

〈논 문〉

# Rancho Seco Transient에 대한 고리 1호기 원자로용기의 건전성 평가

정명조\* · 박윤원\* · 이정배\*

(1996년 10월 1일 접수)

## Integrity Evaluation of Kori 1 Reactor Vessel for Rancho Seco Transient

M. J. Jhung, Y. W. Park and J. B. Lee

**Key Words:** Pressurized Thermal Shock(가압열충격), Reactor Vessel(원자로용기), Structural Integrity(구조건전성), Critical Crack Depth(임계균열깊이), Effective Full Power Year(유효 전출력운전년수), Crack Initiation(균열진전), Crack Arrest(균열정지)

### Abstract

In this paper, Rancho Seco transient which is reported as a typical pressurized thermal shock event is postulated to be occurring in the Kori unit 1 plant, the oldest nuclear power plant in Korea. For the given material properties, transient history such as temperature and pressure, and postulated flaw, the stress distribution is obtained to calculate stress intensities for a wide range of assumed crack sizes. The stress intensities are compared with the fracture toughness, which is determined using the material properties and the distribution of the nil ductility transition temperature, to determine if cracking is expected to occur during the transient. The allowable operating year for the transient is determined and the evaluation results are discussed.

### 1. 서 론

원자로용기는 내부에 핵연료 집합체와 관련 구조물들이 매우 복잡하게 설치되어 있으며, 정상가동 시에는 핵분열로 인한 고온, 고압의 냉각수를 유지하는 매우 중요한 부품이다. 따라서 원자로용기는 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계, 제작되고 있으며, 이에 대한 건전성 확보를 위하여 많은 연구가 진행되고 있다.

1978년 미국의 Rancho Seco발전소에서 발생한

사고 이후 가압열충격(Pressurized Thermal Shock : PTS)이 중요한 안전문제로 대두되었다. 여기서, 가압열충격이란 내압이 유지 또는 재상승하는 상태에서 심한 냉각이 발생하는 사고를 말하며, 이는 대형 냉각재 상실사고시의 단순한 열충격 문제와는 달리 다음과 같은 가상사고를 일으킬 수 있다. 즉, 심한 냉각으로 인해 발생한 열응력은 내압으로 인한 응력과 합해져서 용기벽 내부에 큰 인장응력을 발생시키는 한편 냉각에 의해 용기벽의 온도가 기준무연성 천이온도보다 낮아지게 되면 재료의 파괴인성치가 현저하게 감소된다. 따라서 용기벽에 균열이 존재하는 경우 균열이 전파하여 원자로용기의 대형파괴사고를 초래할 수 있다. 그러

\*회원, 한국원자력안전기술원

므로 이의 예측을 위하여 원자로 제작사 및 여러 연구기관에서 많은 연구가 활발히 진행되고 있다.

본 연구에서는 가압열충격에 대한 원자로용기의 구조건전성 평가의 일환으로 Rancho Seco transient가 국내 발전소중 가장 취약한 것으로 예상되는 고리 1호기에 발생할 경우를 가정하여 해석을 수행하였고, 그 결과에 대하여 검토하였다.

## 2. 해석프로그램

### 2.1 개요

사고 transient는 원자로용기 내에서의 압력과 주입되는 냉각재의 온도변화를 curve fitting하여 6차 함수로 나타내었고, 용기벽 두께에 따른 증성자 조사량  $f(10^{19} \text{ n/cm}^2, E > 1 \text{ MeV})$ 는 다음과 같은 식을 이용하였다.<sup>(1)</sup>

$$f = f_{surf} e^{-0.24a}$$

여기서,  $f_{surf}$ 는 내벽에서의 조사량( $10^{19} \text{ n/cm}^2, E > 1 \text{ MeV}$ )이고,  $a$ 는 내벽면으로부터의 길이(in)이다.

각 시점에서의 내압과 냉각재의 온도로 부터 용기벽의 온도분포를 축대칭 열전달 해석<sup>(2,3)</sup>을 통하여 구하고 응력분포는 Lamé의 식을 이용하여 구하였다.<sup>(4)</sup> 이로부터 나온 결과와 증성자조사량, 강재의 화학성분으로부터 ASME Code Section XI, Appendix A의 절차<sup>(5)</sup>에 따라 응력확대계수와 파괴인성치의 용기벽에 따른 분포를 구한다. 이들을 균열진전에 따라 비교하면 특정시점에서 균열의 진전

(initiation) 및 정지(arrest) 거동을 알 수 있다. 이에 대한 해석절차는 Fig. 1과 같다.<sup>(6)</sup>

2.2 임계균열깊이선도와 Warm Prestressing효과  
가압열충격 해석에서  $K_{IC}$ 는 정지하고 있는 균열의 전파여부를 판단하는 파괴인성치(crack initiation fracture toughness)로 주어진 조건하에서  $K_I$ 이  $K_{IC}$ 보다 클 때 균열이 전파하기 시작한다. 또  $K_{IA}$ 는 전파중인 동적상태 균열의 정지여부를 판단하는 파괴인성치(crack arrest fracture toughness)로서  $K_I$ 이  $K_{IA}$ 보다 작으면 균열이 정지하게 된다. 즉, 균열이 용기벽 내부로 진전함에 따라 또 시간이 흐름에 따라 균열선단에서의  $K_I$ 과  $K_{IC}$  및  $K_{IA}$  값이 변화하여 이들의 상대적인 크기가 달라짐으로 해서 균열의 진전과 정지가 교대로 일어나며 진전한다.

따라서 사고발생시 각 순간의 용기벽 내부에서의  $K_I$ 곡선과  $K_{IC}$ 곡선 및  $K_{IA}$ 곡선의 교차점이 각각 특정시각에서의 진전과 정지가 일어나는 임계균열깊이가 되며, 여러시점에서 마찬가지로 방법으로 임계균열깊이를 구하면 시간에 대한 진전곡선과 정지곡선이 얻어진다. 이러한 곡선을 임계균열깊이선도(critical crack depth diagram)라고 한다. 여기서 Warm Prestressing(WPS)의 영향을 고려할 수 있는데, 이는 재료가 인성이 큰 고온상태에서 높은 응력을 받은 후에 저온상태가 되면 이 때의 파괴인성이 본래의 값보다 증가하는 현상으로서 균열의 재진전에 큰 영향을 미친다.

McGowan<sup>(7)</sup>은 여러 실험결과를 종합하여 재료가 미리 prestressing을 받았으면 응력확대계수가 일정하게 유지되거나 감소하는 동안에는 비록 이것이 파괴인성치보다 크더라도 균열은 진전되지 않는다는 결론을 내린 바 있다. WPS를 발생시키는 것으로는 하중제거시 발생하는 잔류응력과 균열선단의 둔화 및 소성영역에서의 변형경화 등을 들 수 있고 감소시키는 것으로는 변형시효에 의한 것이 제시되고 있으나 일반적으로 열충격에 의한 균열진전과정이 길지 않기 때문에 이의 영향은 무시할 수 있는 것으로 받아들여지고 있으며,<sup>(8)</sup> ORNL에서 HSST계획의 일부로서 행한 실험<sup>(9)</sup>에 의하면 단순한 열충격의 경우는 물론 가압열충격의 경우에도 WPS효과와 적용타당성이 입증되었다.

따라서 임계균열깊이선도는 진전곡선( $K_I = K_{IC}$ )과 정지곡선( $K_I = K_{IA}$ ), WPS 곡선( $dK_I/dt = 0$ ) 및 upper shelf toughness곡선( $K_I = 200 \text{ ksi}\sqrt{\text{in}}$ )로 구성

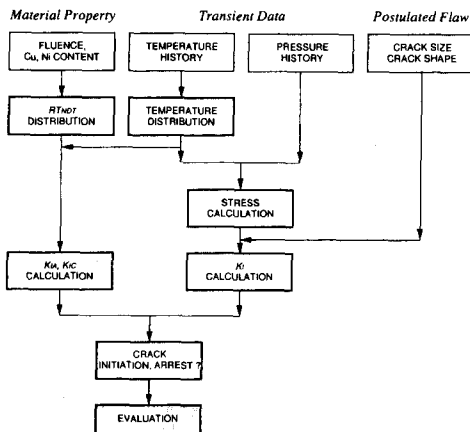


Fig. 1 Evaluation procedure for pressurized thermal shock

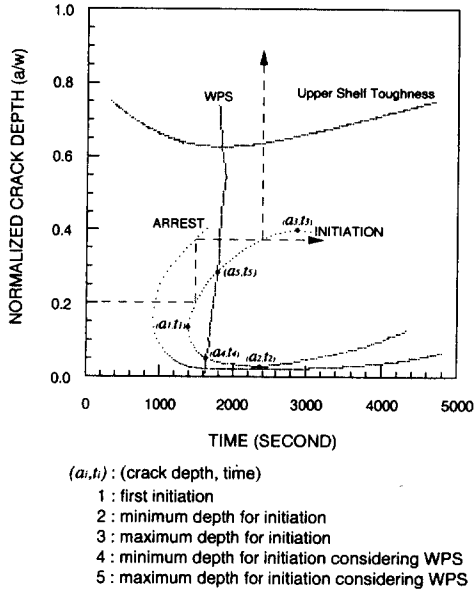


Fig. 2 Typical critical crack depth diagram

되어 있고, 주어진 transient에 대하여 Fig. 2와 같은 임계균열깊이선도가 얻어지면 임의의 크기를 갖는 균열의 성장거동을 예측할 수 있다. 그 예로서 Fig. 2에서와 같이  $a/w=0.20$ 인 균열이 존재할 경우 이는 점선을 따라서 성장한다. 즉, 2번 진전되어 벽을 관통한다. 그러나 WPS효과를 고려하면 1번 진전될 뿐이다. 또한 Fig. 2에서  $(a_i, t_i)$ 은 최초로 진전할 수 있는 균열의 크기 및 그 때의 시간을 나타내고 있고,  $a_2 \sim a_3$ 는 주어진 transient 동안 진전할 수 있는 균열크기의 영역을 나타내며, 균열이 아주 작거나 커서 이 영역밖에 놓이면 그 균열은 성장하지 않는다. 또 성장할 수 있는 최소 균열크기는  $a_2$ 이고, 용기가 조사취화되면 이는 점점 작아 지는데 너무 작아서 비파괴검사에서 발견되지 않을 수도 있다. 따라서 가압열충격에 대한 용기건전성 입증기준으로  $a_2$ 가 1인치보다 클 것이 요구되는데 이는 초음파 검사로 거의 언제나 발견될 수 있는 가장 작은 결함크기의 두 배에 해당하는 값이다.

### 3. 해 석

#### 3.1 Rancho Seco Transient

1978년 3월 20일 Rancho Seco 발전소에서 일어난 가압열충격사고<sup>(10)</sup>는 먼저 제어시스템의 전원고장에 의해서 계기판에 급수상실이라는 신호가 잘못

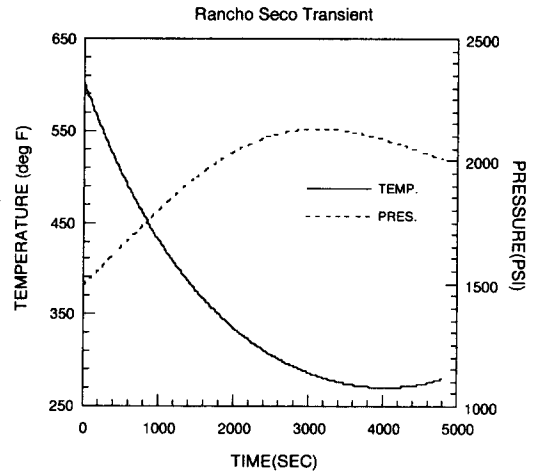


Fig. 3 Temperature and pressure histories of Rancho Seco transient

표시되었다. 이때 실제로는 보조계통에 의해 증기 발생기에 급수가 이루어지고 있었는데 운전원이 하나의 냉각계통에 100%의 급수를 행할 필요가 있는 것으로 생각하여 주급수계통의 펌프를 작동시켰는데 이 급수에 의해 원자로가 과잉냉각되었다. 이때 냉각재의 온도 및 일차계통의 압력은 Fig. 3과 같다. 사고발생후 압력은 저하하지 않고 역으로 상승하여 최대에서 정상시의 40%까지 증가했음을 알 수 있다.

이 사고에서 냉각재의 상실은 없었으나 내압이 높게 유지된 상태에서 열충격이 일어났다. 내압이 높을 경우 압력용기에는 그 자체로도 이미 어느 정도의 막응력이 존재하고 있었는데 거기에 다시 열응력이 인장방향으로 겹쳐져서 상당히 고응력상태로 되었다. Rancho Seco 원자로는 당시 운전경력이 짧고, 조사에 의한 재료열화의 정도가 크지 않았으므로 압력용기는 손상을 받지 않았으나, 만약 조사에 의한 재료열화가 크고 잠재결함이 존재할 가능성이 높은 원자로에서 일어났다면 압력용기가 큰 손상을 받았을 가능성이 크다고 생각되고 있다.

#### 3.2 고리 1호기

고리 1호기의 압력용기는 국내원전중 운전이력이 가장 길어 중성자 조사량이 가장 많으며, 용접부위의 불순물함량도 다른 발전소에 비해 상대적으로 많기 때문에 가압열충격사고의 위험성이 가장 큰 것으로 판단되어 왔으며, 특히 재료감시시험의 결과 파괴인성의 여유가 크지 않은 것으로 밝혀졌다.

따라서 만일의 과냉각사고 발생시에 대하여 원자로 용기의 건전성 유지여부를 판단할 필요가 있다.

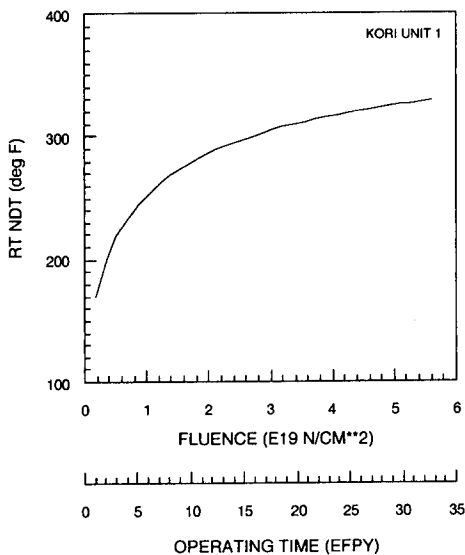
건전성 평가에서는 조사취화에 예민한 용접부위가 가장 큰 관심사이므로 본 해석에서는 용접부위에 대하여 해석하였다. 해석에 사용된 변수들은 Table 1과 같고, 결함형상은 ASME Code Section III, Appendix G<sup>(11)</sup>에서 가정한 형상계수가 1/6인 표면결함으로 하였다. 또한 유효 전출력운전년수 (Effective Full Power Year : EFPY)에 대한 조사량 및  $RT_{NDT}$ 는 Fig. 4와 같다. 여기서  $RT_{NDT}$ 는 참고문헌 (1)에 따라 다음과 같이 계산되었다.

$$RT_{NDT} = RT_{NDT0} + \Delta RT_{NDT}$$

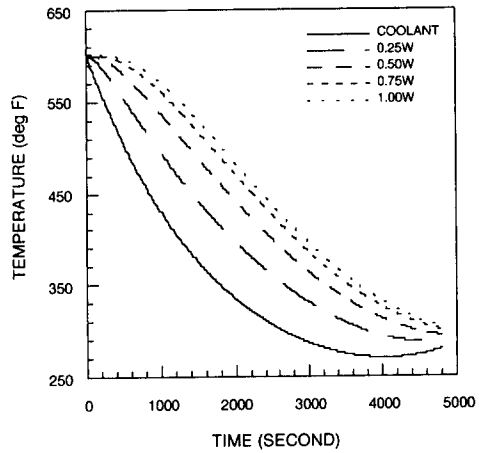
$$= RT_{NDT0} + CF \times f^{0.28 - 0.101 \log f}$$

**Table 1** Vessel properties of Kori nuclear power plant unit 1

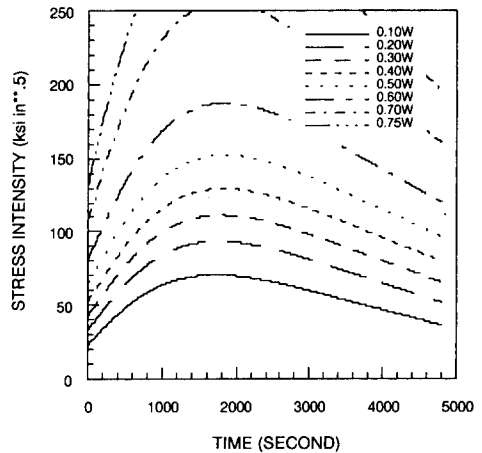
| Property               | Value                    |
|------------------------|--------------------------|
| Vessel thickness       | 6.5 inches               |
| Material               | SA 508 class 2           |
| Cu content             | 0.22 weight %            |
| Ni content             | 0.69 weight %            |
| Initial $RT_{NDT}$     | 70°F                     |
| Fluence at end of life | 5.6E19 n/cm <sup>2</sup> |



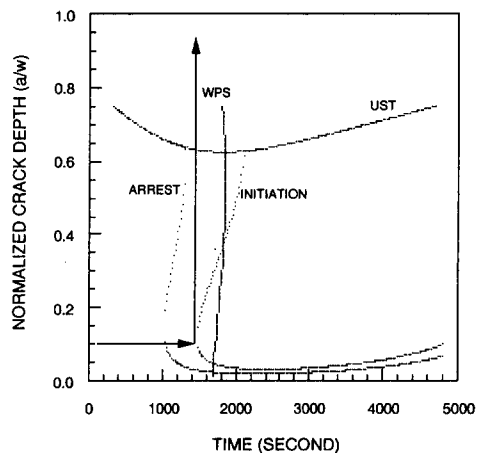
**Fig. 4** Neutron fluence as a function of operating time



**Fig. 5** Temperature histories of vessel wall



**Fig. 6**  $K_I$  histories of vessel wall



**Fig. 7** Critical crack depth diagram at end of life

Table 2 Summary of analysis results for PTS evaluations

| EFPY | Fluence<br>(E19 n/cm <sup>2</sup> ) | First crack initiation |      | Critical crack depth |      |
|------|-------------------------------------|------------------------|------|----------------------|------|
|      |                                     | a/w                    | sec  | a/w                  | sec  |
| 1    | 0.18                                | N.I.*                  |      | N.I.                 |      |
| 2    | 0.35                                | 0.732                  | 4410 | 0.706                | 4800 |
| 3    | 0.52                                | 0.705                  | 3930 | 0.516                | 4635 |
| 4    | 0.71                                | 0.166                  | 3240 | 0.136                | 3540 |
| 5    | 0.88                                | 0.147                  | 2820 | 0.093                | 3300 |
| 6    | 1.05                                | 0.131                  | 2580 | 0.075                | 3150 |
| 7    | 1.24                                | 0.115                  | 2400 | 0.064                | 3045 |
| 8    | 1.40                                | 0.113                  | 2280 | 0.058                | 2970 |
| 9    | 1.60                                | 0.117                  | 2160 | 0.052                | 2895 |
| 10   | 1.75                                | 0.101                  | 2100 | 0.049                | 2850 |
| 11   | 1.95                                | 0.110                  | 2010 | 0.046                | 2790 |
| 12   | 2.13                                | 0.108                  | 1950 | 0.044                | 2745 |
| 13   | 2.31                                | 0.098                  | 1905 | 0.042                | 2715 |
| 14   | 2.50                                | 0.094                  | 1860 | 0.040                | 2685 |
| 15   | 2.67                                | 0.099                  | 1815 | 0.039                | 2655 |
| 16   | 2.86                                | 0.114                  | 1770 | 0.038                | 2610 |
| 17   | 3.02                                | 0.092                  | 1755 | 0.037                | 2595 |
| 18   | 3.20                                | 0.091                  | 1725 | 0.036                | 2580 |
| 19   | 3.40                                | 0.091                  | 1695 | 0.035                | 2550 |
| 20   | 3.55                                | 0.099                  | 1665 | 0.035                | 2535 |
| 21   | 3.75                                | 0.109                  | 1635 | 0.034                | 2535 |
| 22   | 3.90                                | 0.102                  | 1620 | 0.034                | 2505 |
| 23   | 4.10                                | 0.094                  | 1605 | 0.033                | 2490 |
| 24   | 4.25                                | 0.093                  | 1590 | 0.033                | 2490 |
| 25   | 4.40                                | 0.094                  | 1575 | 0.032                | 2460 |
| 26   | 4.60                                | 0.091                  | 1560 | 0.032                | 2460 |
| 27   | 4.75                                | 0.093                  | 1545 | 0.032                | 2445 |
| 28   | 4.90                                | 0.097                  | 1530 | 0.031                | 2430 |
| 29   | 5.09                                | 0.097                  | 1515 | 0.031                | 2430 |
| 30   | 5.21                                | 0.111                  | 1500 | 0.031                | 2415 |
| 32   | 5.60                                | 0.093                  | 1485 | 0.030                | 2400 |

\* N.I. : No Initiation

고리 1호기 원자로용기 용접부의 경우  $RT_{NDT0} = 70^{\circ}\text{F}$ 이고, 구리와 니켈의 함량이 각각 0.22%와 0.69%이므로, 참고문헌 (1)의 Table 1에서  $CF = 182^{\circ}\text{F}$ 이므로  $RT_{NDT}$ 와 중성자 조사량  $f$ 의 관계는

$$RT_{NDT} = 70 + 182 \times f^{0.28 - 0.101 \log f} \quad (3)$$

이고, 이를 그림으로 나타내면 Fig. 4와 같다.

일반적으로 해석결과에 가장 큰 영향을 미친다고 생각되는 것은 중성자조사에 의한 파괴인성치의 저하이므로, 여기서는 조사량에 비례하는 원자로의 유효 전출력운전년수를 파라미터로 하여 해석을 수행하였다.

3.3 해석결과 및 고찰

해석결과로서 Fig. 5에서는 시간에 대한 냉각재 및 용기 각 부위의 온도변화, Fig. 6은  $K_I$ 의 변화, Fig. 7은 수명말기의 임계균열깊이선도를 각각 보이고 있다. 만약 고리 1호기 원자로용기에  $a/w = 0.10$ 의 균열이 존재하고,  $5.60\text{E}19 \text{ n/cm}^2$ 의 조사량이 용기의 벽에 주어졌다고 가정하면 균열이 성장하여 용기를 관통했을 가능성이 있음을 Fig. 7에서 예측할 수 있다.

Table 2는 균열의 진전 예측결과를 나타내었다. 최초로 균열이 진전하는데 필요한 중성자 조사량은  $f_{surf} = 0.35\text{E}19 \text{ n/cm}^2$ 이고, 이때의 균열의 크기는  $a/w = 0.73$ 이다. 그러나 실질적으로 이와 같은 크기의 균열이 존재할 가능성은 없기 때문에 문제가 되지 않는다. 용기전전성 입증기준으로 성장할 수 있는 최소 균열크기를 보수적으로 1인치라고 했을

때 고리 1호기의 경우  $a/w = 0.15$ 이고, 이를 기준으로 하여 판단하면  $f_{surf} = 0.71\text{E}19 \text{ n/cm}^2$ 일때 진전할 수 있는 균열의 임계크기가  $a/w = 0.136$ 이다. 한편 WPS효과를 고려할 경우에 최초로 균열이 진전하는 시점은  $f_{surf} = 2.86\text{E}19 \text{ n/cm}^2$ 일 때이고 이때의 임계균열크기가  $a/w = 0.12$ 이다. 따라서 Rancho Seco transient가 고리 1호기에 발생할 경우 허용운전년수를 임계균열의 크기를 기준으로 판단하면 WPS효과를 고려할 경우와 고려하지 않을 경우 각각 16 EPFY 및 4 EPFY임을 알 수 있다. 그러나 이들 균열의 진전은 Figs. 8~10에서와 같이 transient가 시작한 후 약 1400초 이후의 시점에서 발생하므로 실제상황이라면 운전원이 조치를 취할

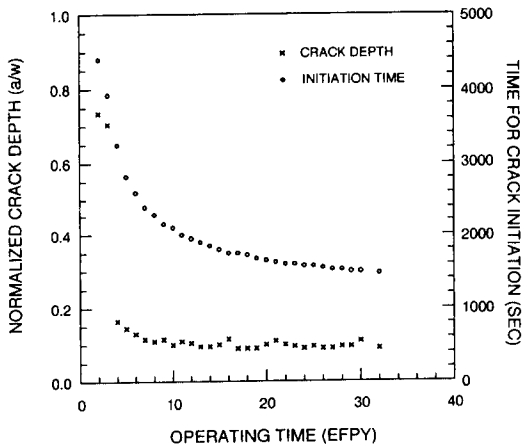


Fig. 8 First initiation vs. operating time

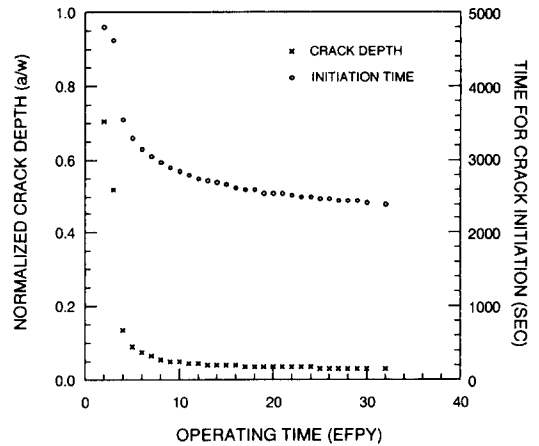


Fig. 9 Minimum initiation crack depth vs. operating time

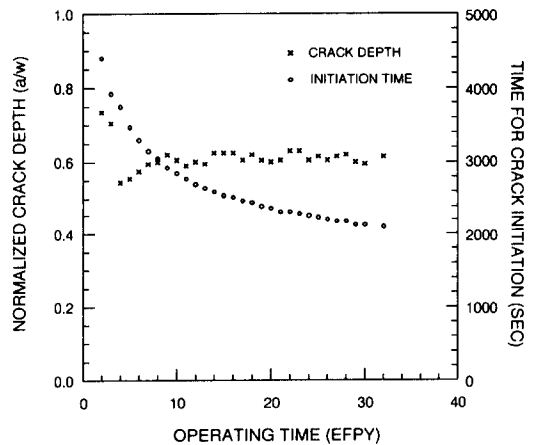


Fig. 10 Maximum initiation crack depth vs. operating time

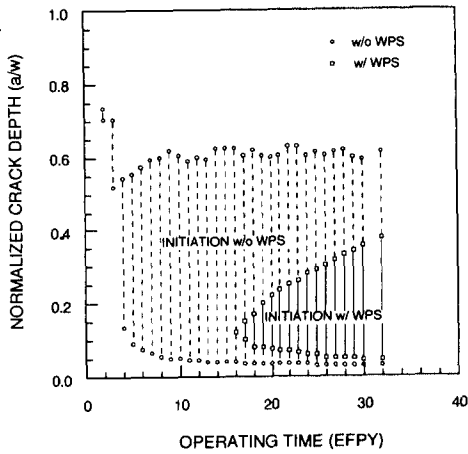


Fig. 11 Boundaries of initiation crack depths

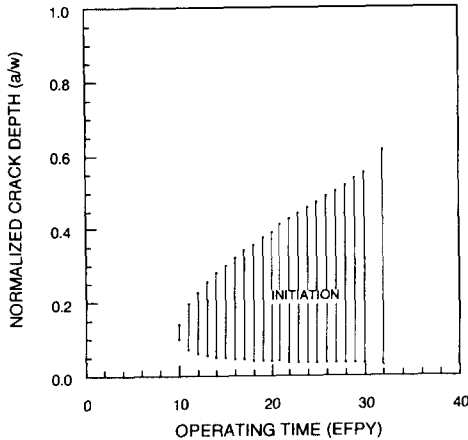


Fig. 12 Boundaries of initiation crack depth at time = 2100 sec

수 있는 충분한 시간적 여유를 가지고 있음을 알 수 있다. Fig. 11은 진전할 수 있는 균열크기를 나타내었고 WPS효과를 고려할 경우 그 범위가 상당히 작아지고 있음을 알 수 있다. 일반적으로 운전 년수가 많음에 따라 진전할 수 있는 균열의 크기가 증가되어야 하나 Fig. 11에서와 같이 감소할 수 있는데, 이는 균열이 진전하는 시점을 고려했기 때문이며 만약 transient 발생후 같은 시점에서 이들의 범위를 보면 Fig. 12와 같이 운전년수가 많음에 따라 그 범위가 넓어짐을 알 수 있다. Fig. 13은 운전년수에 따라 균열이 성장하는 진전곡선의 변화를 보이고 있으며, WPS가 효과를 발휘하지 않을 때는 보다 적은 조사량으로 최종 파단에 이를 수 있음을 알 수 있다.

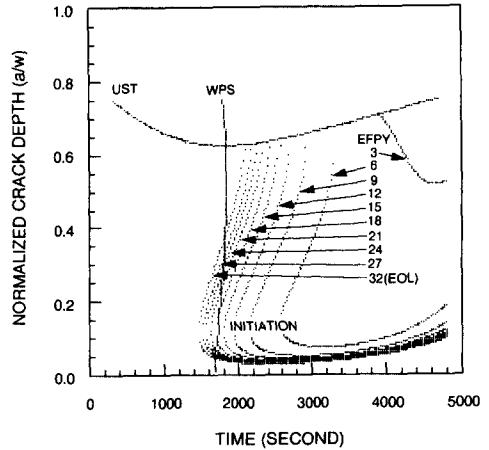


Fig. 13 Variation of initiation curves

이상과 같은 해석결과는 아직도 많은 불확정요인을 포함하고 있으므로 최종적인 결론을 내릴 단계는 아니나 가압열충격이 조건에 따라서는 매우 심각한 상황으로 될 수 있다는 것을 보여주는 좋은 예이다.

#### 4. 결 론

전형적인 가압열충격사고로 보고된 1978년 3월의 Rancho Seco transient가 국내원전중 가장 취약한 것으로 예상되는 고리 1호기에 발생할 경우를 가정하여 원자로용기의 구조건전성을 평가하였다. Transient에 대한 냉각재의 온도와 압력의 이력, 용기의 재질성분으로부터 용기의 벽면에 따른 응력 확대계수와 파괴인성치를 계산하고 이들을 비교하여 임계균열길이선도를 작성하였으며, 이로부터 ASME Code Section III, Appendix G에서 가정한 결함형상에 대한 균열의 성장과정을 예측하였다.

해석결과 Rancho Seco transient에 대한 고리 1호기의 허용운전년수는 1인치 임계균열크기를 기준으로 했을 때 WPS효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우 각각 16 EFPY 및 4 EFPY이나 실제 균열이 진전하는 시점이 transient가 발생하고 나서 상당한 시간이 경과한 후이므로 실제상황에서는 균열이 용기를 관통하지 않도록 운전원이 충분한 조치를 취할 수 있을 것으로 예측된다.

가압열충격사고를 유발할 수 있는 다른 transient에 대해서도, 본 연구에서와 같은 해석을 수행함으로써 원자로용기의 구조적 건전성을 평가할 수

있으리라 사료된다.

### 참고문헌

- (1) USNRC, 1988, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," Regulatory Guide 1.99, Rev. 2, US Nuclear Regulatory Commission, May.
- (2) Oezisik, M. N., 1980, *Heat Conduction*, John Wiley & Sons, New York.
- (3) Myers, M. N., 1971, *Analytical Method in Conduction Heat Transfer*, McGraw-Hill, New York.
- (4) Harvey, J. F., 1960, *Theory and Design of Modern Pressure Vessels*, 2nd ed., Van Nostrand Reinhold Co., New Jersey.
- (5) ASME, 1989, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section XI, Appendix A.
- (6) Jhung, M. J., 1996, "Development of Structural Integrity Evaluation Program for Reactor Vessel under Pressurized Thermal Shock," *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, Vol. 9, No. 2, pp. 153~161.
- (7) McGowan, J. J., 1979, "Application of Warm Prestressing Effects to Fracture Mechanics Analyses of Nuclear Reactor Vessels during Severe Thermal Shock," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 51, pp. 431~444.
- (8) Curry, D. A., 1983, "A Model for Predicting the Influence of Warm Pre-stressing and Strain Ageing on the Cleavage Fracture Toughness of Ferritic Steels," *International Journal of Fracture*, Vol. 22, pp. 145~159.
- (9) Bryan, R. H., et al., 1984, *Quick-look Report on the First Pressurized Thermal Shock Test, PTSE-1*, ORNL/PTSE-1, ORNL, March.
- (10) Stahlkopf, K. E., 1984, "Pressure Vessel Integrity under Pressurized Thermal Shock Conditions," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 80, pp. 171~180.
- (11) ASME, 1989, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section III, Appendix G.