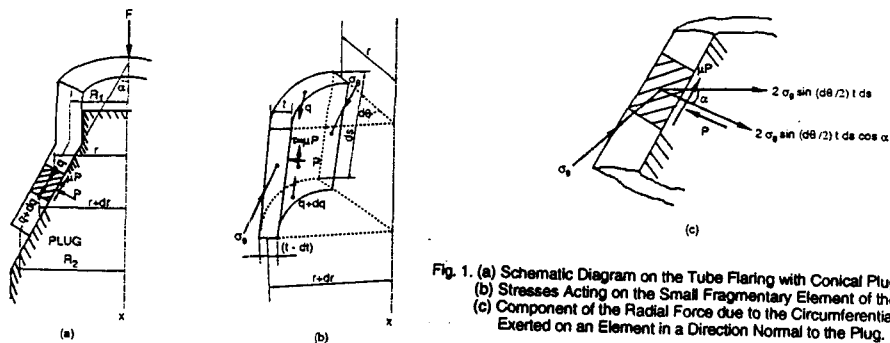


Fig. 1. (a) Schematic Diagram on the Tube Flaring with Conical Plug, 60°. (b) Stresses Acting on the Small Fragmentary Element of the Tube. (c) Component of the Radial Force due to the Circumferential Stress, σ , Exerted on an Element in a Direction Normal to the Plug.

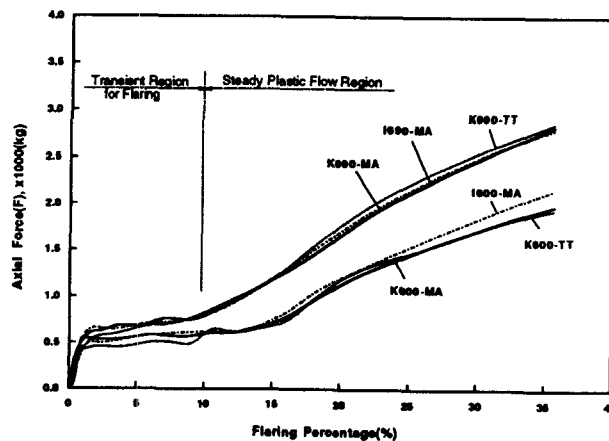


Fig. 2 Flow Curves Plotted by the Flare Test in Various Alloy 600 and Alloy 690 Tubes

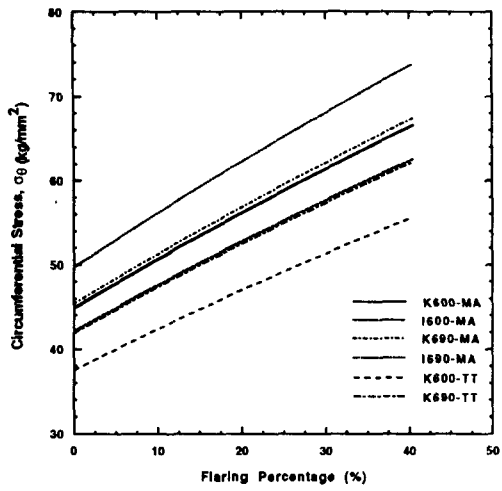


Fig. 3. Circumferential Stress Analysis with Flaring Percentage(F.P.%) on various Tubes.

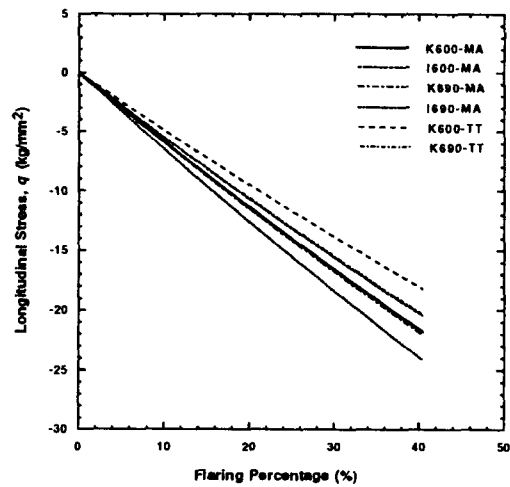


Fig. 4. Longitudinal Stress Analysis with Flaring Percentage (F.P.%) on Various Tubes.

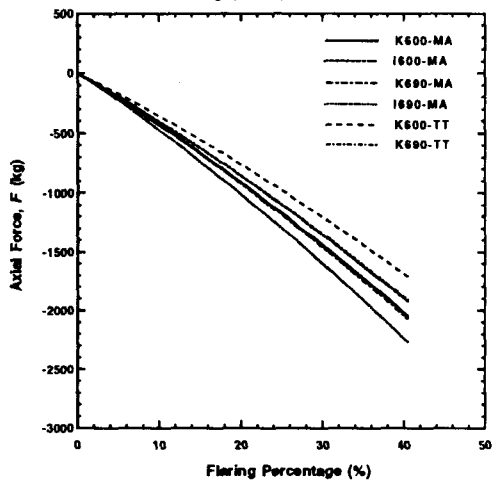


Fig. 5. Axial Force Analysis with Flaring Percentage(F.P.%) on Various Tubes.

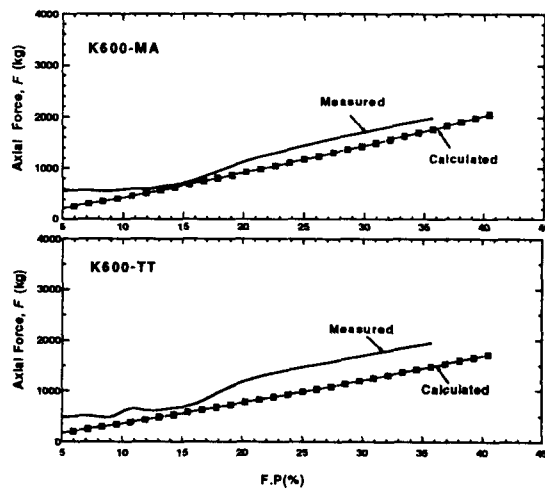


Fig. 6. Comparison of Calculated and Measured Flow Curves on K600-MA and K600-TT Tubes with F.P.(%).

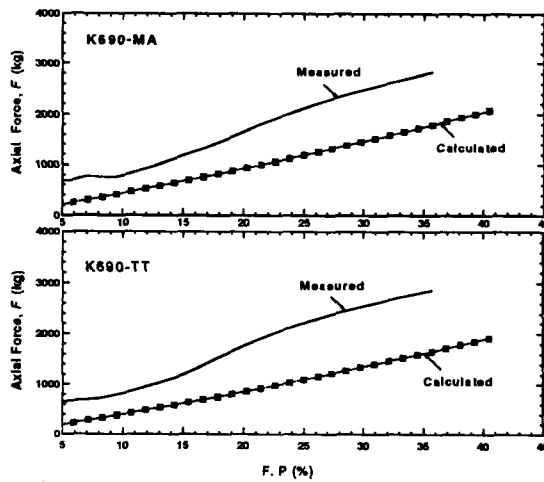


Fig. 7. Comparison of Calculated and Measured Flow Curves on K690-MA and K690-TT Tubes with F.P.(%).