

순수 굽힘하중 작용조건에서의 배관 파괴역학 평가방법 비교

장윤석, 김현수, 진태은

한국전력기술주식회사

요 약

본 논문은 다양한 파괴역학 해석방법을 이용하여 원주방향 관통균열이 존재하는 탄소강 및 스테인레스강 배관의 하중 지지능력을 예측하기 위한 것이다. 이를 위해 실제적인 기본모델과 배관 및 균열의 형상, 재료물성치를 변화시킨 가상적인 특정모델을 대상으로 순수 굽힘하중 작용조건에서의 공학적 해석 및 유한요소해석을 수행하였으며, 타당성 검토를 위해 문헌에 제시된 실험결과와 비교하였다. 비교결과, 예측한 하중 지지능력은 각 평가방법 뿐만 아니라 배관 및 균열의 형상, 재료특성 등에 따라서도 차이를 보였으나, 전반적으로는 실험결과에 비해 보수적인 결과를 제시하는 것으로 나타났다.

1. 서 론

최근 국내의 산업계에서는 주요 설비의 사고를 미연에 방지하고 안전성을 확보하기 위한 차원에서, 가상결합을 고려한 구조물의 설계 및 파괴역학적 건전성평가를 수행하고 있다. 특히 미국을 비롯한 주요 선진국에서는 1990년대 초반까지의 공동연구^(1,2)를 통해 배관의 하중 지지능력 등을 예측할 수 있는 다수의 공학적 해석방법을 제시하였으나, 건전성평가 기술의 타당성 입증을 위해 수행된 시편실험 및 배관 실증실험 결과 ASME 코드 및 공학적 해석방법을 이용한 건전성평가 결과의 상이함과 보수성이 문제점으로 지적된 바 있다^(3,4). 본 논문은 공학적 해석방법의 타당성 또는 보수성 입증 측면에서 균열이 존재하는 배관의 기하학적 형상 및 재료물성치 변화에 따른 기준 모멘트 계산결과를 비교하고, 유한요소해석 결과와의 비교를 통해 보다 적합한 공학적 해석방법을 도출하며, 향후 확대 적용방안을 검토하기 위한 것이다.

2. 공학적 해석방법 분석

균열이 존재하는 배관의 하중 지지능력을 예측하기 위해서는 실험 데이터를 이용한 유한요소 해석을 수행하는 것이 가장 정확한 방법으로 알려져 있으나, 비용적 측면을 고려할 때 경우에 따라서는 타당성이 입증되고 간편한 공학적 해석방법을 사용하는 것이 바람직할 수도 있다. 현재까지 개발되어 있는 공학적 해석방법은 재료거동 구성방정식, 결함형상, 하중조건 및 경계조건에 대해 다소 상이한 가정을 부여하고 있으므로, 해석에 앞서 각 공학적 해석방법의 특성을 파악할 필요가 있다. 그림 1은 원주방향 관통균열이 존재하는 배관에 순수 굽힘하중이 작용하는 가장 대표적인 경우를 나타낸 것으로서, 각 공학적 해석방법의 J-적분 및 하중 지지능력 결정식과 특징을 요약하면 표 1과 같다.

3. 파괴역학 평가

파괴역학 평가방법의 적용 타당성 검토를 위해 표 2에 제시한 원주방향 관통균열이 존재하는 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관과 SA376 TP304 스테인레스강 SAW 용접재 배관에 순수 굽힘하중이 작용하는 경우를 대상으로 공학적 해석 및 유한요소해석을 수행하였다.

3.1 공학적 해석

실험결과^(1,2)가 제시되어 있는 기본모델과 평균반경/두께비(R_m/t), Ramberg-Osgood 상수(α , n), 유동응력을 변화시킨 특정모델을 대상으로, NRCPIPE 프로그램을 이용한 공학적 해석을 수행하였다. 균열발생 모멘트와 최대모멘트는 각각 J_{IC} 에 해당하는 값 및 $(dJ/da)_{app} > (dJ/da)_{mat}$ 에 해당하는 값으로 결정하였으며, GE/EPRI, Paris/Tada, LBB.NRC, LBB.BCL1, LBB.BCL2, LBB.ENG2, 순단면붕괴, ASME IWB 등 8가지 해석방법을 사용하였다. 이 때 SA376 TP304 스테인레스강 용접재 배관의 경우 전체 배관이 모재의 응력-변형을 관계와 용접재의 J-R곡선을 갖는다고 가정⁽⁵⁾하고 해석을 수행하였다.

3.2 유한요소해석

기본모델과 R_m/t , α , n 을 변화시킨 특정모델을 대상으로 ABAQUS를 사용하여 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 그림 2는 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관의 3차원 해석모델을 나타낸 것으로서, 대칭성을 이용하여 배관의 1/4만을 모델링 하였으며 5,009개의 절점과 840개의 C3D20 요소를 사용하였다. SA376 TP304 스테인레스강 용접재 배관 해석모델의 전반적인 형상은 그림 2와 유사하나 균열선단을 둘러싼 2cm 정도의 영역에 용접특성을 부여하는 형식으로 모델링 하였으며, 이 때 균열발생 모멘트와 최대모멘트는 공학적 해석방법과 유사하게 각각 J_{IC} 에 해당하는 값 및 $T_{app} > T_{mat}$ 에 해당하는 값으로 결정하였다.

4. 결과 비교 및 고찰

표 2에 제시한 배관 실험 데이터를 토대로 공학적 해석 및 유한요소해석으로 구한 균열발생 모멘트와 최대모멘트를 상호비교 또는 실험결과와 비교한 내용은 다음과 같다.

4.1 기본모델

그림 3은 $2a/\pi D_m$ 이 6.25%와 37%인 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관과 $2a/\pi D_m$ 이 37%인 SA376 TP304 스테인레스강 용접재 배관의 기본모델을 대상으로 예측 및 실험으로 구한 균열발생 모멘트의 비를 비교하여 나타낸 것이며, 그림 4는 최대모멘트의 비를 비교하여 나타낸 것이다. 균열발생 모멘트의 경우 전반적으로 예측으로 구한 하중 지지능력은 보수적인 경향을 나타내었으며, 이러한 현상은 특히 GE/EPRI, LBB.BCL2 방법을 이용한 경우 두드러지게 나타났다. 한편 최대모멘트의 경우 순단면붕괴법과 ASME IWB 방법을 제외하면 전반적으로 예측으로 구한 하중 지지능력은 보수적인 경향을 나타내었다. 또한 균열발생 모멘트와 마찬가지로 GE/EPRI, LBB.BCL2 방법을 이용한 경우가 가장 보수적인 결과를 나타내었고, Paris/Tada, LBB.ENG2 방법으로 예측한 하중 지지능력은 다른 방법을 이용한 결과에 비해 상대적으로 분산도가 크게 나타났으며, LBB.NRC, LBB.BCL1, 유한요소해석으로 예측한 하중지지 능력이 실험결과와 가장 유사한 것으로 나타났다.

4.2 특정모델

그림 5와 그림 6은 $2a/\pi D_m$ 이 6.25%인 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관의 R_m/t 를 변화시킨 특정모델을 대상으로 공학적 해석 및 유한요소해석으로 구한 균열발생 모멘트와 최대모멘트 예측결과를 나타낸 것이다. 실험결과가 존재하지 않아 예측결과의 타당성을 입증할 수는 없으나, 전반적인 예측경향 및 분산 정도는 기본모델에서의 경우와 유사하였다. $2a/\pi D_m$ 이 6.25%인 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관에 대한 해석결과 Paris/Tada 방법을 사용하여 구한 균열발생 모멘트는 R_m/t 변화에 따라 가장 심하게 변화하였으며, 최대모멘트는 ASME IWB 방법을 사용한 경우 가장 심하게 변화하였다. 그러나 이를 제외한 나머지 방법을 사용하여 예측한 결과는 서로 유사한 경향을 보였

으며, $2a/\pi D_m$ 이 37%인 SA376 TP304 스테인레스강 용접재 배관에 대한 해석결과도 $2a/\pi D_m$ 이 6.25%인 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관의 해석결과와 유사하였다. 그러나 $2a/\pi D_m$ 이 37%인 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관의 경우 LBB.NRC, LBB.ENG2 방법을 사용하여 구한 균열발생 모멘트는 R_m/t 변화에 따라 가장 심하게 변화하였으며 최대모멘트는 ASME IWB, NSC 방법을 사용한 경우 가장 심하게 변화하였다. 이러한 결과를 놓고 판단하였을 때 동일재료라 할지라도 배관 형상의 변화에 따라 공학적 해석으로 구한 예측경향 및 분산도가 달라지며, R_m/t 및 $2a/\pi D_m$ 이 증가함에 따라 모멘트가 감소함을 알 수 있다.

한편 그림 7과 그림 8은 $2a/\pi D_m$ 이 37%인 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관의 α , n 을 변화시킨 특정모델을 대상으로 공학적 해석으로 구한 균열발생 모멘트와 최대모멘트 예측결과를 나타낸 것으로서, 이 때 Ramberg-Osgood 상수의 변화에 영향을 받지 않는 Paris/Tada 방법은 비교 대상에서 제외하였다. 실험결과가 존재하지 않아 예측결과의 타당성을 입증할 수는 없으나, 공학적 해석으로 구한 전반적인 예측경향 및 분산 정도는 기본모델에서의 경우와 유사하였다. 해석결과 LBB.ENG2 방법을 사용한 경우 α 값 변화에 따라 균열발생 모멘트와 최대모멘트가 심하게 변화하였으나 이를 제외한 나머지 방법을 사용한 경우 모멘트의 변화는 거의 없었다. 한편 LBB.NRC 방법을 사용한 경우 균열발생 모멘트는 n 값 변화에 따라 큰 변화가 없었으나 이를 제외한 다른 방법을 사용한 경우 심하게 변화하였으며, 최대 모멘트는 n 값 변화에 큰 영향을 받지 않았다. 이러한 결과를 놓고 판단하였을 때 Ramberg-Osgood 상수 변화에 따라 공학적 해석으로 구한 예측경향 및 분산도가 달라지며, 전반적으로 α 값 증가 및 n 값 감소에 따라 균열발생 모멘트와 최대모멘트는 대부분 감소함을 알 수 있다.

한편 표 3은 유동응력을 변화시키면서 ASME IWB 방법으로 구한 예측결과를 나타낸 것으로서, $1.15(\sigma_Y + \sigma_U)/2$ 를 사용하였을 때의 모멘트 값이 가장 크고 $3S_m$ 을 사용하였을 때의 값이 가장 작게 나타났다.

4.3 비교결과 고찰

실험결과가 존재하는 기본모델을 대상으로 비교하였을 때 전반적으로 LBB.NRC, LBB.BCL1, LBB.ENG2, 유한요소해석으로 예측한 하중지지 능력이 실험결과와 가장 유사하였으며, 재료특성에 무관하게 비교적 분산도가 적었다. 이 때 공학적 해석방법으로 구한 균열발생 모멘트 및 최대모멘트는 실험결과에 비해 각각 약 24%와 16% 정도의 차이를 나타내었으며, 유한요소해석으로 구한 균열발생 모멘트 및 최대모멘트는 실험결과에 비해 각각 약 29%와 14%의 차이를 나타내었다. 또한 동일한 공학적 해석방법을 사용한다 하더라도 배관 및 균열의 형상에 따라 모멘트 예측경향이 변화하므로, 최적의 공학적 해석방법을 도출하기 위해서는 보다 다양한 형상에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 판단된다. 한편 공학적 방법을 이용한 SA376 TP304 스테인레스강 용접재 배관 해석의 경우 전체를 모재로 설정하고 해석을 수행하였다. 이는 상대적으로 작은 용접부위를 모재로 가정하는 것이 전체를 용접재로 가정하는 보수적인 경우에 비해 실제 실험 및 유한요소해석결과와 유사한 결과를 도출할 수 있기 때문이다^(5,6). 또한 ASME IWB 방법을 이용하여 구한 최대모멘트의 경우 탄소성 파괴역학 매개변수인 Z-인자(Factor)가 1.63~1.74 정도로 상당히 크게 나타났다.

한편 기본적인 입력변수를 고정시키고 R_m/t 를 증가시키면서 구한 하중 지지능력과 유동응력을 변화시키면서 구한 하중 지지능력의 경향은 공학적 해석방법과 유한요소해석으로 결과가 서로 유사하였다. 그러나 Ramberg-Osgood 상수 α 와 n 값을 변화시킨 경우 Paris/Tada, 순단면봉괴, ASME IWB 방법을 제외한 나머지 5개 공학적 해석방법으로 구한 모멘트는 유사한 경향을 나타낸 반면 유한요소해석으로 구한 모멘트는 거의 차이를 보이지 않았다. 따라서 재료거동 구성방정식 등 하중 지지능력 예측에 영향을 미칠 수 있는 관련 내용의 검토도 필요할 것으로 판단된다.

4.4 향후 전망

본 논문은 원주방향 관통균열이 존재하는 직관에 순수 굽힘하중이 작용하는 제한적인 경우에 관한 것이다. 따라서 상술한 내용에 대한 검토를 통해 유한요소해석 결과 및 일부 공학적 방법의 유용성이 입증될 경우 관통균열에 비해 연구결과가 상대적으로 적은 표면균열이 존재하는 배관을 대상으로 본 논문과 유사한 해석 및 R6 해석방법 등을 사용한 건전성평가 연구가 가능하며, 현재까지 ASME 코드 등에 명확한 기준 및 해석방법이 제시되어 있지 않은 T-형 연결부 및 엘보우에 대해서도 확대 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

5. 결론

공학적 해석방법의 타당성 또는 보수성 입증 측면에서 균열이 존재하는 배관에 순수 굽힘하중이 작용하는 가장 대표적인 경우에 한하여, 기하학적 형상 및 재료물성치 변화에 따른 하중 지지능력 예측결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 예측으로 구한 하중 지지능력은 전반적으로 보수적인 경향을 나타내었으며, 이러한 현상은 특히 GE/EPRI, LBB.BCL2 방법을 이용한 경우 두드러지게 나타났다.
- (2) LBB.NRC, LBB.BCL1, LBB.ENG2, 유한요소해석은 실험결과에 비해 다소 보수적이기는 하나, 균열이 존재하는 배관의 하중 지지능력을 결정하기 위해 현재까지 제시된 파괴역학 평가방법 중 한 가장 적절한 것으로 사료된다.
- (3) 유한요소해석으로 예측한 모멘트가 실험결과에 비해 다소의 차이를 보이는 것은 채택한 재료거동 구성방정식의 적절성 등 여러 원인에 의한 것으로 사료되며, 특히 균열발생 모멘트가 상대적으로 큰 차이를 보이는 것은 측면홈 및 피로 예비균열 생성유무에 따른 다수의 실험결과를 평균하여 사용하였기 때문인 것으로 판단된다.
- (4) 유한요소해석으로 예측한 하중 지지능력이 공학적 해석결과와는 달리 Ramberg-Osgood 상수 α 및 n 의 변화에 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타남에 따라 추가 검토가 필요한 반면, 유동 응력의 변화가 하중 지지능력에 미치는 영향은 상대적으로 작은 것으로 나타났다.
- (5) 향후 상세 실험 데이터를 확보할 경우 재료거동 구성방정식 및 유한요소해석모델에 대한 우선적인 검증을 수행한 후, 표면균열이 존재하는 배관과 엘보우 및 T-형 연결부를 대상으로 한 추가연구를 수행할 예정이다.

참고문헌

- (1) G. M. Wilkowski, et al., "Degraded Piping Program-Phase II", NUREG/CR-4082, Vol. 1~Vol. 8, 1984.
- (2) G. M. Wilkowski, et al., "Short Cracks in Piping and Piping Welds", NUREG/CR-4599, Vol 1, No. 1~Vol. 4, No. 1, 1994.
- (3) G. M. Wilkowski, et al., "International Piping Integrity Research Group Program", Final Report, 1991.
- (4) G. M. Wilkowski, et al., "International Piping Integrity Research Group(IPIRG-2) Program-Final Report", NUREG/CR-6452, 1996.
- (5) 허남수, 김영진, 표창률 외 2인, "유한요소 모델기법이 배관의 J/T 해석결과에 미치는 영향", 대한기계학회 '97 추계학술대회논문집, pp. 979~984, 1997.
- (6) 유영준, "원자력 배관에 대한 과단전누설개념 확대적용에 관한 연구", 성균관대학교 박사학위논문, 1996.

표 1. 공학적 해석방법에 사용된 매개변수 결정식 및 특징^(1,2,3,4)

해석 방법	매개변수 결정식	특징
GE/EPRI	$J = \pi a \left[\frac{R_m}{t} \right]^2 [F(a/b, R_m/t)]^2 \frac{M^2}{E} + \alpha \varepsilon_o \sigma_c \left(\frac{a}{b} \right) h_1(a/b, n, R_m/t) \left[\frac{M}{M_o} \right]^{n-1}$	무차원 영향함수 사용
Paris/Tada	$J = E(\pi R_m) [H(\theta)]^2 (\phi_p^c)^2 + \frac{\sigma_o R_m F_f(\theta)}{M^{np}(\theta)} \int_0^{\phi_p^c} M(\theta) d\phi_p^c$	수치적분 이용
LBB.NRC	$\phi_p^c = a \left(\frac{\sigma_o}{\sigma_f} \right)^{n-1} \phi_e(\theta_{eff})$	유효 균열크기, 수치적분 이용
LBB.BCL1	$\phi_p^c = K' a \left(\frac{\sigma_o}{\sigma_f} \right)^{n-1} \phi_e(\theta_{eff})$	무차원 영향함수 사용
LBB.BCL2	$\phi_p^c = \left(\frac{t}{t_e} \right)^{n-1} \left(\frac{\pi}{4R} \right)^n a \left(\frac{\sigma_o}{\sigma_f} \right)^{n-1} \phi_e^c$	컴플라이언스 감소효과 고려
LBB.ENG2	$J = E(\pi R_m) [H(\theta)]^2 (\phi_p^c)^2 + \frac{a}{(E\sigma_o^{n-1})} \frac{\pi R_m}{2(n+1)} H_B(n, \theta) L_B(n, \theta) I_b(\theta) \left[\frac{M}{\pi R_m^2 t} \right]^{n-1}$	상미분 방정식의 해 사용
NSC	$M_{NSC} = 2\sigma_o R_m^2 [2\sin\beta - \sin\theta]$	한계하중 이론
ASME IWB-3640	$M = \frac{2I\sigma_f}{D_o} (2\sin\beta - \sin\theta) / Z$	순단면봉괴 방법 수정

표 2. 배관 실험 데이터^(1,2)

구 분	A515 Gr.60 (1)	A515 Gr.60 (2)	SA376 TP304	
	모 재	모 재	모 재	용접재
탄성계수 (GPa) / 프와송 비	179.3 / 0.3	179.3 / 0.3	183 / 0.3	183 / 0.3
항복강도 / 인장강도 (MPa)	230.7 / 543.6	230.7 / 543.6	139 / 450	325 / 466
α / n	1.10 / 5.50	1.10 / 5.50	9.69 / 3.13	2.28 / 11.03
J _{IC} (kN/m)	216	216	100	
C / m	166 / 0.483	166 / 0.483	164 / 0.703	
균열크기 (2a/πD _m , %)	6.25	37	37.1	
내경 / 외경 (mm)	665.6 / 711.0	663.8 / 711.0	139.7 / 168.3	
안쪽지지점 / 바깥지지점 (m)	3.35 / 11.58	3.35 / 11.58	1.22 / 3.25	
두께 (mm) / R _m /t	22.7 / 15.16	23.6 / 14.56	14.3 / 5.39	

표 3. 유동응력 변화에 따른 A515 Gr.60 탄소강 모재 배관의 예측 최대모멘트 (kN-m)

구 분	유동응력 (ASME IWB 방법 이용)			실험	
	(σ _y +σ _u)/2	1.15(σ _y +σ _u)/2	3S _m		
2a/πD _m = 37%	R _m /t=5	3930	4520	3827	-
	R _m /t=10	2063	2373	2009	-
	R _m /t=14.56	1451	1668	1412	1206

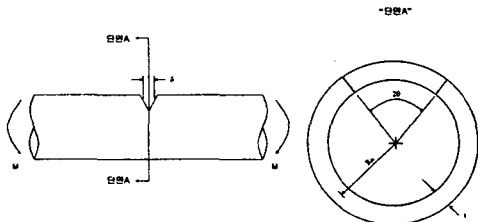


그림 1 원주방향 관통균열이 존재하고 순수 굽힘하중이 작용하는 배관의 개략도

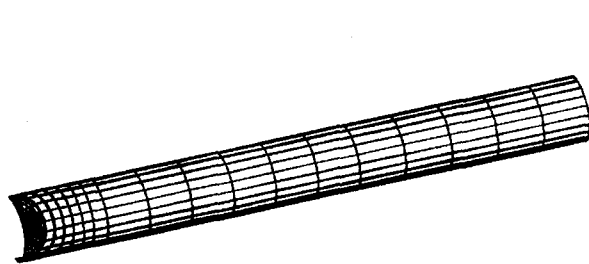


그림 2. 대표적인 유한요소해석 모델

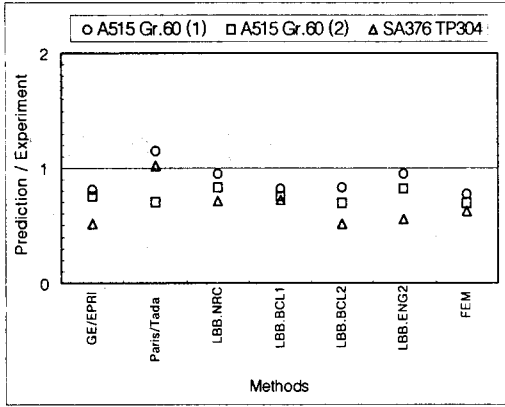


그림 3. 기본모델 균열발생 모멘트의 비

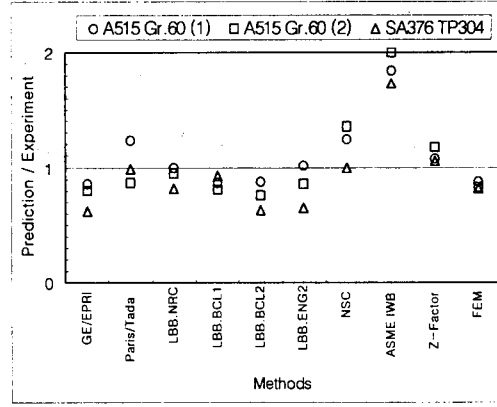


그림 4. 기본모델 최대모멘트의 비

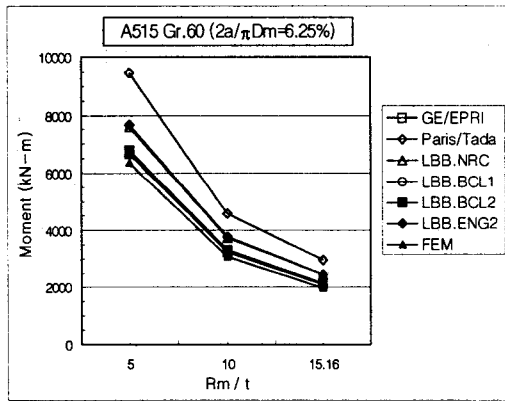


그림 5. Rm/t 변화에 따른 균열발생 모멘트

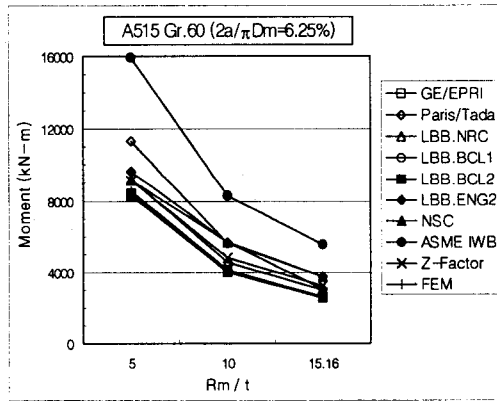


그림 6. Rm/t 변화에 따른 최대모멘트

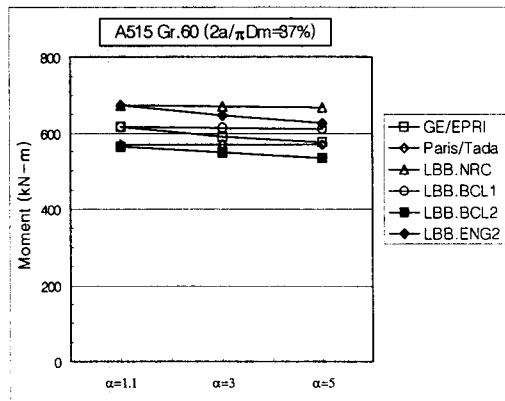


그림 7. Ramberg-Osgood 상수 변화에 따른 균열발생 모멘트

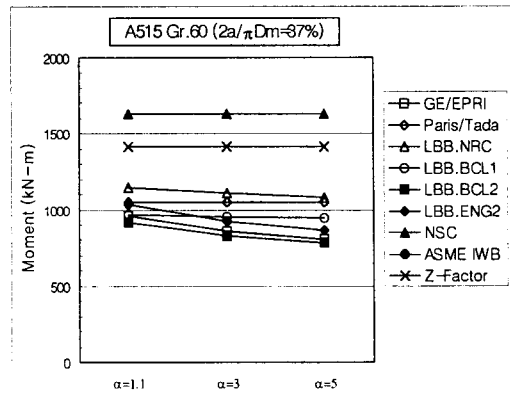


그림 8. Ramberg-Osgood 상수 변화에 따른 최대모멘트