

가압열충격을 받는 원자로의 확률론적 파괴해석

Probabilistic Fracture Analysis of Nuclear Reactor Vessel under Pressurized Thermal Shock

김 지 호* 김 종 욱** 김 종 인*** 박 근 배***
Kim, Ji-Ho Kim, Jong Wuk Kim, Jong-In, Park Keun Bae

ABSTRACT

A probabilistic structural integrity assessment is performed for a reactor pressure vessel under PTS(Pressurized Thermal Shock). A semi-elliptical finite axial crack is assumed to be in the beltline region(either base metal or weld metal) of the reactor vessel inside surface. The selected random variables are initial crack depth, neutron fluence on the vessel inside surface, copper, nickel, and phosphorus content of the vessel material, and RT_{NDT} . The probabilities of crack initiation or vessel failure where the crack is propagated through vessel wall are calculated. The probabilities obtained with random crack size are compared to those obtained with deterministic one. Since the failure function cannot be explicitly expressed by selected random variables, Monte Carlo Simulation is applied to perform probabilistic analysis. The influence of the amount of neutron fluence is also examined to assess the structural reliability for vessel life time.

1. 서 론

원자로에 비상사고가 발생하면 노심(핵연료) 냉각을 위해 냉각수 비상주입 시스템이 작동하여 차가운 물이 원자로 노심 위치로 흘러 들어오게 된다. 이렇게 되면 300°C 이상의 고온 상태에 있던 원자로 벽 내부가 냉각수에 의해 급속하게 냉각되면서 원자로 벽 두께방향으로 심한 열구배를 형성하여 큰 열응력을 유발할 뿐만 아니라 재료의 파괴인성치가 급격히 감소하게 된다. 더구나 이 상태에서 원자로 내부 압력이 갑자기 상승하게 되면 압력에 의한 응력까지도 더해지게 되는데 이때 원자로 벽에 균열이 존재하는 경우 이 균열이 성장하여 원자로의 건전성 상실을 가져올 수 있다. 이러한 현상을 원자로의 가압열충격이라 한다.

본 논문에서는 이러한 가압열충격을 받는 원자로의 벽 내부에 유한균열이 존재하는 경우에 대해 원자로에 존재하는 여러 가지 변수들의 불확실성을 고려하여 확률론적으로 원자로의 구조 건전성 평가를 수행하였다. 재가압되지는 않지만 초기 냉각물이 매우 높은 SBLOCA(Small Break Loss Of Coolant Accident ; 세관과단사고)에 대한 해석도 병행하여 전형적인 가압열충격의 결과와 비교하였다. 확률변수로는 초기균열길이 뿐만 아니라 원자로내벽에서의 중성자 조사량, 원자로의 재료 특성, RT_{NDT} 계산과정에서의 초기 RT_{ndt} 및 Shift 값 등을 택하였다. 중성자 조사량은 원자로의 수명과 밀접한 관계에 있으며

* 정회원, 한국원자력연구소 책임연구원

** 한국원자력연구소 선임연구원

*** 한국원자력연구소 책임연구원

로 수명에 따른 파괴확률의 변화도 살펴보았다. 파괴함수로는 두가지를 가정하였다. 하나는 균열이 진전하는 경우이며 다른 하나는 균열이 진전하여 원자로벽을 관통하는 경우(원자로 파괴)이다. 확률해석을 위해서는 앞에서 정의한 파괴 함수가 확률변수의 함수로 명확히 표현되지 않으므로 Monte Carlo Simulation을 사용하였다. Monte Carlo Simulation을 적용하기 위해서는 모사된 각 확률변수에 대해 매번 응력해석 및 파괴해석을 수행해야 하는데 이렇게 되면 계산시간이 과도하게 소요되므로 본 논문에서는 이러한 점을 해결하기 위하여 해석상 가장 많은 시간이 소요되는 열전달 및 열응력 해석을 Monte Carlo Simulation 이전에 수행하고 이를 3차 다항식으로 근사한 후, 각 계수만을 저장하여 Monte Carlo Simulation 과정에서 이 계수를 불러내어 사용하는 방식을 채택함으로써 해석에 소요되는 시간을 대폭 줄였다. Jackson 등[1]은 냉각재의 과도조건이 수식으로 명확히 표현되는 경우에 대하여 가압열충격을 받는 원자로의 구조 건전성을 확률론적으로 평가한 바 있으며, Kim 등[2]은 축방향 및 원주방향 무한균열을 가진 원자로가 가압열충격을 갖는 경우의 확률론적 구조 건전성 평가를 수행한 바 있다. 본 논문에서는 Kim 등의 방법의 확장으로서 반타원 표면 유한균열을 가진 원자로에 대해 균열진전 및 진전된 균열이 성장하여 관통되는 경우에 대한 확률론적 건전성 평가를 수행하였다.

2. 파괴상태방정식

확률론적 건전성 평가를 수행하기 위해서는 먼저 원자로의 파괴상태를 정의하여야 하는데 파괴상태는 일반적으로 두가지로 정의된다. 하나는 균열이 진전하는 경우, 다른 하나는 진전된 균열이 원자로 벽을 관통하는 경우이다. 균열이 진전하는 경우에 대한 상태함수는 다음과 같다.

$$Z_c(x) = K_{IC}(x) - K_I(x) \quad (1)$$

여기서 K_{IC} 는 파괴인성치, K_I 은 응력확대계수, 그리고 x 는 확률변수이다. 위 식에서 보는 바와 같이 K_{IC} , K_I 은 모두 확률변수의 함수이며 따라서 상태함수 또한 확률변수의 함수가 된다. 식(1)로 부터 파괴확률은 다음과 같이 계산된다.

$$p_c = P(Z < 0) = P(K_{IC} - K_I < 0) \quad (2)$$

여기서 $P(x)$ 는 x 라는 사건이 발생할 확률을 의미한다.

균열이 진전하여 원자로벽을 관통하는 경우는, 이를 다시 말하면 진전된 균열이 arrest 되지 못하고 원자로 두께까지 진전하는 경우이다. 균열이 arrest되는 경우의 상태함수는 다음과 같다.

$$Z_f(x) = K_{IA}(x) - K_I(x) \quad (3)$$

따라서 균열이 arrest되지 못하고 원자로벽을 관통하여 파괴될 확률은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$p_{ff} = p_c - P(Z < 0) = p_c - P(K_{IA} - K_I < 0) \quad (4)$$

서론에서 언급한 바와 같이 가압열충격과 같은 복잡한 냉각재 과도조건을 가진 경우는, 파괴함수 $Z(x)$ 가 확률변수 x 의 함수로 명확히 표현되지 않으므로 Monte Carlo Simulation을 통하여 파괴확률을 구하는 것이 적절하다.

3. 확률론적 파괴해석 방법

가압열충격을 받는 원자로에 대한 확률론적 파괴해석을 수행하기 위해서는 결정론적 해석과 마찬가지로 먼저 냉각재 과도조건에 대한 원자로 벽 내부 온도분포의 시간이력과 이러한 온도분포에 대한 응력 분포의 시간이력을 알아야 한다. 본 논문에서는 균열길이와 무관하게 응력분포를 계산하고, 이를 통해 근사적으로 응력확대계수를 구하는 방법을 사용하였다.

냉각재의 과도조건에 대한 원자로 내벽에서의 온도구배는 복잡한 형상을 가지지 않으므로 이러한 온도 구배에 의한 응력의 분포는 다음과 같은 3차 다항식으로 근사적으로 표현될 수 있다.

$$s(x) = C_0 + C_1x/t + C_2(x/t)^2 + C_3(x/t)^3 \quad (5)$$

여기서 $s(x)$ 원자로 내벽에서 x 만큼 떨어진 곳에서의 응력이며 t 는 원자로 벽두께이다. 따라서 식 (5)의 계수 C_i 만 알고 있으면 매 시간 스텝에서의 응력분포가 근사적으로 결정된다. 이식을 이용하여 원자로 내벽의 축방향 반타원형 표면균열에 대한 응력확대계수는 다음과 같이 근사적으로 구할 수 있다.

$$K_I = \sqrt{\pi a} \sum_{j=0}^3 I_j C_j a^j \quad (6)$$

여기서 a 는 균열 깊이이고 I_j 는 영향계수로서 Table 1에 주어져 있다.

한편 파괴인성치 K_{IC} 및 K_{IA} 는 ASME code[3]에서 제시한 값을 사용하여 다음과 같이 구한다.

$$(K_{IC})_{mean} = 1.43 \times (K_{IC})_{ASME} \quad (7)$$

$$(K_{IC})_{ASME} = 36.5 + 3.087 \exp\{0.036(T - RT_{NDT} + 56)\} MPa\sqrt{m}$$

$$(K_{IA})_{mean} = 1.25 \times (K_{IA})_{ASME} \quad (8)$$

$$(K_{IA})_{ASME} = 29.48 + 1.345 \exp(0.0261(T - RT_{NDT} + 89)) MPa\sqrt{m}$$

T 는 균열선단에서의 냉각재 온도이고 RT_{NDT} 는 기준 무연성 천이온도로서 원자로 재료 성분이 확률변수이므로 RT_{NDT} 도 확률특성을 가진다. 계수 1.43 및 1.25는 ASME에서 제시된 K_{IC} 및 K_{IA} 값이 시험데이터의 하한 곡선으로 구한 매우 보수적인 값이며, 확률론적 건전성 평가에서는 평균치를 택하는 것이 타당하므로 이를 보상하기 위한 계수이며 따라서 K_{IC} 및 K_{IA} 또한 확률특성을 가진다[4]. 기준 무연성 천이온도 RT_{NDT} 는 Regulatory Guide 1.99, Revision 2[5]의 계산과정을 적용하여 다음과 같이 구한다.

$$RT_{NDT} = RT_{NDT0} + \Delta RT_{NDT} + ERRTN \sqrt{\sigma(\Delta RT_{NDT0})^2 + \sigma(\Delta RT_{NDT})^2} \quad (9)$$

여기서, $ERRTN$ 은 $\sigma(\Delta RT_{NDT0})$ 및 $\sigma(\Delta RT_{NDT})$ 의 불확실성을 고려해주는 확률변수로서 표준정규 분포를 가지며 그 외의 변수는 다음과 같다.

RT_{NDT0} : RT_{NDT} 의 초기치

ΔRT_{NDT} : 중성자 조사에 의한 RT_{NDT} 의 증가량

$\sigma(\Delta RT_{NDT0})$: RT_{NDT0} 의 불확실성을 고려한 1σ 값

$\sigma(\Delta RT_{NDT})$: ΔRT_{NDT} 의 불확실성을 고려한 1σ 값

4. 수치해석 결과 및 분석

4.1 원자로 모델

실제 적용 예로서 다음과 같은 크기를 가진 원자로의 확률론적 건전성 평가를 수행하였다.

- 원자로 내반경 : 1,994 mm

- 모재 벽두께 : 200 mm
- 클래드 두께 : 7.5 mm

하중조건은 Figure 1과 같은 SBLOCA 및 Figure 2와 같이 사고후 재가압 되는 전형적인 PTS 사고 등 두가지를 가정하였으며 각 사고의 시간에 대한 압력, 온도 및 열전달계수의 시간이력은 Figure 1~2에 주어져 있다. 이러한 냉각재 과도 조건에 따른 원자로 벽에서의 열전달 해석 및 응력분포를 구하기 위한 열응력해석은 ABAQUS Code를 사용하여 수행하였다. 해석모델은 Figure 3과 같다. 선택된 확률변수들에 대한 통계특성은 Table 2에 주어져 있으며, 원자로 수명에 대한 확률변수의 변화를 평가하기 위한 중성자 조사량의 변화는 Figure 4와 같다. 균열의 크기는 확률변수이지만 일반적으로 코드에서 규정하는 균열 길이를 가진 경우와 비교하기 위하여 Figure 5와 같은 $1/10t$ (t :원자로벽 두께) 크기의 반타원 표면 균열을 가진 경우에 대한 계산도 병행하였다. $1/10t$ 의 정해진 균열에 대한 해석은 Case1(C1), 균열이 PNNL 분포(Table 4)를 가지는 경우에 대한 해석은 Case2(C2)로 구분하였다.

4.2 해석결과 및 고찰

Figure 6은 $1/10t$ 반타원 균열에 대해, SBLOCA시의 균열선단(Crack Tip)에서의 온도 및 K_I , 그리고 중성자 조사량(원자로 수명)에 따른 K_{IC} 값을 정리한 것이며 모재에 균열이 있는 경우와 용접재에 균열이 있는 경우 각각에 대한 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이 균열선단에서의 온도는 급격히 감소하다가 약 2000초를 넘으면 감소율이 많이 떨어짐을 알 수 있다. K_I 값은 모재에서나 용접재에서나 1500초 근처에서 최대가 되며 그 이후는 서서히 감소함을 알 수 있다. K_{IC} 값은 냉각재 온도가 떨어지면서 급격히 감소하는데 중성자 조사량이 클수록 감소시점이나 감소율이 매우 큼을 알 수 있다.

Figure 7은 PTS Transient에 대한 결과이다. PTS에서는 약 7200초 근처에서 압력이 급상승하는 Transient의 영향을 받아 K_I 값도 7200초 근처에서 급상승하는 현상이 나타났다. K_{IC} 는 SBLOCA의 경우와 유사하지만 시간이 지남에 따라 냉각재 온도가 완전히 상승하는 데 영향을 받아 K_{IC} 값도 완전히 상승하는 것을 알 수 있다.

Figure 8은 SBLOCA에 대해 원자로 수명에 따른 균열의 진전확률 및 원자로 파괴확률을 모재 및 용접재 균열에 대해 각각 구한 것이다. C1은 $1/10t$ 의 정해진 균열에 대한 것이며 C2는 균열의 크기가 Table 4와 같이 PNNL 분포를 가지는 경우에 대한 것이다. 진전확률이나 파괴확률이나 모두 용접재보다 모재에 균열이 있는 경우가 더 크게 나타났다. 또한 $1/10t$ 의 정해진 균열을 가진 경우가 PNNL 분포를 가지는 균열의 경우보다 확률값이 매우 크게 나타났다.

Figure 9는 PTS에 대한 확률해석결과이다. SBLOCA에서와 비슷한 경향을 보였으나 파괴확률이 SBLOCA의 경우와 비교하여 상대적으로 크게 나타났다. 이는 PTS의 경우, 가압이 되므로 진전된 균열이 arrest되지 못하고 관통될 확률이 크다는 것을 의미한다. 또한 진전확률이 SBLOCA에 비하여 작게 평가되었는데 이는 SBLOCA의 초기 냉각률이 매우 크므로 재가압은 되지 않지만 온도 구배에 따른 열응력에 의한 응력확대계수가 매우 크므로 균열진전확률이 크게 나타나는 것으로 판단된다.

5. 결론

반타원 유한균열을 가진 원자로가 PTS 및 SBLOCA 하중을 받는 경우에 대하여 확률론적 구조 건전성 평가를 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 각 경우에 대한 파괴확률값은 Figure 8 및 Figure 9와 같다.
- 균열진전확률이나 파괴확률은 모재에 균열이 있는 경우보다 용접재에 균열이 있는 경우 파괴 확률이 크다.

- 균열이 PNNL분포를 가지는 경우보다 1/10t의 정해진 균열을 가지는 경우확률이 매우 크다. 이는 Code에서 규정하는 1/10t의 정해진 균열이 매우 보수적임을 의미한다.

- PTS 사고에 비해 SBLOCA 사고에서의 균열전전확률 및 원자로파괴확률이 크게 나타났다. 이는 PTS에서의 재가압에 의한 응력확대계수의 증가량보다는 SBLOCA에서 초기에 급격한 냉각재 온도 감소에 의한 응력확대계수의 증가량이 더 크기 때문이다.

참고문헌

1. P.S. Jackson, D.S. Moeling, "Stochastic Simulation of PWR Vessel Integrity for Pressurized Thermal Shock Condition", Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.106, (1984)
2. J.H.Kim et al. "Probabilistic Structural Integrity Assessment of a Reactor Vessel under Pressurized Thermal Shock", Journal of the Korean Nuclear Society, Volume 32, Number 2, pp99-107, (2000).
3. ASME Boiler & Pressure Vessel Code, Section III, Appendix G, 1992 Edition.
4. R.D.Cheverton and D.G.Ball, "OCA-P, A deterministic and probabilistic fracture mechanics code for application to pressure vessel", ORNL, (1984)
5. U.S. NRC Regulatory Guide 1.99, Rev.02, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials", (1988)
6. "Probabilistic Structural Integrity of a PWR Reactor Pressure Vessel(PROSIR)", OECD/NEA PWG3-IAGE Metal Group, 2004.

Table 1. Influence functions for semi-elliptic and infinitely long longitudinal inner surface crack in a cylinder[6]

a/c	a/t	i ₀	i ₁	i ₂	i ₃
1	0	0.657	0.465	0.385	0.338
1	0.1	0.657	0.465	0.385	0.338
0.5	0	0.883	0.569	0.451	0.386
0.5	0.1	0.883	0.569	0.451	0.386
0	0	1.122	0.683	0.526	0.441
0	0.1	1.176	0.702	0.535	0.446
0	0.2	1.338	0.767	0.572	0.471
0	0.4	1.959	1.004	0.704	0.558
0	0.6	3.222	1.467	0.955	0.719
0	0.8	5.535	2.297	1.397	0.999

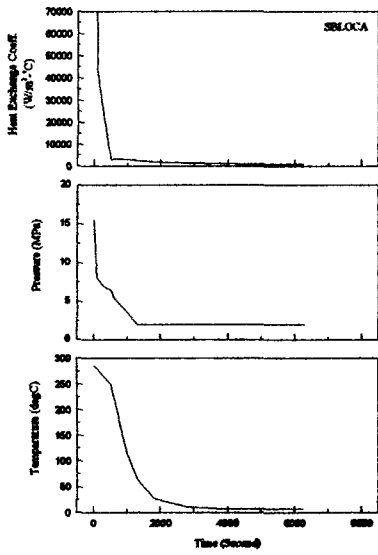


Figure 1 SBLOCA Transient[6]

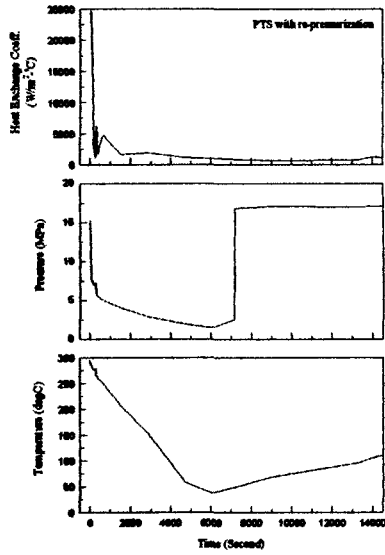


Figure 2 PTS Transient[6]

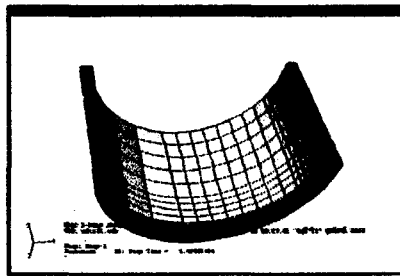


Figure 3 Finite Element Model

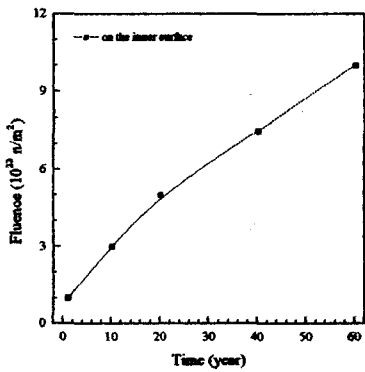


Figure 4 Fluence on the Inner Surface

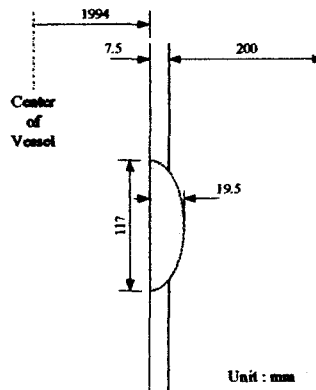


Figure 5 1/10t Crack Shape

Table 2 Mean and Standard Deviation of Random Variables[6]

	Initial RT _{NDT}	1 SD uncertainties	% copper (Cu)	2 SD uncertainties
Base metal	-20°C	9°C	0.086	0.02
Welds	-30°C	16°C	0.120	0.02

	% phosphorus (P)	2 SD uncertainties	% nickel (Ni)	2 SD uncertainties
Base metal	0.0137	0.002	0.72	0.1
Welds	0.0180	0.002	0.17	0.1

Table 3 ΔRT_{ndt} Formula and Standard Deviation[6]

Base metal	mean	$\Delta RT_{NDT} = [17.3+1537*(P-0.008)+238*(Cu-0.08)+191*Ni^2Cu]^*\varphi^{0.35}$
	1SD	10°C
Weld	mean	$\Delta RT_{NDT} = [18+823*(P-0.008)+148*(Cu-0.08)+157*Ni^2Cu]^*\varphi^{0.45}$
	1SD	6°C

ΔRT_{NDT} normal distribution truncated between +3SD and -3SD

φ : fluence in n/m² divided by 10²³; P, Cu, Ni % of phosphorus, copper and nickel

Table 4 Crack Size Distribution(PNNL Distribution)

Flaw Depth(mm)	PNNL Dist.	Flaw Depth(mm)	PNNL Dist.
2.1336	0.6446	25.7302	1.13E-05
4.2926	0.3037	27.8638	8.41E-06
6.4262	0.0413	30.0228	5.52E-06
8.5852	5.71E-03	32.1564	4.13E-06
10.7188	2.39E-03	34.29	2.96E-06
12.8524	1.13E-03	36.449	2.2E-06
15.0114	5.40E-04	38.5826	1.46E-06
17.145	2.72E-04	40.7416	1.19E-06
19.304	1.40E-04	42.8752	1E-06
21.4376	7.35E-05	45.0088	7.65E-07
23.5712	3.91E-05	47.1678	4.06E-07
25.7302	1.13E-05	49.3014	2.63E-07

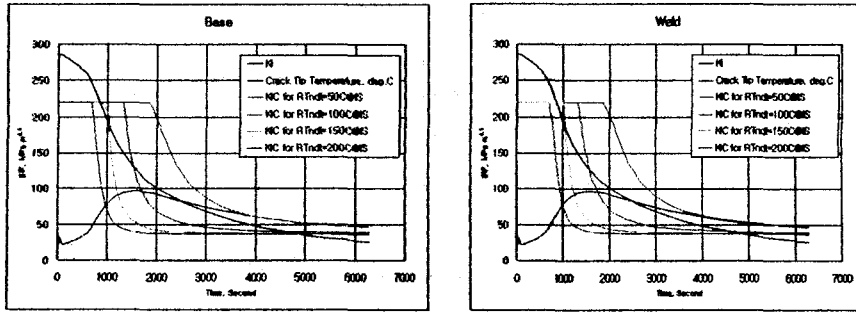


Figure 6 K_I , K_{IC} , and Crack Tip Temperature for SBLOCA

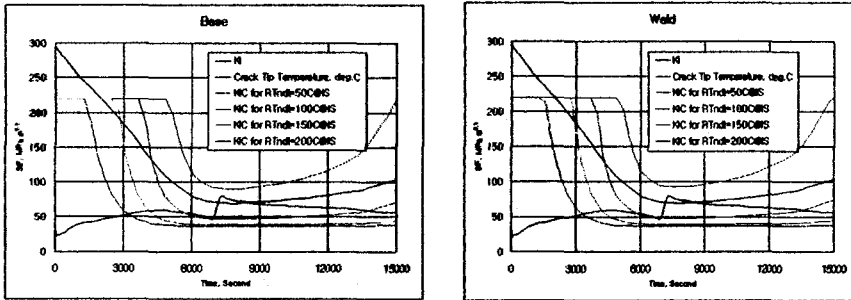


Figure 7 K_I , K_{IC} , and Crack Tip Temperature for for PTS

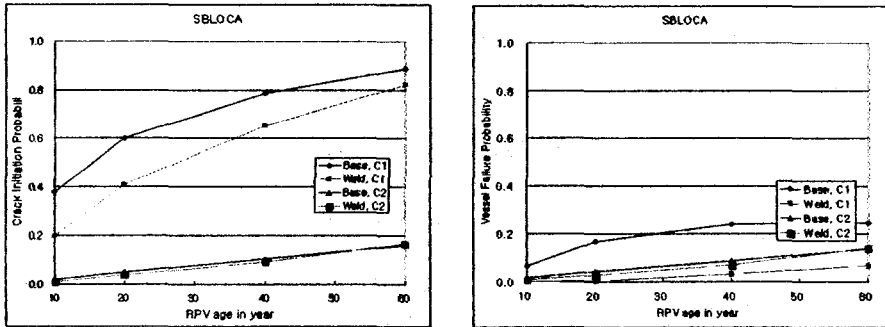


Figure 8 Probability of Crack Initiation and Vessel Failure for SBLOCA

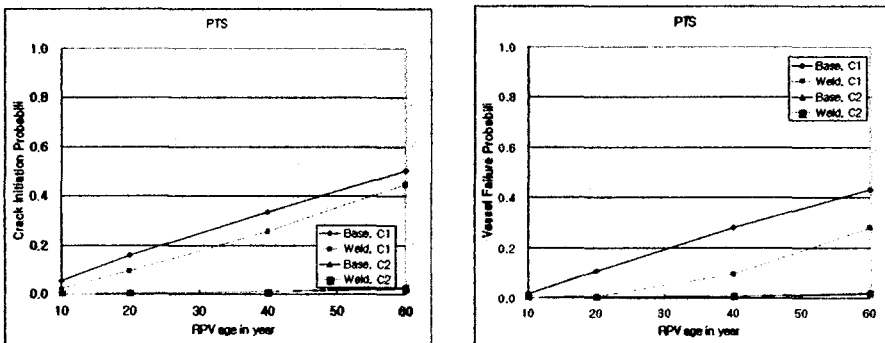


Figure 9 Probability of Crack Initiation and Vessel Failure for PTS