가압열충격에 대한 원자로용기의 구조건전성 평가프로그램의 개발

Development of Structural Integrity Evaluation Program for Reactor Vessel under Pressurized Thermal Shock

정 명 조*
Jhung, Myung-Jo

요 약

본 논문에서는 가압열충격의 파괴역학적 해석에 필요한 이론을 조사하였고 원자로용기의 구조건전성을 평가하기 위하여 해석과정을 전산화하였다. 우선 사고 transient에 대하여 원자로용기내의 압력과 주입되는 냉각재의 온도변화가 주어지면 이들로 부터 시간에 따른 용기에서의 온도와 응력분포를 구하고, 중성자 조사량과 용기 재질의 화학성분으로 부터 기준무연성천이온도의 분포가 구해지며 이로부터 파괴인성치 K_{IA}와 K_{IC}의 분포가 얻어진다. 또한 응력분포로 부터 균열의 크기 및 형상에 따라 응력확대계수 K_I이 구해지므로 이를 K_{IA} 및 K_{IC}와 비교함으로써 균열의 성장거동을 예측할 수 있다.

지금까지 보고된 가압열충격을 유발할 수 있는 대표적인 사고 transient가 국내 발전소에 발생할 경우를 가정하여 해석을 수행하였고 그 결과에 대하여 검토하였다.

Abstract

In this paper, theory of fracture mechanics for the pressurized thermal shock is investigated and numerical procedure for the evaluation of the pressure vessel under pressurized thermal shock is developed. 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 material fracture toughness values corresponding to the chemical compositions and the distribution of the nil ductility transition temperature, to determine the crack growth during the transient. Plant-specific calculations have been performed for several transients and the evaluation results are discussed.

Keywords : pressurized thermal shock, reactor pressure vessel, structural integrity, critical crack depth

* 정회원 · 한국원자력안전기술원 기계설비그룹 선임연구원.

• 이 논문에 대한 토론을 1996년 12월 31일까지 본 학회에 보내주시면 1997년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

원자로용기는 내부에 핵연료 집합체와 관련 구조물들이 매우 복잡하게 설치되어 있으며 정상가동시에는 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 열충격문제와는 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. 그러므로 이의 예측을 위하여 원자로 제작사 및 여러 연구기관에서 많은 연구가 활발히 진행되고 있다. 그러나 이들은 온도분포 및 응력해석을 위하여 범용프로그램을 이용함으로써 필요이상의 복잡한 계산과정과 절차를 거치고 있다. 본 연구에서 다루어 지고 있는 원자로 용기의 해석 부위는 구조가 간단하여 축대칭으로 모델화하여 범용프로그램에 의존하지 않고서도 온도분포 및 응력을 쉽게 해석할 수 있다. 또한 규제기관 등에서 허용하고 있는 이론 및 값들을 해석과정에 사용하는 것이 비록 그 결과가 보수적이라 하더라도 안전성 측면에서 보면 필수적이다.

본 연구에서는 가압열충격의 파괴역학적 해석에 필요한 이론을 조사하였고 원자로용기의 구조건전성을 평가하기 위하여 해석과정을 전산화하였다. 우선 사고 transient에 대하여 원자로용기내의 압력과 주입되는 냉각재의 온도변화가 주어지면 이들로 부터 시간에 따른 용기에서의 온도와 응력분포를 구하고, 중성자 조사량과 용기 재질의 화학성분으로 부터 기준무연성천이온도의 분포가 구해지며 이로부터 K_{IA}와 K_{IC}의 분포가 얻어진다. 또한 응력분포로 부터 균열의 크기 및 형상에 따라 K_I이 구해지므로 이를 K_{IA} 및 K_{IC}와 비교함으로서 균열의 성장거동을 예측할 수 있다 (그림 1).

지금까지 보고된 가압열충격을 유발할 수 있는 대표적인 사고 transient가 국내 발전소에 발생할 경우를 가정하여 해석을 수행하였고 그 결과에 대하여 검토하였다.

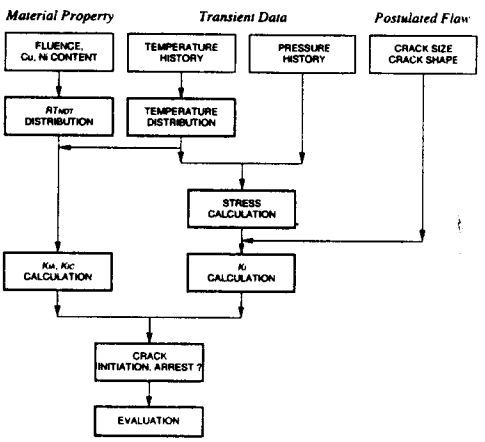

Fig.1 Evaluation procedure for pressurized thermal shock

2. 해석식의 전개

2.1 온도분포해석

용기벽의 온도분포 T(r, t)는 다음과 같이 표현된다[1].

$$\rho c T_t - K\left(\frac{1}{r}T_r + T_{rr}\right) = 0 \qquad (1)$$

초기조건 및 경계조건은 다음과 같다.

$$T(r, 0) = T_0 \qquad (2\text{-a})$$

$$T_r(r_0, t) = 0 \qquad (2\text{-b})$$

$$-KT_r(r_i, t) = h[T_c(t) - T(r_i, t)] \qquad (2\text{-c})$$

여기서 T_c, K, h, r, c, r_o, r_i는 각각 냉각재의 온도, 재료의 열전도율, 냉각수와 용기사이의 열전달계수, 재료의 밀도, 재료의 비열, 용기의 외경 및 내경이고 하첨자 r은 반경방향에 대한 미분을 나타낸다.

유한차분법에 의해 N절점에서의 온도를 구하면[2)]

n=1 ;

$$T_1^{t+\Delta t}=[1-\frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}(1+\frac{\Delta r}{r_1})-\frac{\Delta th}{\rho c(\Delta r)}]T_1^t + \frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}[(1+\frac{\Delta r}{r_1})T_2^t+\frac{\Delta rh}{K}T_c^t] \quad (3\text{-a})$$

1<n<N ;

$$T_n^{t+\Delta t}=[1-\frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}(2+\frac{\Delta r}{r_n})]T_n^t + \frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}[(1+\frac{\Delta r}{r_n})T_{n+1}^t+T_{n-1}^t] \quad (3\text{-b})$$

n=N ;

$$T_N^{t+\Delta t}=[1-\frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}]T_n^t+\frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}T_{n-1}^t \quad (3\text{-c})$$

이고 이 때 열역학 제 2법칙을 만족하기 위하여 다음 두 조건이 성립되어야 한다.

$$\frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}(2+\frac{\Delta r}{r_1})\le 1 \quad (4\text{-a})$$

$$\frac{\Delta tK}{\rho c(\Delta r)^2}(1+\frac{\Delta r}{r_1})+\frac{\Delta th}{\rho c(\Delta r)}\le 1 \quad (4\text{-b})$$

한편 ASME Code Section III[3)]에 의하면 열전도율 K(btu/hr-ft-°F)와 열확산계수 k(ft^2/hr)를 온도의 함수로서 다음과 같이 표현할 수 있다.

SA508 Class 2 :

$$K=23.1083+.8379\frac{T}{10^2}-.2241\frac{T^2}{10^4}+.1085\frac{T^3}{10^7} \quad (5\text{-a})$$

$$k=.4665-.1854\frac{T}{10^3}-.5921\frac{T^2}{10^7}+.2408\frac{T^3}{10^{10}} \quad (5\text{-b})$$

SA533B Class 1 :

$$K=21.2670+.1653\frac{T}{10^2}-.3113\frac{T^2}{10^4}+.1389\frac{T^3}{10^7} \quad (6\text{-a})$$

$$k=.4258+.6391\frac{T}{10^4}-.5024\frac{T^2}{10^6}+.2741\frac{T^3}{10^9} \quad (6\text{-b})$$

또 열전달계수 h(btu/hr-ft^2-°F)는 냉각재의 평균속도 v (ft/hr)와 수력반경 D(ft) 및 온도의 함수로서 다음과 같이 표현할 수 있다[4)].

$$h = .148(1+\frac{T}{10^2}-\frac{T^2}{10^5})\frac{v^{0.8}}{D^{0.2}} \quad (7)$$

여기서 냉각재의 평균속도 $v=Q/\rho A$이고 ρ=밀도(lb_m/ft^3), Q=유량(lb_m/hr), A=유효흐름단면적(ft^2)이다.

2.2 응력해석

식(3)에서 구한 온도분포로 부터 열응력을 구하면[5)]

$$\sigma_T(r,t) = \frac{\alpha E}{1-\nu}[\frac{1}{r^2}\int_{r_i}^{r} T(r,t)rdr-T(r,t) + \frac{1}{r^2}\frac{r^2+r_i^2}{r_o^2-r_i^2}\int_{r_i}^{r_o} T(r,t)rdr] \quad (8)$$

이고 여기서 Young율 E(ksi)와 열팽창계수 α (ft/ft°F)는 평균온도 T_{avg}의 함수로서 다음과 같다[3)].

$$T_{avg}=\frac{2}{r_o^2-r_i^2}\int_{r_i}^{r} T(r,t)rdr \quad (9)$$

$$E=30.1051-.9310\frac{T}{10^2}+.1568\frac{T^2}{10^4}-.1661\frac{T^3}{10^7} \quad (10)$$

SA508 Class 2 :

$$\alpha=10^{-6}(6.1445+.3845\frac{T}{10^2}+.3950\frac{T^2}{10^6} -.1117\frac{T^3}{10^8}) \quad (11)$$

SA533B Class 1 :

$$\alpha=10^{-6}(6.7778+.3604\frac{T}{10^2}-.1232\frac{T^2}{10^5}$$

$$-.1828\frac{T^3}{10^9}) \quad (12)$$

또 내압 p에 의한 응력 $\sigma_p(r, t)$는 다음과 같다[5].

$$\sigma_p(r,t)=p\frac{r_i^2}{r_o^2-r_i^2}\times\frac{r_o^2+r^2}{r^2} \quad (13)$$

2.3 파괴역학해석

앞에서 구한 응력과 가정된 결함의 크기 및 형태로 부터 ASME Code Section XI, Appendix A[6]의 절차에 따라 K_I 값을 구하면

$$K_I=\sqrt{\pi\frac{a}{Q}}(M_m\sigma_m+M_b\sigma_b) \quad (14)$$

이고 여기서 σ_m=막응력(ksi), σ_b=굽힘응력(ksi), M_m=막응력계수(ksi), M_b=굽힘응력계수(ksi), a=결함깊이, Q=결함형상계수이다. σ_m과 σ_b는 참고문헌 [6]의 Fig. A 3200-1의 절차에 따라 구하고 M_m과 M_b는 Fig. A 3300-2~5로부터, 그리고 Q는 Fig. A 3300-1 로부터 각각 구하여 K_I값을 결정한다.

한편, 온도의 벽면에 따른 분포가 구해지면 참고문헌 [6]의 Fig. A 4200-1로부터 K_{IA}와 K_{IC}를 구할 수 있으며 이들을 식으로 나타내면[7]

$$K_{IC}=33.2+2.806e^{0.020(T-RT_{NDT}+100)} \quad (15)$$

$$K_{IA}=26.8+1.233e^{0.0145(T-RT_{NDT}+160)} \quad (16)$$

이고 여기서 기준무연성천이온도 $RT_{NDT}=RT_{NDT0}+\Delta RT_{NDT}$이고 RT_{NDT0}는 조사전의 RT_{NDT}, ΔRT_{NDT}는 조사후의 RT_{NDT}변화량이다. 한편 ΔRT_{NDT}는 구리가 공존할 때 니켈이 취화를 촉진함이 밝혀져 인대신 니켈함량을 고려하여 통계처리한 다음의 예측식이 사용되었다[8].

$$\Delta RT_{NDT}=[CF]\times f^{0.28-0.10\log f} \quad (17)$$

여기서 [CF]는 화학인자(chemistry factor)로 구리와 니켈의 함유량에 따라 모재와 용접금속으로 구분하여 도표로 제시되며 f는 $10^{19}n/cm^2$로 표시된 조사량이다.

3. 전산프로그램의 개발

3.1 개요

사고 transient는 원자로용기내에서의 압력과 주입되는 냉각재의 온도변화를 curve fitting하여 6차 함수로 나타내었고 용기벽 두께에 따른 중성자조사량 f ($10^{19}n/cm^2$, E>1 MeV)는 다음과 같이 벽면을 따라 지수적으로 감쇄한다고 가정하였다[8].

$$f = f_{surf}\, e^{-0.24a} \quad (18)$$

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

각 시점에서의 내압과 냉각재의 온도로 부터 용

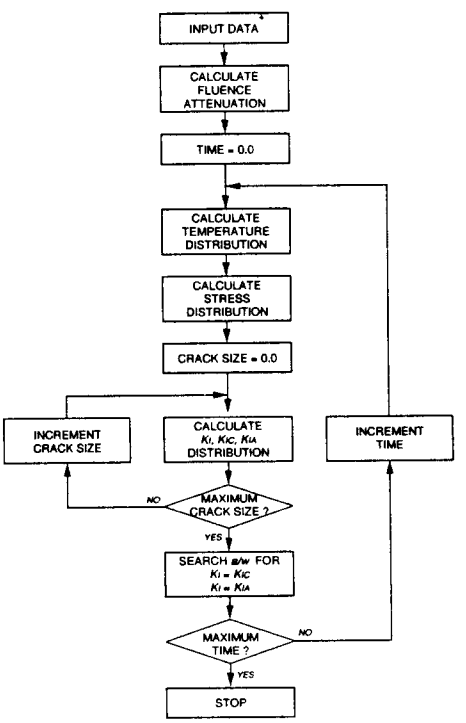

Fig.2 Flowchart for evaluation procedure of pressurized thermal shock

기벽의 온도분포를 축대칭 열전달해석을 통하여 구하고 응력분포를 계산한다. 이로부터 나온 결과와 중성자조사량, 강재의 화학성분으로 부터 응력확대계수와 파괴인성치를 구한다. 이들을 균열진전에 따라 비교하면 특정시점에서 균열의 initiation 및 arrest거동을 알 수 있다. 이에 대한 프로그램 흐름도는 그림 2와 같다.

3.2 임계균열깊이선도와 Warm Prestressing효과

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

따라서 사고 발생시 각 순간의 용기벽 내부에서의 K_I곡선과 K_{IC}곡선 및 K_{IA} 곡선의 교차점이 각각 특정 시각에서의 initiation과 arrest가 일어나는 임계균열깊이가 되며 여러시점에서 마찬가지 방법으로 임계균열깊이를 구하면 시간에 대한 initiation곡선과 arrest곡선이 얻어진다. 이러한 곡선을 임계균열깊이선도(Critical Crack Depth Diagram)라고 한다. 이 때 Warm Prestressing (WPS)의 영향을 고려할 수 있는데 이는 재료가 인성이 큰 고온 상태에서 높은 응력을 받은 후에 저온 상태가 되면 이 때의 파괴인성이 본래의 값보다 증가하는 현상으로서 균열의 재진전에 큰 영향을 미친다.

McGowan[9]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[10] ORNL에서 HSST계획의 일부로서 행한 실험[11]에 의하면 단순한 열충격의 경우는 물론 가압열충격의 경우에도 WPS효과의 적용타당성이 입증되었다.

따라서 임계균열깊이선도는 initiation곡선($K_I=K_{IC}$)과 arrest곡선($K_I=K_{IA}$), WPS곡선($dK_I/dt=0$) 및 upper shelf toughness곡선($K_I=200\ ksi\sqrt{in}$)로 구성되어 있고 그림 3에서처럼 5개의 영역으로 나눌 수 있으며 이들 영역의 특성을 정리하면 표 1과 같다. 그러므로 주어진 tran-

Table 1 Properties of critical crack depth diagram

Region	K_I	Crack	
		Dynamic	Static
A	$K_I > K_{IC}$ $K_I > K_{IA}$	unstable	unstable
B	$K_I < K_{IC}$ $K_I > K_{IA}$	unstable	stable
C	$K_I < K_{IC}$ $K_I < K_{IA}$	stable	stable
D	$dK_I/dt < 0$	stable	stable
E	$K_I > 200\ ksi\sqrt{in}$	unstable	unstable

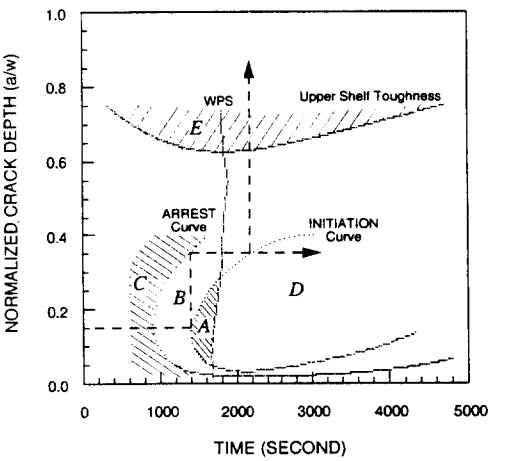

Fig.3 Typical critical crack depth diagram

sient에 대한 임계균열깊이선도가 얻어지면 임의의 크기를 갖는 균열의 성장거동을 예측할 수 있다. 그 예로서 그림 3에서와 같이 a/w=0.15인 균열이 존재할 경우 이는 점선을 따라서 성장한다. 즉 2번 initiation되어 벽을 관통한다. 그러나 WPS효과를 고려하면 1번 initiation될 뿐이다.

3.3 예제해석

고리 1호기의 압력용기는 국내원전 중 운전이력이 가장 길어 중성자 조사량이 가장 많으며 용접부위의 불순물 함량도 다른 발전소에 비해 상대적으로 많기 때문에 가압열충격 사고의 위험성이 가장 큰 것으로 판단되어 왔으며 특히 재료감시시험의 결과 파괴인성의 여유가 크지 않은 것으로 밝혀졌다. 따라서 만일의 과냉각사고 발생시에 대하여 원자로용기의 건전성 유지 여부를 판단할 필요가 있다.

가상사고로는 가압열충격의 가능성을 높히기 위한 초기조건과 가정을 토대로 그림 4와 같은 Steam Line Break (SLB) 및 LOCA와 외국의 전형적인 가압열충격 사고로 보고된 transient

Table 2 Significant pressurized thermal shock events

Plant / Vendor	Date	Initiating Event
H. B. Robinson / Westinghouse	4/28/70	steam line break
H. B. Robinson / Westinghouse	11/5/70	stuck open steam generator relief valve
H. B. Robinson / Westinghouse	5/1/75	reactor coolant pump seal leak
Rancho Seco / Bobcock & Wilcox	3/20/78	excessive feedwater transient
TMI 2 / Bobcock & Wilcox	3/28/78	stuck open relief valve on pressurizer
Prairie Island / Westinghouse	10/2/79	steam generator tube rupture
Crystal River 3 / Bobcock & Wilcox	2/26/80	inadvent opening of a power operated relief valve
R. E. Ginna / Westinghouse	1/25/82	steam generator tube rupture

Table 3 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 RTNDT	70 °F
Fluence at EOL	5.6E19 n/cm^2

(표 2[12])중 Rancho Seco 의 excessive feedwater

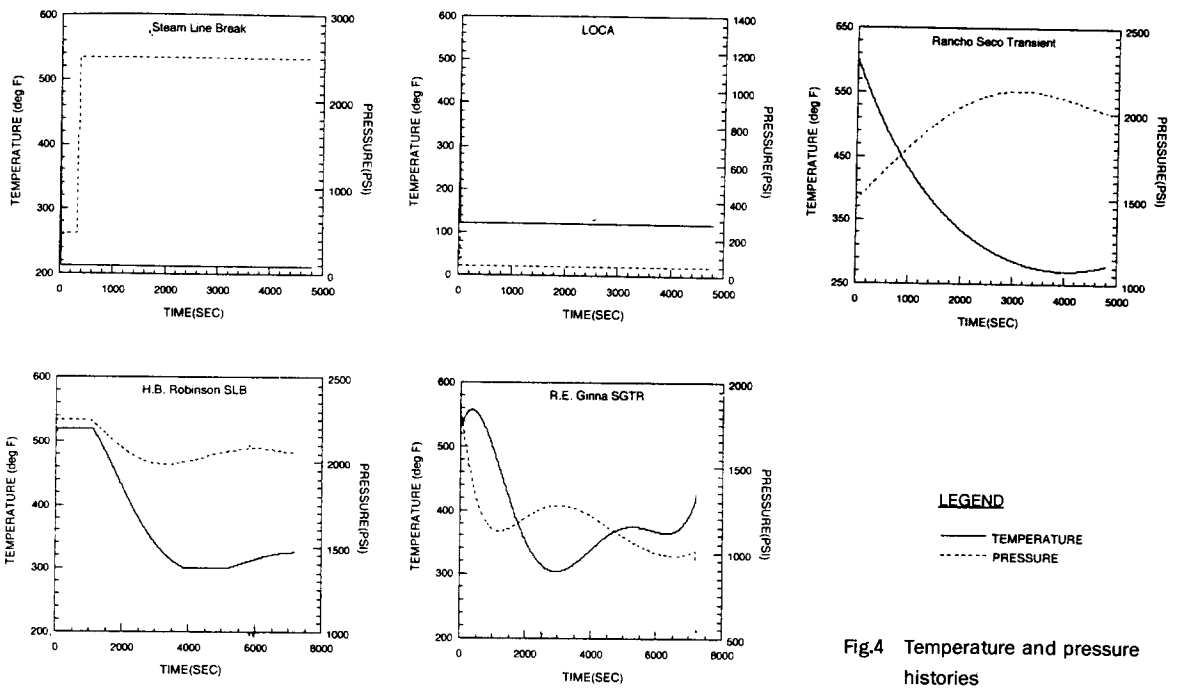

Fig.4 Temperature and pressure histories

transient, H.B. Robinson 의 steam line break 및 R.E. Ginna 의 steam generator tube rupture 를 가정하였다. 건전성 평가에서는 조사취화에 예민한 용접부위가 가장 큰 관심사이므로 본 해석에서는 용접부위에 대하여 해석하였다. 해석에 사용된 변수들은 표 3과 같고 결함형상은 ASME Code Section III, Appendix G[13]에서 가정한 형상계수가 1/6인 표면결함으로 하였다.

해석결과로서 그림 5에서는 시간에 대한 용기각 부위의 온도변화, 그림 6은 KI의 변화, 그림 7은 임계균열깊이선도를 각각 보이고 있다. 표 4는 각 transient에 대한 해석결과를 정리한 것이다. 여기서 LOCA와 SLB를 제외하고는 1485초 이상에서 최초로 균열이 진전하였다. 이는 이들 transient에 대해서는 어느 크기의 균열이 존재하더라도 운전원이 충분히 조치를 취할 수 있는 시간을 확보하고 있음을 의미하며 따라서 이들 transient에 대한 고리 1호기 원자로용기의 건전성은 유지된다고 결론지을 수 있다. 그러나 SLB와 LOCA 시에는 최초로 균열이 진전하는 시점이 15초로서 이들에 대하여는 운전원이 충분히 조치를 취할 수 있는 시간적 여유가 부족함을 알 수 있다.

Table 4 Summary of analysis results for PTS evalvuations

Transient	WPS	First crack initiation		Critical crack depth
		a/w	sec	a/w
Rancho Seco	w/o	0.090	1485	0.030
	w/	0.090	1485	0.050
Steam Line Break	w/o	0.010	15	0.007
	w/	0.010	15	0.007
LOCA	w/o	0.009	15	0.005
	w/	0.009	15	0.005
R. E. Ginna	w/o	0.110	2040	0.060
	w/	0.110	2040	0.070
H. B. Robinson	w/o	0.130	2580	0.050
	w/	0.130	2580	0.060

한편, 균열이 진전할 수 있는 최소크기는 Rancho Seco transient의 경우 0.03a/w로서 이보다 더 큰 균열이 존재하지 않을 경우 균열의 진전은 발생하지 않음을 알 수 있다. 이 관점에서 보면 LOCA시 0.005a/w로 가장 심각하고 R.E. Ginna

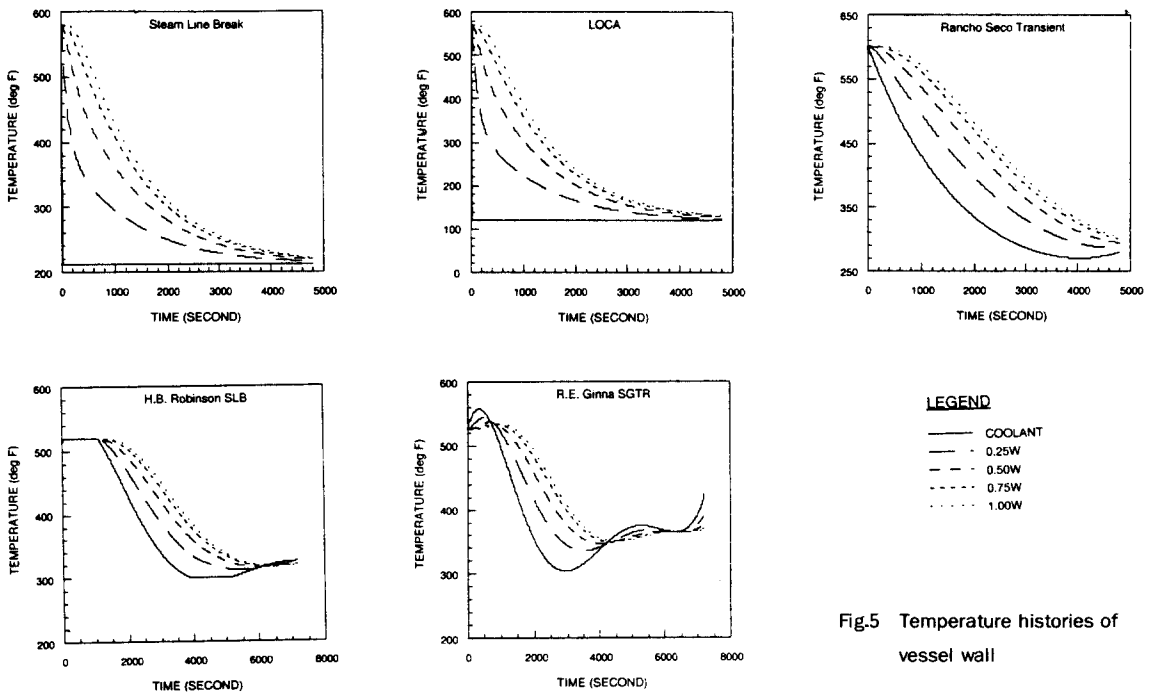

Fig.5 Temperature histories of vessel wall

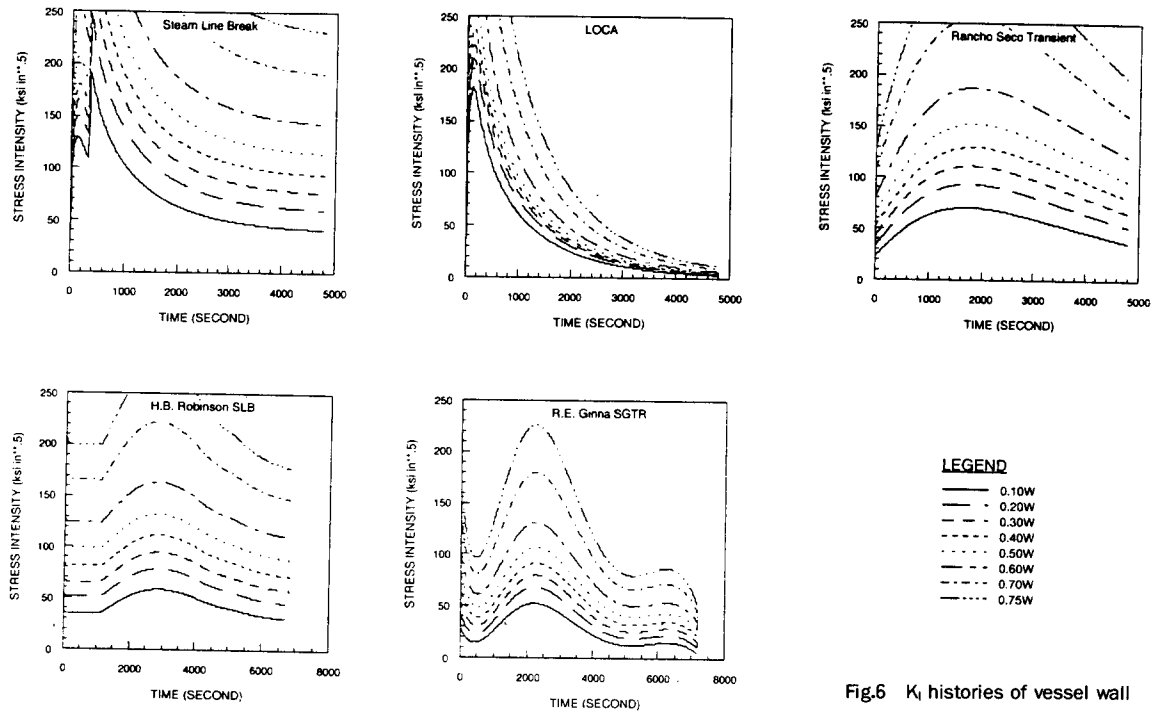

Fig.6 K_I histories of vessel wall

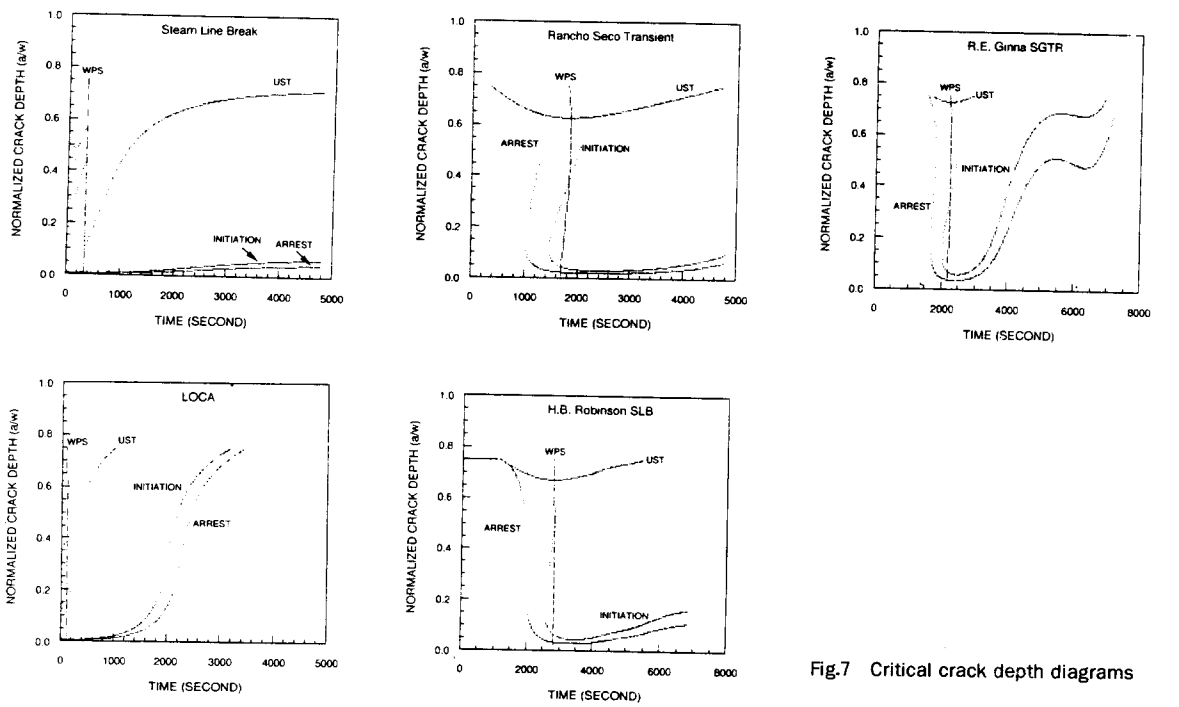

Fig.7 Critical crack depth diagrams

SLB시 0.06a/w로 가장 심각하지 않음을 알 수 있다. 또한 일반적으로 최초로 균열이 진전하는 경우의 시점은 WPS를 고려하지 않은 경우와 고려한 경우가 동일하나, 진전할 수 있는 최소균열의 크기는 WPS를 고려한 경우가 약간씩 큼을 알 수 있다.

4. 결 론

가압열충격사고에 대한 원자로용기의 구조건전성 평가를 위하여 전산프로그램을 개발하였다. 발전소의 transient에 대한 냉각재의 온도와 압력의 이력, 용기의 재질성분이 주어지면 용기의 벽면에 따른 응력확대계수와 파괴인성치를 계산하고 이들을 비교하여 임계균열깊이선도를 작성할 수 있으며 이로부터 가정된 균열의 크기에 대한 균열의 성장과정을 예측함으로서 원자로용기의 구조적 건전성을 평가할 수 있다.

국내 발전소 중에서 가압열충격에 대하여 가장 취약한 것으로 예상되고 있는 고리 1호기에 대하여 본 연구에서 개발한 프로그램을 이용하여 임계균열깊이선도에 의한 평가를 수행하였으며 그 결과를 검토한 바 가정한 LOCA와 SLB에 대하여는 운전원의 사고대응시간이 충분히 확보되지 못하여 원자로용기의 건전성이 유지되지 못할 가능성이 있으나 외국에서 보고된 가압열충격 transient에 대해서는 사고대응시간이 충분히 확보됨을 확인할 수 있었다. 또한 임계균열깊이의 관점에서 판단하면 LOCA와 SLB에 대하여는 0.005a/w, 외국에서 보고된 가압열충격 transient에 대해서는 0.03a/w 이상의 균열이 존재하지 않는다고 판정되면 원자로용기의 건전성이 유지됨을 확인할 수 있었다. 한편, WPS효과가 LOCA와 SLB에 대해서는 큰 영향을 주지 않음을 알 수 있었다.

기존 발전소의 수명연장과 관련된 사업자의 요구에 대하여 본 연구에서 개발한 프로그램을 이용하여 대상 발전소의 상세해석을 수행하면 용기를 관통할 수 있는 년수를 계산할 수 있고 따라서 한계운전년수를 예측할 수 있으므로 원자로용기의 건전성을 평가하는데 본 프로그램이 유용하게 사용될 수 있으리라 사료된다.

참 고 문 헌

1. Oezisik, M.N., *Heat Conduction*, John Wiley & Sons, 1980.
2. Myers, M.N., *Analytical Method in Conduction Heat Transfer*, McGraw-Hill, New York, 1971.
3. ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section III, Appendix I, 1989.
4. Timoshenko, S.P. and Goodier, J.M., *Theory of Elasticity*, 3rd ed., McGraw-Hill, New York, 1970.
5. Harvey, J.F., *Theory and Design of Modern Pressure Vessels*, 2nd ed., Van Nostrand Reinhold Co., New Jersey, 1960.
6. ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section XI, Appendix A, 1989.
7. Marston, T.U., *Flaw Evaluation Procedures : ASME Section XI*, EPRI NP-719-SR, EPRI, 1978.
8. USNRC, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," Regulatory Guide 1.99, Rev.2, US Nuclear Regulatory Commission, May 1988.
9. McGowan, J.J., "Application of Warm Prestressing Effects to Fracture Mechanics Analyses of Nuclear Reactor Vessels during Severe Thermal Shock," *Nuclear Engineering and Design*, Vol.51, 1979, pp.431-444.
10. Curry, D.A., "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, 1983, pp.145-159.
11. Bryan, R.H., et al., *Quick-look Report on the First Pressurized Thermal Shock Test, PTSE-1*, ORNL/PTSE-1, ORNL, March 1984.
12. Stahlkopf, K.E., "Pressure Vessel Integrity under Pressurized Thermal Shock," *Nuclear Engineering and Design*, Vol.80, 1984, pp. 171-180.
13. ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section III, Appendix G, 1989.

(접수일자 : 1996. 4. 11)