

축방향 다중관통균열이 존재하는 증기발생기 세관 평가법

문성인* · 장윤석* · 김영진† · 이진호** · 송명호** · 최영환**

(2004년 6월 7일 접수, 2004년 8월 27일 심사완료)

Assessment of Steam Generator Tubes with Multiple Axial Through-Wall Cracks

Seong-In Moon, Yoon-Suk Chang, Young-Jin Kim,
Jin-Ho Lee, Myung-Ho Song and Young-Hwan Choi

Key Words : Steam Generator Tube(증기발생기 세관), Plastic Collapse(소성붕괴), Failure Prediction Model(파손예측모델), Limit Load Method(한계하중법), Plugging Criteria(관막음기준), Tube Rupture(세관파열), Interaction Effect(간섭효과)

Abstract

It is commonly requested that the steam generator tubes wall-thinned in excess of 40% should be plugged. However, the plugging criterion is known to be too conservative for some locations and types of defects and its application is limited to a single crack in spite of the fact that the occurrence of multiple through-wall cracks is more common in general. The objective of this research is to propose the optimum failure prediction models for two adjacent through-wall cracks in steam generator tubes. The conservatism of the present plugging criteria was reviewed using the existing failure prediction models for a single crack, and six new failure prediction models for multiple through-wall cracks have been introduced. Then, in order to determine the optimum ones among these new local or global failure prediction models, a series of plastic collapse tests and corresponding finite element analyses for two adjacent through-wall cracks in thin plate were carried out. Thereby, the reaction force model, plastic zone contact model and COD (Crack-Opening Displacement) base model were selected as the optimum ones for assessment of steam generator tubes with multiple through-wall cracks. The selected optimum failure prediction models, finally, were used to estimate the coalescence pressure of two adjacent through-wall cracks in steam generator tubes.

1. 서 론

USNRC(US Nuclear Regulatory Commission) 등에서는 증기발생기 세관의 중요성을 감안하여 세관 벽두께가 40% 이상 감육된 경우에는 관막음을 하도록 규정하고 있다.⁽¹⁻³⁾ 그러나 이는 특정 열화기구 및 세관 손상위치에 대해서 지나치게 보수적인 것으로 알려져 있다.^(4,5) 또한 국내외의 가압경수로형 원자력발전소의 증기발생기 세관에 발생하는 결함은 일반적으로 관판(tube sheet) 상단부에서 발

견되고 있고 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 다중균열의 양상을 띠고 있으나, 다중균열이 존재하는 경우에 대해서는 명확한 관보수 기준이 제시되어 있지 않은 실정이다.⁽⁴⁻¹⁰⁾ 지금까지 다중균열에 대한 몇몇 연구가 수행된 바 있으나 대부분 탄성해석에 국한된 것이며 증기발생기 세관과 같이 소성붕괴가 지배적인 경우에 대한 연구는 거의 없는 실정이다.^(11,12)

본 논문의 목적은 인접한 두개의 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관의 파손을 예측하기 위한 최적 파손 예측모델을 제시하는 것이다. 이를 위해 단일균열에 대한 파손 예측모델을 사용하여 현 관막음기준의 보수성을 평가하였으며, 다중 관통균열이 존재하는 세관의 파손하중을 예측하기 위한 새로운 6가지 모델을 제안하였다. 또한 균열 길이를 5, 8, 13 mm, 균열간 거리를 각각 1, 2, 4 mm로 하여 두개의 관통균열을 가공한 9개의 평판시

† 책임저자, 회원, 성균관대학교 기계공학부
E-mail : yjkim50@skku.edu
TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276

* 성균관대학교 기계공학부

** 한국원자력안전기술원

편을 사용하여 소성붕괴실험을 수행하였다. 유동 응력에 기초한 모델, 두 균열사이 리거먼트(ligament)의 넥킹(necking)에 기초한 모델, 리거먼트의 응력에 기초한 모델, 리거먼트의 반력에 기초한 모델, 소성역 접촉에 기초한 모델, 균열개구 변위(COD)에 기초한 모델을 포함하여 총 6 가지의 국부파손 및 광범위파손 예측모델들을 사용하여 다중균열이 존재하는 평판의 파손하중을 예측하였으며, 실험결과와 비교하여 최적 파손 예측모델을 결정하였다. 또한 최적 파손 예측모델을 사용하여 인접한 두개의 관통균열이 존재하는 실제 증기발생기 세관에 대한 파손하중을 예측하였다.

2. 현 관막음기준의 보수성 검토

균열이 존재하는 구조물의 파손모드는 크게 취성파괴(brittle fracture), 탄소성파괴(elastic-plastic fracture), 소성붕괴(plastic collapse)의 세가지로 분류할 수 있다. R6 법⁽¹³⁾ 등에 따라 파괴해석 기준(K_I)과 소성붕괴 기준(L_r)의 2 가지 매개변수를 조합하여 파손모드별 평가를 수행할 수도 있으나, 증기발생기 세관의 경우 일반적으로 소성붕괴에 의한 파손이 지배적인 것으로 알려져 있다. 따라서 본 논문에서는 소성붕괴 하중 결정을 위해 한계하중법을 사용하였다. 축방향 관통균열이 존재하는 세관의 불안정 연성파괴(소성붕괴)를 일으키는 압력 P_{cr} 은 다음 식으로 계산할 수 있다.⁽¹⁴⁾

$$P_{cr} = \frac{\sigma_f t}{M_T R} \tag{1}$$

여기서, σ_f 는 유동응력, t 는 관두께, R 은 세관의 평균반경, M_T 는 다음 식으로 표현되는 부풀계수(bulging factor)이다.

$$M_T = 0.614 + 0.481\lambda + 0.386 \exp(-1.25\lambda) \tag{2}$$

for $5 \leq R/t \leq 50$

$$\lambda = [12(1 - \nu^2)]^{0.25} (c/\sqrt{Rt}) \tag{3}$$

여기서, λ 는 쉘 파라미터, ν 는 푸아송비, c 는 균열 길이의 $1/2$ 이다. 부분관통균열이 존재하는 세관의 파손압력 P_{sc} 를 평가하는 데는 Kifner 가 제안한 경험식을 얕은균열(shallow crack)과 깊은균열(deep crack)에 적용할 수 있도록 확장한 아래의 ANL(Argonne National Lab.) 식을 사용하였다.^(15, 16)

$$P_{cr} = \frac{\sigma_f t}{R} \left[\frac{1 - a/t}{1 - \alpha a/M_T t} \right] \tag{4}$$

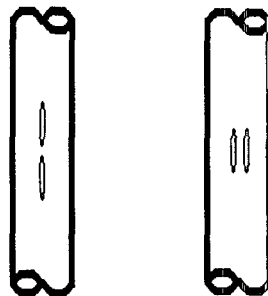
여기서, a 는 균열깊이이며 α 는 다음과 같이 정의되는 변수이다.

$$\alpha = 1 + 0.9 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \left(1 - \frac{1}{M_T} \right) \tag{5}$$

Regulatory Guide 1.121 에서 요구하는 기준과 식 (1) 및 (4)를 이용하여 계산한 경우, 관통균열은 9.8 mm 에서 파손되지만 a/t 가 0.4 인 표면균열은 균열깊이와 관계없이 파손되지 않는다. 따라서 현 40% 관막음기준 사용시 세관의 구조건전성에는 문제가 없음을 알 수 있다. 그러나 균열깊이가 9.8 mm 이하인 축방향 관통균열이 존재해도 세관은 그 구조적인 건전성을 유지하기 때문에 현 관막음기준은 특정 열화기구 및 세관 손상위치에 대해 지나치게 보수적임을 알 수 있다. 또한 현 비파괴 검사 기술로는 균열깊이를 정확히 측정하기 어려우므로 지금까지의 균열깊이 기준보다는 균열길이를 기준으로 하는 대체 관막음기준의 개발이 필요한 것으로 판단된다.

3. 다중균열 구조물의 파손 예측모델

지금까지 표면균열에 대한 합체기준으로는 ASME Section XI, BSI PD6493, 표면점의 연결방법 등이 제시되었으며, 표면점의 연결방법이 실험결과와 비교적 잘 일치하는 것으로 알려져 있다.⁽¹⁷⁻¹⁹⁾ 이러한 실험결과는 두 균열사이의 리거먼트가 외부에서 가해지는 하중을 더 이상 견딜 수 없을 때 서로 합체됨을 의미한다. 그러나 이 합체기준들은 소규모항복(small scale yielding)이 발생하는 경우에 적용할 수 있는 것으로서, 대규모항복(large scale yielding)의 지배를 받는 증기발생기 세관에는 적용하기 어렵다. 따라서 증기발생기 세관에 존재하는 다중균열의 합체시기를 결정하기 위한 새로운 기준 개발이 필수적이다.



(a) Two collinear cracks (b) Two parallel cracks
Fig. 1 Schematics of steam generator tubes containing multiple through-wall cracks

본 논문에서는 동일 직선상의 또는 평행한 두 개의 축방향 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관의 변형거동을 평가하기 위해 다음과 같은 국부 파손 예측모델과 광범위파손 예측모델을 제안하였다. 보다 정확한 평가를 위해서는 상하로 어긋나게 평행한 다중균열 등 실제조건을 고려할 필요가 있으나, 이는 추후 별도의 연구를 통해 제시할 예정이다.

3.1 동일 직선상에 두 개의 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관에 대한 국부파손 예측 모델

동일 직선상에 두 개의 축방향 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관의 파손을 예측하기 위해 총 5 가지의 국부파손 예측모델을 제안하였다.

(1) Flow Stress Model (FSM)^(9, 20, 21): 두 균열사이의 리거먼트가 완전소성 상태에 도달할 때 두 균열이 합체된다고 가정한다. 재료는 탄성-완전소성 거동을 보이며 항복은 유동응력(σ_f)에 도달할 때 발생하는 것으로 가정한다. 이 때 유동응력은 항복강도와 인장강도의 평균값으로 정의한다.

(2) Necking Base Model (NBM)⁽²²⁾: 두 균열사이에 존재하는 리거먼트의 평균두께가 빠르게 감소하기 시작하는 시점에서 두 균열이 합체된다고 가정한다. 해석에는 진응력-진변형률 선도를 사용한다.

(3) Stress Base Model (SBM)⁽²²⁾: 두 균열사이의 리거먼트에 작용하는 평균 상당응력이 인장강도에 도달할 때 두 균열이 합체되는 것으로 가정한다. 해석에는 진응력-진변형률 선도를 사용한다.

(4) Reaction Force Model (RFM): 두 균열사이의 리거먼트에 작용하는 반력이 감소하기 시작할 때 두 균열이 합체된다고 가정한다. 해석에는 진응력-진변형률 선도를 사용한다.

(5) Plastic Zone Contact Model (PZC): 두 균열선단에서 성장하는 소성역이 서로 접촉할 때 두 균열은 합체된다고 가정한다. 해석에는 진응력-진변형률 선도를 사용하며 소성은 상당응력이 인장강도에 도달될 때 발생한다고 가정한다.

3.2 평행한 두 개의 관통균열이 존재하는 증기 발생기 세관에 대한 광범위파손 예측모델

평행한 두 개의 관통균열이 존재하는 세관에서는 일직선상에 있는 두 개의 관통균열이 존재하는 경우와는 다르게 두 균열의 합체없이 소성붕괴가 발생한다.⁽²³⁾ 이러한 균열성장 거동을 고려하여 다음과 같은 광범위파손 예측모델을 제안하였으며, 이와 더불어 전술한 국부파손 예측모델 중 PZC 모델을 광범위파손 예측을 위해 사용하였다.

(1) COD Base Model (CBM): 평행한 두 개의 균열의 COD가 파손하중에서의 단일균열 COD와 일치할 때 소성붕괴가 발생한다고 가정한다.

4. 평판에 대한 소성붕괴실험

4.1 재료 및 시험편

본 실험에서는 가압경수도형 원자력발전소 증기발생기 세관재료와 유사한 Inconel 600 성분의 평판재료를 시험편으로 제작하여 사용하였다. 인장 실험과 소성붕괴실험에 사용된 평판의 두께는 1.6 mm 로 하였으며, 화학적 조성과 기계적 성질은 각각 Table 1 과 2 에 나타내었다.

Fig. 2 는 본 실험에 사용된 시험편의 형상을 나타낸 것이다. 시험편은 T-L 방향으로 채취하였으며 노치는 전기방전가공(EDM)으로 제작하였다. 소성붕괴실험은 동일 직선상의 또는 평행한 두 개의 관통균열이 존재하는 평판에 대해 균열길이(2c)가 5, 8, 13 mm, 균열간 거리(d)가 각각 1, 2, 4 mm 인 경우에 대해 수행하였다. 이외에 2c 가 5, 8, 13 mm 인 단일균열이 존재하는 시험편에 대해서도 소성붕괴실험을 수행하였다.

4.2 실험장치 및 방법

소성붕괴실험은 25 ton 용량의 전기유압식 재료 시험기(Instron model 8802)를 사용하여 변위제어 방식으로 수행하였으며 시험편 양끝을 유압 grip 을 사용하여 시험기에 고정하였다. 하중을 증가시키면서 두 균열의 성장거동을 고배율 카메라로 관찰하였으며, A/D 변환기를 사용하여 strain gauge 신호, COD gauge 신호 및 extensometer 신호를 연속적으로 PC 에 저장하였다.

Table 1 Chemical compositions of Inconel 600 plate

Element	C	Mn	Si	P
Wt. %	404*	0.22	0.37	N.D.
Element	S	Ni	Cr	Co
Wt. %	N.D.	74.4	15.7	0.056
Element	Ti	Al	Cu	Fe
Wt. %	0.16	0.26	0.09	9.7
Element	N	-	-	-
Wt. %	69.6*	-	-	-

*Unit: ppm

Table 2 Mechanical properties of Inconel 600 plate

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Elongation (%)	Poisson's ratio
329	662	213	44	0.3

4.3 실험결과

Fig. 3 은 하중증가에 따른 시편의 변형거동을 나타낸 것으로 고배율($\times 100$) 카메라를 사용하여 촬영한 것이다. 동일 직선상에 있는 두개의 균열이 존재하는 시편의 경우에는 하중이 증가함에 따라 균열선단이 둔화되고 찢김이 발생한 후 균열사이의 리거먼트가 파단되었다. 그 후 바깥쪽 균열선단에서 찢김이 발생하고 균열이 성장한 후 바깥쪽 리거먼트가 완전히 파단되었다. 그러나 평행한 두개의 균열이 존재하는 시편의 경우에는 하나의 균열에서 찢김이 발생한 후 그 균열이 성장하여 바깥쪽 리거먼트가 완전히 파단되었다.

Table 3 은 각각의 단일균열과 두 개의 균열이 존재하는 시편에 대해 균열사이의 리거먼트가 합쳐지는 소성붕괴 하중을 나타낸 것이다.

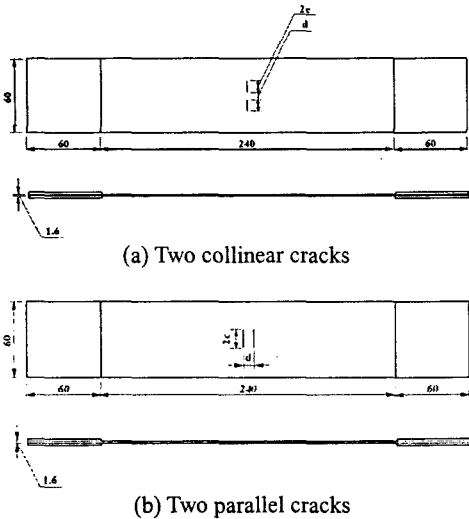


Fig. 2 Geometries of tested thin plate containing multiple through-wall cracks

5. 유한요소해석을 이용한 평판의 파손 하중 예측

5.1 유한요소해석

최적 파손 예측모델을 결정하기 위해 전술한 국부 파손 예측모델과 광범위파손 예측모델을 사용하여

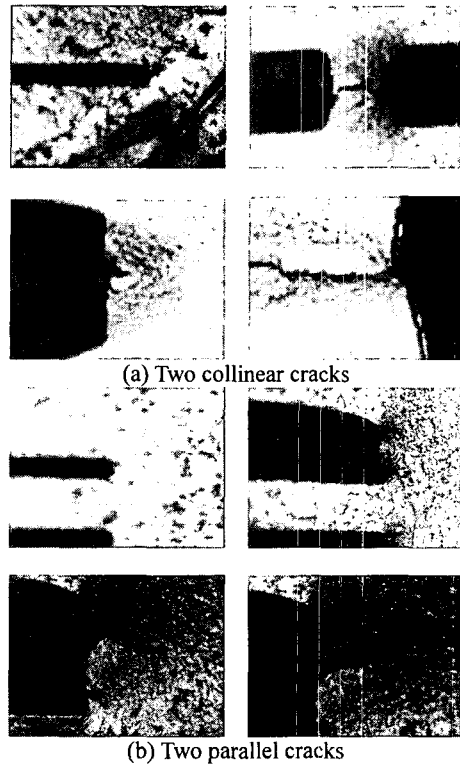


Fig. 3 Process of plastic collapse of thin plate containing multiple through-wall cracks

Table 3 Failure loads of thin plates containing a single crack or two adjacent cracks

Crack size (mm)	Failure load for single crack (kN)	Failure load for two collinear cracks (kN)	Failure load for two parallel cracks (kN)
$2c=5, d=1$	47.2	33.3	52.9
$2c=5, d=2$		36.2	52.4
$2c=5, d=4$		37.0	50.9
$2c=8, d=1$	42.3	29.6	47.4
$2c=8, d=2$		30.1	47.3
$2c=8, d=4$		32.5	47.7
$2c=13, d=1$	37.7	23.5	41.5
$2c=13, d=2$		25.1	42.3
$2c=13, d=4$		25.6	42.5

평판의 파손하중을 예측하였으며 소성붕괴실험 결과와 비교하였다.

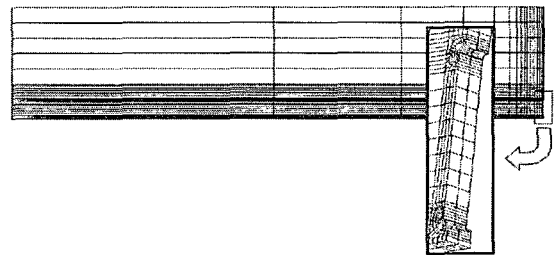
동일 직선상에 있거나 평행한 두개의 관통균열이 존재하는 평판의 변형거동을 살펴보기 위해 상용 프로그램인 ABAQUS Ver. 5.8을 사용하여 3차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 4는 해석에 사용된 두개의 균열이 존재하는 평판의 유한요소모형을 나타낸 것으로서 대칭성을 이용하여 1/8만 모델링 하였으며, 20절점요소(20-node brick element)를 사용하여 요소망을 구성하였다. 노치선단의 곡률반경은 실제 시편과 동일하게 0.15 mm로 고려하였다. 해석은 $2c$ 가 5, 8, 13mm, d 가 각각 1, 2, 4 mm인 경우에 대하여 수행하였다. 6가지 모델을 사용하여 각각에 대한 파손하중을 계산하였으며, 그 결과를 Table 4에 정리하였다.

Table 4에 나타낸 바와 같이 동일 직선상에 두개의 균열이 존재하는 평판의 국부파손 하중은 $2c$ 가 크고 d 가 작을수록 감소하는 경향을 보였다. 평행한 두개의 균열이 존재하는 평판의 광범위파손 하중은 $2c$ 가 증가함에 따라 감소하는 경향을 보이지만 d 의 영향은 미미하였다. 또한 평행한 두개의 균열이 존재하는 평판의 소성붕괴하중은 단일균열의 소성붕괴하중보다 큰 값을 보였다.

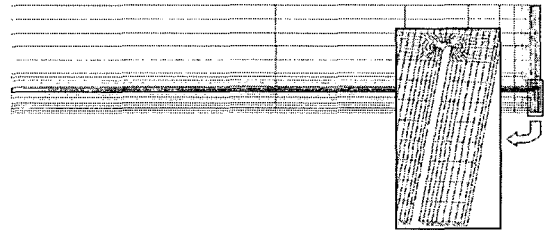
5.2 최적 국부파손 예측모델

Fig. 5는 NBM 모델을 적용하기 위해 두 균열 사이에 존재하는 리거먼트의 평균두께가 하중증가에 따라 변화되는 양상을 나타낸 것이다. 본 논문에서는 하중이 증가함에 따라 두 균열사이 리거먼트의 평균두께가 빠르게 감소하기 시작할 때 넥킹이 발생한다고 가정하였다. Fig. 5로부터 $2c$ 가 크고 d 가 작을수록 넥킹 발생하중이 감소함을 알 수 있다.

Fig. 6은 RFM 모델을 적용하기 위해 하중증가에 따라 균열사이의 리거먼트에 작용하는 반력의 변화를 나타낸 것으로서, $2c$ 가 크고 d 가 작을수록 반력이 감소하기 시작하는 하중이 저하됨을 보여주고 있다. Fig. 7은 하중증가에 따른 소성역의 변화를 나타낸 것이다. 시편의 표면에서는 균열선단에서 약 45° 의 slip line을 따라 소성역이 형성되어 평면응력 조건에서의 특징을 나타내었으며, 시편의 중앙면에서는 둥근 모양으로 소성역이 형성되어 평면변형을 조건에서의 특징을 나타내었다. 또한 시편의 중앙면 보다 표면에서 하중증가에 따른 소성역의 성장속도가 더 느리게 나타났다.



(a) Collinear crack



(b) Parallel crack

Fig. 4 A typical finite element mesh of thin plate containing multiple through-wall cracks

Table 4 Failure loads of thin plates with two collinear or parallel cracks

Crack size (mm)	Failure load for two collinear cracks (kN)						Failure load for two parallel cracks (kN)	
	FSM	NBM	SBM	RFM	PZC	Exp. Results	CBM	Exp. Results
$2c=5, d=1$	13.2	25.6	27.1	30.8	30.8	33.3	50.9	52.9
$2c=5, d=2$	19.8	25.8	27.9	34.4	31.1	36.2	50.5	52.4
$2c=5, d=4$	31.9	25.6	29.4	39.0	38.1	37.0	49.7	50.9
$2c=8, d=1$	9.2	20.8	22.7	26.3	26.0	29.6	47.3	47.4
$2c=8, d=2$	13.9	21.7	23.9	28.8	28.6	30.1	47.1	47.3
$2c=8, d=4$	23.5	23.3	25.9	31.2	30.3	32.5	46.4	47.7
$2c=13, d=1$	6.0	16.0	17.1	20.2	20.2	23.5	42.6	41.5
$2c=13, d=2$	11.0	16.8	18.9	22.5	22.5	25.1	42.8	42.3
$2c=13, d=4$	17.8	17.8	20.6	26.7	26.2	25.6	42.5	42.5

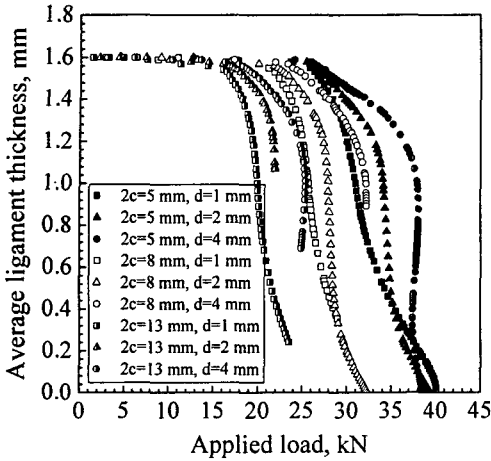


Fig. 5 Changes of average ligament thickness

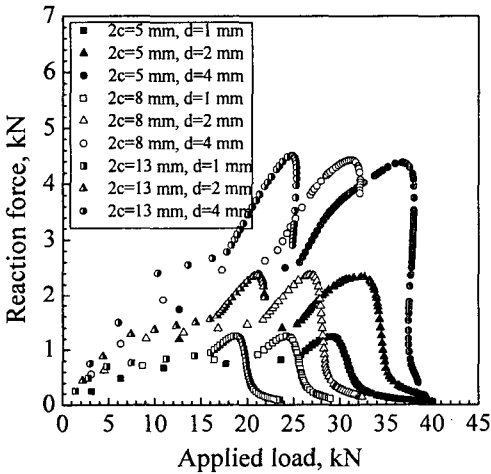


Fig. 6 Changes of reaction force in the ligament between two cracks

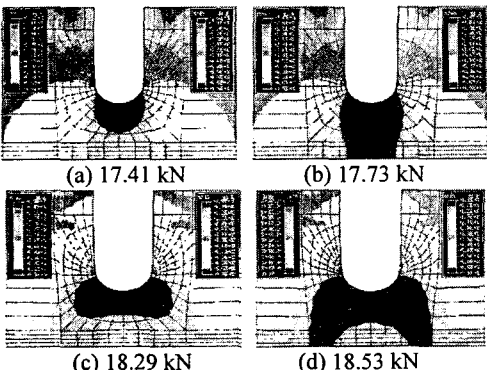


Fig. 7 Contour plots of von Mises stress on mid-plane ((a), (b)) and surface-plane ((c), (d))

Fig. 8 은 FSM, NBM, SBM, RFM, PZC 모델의 예측결과를 실험결과와 비교한 것으로 PZC, RFM, SBM, NBM, FSM 모델 순으로 실험값에 근접하였다. RFM 은 실험결과를 최대 14.1%, 평균 5.2% 내에서 예측하였으며, PZC 는 최대 10.3%, 평균 1.4% 내에서 예측하였다. 이상의 결과로부터 RFM 과 PZC 모델을 동일 직선상에 있는 두개의 축방향 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관 대한 최적 국부파손 예측모델로 선정하였다.

5.3 최적 광범위파손 예측모델

Fig. 9 는 2c 가 8 mm 이고 d 가 2 mm 인 경우, 하중증가에 따라 평판시편의 두 표면사이의 중앙면에서 소성역의 변화를 나타낸 것이다. 시편의 표면보다 중앙면에서 하중증가에 따른 소성역의 성장속도가 더 느리기 때문에 본 연구에서는 중앙면을 PZC 모델 적용시의 기준면으로 선정하였다. PZC 모델은 최대 17.0%, 평균 5.3%의 오차 수준으로 실험결과를 예측하였다.

균열 중앙에서의 COD(δ_0)의 변화는 유한요소해석을 수행하여 계산하였다. Fig. 10 은 작용하중 P의 증가에 따른 단일균열의 δ_0 변화를 나타낸 것이다. 실험으로 구한 단일균열의 파손하중에서의 δ_0 는 'x'로 표시하였고, δ_0 의 임계값[(δ_0)_{crit}]으로 정의하였다. (δ_0)_{crit}은 최소사중오차법을 이용하여 역급수형태로 식 (6)과 같이 구하였으며 이를 Fig. 10에 점선으로 나타내었다. 이 곡선은 평행한 두개의 관통균열이 존재하는 평판의 광범위파손 하중을 예측하기 위해 사용된다.

$$(\delta_0)_{crit} = 125829P^{-2.9716} \tag{6}$$

Fig. 11 은 평행한 두개의 균열이 존재하는 평판에 대한 δ_0 의 변화를 나타낸 것이며, 광범위파손 하중은 평행한 두개의 균열에 대한 δ_0 -P 선도와 단일균열에 대한 (δ_0)_{crit}-P 선도의 교차점으로 결정된다. 이와 같이 CBM 모델을 이용하여 예측한 결과는 최대 3.7%, 평균 1.0% 이내에서 실험결과를 잘 예측하였다. 그러나 임계 COD 선도를 결정하기 위해서 3 개의 실험 데이터만을 사용했기 때문에 예측결과의 정확성에 영향을 미칠 수도 있을 것으로 예상된다.

CBM 모델의 타당성을 검증하기 위해 단일균열이 존재하는 평판의 파손하중 예측시 널리 사용되는 다음의 식⁽²⁴⁾을 사용하였다.

$$P_L = \sigma_f \cdot 2(W - c) \cdot t \tag{7}$$

여기서, W 는 평판 폭의 1/2, t 는 평판시편의 두께이다. 식 (7)에서 유동응력은 유동응력계수 k 를 사용하여 다음과 같이 정의한다.

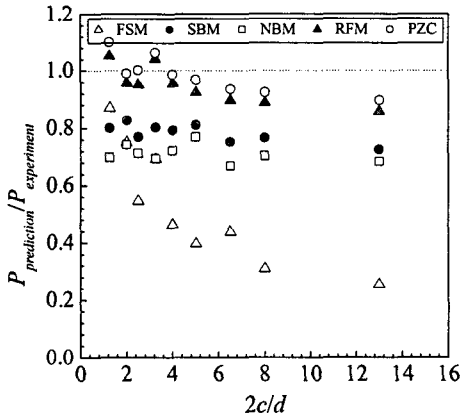


Fig. 8 Normalized local failure load prediction results

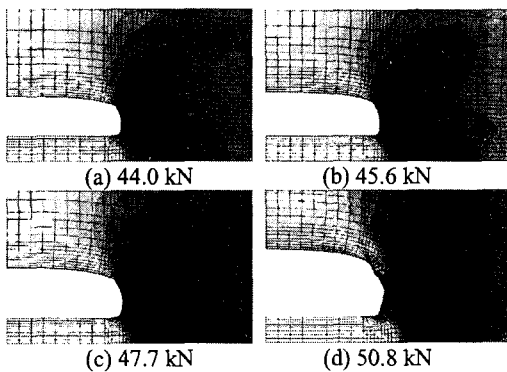


Fig. 9 Changes of plastic zone size along the mid-plane

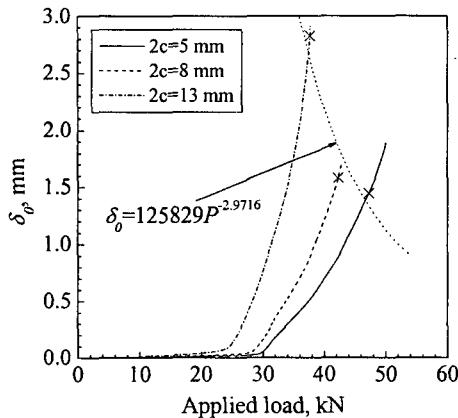


Fig. 10 $\delta_0 - P$ and experimental $(\delta_0)_{crit} - P$ curves for single crack

$$\sigma_f = k(\sigma_Y + \sigma_U) \quad (8)$$

시편형상과 재료의 기계적 성질은 주어져 있으므로 k 를 식 (7) 및 (8)과 측정된 파손하중을 이용하여 계산하면 $2c$ 가 5, 8, 13 mm 인 경우에 대하

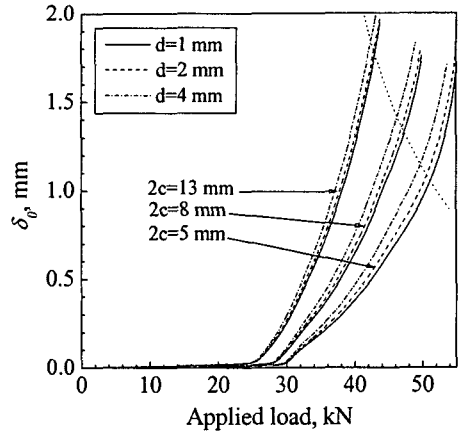


Fig. 11 $\delta_0 - P$ and experimental $(\delta_0)_{crit} - P$ curves for two parallel cracks

여 각각 0.51, 0.51, 0.54 로 결정된다. 본 논문에서는 단일균열이 존재하는 평판의 광범위파손 하중을 예측하기 위해 k 값으로서 0.51 을 선택하였다.

Fig. 12 는 실험결과 대신 식 (7)을 이용하여 계산한 $(\delta_0)_{crit}$ 을 나타낸 것이다. 수정된 $(\delta_0)_{crit} - P$ 선도를 식 (9)와 같이 구하였으며 이와 같은 방법으로 광범위파손 하중을 예측하기 위한 모델을 COD base model II(CBM-II)라고 정의하였다. 평행한 두개의 축방향 관통균열의 파손하중은 평행한 두개의 균열에 대한 $\delta_0 - P$ 선도와 단일균열에 대한 $(\delta_0)_{crit} - P$ 선도의 교차점으로 결정하였으며, 최대 11.1%, 평균 5.7%의 오차 수준으로 실험결과를 예측하였다.

$$(\delta_0)_{crit} = 10^{12} \cdot P^{-7.3084} \quad (9)$$

Fig. 13 은 PZC, CBM, CBM-II 모델을 사용하여 구한 예측결과를 실험결과와 비교한 것으로서, CBM-II 모델을 사용하여 예측한 경우에는 CBM 모델을 사용하여 예측한 결과보다 정확성이 감소하였다.

이상의 결과로부터 CBM 모델을 평행한 두개의 축방향 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관에 대한 최적 국부파손 예측모델로 선정하였다.

한편 실험결과로부터 평행한 두개의 관통균열이 존재하는 평판의 소성붕괴 하중은 단일균열이 존재하는 경우보다 더 높은 것을 알 수 있다. 이러한 원인을 조사하기 위해 3 차원 탄성 및 탄소성 해석을 수행하였다. 두 균열 사이의 간섭효과를 평가하기 위해 탄성해석에서는 율력확대계수 K , 탄소성해석에서는 J -적분을 사용하였다. 탄성해석과 탄소성해석에서 간섭효과를 나타내는 간섭계수를 각각 K_{ratio} 와 J_{ratio} 로 표기하여 K_D/K_S 와 J_D/J_S 로 정의하였다. 여기서, 첨자 'S'와 'D'는 각각 단일균열과 다중균열을 의미한다.

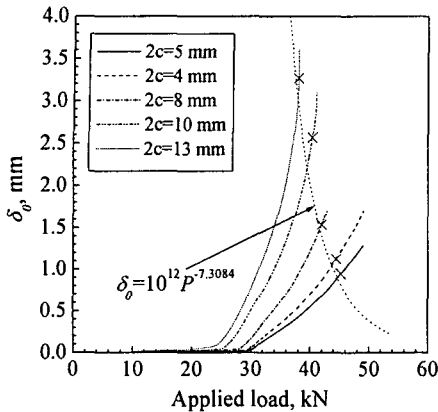


Fig. 12 $\delta_0 - P$ and calculated $(\delta_0)_{crit} - P$ curves for single crack

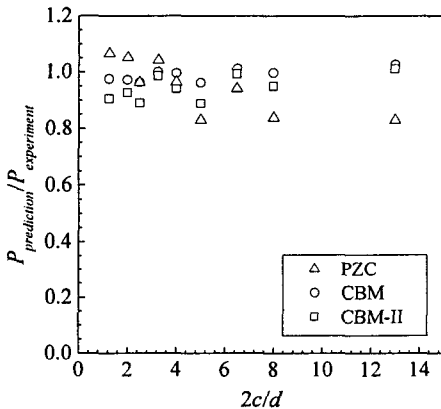


Fig. 13 Normalized global failure load prediction results

Table 5는 $2c$ 가 8 mm 이고 d 가 1, 4, 8 mm 일 때 K_{ratio} 값을 나타낸 것으로서 K_{ratio} 는 균열간 거리가 커짐에 따라 증가하였다. 또한 균열간 거리가 가까워질수록 $K_{ratio} < 1$ 인 유익한 효과(beneficial effect)가 증가하였으며, 균열간 거리가 멀어지면 간섭효과가 점점 줄어드는 경향을 보였다. Table 6은 균열길이가 8 mm, 균열간 거리가 1, 4, 8 mm 일 때 J_{ratio} 값을 나타낸 것으로 K_{ratio} 와 같이 J_{ratio} 는 균열간 거리가 작아질수록 감소하였다. 그러나 모든 경우에 J_{ratio} 값이 K_{ratio} 값보다 더 큰 유익한 효과가 나타났다. 평행한 두개의 균열이 존재하는 평판에서 균열선단 주위의 응력장은 단일균열이 존재하는 경우에 비해서 급격히 변화하지 않기 때문에 유익한 효과가 발생하는 것으로 판단되며, 균열선단 근처에서 응력장이 완화되어 평행한 두개의 균열이 존재하는 평판의 파손하중은 단일균열이 존재하는 경우보다 더 높아진다.

Table 5 Evaluation of interaction effects based on stress intensity factor

Crack size (mm)	K_S (MPa√m)	K_D (MPa√m)	K_{ratio}
2c=8, d=1	245	176	0.721
2c=8, d=2		182	0.742
2c=8, d=4		191	0.790

Table 6 Evaluation of interaction effects based on J-integral

Crack size (mm)	P (kN)	J_S (kJ/m ²)	J_D (kJ/m ²)	J_{ratio}
2c=8, d=1	27.8	12.0	6.4	0.553
	28.3	18.4	10.2	0.554
	30.1	60.8	34.7	0.571
2c=8, d=2	27.8	12.0	6.7	0.558
	28.5	23.1	14.5	0.628
	30.1	60.8	39.2	0.645
2c=8, d=4	28.1	15.2	11.1	0.730
	28.9	32.4	22.7	0.701
	30.3	67.3	47.8	0.710

6. 최적 파손 예측모델을 이용한 증기발생기 세관의 파손하중 예측

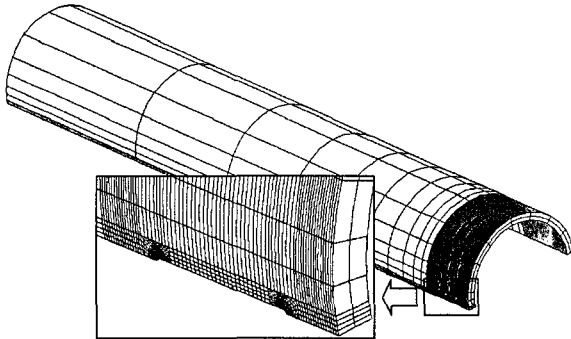
본 논문에서는 지금까지 실험과 해석의 단순화를 위해 평판을 이용한 소성붕괴실험과 유한요소 해석을 수행하여 최적 국부파손 예측모델 및 광범위파손 예측모델을 결정하였다.

본 장에서는 두개의 관통균열이 존재하는 실제 증기발생기 세관의 변형거동과 파손압력을 예측하기 위해 3 차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 해석을 위한 재료의 기계적 성질은 Table 7에 나타내었다. Fig. 14는 해석에 사용된 두개의 균열이 존재하는 증기발생기 세관의 유한요소모델을 나타낸 것으로서 대칭성을 이용하여 1/4 만 모델링하였다. 해석은 $2c$ 가 5, 10 mm, d 가 각각 1, 2, 4 mm 인 경우에 대하여 수행하였다. RFM과 PZC 모델을 사용하여 각각에 대한 파손하중을 예측하였으며, 그 결과를 Table 8에 나타내었다.

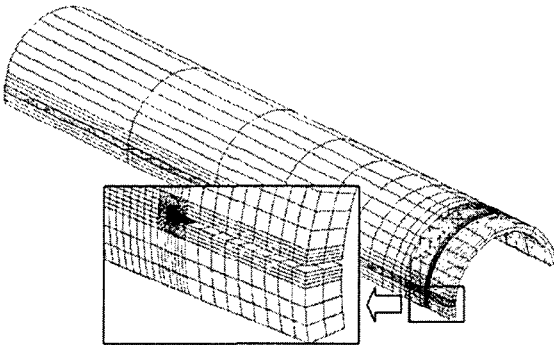
Fig. 15는 내압의 증가에 따른 균열사이 리거먼트에서의 원주방향 반력 변화를 나타낸 것으로서, 평판의 경우와 유사한 경향을 보여주고 있다. $2c$ 가 5 mm 이고 d 가 4 mm 일 때 RFM과 PZC 모델을 사용하여 예측한 국부파손압력은 동일한 균열 길이를 갖는 단일균열의 파열압력과 거의 동일하였다. 따라서 두 균열은 단일균열처럼 거동하는 것으로 판단할 수 있다.

Table 7 Mechanical properties of Inconel 600HTMA SG tube

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Elongation (%)	Poisson's ratio
272	672	213	40	0.324



(a) Collinear crack



(b) Parallel crack

Fig. 14 A typical finite element mesh of SG tube containing multiple through-wall cracks

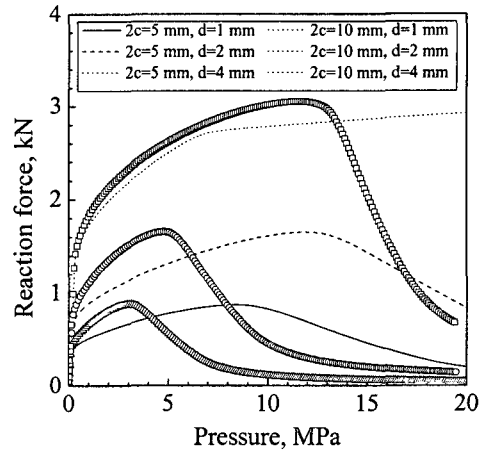


Fig. 15 Changes of reaction force in ligament between two cracks in SG tube

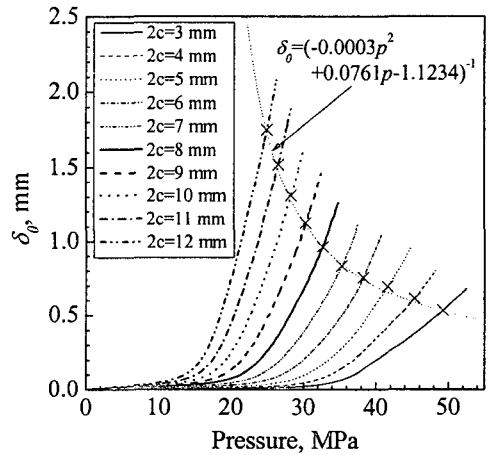


Fig. 16 $\delta_0 - p$ and calculated $(\delta_0)_{crit} - p$ curves with single crack in SG tube

Table 8 Failure pressures of SG tube with two adjacent cracks

Crack size (mm)	Failure pressure for single crack (MPa)	Failure pressure for two collinear cracks (MPa)		Failure pressure for two parallel cracks (MPa)
		PZC	RFM	CBM
$2c=5, d=1$	41.7	7.5	8.4	45.2
$2c=5, d=2$		10.6	11.9	43.7
$2c=5, d=4$		39.4	38.7	41.7
$2c=10, d=1$	28.3	2.7	3.0	31.1
$2c=10, d=2$		4.6	4.8	30.1
$2c=10, d=4$		12.4	11.6	28.6

평행한 두개의 축방향 관통균열이 존재하는 세관이 내압하에서 변형될 때, COD는 균열면의 원주방향 변위 U_θ 와 반경방향의 변위 U_r 에 의해 결정된다. 반경방향의 변위는 모드 III(면외전단모드) 파손에 영향을 미치며, 원주방향의 변위는 모드 I(열림모드) 파손에 영향을 미친다. 두 방향의 변위를 고려한 경우와 원주방향의 변위만을 고려한 경우에 그 차이가 미미하기 때문에 원주방향의 변위만을 COD로 고려하였다.

Fig. 16은 식 (1)을 사용하여 구한 작용압력(p)의 증가에 따른 임계 COD를 나타낸 것이며 $(\delta_\theta)_{crit-p}$ 선도는 식 (10)과 같이 결정되었다.

$$(\delta_\theta)_{crit} = (-0.0003p^2 + 0.0761p - 1.1234)^{-1} \quad (10)$$

광범위파손 압력은 평행한 두개의 균열에 대한 δ_r-p 선도와 단일균열에 대한 $(\delta_\theta)_{crit-p}$ 선도의 교차점으로 결정된다. CBM 모델을 이용하여 예측한 파손압력은 단일균열의 파손압력보다 높으며 균열 간 거리가 작아질수록 유익한 효과는 증가하였다. 추후 본 연구자들은 다중 관통균열 세관에 대한 파열실험을 수행한 후, 현 예측결과와의 비교를 통해 최적 국부파손 예측모델의 유용성을 검증하고자 한다.

7. 결론

본 연구에서는 일직선상의 또는 평행한 두개의 관통균열이 존재하는 평판시편을 사용하여 소성붕괴실험을 수행하였으며, 총 6가지의 예측모델을 사용하여 구한 파손하중을 평판 실험결과와 비교하여 최적 파손 예측모델을 결정하였다. 또한 최적 파손 예측모델을 증기발생기 세관에 적용하여 파손압력을 예측하였으며, 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 관두개의 40%에 근거한 현 관막음기준은 특정 열화기구 및 세관 손상위치에 대해 보수적이므로 균열길이 보다는 균열깊이를 이용한 대체 관막음 기준의 개발이 필요하다.

(2) 일직선상에 있는 두개의 축방향 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관의 건전성평가를 위한 최적의 국부파손 예측모델로 반력에 기초한 모델과 소성역의 접촉에 기초한 모델을 결정하였다.

(3) 평행한 두개의 축방향 관통균열이 존재하는 증기발생기 세관의 건전성평가를 위한 최적의 광범위파손 예측모델로 COD에 기초한 모델을 결정하였다.

(4) 결정된 최적 국부파손 예측모델과 광범위파손 예측모델을 사용하여 다중균열이 존재하는 증기발생기 세관의 파손압력을 예측하였다.

후기

본 논문은 한국원자력안전기술원 및 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1996, "Steam Generator Tube Failures," NUREG/CR6365.
- (2) USNRC, 1976, "Bases for Plugging Degraded PWR Steam Generator Tubes," Regulatory Guide 1.121.
- (3) ASME, 1998, "Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components," ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III.
- (4) Cochet, B. and Flesch, B., 1987, "Crack Stability Criteria in Steam Generator Tubes," 9th Int. Conference on SMiRT, Vol. D, pp. 413~419.
- (5) Yu, Y.J., Kim, J.H., Kim, Y. and Kim, Y.J., 1994, "Development of Steam Generator Tube Plugging Criteria for Axial Crack," ASME PVP, Vol. 280, pp. 79~83.
- (6) Kim, H.D., Chung, H.S. and Hong, S.R., 1999, "Discussion on Operation Leakage Criteria of Ulchin Unit 1&2 Steam Generators," Proceedings of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting.
- (7) Kim, H.D., Kim, K.T. and Chung, H.S., 1999, "Structural Integrity Assessment on Axial PWSCC of Steam Generator Tubes," Proceedings of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting.
- (8) Gorman, J.A., Harris, J.E. and Lowenstein, D.B., 1995, "Steam Generator Tube Fitness-for-Service Guidelines," AECB Report, No. 2.228.2.
- (9) Lee, J.H., Park, Y.W., Song, M.H., Kim, Y.J. and Moon, S.I., 2000, "Determination of Equivalent Single Crack Based on Coalescence Criterion of Collinear Axial Cracks," Nuclear Engineering and Design, Vol. 205, pp. 1~11.
- (10) Kim, J.S. et al., 1999, "Investigation Report for Steam Generator Tubes Pulled Out from Ulchin #1".
- (11) Murakami, Y., 1987, "Stress Intensity Factors Handbook," pp. 204~205.
- (12) Cho, Y.J., 1990, "A Study on the Interaction Effect of Adjacent Semi-Elliptical Crack," Master's Thesis.
- (13) Harrison, R.P., Loosemore, K., Milne, I. and Dowling, A.R., 1980, "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects," CEGB Report, R/H/R6-Rev. 2.
- (14) Erdogan, F., 1976, "Ductile Failure Theories for Pressurized Pipes and Containers," Int. J. PVP, Vol. 4.
- (15) Kiefner, J.F., Maxey, W.A., Eiber, R.J. and Duffy, A.R., 1973, "Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinders," ASTM STP 536, pp. 461~481.

- (16) Majumdar, S., Shack, W. J., Diercks, D.R., Mruk, K., Franklin, J. and Knoblich, L., 1998, "Failure Behavior of Internally Pressurized Flawed and Unflawed Steam Generator Tubing at High Temperatures - Experiments and Comparison with Model Predictions," NUREG/CR-6575.
- (17) Kim, Y.J., Choy, Y.S. and Lee, J.H., 1993, "Development of Fatigue Life Prediction Program for Multiple Surface Cracks," ASTM STP 1189, pp. 536-550.
- (18) Shibata, K., Yokoyama, N., Ohba, T., Kawamura, T. and Miyazono, S., 1985, "Growth Evaluation of Fatigue Cracks from Multiple Surface Flaws (I)," *J. Japanese Nuclear Society*, Vol. 28, No. 2, pp. 250-262.
- (19) Shibata, K., Yokoyama, N., Ohba, T., Kawamura, T. and Miyazono, S., 1986, "Growth Evaluation of Fatigue Cracks from Multiple Surface Flaws (II)," *J. Japanese Nuclear Society*, Vol. 28, No. 3, pp. 258-265.
- (20) Park, Y.W., Song, M.H. and Lee, J.H., 2000, "Steam Generator Tube Integrity Program," KINS/RR-001.
- (21) Lee, J.H., Park, Y.W., Song, M.H., Kim, Y.J. and Moon, S.I., 2000, "Evaluation of Plugging Criteria on Steam Generator Tubes and Coalescence Model of Collinear Axial Through-Wall Cracks," *J. Korean Nuclear Society*, Vol. 32, pp.465-476.
- (22) Diercks, D.R., 2000, "Steam Generator Tube Integrity Program Monthly Report," ANL.
- (23) Park, Y.W., Song, M.H., Lee, J.H., Moon, S.I. and Kim, Y.J., 2002, "Investigation on the Interaction Effect of Two Parallel Axial Through-Wall Cracks Existing in Steam Generator Tube," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 214, pp. 13-23.
- (24) Miller, A.G., 1988, "Review of Limit Loads of Structures Containing Defects," *Int. J. PVP*, Vol. 32, pp. 197-327.