

〈論 文〉

CANDU 압력관 건전성평가를 위한 결함해석

김영진* · 석창성* · 이진석** · 박윤원***

(1994년 11월 19일 접수)

Defect Assessment for Integrity Evaluation of CANDU Pressure Tubes

Y. J. Kim, C. S. Seok, J. S. Lee and Y. W. Park

Key Words : Pressure Tube(압력관), Stress Intensity Factor(응력확대계수), Surface Crack(표면균열), Finite Element Method(유한요소법), Leak Before Break(파단전누설)

Abstract

The objective of this paper is to develop defect assessment technology for integrity evaluation of CANDU pressure tubes. In fracture mechanics analysis, three-dimensional and two-dimensional (line-spring model) finite element analyses were performed to obtain the stress intensity factor for axial and circumferential surface cracks. In leak before break(LBB) analysis, heat transfer analyses for through-wall cracks were performed by considering the cooling effect and the LBB application time was computed. It was shown that the analytical results obtained in this study provide less-conservative but accurate solution for defect assessment of CANDU pressure tubes.

기 호 설 명

- a : 표면균열의 깊이
- c : 표면균열의 길이
- t : 압력관의 두께
- E : 탄성계수
- F_I : 모드 I 수정계수
- K_I : 모드 I 응력확대계수
- M : 모멘트
- N : 단힘응력
- Q : 형상계수
- R : 압력관의 내반경
- δ : 변형
- θ : 회전
- σ : 공칭 수직응력
- ν : 푸아송비

1. 서 론

우리나라 월성 원자력발전소는 CANDU(Canadian deuterium uranium)형 원자로를 사용하고 있다. Fig. 1은 CANDU 핵연료 장진관(fuel channel)의 조립도로서 압력관(pressure tube)은 천연우라늄을 사용하는 핵연료봉을 감싸고 있으며, 카란드리아관(Calandria tube)에 둘러싸여 있다. 카란드리아관과 압력관의 간극은 가터스프링(garter spring)에 의해 유지된다. 압력관은 고중성자속, 고온유체에 의한 응력, 냉각재인 중수에 의한 부식 등의 가혹한 조건에 노출되어 있으며 장시간동안 가동하도록 설계되어 있다.

CANDU 발전소의 종주국이라 할 수 있는 캐나다에서는 그동안 압력관과 관련된 누설사고 및 파열사고가 여러차례 발생하였다. '70년대에는 압력관의 양단에 위치한 rolled joint부위에서 누설사고⁽¹⁾

*정회원, 성균관대학교 기계설계학과

**성균관대학교 대학원

***한국원자력안전기술원

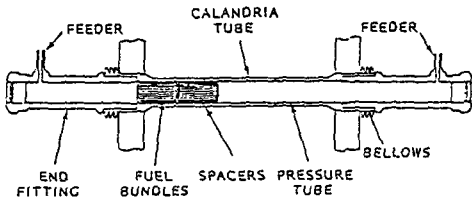


Fig. 1 Simplified description of a CANDU fuel channel

가 수차례 발생하였다. 이 문제는 지나친 잔류인장 응력때문에 미소균열이 발생하고 지체수소균열(delayed hydride cracking)에 의해 관통균열로 성장하는 사고였는데 압연법을 개선함으로써 해결하였다. 한편 1983년 Pickering발전소에서는 압력관과 카란드리아관의 접촉에 의한 수소화 석출물(hydride blister)이 생겨나고 이로부터 발생한 미소균열이 성장하여 약 2m에 도달하는 대형 파열사고⁽²⁾가 발생한 바 있다. 이 문제는 압력관의 재질을 Zircaloy-2에서 Zr-2.5%Nb로 개선하고 가터 스프링의 위치를 고정시켜 주는 기술을 개발함으로써 해결하였다.

CANDU 원자로 압력관의 건전성확보에 관한 연구는 COG(CANDU Owner's Group)를 중심으로 캐나다의 AECL연구소 및 Ontario Hydro전력연구소에서 주로 수행되고 있다. 특히 Pickering발전소 압력관 파열사고를 계기로 부식(corrosion), 수소침투(hydrogen ingress), 지체수소균열, 가동중검사, 건전성평가 기술 등의 기초연구를 수행한 바 있으며, 이를 바탕으로 압력관 건전성평가 절차서⁽³⁾를 개발하였다. 이 건전성평가 절차서에는 압력관에서 검출된 표면결합의 파괴역학 해석에 Raju와 Newman⁽⁴⁾이 원통형 구조물에 존재하는 표면균열에 대해 3차원 유한요소해석을 수행하여 구한 식을 사용하도록 권장하고 있다. 그러나 Raju-Newman 식은 두꺼운 압력용기에 대한 해석결과로부터 구한 식이기에 두께가 약 4mm 정도로 얇은 압력관에도 적용될 수 있을지는 의문이다. 압력관에서 발생하는 결함은 표면균열과 관통균열로 구분된다. 본 연구에서는 표면균열이 관통균열로 성장하는 일련의 과정에 대한 3차원 해석 및 2차원 해석(선스프링모델)을 수행하여 균열진전력(crack driving force)인 K 값을 구하고, 해석결과를 Raju-Newman식과 비교하여 이의 타당성을 검토하고 식의 확장성을 제시하고자 한다.

또한 표면균열이 관통되면 균열선단에서 중수(D₂O)가 누수되면서 기화되는데 이때 필요한 열량중 일부를 압력관으로부터 얻게 된다. 압력관의 균열성장속도는 온도의 영향을 받는데 LBB 적용시간에 큰 영향을 미치는 요소로 평가되고 있다. 본 연구에서는 관통균열에서 누수발생시 열전달해석을 수행하여 균열선단에서 실제온도를 기초로 한 LBB 적용시간을 계산하여 현재 사용하고 있는 LBB 적용시간의 지나친 보수성(over-conservatism)을 줄여보고자 한다.

2. 표면균열의 3차원 해석

2.1 문제의 정의

Fig. 2는 내압을 받는 압력관의 기하학적 형상으로서 1992년도 월성 1호기에 대한 검사결과 기준초과 결함이 검출된 M11 압력관의 첫수인 $R_1=52.9$ mm, $R_2=57.2$ mm, $t=4.2$ mm를 사용하였다. 압력관의 재질은 Zr-2.5%Nb으로 탄성계수(E)는 102 GPa, 푸아송비는 0.34이며, 내압은 10 MPa이다. 압력관에 존재하는 표면균열은 축방향 균열과 원주방향 균열로 가정하였으며, 균열의 형상은 반타원형으로 다음 식을 만족시킨다.

$$\frac{x^2}{c^2} + \frac{y^2}{a^2} = 1 \quad (1)$$

여기서, a 는 표면균열의 깊이, c 는 표면균열의 길이를 나타낸다.

압력관에 작용하는 하중은 내압으로서 본 해석에서는 압력관의 내벽과 균열면에 압력을 가하고 내압으로 인해 발생하는 축력을 압력관의 단면에 작용시켜 축방향으로 인장력을 가하였다. 축방향과 원주방향 표면균열에 대하여 각각 균열형상비 a/c

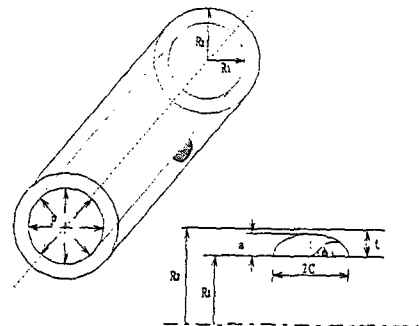


Fig. 2 Geometry of pressure tube

=0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0과 균열깊이비 $a/t=0.2, 0.4, 0.6, 0.8$ 을 조합하여 20가지의 경우에 대해 해석하였다.

2.2 가상 균열진전법

유한요소해석에는 범용 패키지 프로그램 ABAQUS를 사용하였는데, 이 프로그램에서는 가상균열진전법을 이용하여 파괴역학 변수값을 구한다. Parks⁽⁶⁾에 의해 제안된 가상균열진전법은 균열선단을 중심으로 하는 경로(contour)내부 요소의 절점이동에 의한 강성행렬(stiffness matrix)변화로부터 에너지해방률을 얻는 방법이다. 이 방법은 균열길이 변화에 따른 에너지변화를 균열선단을 둘러싼 2개의 경로사이에 있는 요소들만에 의하여 구하기 때문에 종래의 에너지해방률처럼 2번 반복계산하지 않아도 된다는 이점이 있다.

Fig. 3은 유한요소해석을 위한 요소망으로서, 대칭성을 이용하여 압력관의 1/8만 모델링하였다. 20-절점 등매개요소(20-node isoparametric element)를 사용하였으며, 균열선단에서는 응력장의 특이성을 나타내기 위해 4분의 1점요소(quarter point element)를 사용하였다. 해석에는 420개의 요소가 사용되어 전체자유도(degree of freedom)는 7600이다. 균열선단에서는 6개의 경로를 사용하여 J -적분값을 얻도록 요소망을 구성하였다. 응력확대계수 K 는 J -적분 값과 다음과 같은 관계⁽⁶⁾가 있다.

$$K = \sqrt{E_n J} \tag{2}$$

여기서, E_n 은 일반화된 탄성계수(generalized

Young's modulus)이며, 표면균열에서 E_n 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$E_n = E + (E_1 - E) \sin \phi \tag{3}$$

$$E_1 = \frac{E}{1 - \nu^2} \tag{4}$$

여기서, E 와 ν 는 각각 탄성계수(Young's modulus)와 푸아송비(poisson's ratio)이다. 표면균열은 자유표면($\phi=0^\circ$)에서는 평면응력(plane stress) 상태이며, 내부($\phi=90^\circ$)에서는 평면변형률(plane strain)상태이다. 따라서 본 연구에서는 식(2)를 사용하여 3차원 유한요소해석으로부터 얻은 J -적분값을 K 로 환산하였다.

요소망의 타당성을 검토하기 위하여 Raju-Newman⁽⁴⁾이 사용한 $t/R=0.1$ 인 경우에 대하여 균열형상비 $a/c=0.2, 0.4$ 와 균열깊이비 $a/t=0.2, 0.5, 0.8$ 을 해석변수로 하여 해석을 수행하였다. Fig. 4는 $a/c=0.4$ 인 경우에 대한 해석결과를 나타낸 것으로서 횡축은 각도를 무차원화한 값($2\phi/\pi$)이며, 종축은 응력확대계수를 무차원화한 값($F_I = K_I/\sigma\sqrt{\pi a/Q}$)이다. 본 연구의 수치해석결과가 Raju-Newman의 결과와 잘 일치하므로 구성된 요소망은 적절하다고 판단된다.

2.3 3차원 해석결과

Fig. 5는 $a/c=0.2$ 인 경우에 축방향 표면균열에 대한 해석결과를 도시한 것이다. 수정계수 F_I 값은 표면점에서 최소였으며, 최대깊이점으로 갈수록 증

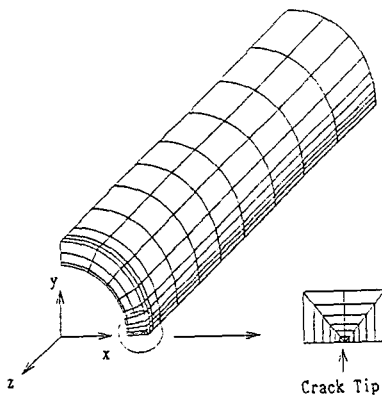


Fig. 3 Finite element mesh for pressure tube(axial surface crack)

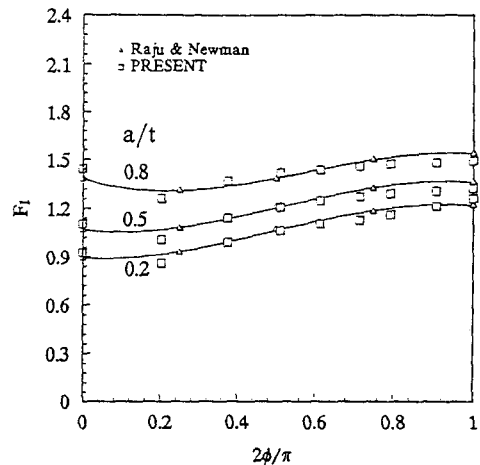


Fig. 4 Variation of stress intensity factor for axial surface crack ($a/c=0.4$)

가하였다. 또한 a/t 가 증가할수록 수정계수 F_I 값도 증가하였다. 균열형상비 $a/c=0.4, 0.6$ 인 경우에도 수정계수값은 최대 깊이점에서 가장 크게 나타나서 같은 경향을 보였다.

Fig. 6은 $a/c=1.0$ 인 경우, 즉 반원일 때 깊이비를 변수로 한 해석결과를 나타낸 것이다. 반원의 균열에서는 최대 F_I 값이 표면에서 나타났으며 최대 깊이점으로 갈수록 F_I 값이 감소하였다. 균열형상비 $a/c=0.8, 1.0$ 인 경우는 $a/c=0.2, 0.4, 0.6$ 인 경우와는 달리 표면에서 최대 F_I 값이 나타났으며, 최대 깊이점에서 최소 F_I 값이 나타나서 균열형상이 반원에 가까워질수록 표면점에서 최대 F_I

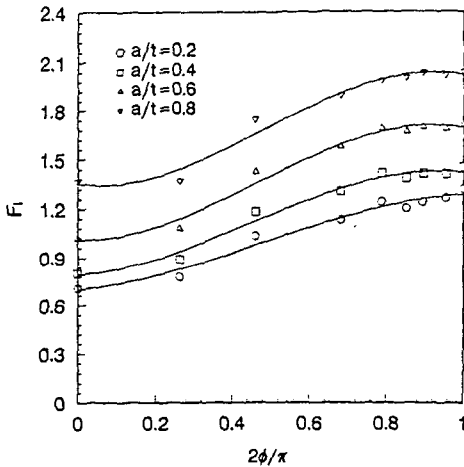


Fig. 5 Variation of stress intensity factor for axial surface crack ($a/c=0.2$)

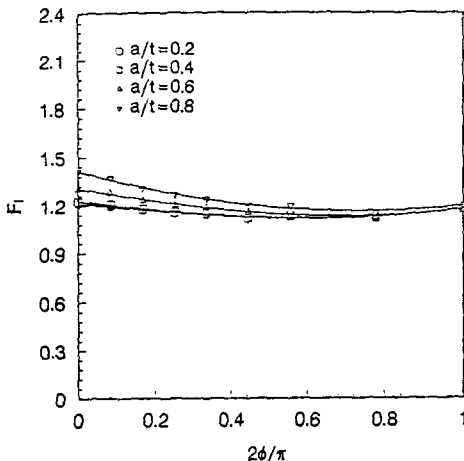


Fig. 6 Variation of stress intensity factor for axial surface crack ($a/c=1.0$)

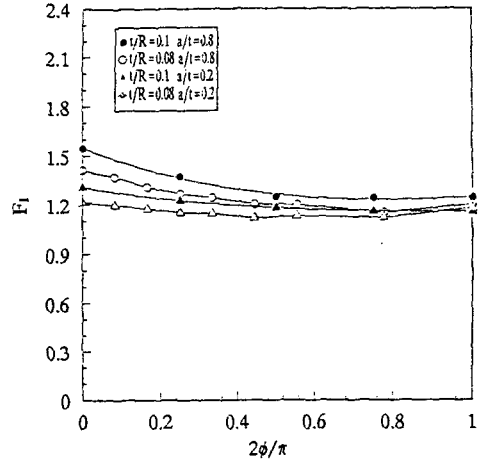


Fig. 7 Variation of stress intensity factor for axial surface crack ($a/c=1.0$)

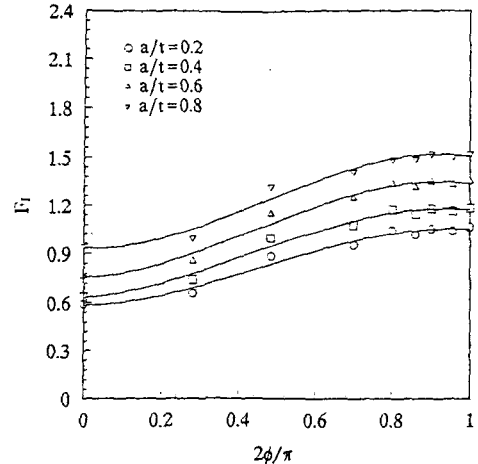


Fig. 8 Variation of stress intensity factor for circumferential surface crack ($a/c=0.2$)

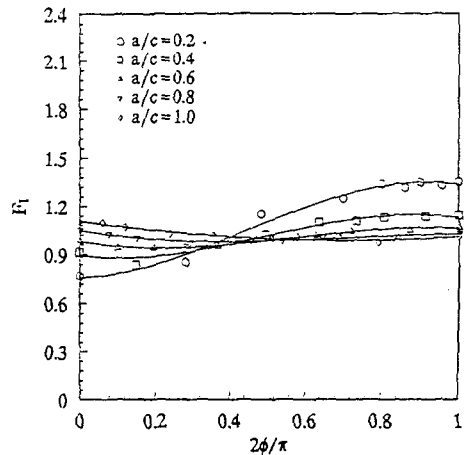


Fig. 9 Variation of stress intensity factor for circumferential crack ($a/t=0.6$)

이 나타나는 것을 알 수 있다.

Fig. 7은 $t/R=0.1$ 일 때 Raju-Newman의 해석 결과와 $t/R=0.08$ 인 본 해석결과를 비교하여 나타낸 것이다. 균열형상비 $a/c=0.2$ 일 때는 차이가 미소하였으나 형상비가 커질수록 그 차이가 증가하여 $a/c=1.0$ 에서는 약 10% 차이를 보였다. 즉 균열형상비 a/c 값이 증가하여 반원에 가까워질수록 본 연구에서 구한 K 값과 Raju-Newman의 해석결

과의 차이가 커지는 경향을 보였다. 따라서 압력관의 결함해석에는 $t/R=0.1$ 인 경우의 해석결과로부터 수정계수를 계산하는 Raju-Newman식보다는 $t/R=0.08$ 인 경우에 대해서 해석한 본 연구결과를 적용하는 것이 타당하다고 판단된다.

Fig. 8은 $a/c=0.2$ 일 때 원주방향 표면균열에 대한 해석결과를 도시한 것이다. 수정계수 F_I 값은 표면점에서 최소였으며, 최대 깊이점으로 갈수록

Table 1 Correction factor of axial surface crack($t/R=0.08$)

a/t	$\frac{2\phi}{\pi}$	a/c				
		0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
0.2	0.0	0.6942	0.8522	0.9755	1.1020	1.2141
	0.2	0.7847	0.8631	0.9641	1.0653	1.1653
	0.4	0.9277	0.9518	1.0024	1.0632	1.1311
	0.6	1.0850	1.0688	1.0656	1.0877	1.1172
	0.8	1.2185	1.1644	1.1289	1.1306	1.1293
	1.0	1.2900	1.1889	1.1676	1.1839	1.1731
0.4	0.0	0.7905	0.9452	1.0414	1.1382	1.2262
	0.2	0.8871	0.9465	1.0158	1.0932	1.1728
	0.4	1.0642	1.0291	1.0468	1.0849	1.1349
	0.6	1.2561	1.1433	1.1080	1.1047	1.1184
	0.8	1.3972	1.2396	1.1731	1.1440	1.1294
	1.0	1.4217	1.2685	1.2155	1.1941	1.1741
0.6	0.0	1.0078	1.1088	1.1758	1.2435	1.3063
	0.2	1.0850	1.0832	1.1169	1.1683	1.2274
	0.4	1.2828	1.1571	1.1297	1.1397	1.1681
	0.6	1.5104	1.2686	1.1784	1.1439	1.1352
	0.8	1.6773	1.3560	1.2273	1.1671	1.1351
	1.0	1.6927	1.3573	1.2407	1.1954	1.1743
0.8	0.0	1.3524	1.3264	1.3406	1.3752	1.4132
	0.2	1.3933	1.2596	1.2389	1.2591	1.2972
	0.4	1.5841	1.3050	1.2228	1.2052	1.2165
	0.6	1.8218	1.3993	1.2542	1.1948	1.1719
	0.8	2.0032	1.4792	1.2951	1.2095	1.1642
	1.0	2.0250	1.4813	1.3074	1.2304	1.1943

Table 2 Correction factor of circumferential surface crack($t/R=0.08$)

a/t	$\frac{2\phi}{\pi}$	a/c				
		0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
0.2	0.0	0.5845	0.7039	0.8162	0.9210	1.0074
	0.2	0.6470	0.7155	0.8036	0.8938	0.9788
	0.4	0.7742	0.8000	0.8487	0.9058	0.9630
	0.6	0.9175	0.9104	0.9184	0.9386	0.9597
	0.8	1.0279	0.9997	0.9797	0.9739	0.9692
	1.0	1.0566	1.0210	0.9995	0.9935	0.9913
0.4	0.0	0.6331	0.7777	0.8735	0.9566	1.0307
	0.2	0.7220	0.7863	0.8544	0.9250	0.9959
	0.4	0.8750	0.8671	0.8913	0.9290	0.9729
	0.6	1.0376	0.9716	0.9521	0.9530	0.9635
	0.8	1.1553	1.0512	1.0048	0.9814	0.9693
	1.0	1.1737	1.0575	1.0172	0.9988	0.9923
0.6	0.0	0.7568	0.8947	0.9798	1.0480	1.1052
	0.2	0.8388	0.8892	0.9401	0.9933	1.0494
	0.4	1.0069	0.9642	0.9617	0.9800	1.0103
	0.6	1.1923	1.0657	1.0112	0.9918	0.9894
	0.8	1.3262	1.1396	1.0553	1.0124	0.9885
	1.0	1.3398	1.1319	1.0608	1.0255	1.0092
0.8	0.0	0.9327	1.0300	1.0997	1.1515	1.1952
	0.2	0.9935	1.0033	1.0316	1.0688	1.1119
	0.4	1.1592	1.0607	1.0324	1.0352	1.0543
	0.6	1.3523	1.1511	1.0691	1.0344	1.0230
	0.8	1.4951	1.2237	1.1087	1.0505	1.0188
	1.0	1.5098	1.2276	1.1185	1.0674	1.0424

증가하였다. 또한 a/t 가 증가할수록 수정계수 F_1 값이 증가하였다. Fig. 9는 $a/t=0.6$ 일 때 여러 균열형상비에 대한 수정계수의 변화를 나타낸 것이다. 균열형상비 a/c 값이 커질수록 수정계수는 표면점에서 증가하였으며 최대깊이점에서는 감소하는 경향을 보이고 있다. 대체로 원주방향 표면균열의 해석결과는 축방향 표면균열의 경우와 같은 경향을 보였다.

표면균열에서 응력확대계수 K_I 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_I = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F_1\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{R}{t}, \phi\right) \quad (5)$$

여기서, σ 는 압력관에서 원주방향응력(PR/t)과 축방향응력($PR/2t$)을 나타내며 Q 는 제2종 완전타원 적분을 나타낸다. F_1 은 수정계수로서 3차원 해석으로 부터 얻은 결과를 Table 1과 Table 2에 나타내었다.

3. 표면균열의 2차원 해석

3.1 문제의 정의

선스프링모델은 표면균열의 K해석을 2차원적으로 수행하는 경제적인 방법으로서 비교적 정확한 해석결과를 얻을 수 있는 방법으로 알려져 있다. 본 장에서는 앞에서 정의한 압력관 표면균열문제를 선스프링모델을 사용하여 해석하였다. 해석에 사용된 기하학적 형상, 재료물성치, 하중조건 및 해석 변수는 2.1장과 동일하다.

3.2 선스프링모델

Rice와 Levy⁽⁷⁾에 의해 처음 시도된 선스프링모델은 표면결합이 존재하는 평판을 2차원 평면응력과 Kirchhoff-Poisson 평판굽힘이론을 사용하여 해석하는 방법이다. Fig. 10은 평판에 존재하는 3차원의 표면균열 문제를 2차원으로 이상화시킨 형상으로서, 표면균열의 길이와 동등한 길이 $2c$ 의 관통균열이라고 가정한다. 여기에, 균열되지 않은 리가먼트(uncracked ligament) 때문에 발생하는 균열 닫힘(closure) 힘과 굽힘 모멘트를 고려하여 해석한다. 이 힘과 모멘트는 관통균열의 한 면과 다른 면을 연결해 주는 스프링의 컴플라이언스(compliance) 표현을 통하여 리가먼트의 변형(균열의 개구량 변위 및 회전)과 관련지을 수 있다. 균열상의 한점에서 스프링의 컴플라이언스는 두께가 같은 평

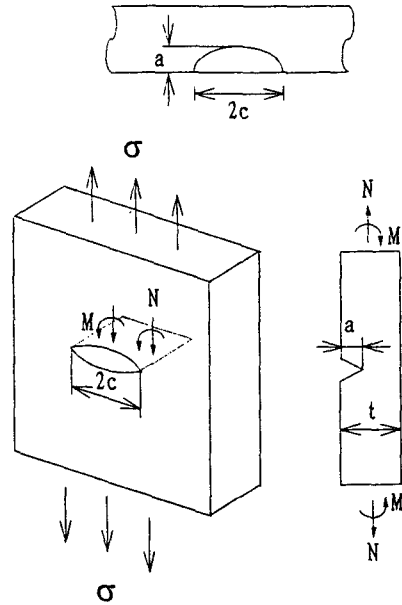


Fig. 10 Line-Spring model

판에 존재하는 표면균열과 같은 깊이의 평면변형률 조건 하에서의 가장자리균열(edge crack)이 서로 같다고 가정한다.

표면균열의 선단위치에 따라 변화하는 미지의 힘 N 과 M 을 결정하기 위해서는 변위적합조건(displacement compatibility)이 만족되어야 한다. 즉, 관통균열과 가장자리균열이 동일판에 공존하므로, 균열의 개구량 변위 δ 및 회전 θ 가 동일해야 한다. 선스프링모델을 적용하기 위하여 평균 단립응력 σ_c 와 굽힘응력 σ_b 를 이용하여 가장자리균열에 저장되는 에너지 U 와 에너지해방률 G 를 계산하면 다음과 같다.

$$U = -\frac{1}{2} [\sigma_c t \delta + \frac{\sigma_b t^2}{6} \theta] \quad (6)$$

$$G = -\frac{\partial U}{\partial a} = -\frac{1}{2} [\sigma_c t \frac{\partial \delta}{\partial a} + \frac{\sigma_b t^2}{6} \frac{\partial \theta}{\partial a}] \quad (7)$$

한편 δ 와 θ 그리고 σ_c, σ_b 의 관계를 이용하여 식 (7)을 다시 정리하면 다음과 같다.

$$G = t^2 \frac{1-\nu^2}{E} \left[\sigma_c^2 \frac{\partial a_{11}}{\partial a} + 2\sigma_c \sigma_b \frac{\partial a_{12}}{\partial a} + \sigma_b^2 \frac{\partial a_{22}}{\partial a} \right] \quad (8)$$

이제 $G = (1-\nu^2) K^2 / E$ 관계를 이용하여 응력확대 계수 K 를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$K = \sqrt{t [F_1(a/t) \sigma_c + F_2(a/t) \sigma_b]} \quad (9)$$

여기서, F_1, F_2 는 인장과 굽힘을 받는 상태에서

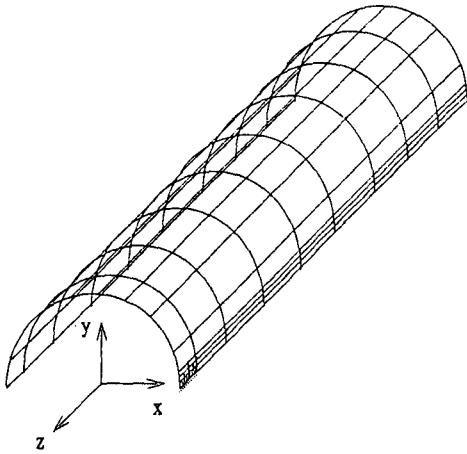


Fig. 11 Finite element mesh for pressure tube(Axial surface crack)

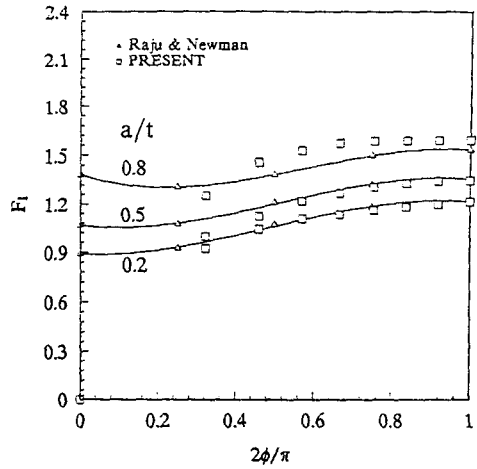


Fig. 12 Variation of stress intensity factor for axial surface crack ($a/c=1.0$)

탄성학적으로 구해지는 값들이다.

3.3 2차원 해석결과

Fig. 11은 해석에 사용된 축방향 표면균열이 존재하는 압력관의 유한요소모델로서 대칭면을 이용하여 전체의 1/4만 모델링하였다. 쉘요소 136개, 선스프링요소 8개를 사용하여 전체 자유도는 2742이다. 구성된 요소망의 타당성을 검토하기 위하여 먼저 $t/R=0.1$ 인 경우에 대하여 해석을 수행하였다. Fig. 12는 균열형상비 $a/c=0.4$ 인 경우에 대한 해석결과를 Raju-Newman의 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 균열깊이비가 클 때는 최대깊이점에서 약 5% 정도의 차이를 보였으며 작을 때는 잘 일치하는 것을 보여주고 있어 구성된 요소망은 적절하다고 판단된다.

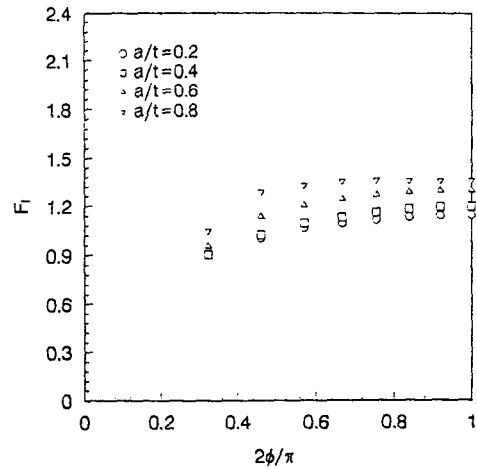


Fig. 13 Variation of stress intensity factor for axial surface crack ($a/c=0.6$)

Fig. 13은 압력관에 대한 축방향 표면균열의 해석결과 중 균열형상비 $a/c=0.6$ 인 경우를 나타낸 것인데 a/t 가 커질수록 수정계수도 증가하여 3차원 해석결과와 같은 경향을 보이고 있으며 잘 일치하고 있다. 그러나 균열형상비 $a/c=0.2$ 인 경우는 깊이점에서 15% 정도의 차이를 보였다. 즉 선스프링모델을 이용한 표면균열의 해석결과는 형상비가 크면 3차원 해석결과와 잘 일치하나 형상비가 작아질수록 오차가 커짐을 알 수 있다.

선스프링모델에 의한 표면균열 해석결과는 3차원 해석과 약 10% 이내에서 일치하였으며 요소망 구성이 용이하고 계산시간이 적게 들어 경제적이라는 측면에서는 매우 효과적인 해석방법이다. 그러나

선스프링모델의 특성상 표면점에서는 K 값을 알 수 없고 $2\phi/\pi < 0.4$ 의 범위에서는 정확성이 떨어져서 선스프링모델에 의한 표면균열해석은 균열형상비 $a/c < 0.8$ 일 때 효과적으로 사용될 수 있다고 판단된다.

4. LBB 해석

4.1 문제의 정의

압력관에 적용되는 LBB 설계개념은 표면균열의 깊이가 진전하여 두께 t 에 도달하여 관통되더라도 임계균열길이(critical crack length: CCL)가 되기

전에는 안전하며 적당한 조치를 취하여 파단사고를 방지할 수 있다는 것이다. 실제로 지난 70년대 캐나다에서 수차례 발생한 압력관 누설사고는 LBB 개념이 잘 적용된 예로서, 임계균열길이에 도달하기 전에 발전소 가동을 중단시켜 대형사고를 미연에 방지할 수 있었다. 압력관에서 LBB 개념이 적용될 수 있는 시간은 누수가 감지되어 임계균열길이에 도달하기까지이며 LBB 적용시간은 관통시 균열길이, 임계균열길이 및 균열성장속도에 의해 영향을 받는다. 특히 균열성장속도는 온도에 따라 민감하게 변화하여 LBB 적용시간에 큰 영향을 미치는 것으로 평가되고 있다. Fig. 14는 냉각시 균열성장속도와 온도의 관계⁽⁸⁾를 나타낸 것으로서 온도가 높아지면 균열성장속도도 증가하는 경향을 보이고 있다. 따라서 LBB 적용시간 계산에 사용되는 균열성장속도를 결정하기 위해서는 먼저 정확한 온도를 결정해야 한다.

최근 캐나다의 AECL연구소⁽⁹⁾에서는 압력관의 관통균열에서 누수가 일어날 때 균열성장속도가 작아져 LBB 적용시간이 길어지는 효과가 발생한다고 보고한 바 있다. 압력관 내부에는 고온고압의 중수(D₂O)가 흐르고 있으며, 외부에는 누수를 감지하기 위해 저압의 이산화탄소(CO₂)가 순환하고 있다. 내부의 중수가 관통균열을 통과하여 저압으로 방출될때 중수의 일부가 기화되는 현상이 발생한다. 본 해석에서는 관통균열에서 누수가 일어날 때 중수의 기화로 인하여 발생하는 잠열손실을 고려하여 열전달해석을 수행하고 실제 균열선단의 온도로 부터 얻은 균열성장속도로 LBB 적용시간을 평가하여 누수를 고려하지 않았을 때와 비교검토해 보았다.

4.2 열전달 해석

Fig. 15는 누수가 일어날 때 축방향 관통균열이 존재하는 압력관의 단면을 도시한 것이다. 그림에서 빗금으로 나타난 균열면에서 중수의 기화로 인한 잠열 손실량을 결정하기 위해서 점선부분을 검사체적으로 하여 열역학 제1법칙을 단위유동유량에 대하여 적용하였다. 관통균열의 입구와 출구에서 운동에너지와 위치에너지의 차이를 무시하고 외부로부터 일이 없다면 유체가 흡수한 열량은 엔탈피의 차이가 된다. 균열의 입구에서 온도와 압력은 압력관에서의 위치에 따라 250~300°C, 10 MPa이며 출구에서 압력은 0.1 MPa로 가정하여 잠열손실

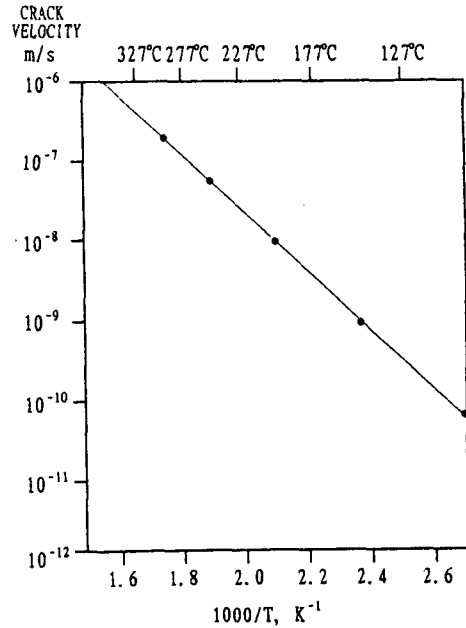


Fig. 14 Graph showing the temperature dependence of the crack growth rate in Zr-2.5Nb (● by cooling)

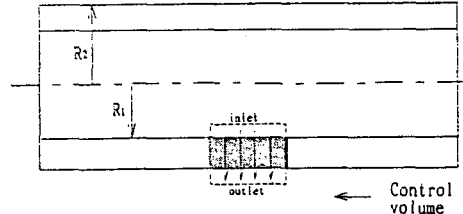


Fig. 15 Schematic diagram to show through crack at onset of leakage

을 구하였다. 압력관 내벽과 중수의 열전달은 대류에 의해 일어난다. 압력관 내부에 있는 중수의 열전달계수는 압력관 건전성평가 절차서⁽³⁾를 참고로 하여 얻은 60000 W/m²K값을 사용하였으며, 외벽과 이산화탄소(CO₂)의 열전달은 내부에 비해 거의 무시할 정도로 작으므로 단열로 가정하였다.

열전달 해석에 사용된 요소망은 압력관의 대칭성을 이용하여 전체의 1/8만 모델링하였으며, 8-절점 등매개요소(isoparametric element)를 사용하였다. 균열길이가 20~24 mm인 경우에 유체의 건조도(dryness) x=0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0을 변수로 열전달해석을 수행하였다. Fig. 16은 균열길이가 20 mm일 때 해석결과를 나타낸 것으로서 가로축은

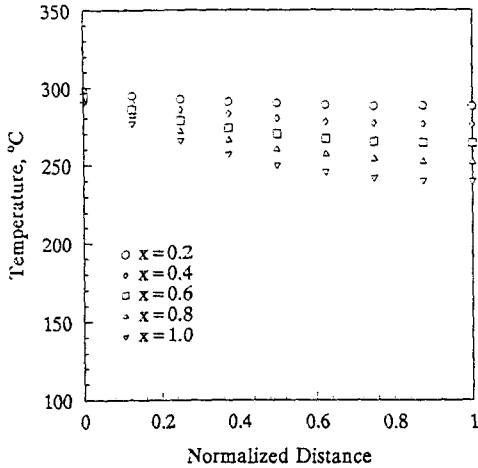


Fig. 16 Temperature at crack tip (crack length = 20mm)

균열선단을 따라 표면에서 1이 되도록 두께를 무차원화한 것이다. 내부의 온도가 300°C일 때 해석결과 바깥쪽에서 최저온도가 약 240°C였으며 건도가 커질수록 온도는 낮아지는 경향을 보이고 있다. 또한 균열길이가 22, 24 mm로 증가함에 따라 균열선단의 온도는 낮아지는 것으로 나타났다. 그러나 균열길이가 24 mm보다 클 때는 경계조건을 만족시키기 위해 온도는 더 이상 감소하지 않고 균열길이가 24 mm일 때의 온도가 유지된다고 가정하였다.

4.3 LBB 적용시간 평가

앞에서 구한 열전달 해석결과를 이용하여 먼저 균열성장속도를 계산하였다. 균열성장속도는 온도와 증성자 조사량의 함수로서 압력관의 위치에 따라 다르게 나타나는데 rolled joint부위에서 가장 작으며 압력관의 중앙부분으로 갈수록 증가하는 경향이 있다. 본 연구에서는 rolled joint 부위의 시편으로부터 얻은 다음 식을 사용하여 균열성장속도를 계산하였다.

$$V = 2.24 \times 10^{-3} \exp(-5204/K) \text{ m/s} \quad (10)$$

여기서, T 는 절대온도(K)

관통시 균열길이 $L = 20 \text{ mm}$ 인 경우 압력관 내부의 온도 300°C를 기준으로 평가한 균열성장속도는 약 $2.55 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 이다. 그러나 균열선단의 냉각효과를 고려한 균열성장속도는 약 $8.8 \times 10^{-8} \text{ m/s}$ 으로서 약 3배 정도 차이를 보였다. 관통균열이 진전하여 임계균열길이에 도달하는데 걸리는 시간은 다음

과 같이 나타낼 수 있다.

$$T_{LBB} = \frac{CCL - L}{2V} \quad (11)$$

여기서, T_{LBB} : 임계균열길이까지 소요시간, hr

CCL : 임계균열길이, mm

L : 관통시 균열길이, mm

V : 균열성장속도, mm/hr

식(11)에서 임계균열길이를 61 mm⁽¹⁰⁾로 하였을 때 냉각효과를 고려한 LBB 적용시간은 약 103시간 정도로 평가되어 냉각효과를 고려하지 않았을 때 평가된 18~25시간과 큰 차이를 보였다. 따라서 현재 월성발전소와 같은 CANDU 원자로에서 사용하고 있는 LBB 적용시간은 충분히 보수적이며, 균열선단의 냉각효과를 고려하면 현재 적용하는 시간보다 훨씬 긴 LBB 적용시간을 얻을 수 있다고 생각된다.

5. 결 론

CANDU형 원자로 압력관에 존재하는 균열의 건전성평가를 위한 파괴역학해석 및 열전달해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 표면결함의 K해석에 널리 사용되는 Raju-Newman식은 형상비(a/c)가 작을 때는 압력관에도 적용할 수 있다. 그러나 본 연구에서 구한 3차원해석결과를 적용하면 덜 보수적이며 정확한 평가를 얻을 수 있다.

(2) 선스프링모델을 이용하면 표면균열의 최대깊이점에서는 정확한 K해석을 수행할 수 있다. 그러나 표면점의 K값은 구할 수 없어 균열형상비가 작을 때 효과적으로 사용될 수 있다.

(3) 관통균열면의 냉각효과를 고려하면 현재 사용하고 있는 LBB적용시간보다 덜 보수적이며 합리적인 결과를 얻을 수 있다.

후 기

본 연구는 한국전력공사(주)의 전력기술 기초연구사업(과제번호 : 93-46)으로 수행되었으며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

(1) Price, E. G., 1984, "Highlights of Metallurgical

- Behavior of CANDU Pressure Tubes," *AECL* 8338.
- (2) Field, G. J., Dunn, J. T. and Cheadle, B. A., 1984, "Analysis of the Pressure Tube Failure at Pickering A NGS-Unit 2," *AECL Report* 8335, Atomic Energy of Canada Ltd.
- (3) AECL, 1991, "Fitness for Service Guidelines for Zirconium Alloy Pressure Tubes in Operating CANDU Reactors," *Trial Use Issue, COG Report* No. 91-66.
- (4) Raju, I. S. and Newman, J. C., 1982, "Stress Intensity Factors for Internal and External Surface Cracks in Cylindrical Vessels," *ASME Journal of Pressure Vessel Technology* 104, pp. 293~297.
- (5) Parks, D. M., 1977, "Virtual Crack Extension Method for Nonlinear Material Behavior," *Computational Method in Applied Mechanics and Eng.*, Vol. 12, pp. 353~364.
- (6) Jiang, Z. D., Petit, J. and Bezzine, G., 1991, "Stress Intensity Factors of Two Parallel 3D Surface Cracks," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 40, No. 2, pp. 345~354.
- (7) Rice, J. R. and Levy, N., 1970, "The Part-Through Surface Crack in an Elastic Plate," *ASME, J. of Applied Mech.*, 71-APM-20.
- (8) Moan, G. D., Coleman, C. E., Price, E. G., Rogers, D. K. and Sagat, S., 1990, "Leak-Before-Break in the Pressure Tubes of CANDU Reactors," *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 43, pp. 1~21.
- (9) "Evaluation of Metal Temperatures near Leaking Cracks in Pressure Tubes," *Atomic Energy of Canada Limited Report*, CRNL-2950.
- (10) Moan, G. D. and Coleman, C. E., 1993, "Leak-Before-Break in CANDU Pressure Tubes Recent Advances," *ASME PVP-Vol. 266*, Creep, Fatigue Evaluation and Leak-Before-Break Assessment.