

'99추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

가압열충격에 의한 가압경수로형 가동원전 원자로 압력용기의 건전성 평가연구

A Study on the Integrity Evaluation for PWR Vessel by PTS

정 성 규, 진 태 은

한국전력기술 주식회사
경기도 용인시 구성면 마북리

장 창 희, 정 일 석

한국전력공사 전력연구원
대전시 유성구 문지동 103-16

요 약

가압열충격 평가를 위한 확률론적 파괴역학 측면에서 SECY 82-465 및 RG 1.154의 방법은 초기결함을 무한 표면결함으로 가정하는 등 여러 부분에서 현실적으로 발생되기 어려운 가정사항을 포함하고 있다. 본 논문에서는 이러한 가정사항들 중 파손확률에 많은 영향을 줄 수 있는 주요 변수들에 대해 타당한 근거를 부여하여 변화시키므로써 가압열충격에 의한 종합파손빈도 허용치인 $5 \times 10^{-6}/RY$ 에 도달하는 RT_{NDT} 값에 대한 변화정도를 검토하였다. 평가결과 잔류응력과 파괴인성치의 변화가 파손확률에 가장 큰 영향을 주는 것으로 나타났다. 이러한 RT_{NDT} 값이 원자로 압력용기의 건전성을 평가하는 기준이므로 본 논문에서 수행된 방법이나 결과는 RG 1.154에 의한 평가결과가 허용기준을 만족하지 못하거나 실제에 가까운 원자로 압력용기의 건전성 평가시 활용 가능할 것으로 판단된다.

Abstract

SECY 82-465 and RG 1.154 provided guidance to the utilities regarding an acceptable methodology for performing structural integrity evaluation of aging nuclear RPVs subjected to PTS transients. PFM analysis is a major element of this methodology. RG 1.154 currently specifies that when performing a PFM analysis, all flaws shall be considered as surface flaws that exist in the inner surface of the RPV wall. Recently, PTS analysis was performed for one of the Korean PWR Vessels. As a result of PFM analysis, it was found that current RG. 1.154 methodologies were very conservative. Therefore, to evaluate and quantify the conservatism of RG 1.154, several PFM analyses were performed in this paper, and PFM analysis results were compared with the value from RG 1.154.

1. 서론

원자로가 운전 중에 가상의 과도상태가 발생하여 압력용기의 급격한 냉각과 함께 압력이 높게 유지되거나 재가압되는 경우가 발생할 수 있다. 이러한 현상을 가압열충격(PTS, pressurized thermal shock)이라 하며 이때 열응력 뿐만 아니라 압력에 의한 응력이 동시에 작용하여 조사취화로 인하여 압력용기의 파괴인성이 저하된 경우 급격한 파손을 유발할 수 있다.[1] 이러한 점에서 미국 원자력 규제위원회(USNRC)의 가압열충격규정은 가압열충격에 대한 압력용기의 건전성을 평가하는 1 차적인 기준으로써 가압열충격 심사기준온도(screening criteria)를 정의하고 이를 초과할 것으로 예상되는 원전에 대해서는 상세한 안전성분석을 수행할 것을 요구하고 있다.[2]

이러한 가압열충격에 의한 심사기준 온도는 미국내 원전을 대상으로 8개의 가압열충격 사고에 대해 결정론적 파괴역학해석을 수행하여 파괴인성의 한계 값인 임계 RT_{NDT} 를 산출하였고[1], 이를 근거로 원전 수명 종료시점에서의 가압열충격 심사기준을 판재, 단조재 및 축방향 용접부에 대해 270°F , 원주방향 용접부에 대해 300°F 로 제정하였다[2]. 또한 NRC에서는 SECY 82-465에서 제시된 확률론적 파괴해석 결과를 이용하여 RG 1.154[3]에 원자로 압력용기의 가압열충격 평가를 위한 확률론적 파괴역학해석 절차와 종합 파손확률의 제한치($5 \times 10^{-6}/\text{RY}$)를 제시하였다.

확률론적 파괴역학(PFM) 측면에서 SECY 82-465 및 RG 1.154의 방법은 초기결함을 무한 표면 결함으로 가정하는 등 여러 부분에서 현실적으로 발생되기 어려운 가정사항을 포함하고 있으며, 최근 미국을 중심으로 이러한 가정사항들에 대해 검토하는 등 실제적인 해석을 수행하기 위해 관련 연구가 활발히 진행되고 있다.

따라서 본 논문에서는 SECY 82-465에서 수행한 확률론적 파괴해석 모델을 기준으로 RG 1.154의 가정사항들 중 불확실성이 매우 큰 것으로 알려진 주요 변수들에 대한 파손확률의 영향 정도를 파악하였으며 이로부터 허용 RT_{NDT} 의 변화 정도를 검토하여 기존에 제시된 가압열충격 심사기준온도와 비교 분석하였다. 이러한 RT_{NDT} 는 가압열충격에 의한 원자로 압력용기의 건전성을 판단하는 기준이므로 본 논문에서 제시한 방법과 결과는 향후 가압열충격에 의한 상세평가시 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

이를 위해 사용한 가압열충격 과도상태는 SECY 82-465의 Extended HPI(High Pressure Injection) 사건을 이용하였으며 적용된 매개변수는 결함형상 및 위치, 결함밀도, 결함분포 그리고 파괴인성치 변화, 잔류응력 영향이다.

2. 가압열충격 과도상태 선정

확률론적 파괴역학해석에 의한 가압열충격 종합 파손빈도 임계치는 그림 1에 제시된 각 사건(Steam Line Break, S.G. Tube Rupture, SBLOCA, Extended HPI)별 종합파손빈도로부터 도출된 PRA Total 곡선을 사용하여 결정되었다. 그림 1에서 나타난 바와 같이 가압열충격 심사기준 온도인 210°F 부근에서는 Extended HPI 사건이 원자로 압력용기의 종합 파손빈도를 지배하므로 본 논문에서는 이 사건을 대표사건으로 선정하였으며, 이를 사용하여 PFM 해석을 수행하였다. Extended HPI 사건을 정리하면 표 1과 같다.

표 1의 Extended HPI 사건에 대한 발생빈도는 $1 \times 10^{-4}/\text{Rx-Yr}$ 로 제시되었으며[1], 이 과도상태에 대한 조건부 파손확률인 5×10^{-2} 에 해당하는 평균 RT_{NDT} 가 가압열충격 심사기준 온도($210^{\circ}\text{F}+60^{\circ}\text{F}$)이므로 동일한 파손확률

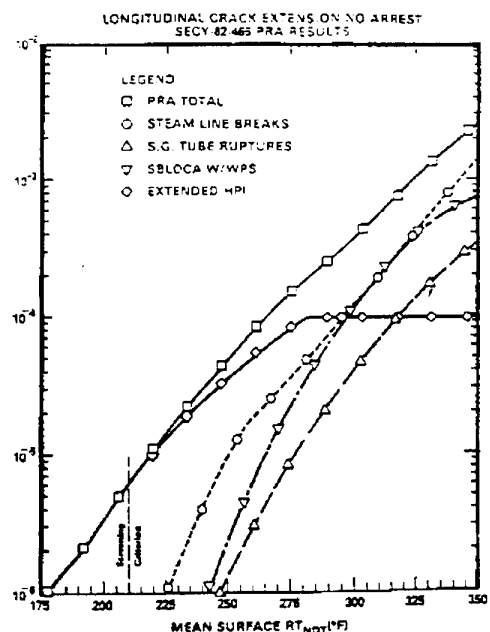


그림 1 SECY-82-465의 해석결과

에 해당하는 RT_{NDT} 값의 변화로부터 가압열충격 심사기준 온도의 마진, 즉 원자로 압력용기의 건전성을 추정할 수 있다.

표 1 Extended HPI 사건

과도시간 (min)	온도(°F)		압력 (psig)	지수감쇠상수(β) (/min)	대류열전달 계수(HTC) (BTU/hr-ft ² -°F)
	T _{initial}	T _{final}			
200	550	125	2250	0.05	300

3. 평가모델

본 논문에서는 가압열충격 심사기준 도출시 선정된 매개변수들 중 불확실성이 상당히 큰 것으로 알려진 결합형상 및 위치, 결합밀도 및 결합분포, 파괴인성치를 수정하였으며, 또한 용접부의 잔류응력을 고려하여 가압열충격 심사기준 도출시 사용되었던 해석조건과 동일한 조건에서 확률론적 파괴역학 해석을 수행하였다. 이를 토대로 매개변수 변화시 파손확률 값 5×10^{-2} 에 해당하는 RT_{NDT} 의 변화 추이를 검토하였다.

해석시 시간에 따른 압력용기 벽의 온도분포는 과도상태동안 압력용기의 벽 온도가 지수함수형태로 감소한다는 가정 하에 식 (1)을 이용하여 산출하였다[1].

$$T(t) = T_f + (T_{init} - T_f) \exp(-\beta t) \quad (1)$$

여기서, T(t) = Time Dependent Coolant Temp.

T_{init} = Initial Coolant Temperature

T_f = Final Coolant Temperature

β = Exponential Decay Constant 이다.

해석에 사용된 원자로 압력용기의 기하학적 형상과 재료물성치는 각각 표 2 및 표 3과 같다.

표 2 원자로 압력용기 설계사양

내경 (in)	벽두께 (in)	클래드 두께 (in)	용접 형태
90.0	9.0	0.2125	축방향

표 3 원자로 압력용기 재료물성치

항 목	모 재	클래드
Material	SA533	SS308
Thermal conductivity (Btu/hr-ft-°F)	24.0	10.0
Specific heat (Btu/lb-°F)	0.12	0.12
Density (lb/ft ³)	489	489
Modulus of elasticity (ksi)	28000	28000
Thermal expansion coefficient (/°F)	8.5E-6	8.5E-6
Poisson's ratio	0.3	0.3
Vessel initial (stress-free) temperature : 550 °F		
Heat transfer Coefficient : 300 BTU/hr-ft ² -°F		

주요 매개변수들 중 결함형상은 압력용기 내에 결함이 실제로 존재할 수 있는 가능성을 고려하여 기존의 무한결함과 함께 유한결함을 고려하였고, 결함위치는 표면결함 및 내재결함을 고려하였다. 결함밀도는 SECY82-465에서 제시한 값과 RG 1.154에서 제시한 결과를 모두 고려하였으며, 결함분포는 NRC가 최초 적용한 Octavia 분포와 본래의 Octavia 분포 그리고 마샬 분포를 반영하였다. 파괴인성치는 NRC가 제시한 평균 파괴인성 곡선[4]과 ASME Sec.XI에 제시된 하한계 파괴인성 곡선을 토대로 ORNL에서 제시한 평균곡선[5] 그리고 최근 개발중인 Master 곡선[6]을 사용하였다. 원자로 압력용기 용접부에 존재할 것으로 판단되는 잔류응력영향은 최초 NRC가 고려하지 않았으나 본 연구에서는 원자로 압력용기 용접부의 잔류응력을 고려하여 수행하였다.

이러한 매개변수 변화에 대한 원자로 압력용기의 파손확률 영향을 평가하기 위한 기준해석은 표 4에 제시한 SECY 82-465 및 RG 1.154의 입력변수를 기준으로 하였으며 이러한 결과와의 비교를 위한 해석모델은 표 5와 같다.

표 4 SECY 82-465 및 RG 1.154에서 사용된 매개변수별 평균값 및 표준편차

매개변수	평균값		표준편차(σ)		비밀값
	SECY 82-465	RG 1.154	SECY 82-465	RG 1.154	
플루언스	-	-	0.3μ	0.3μ	$f=0$
구리함량	0.35	0.35	0.025%	0.025%	-
니켈함량	0.65	0.65	0.0%	0.0%	-
RT _{NDT0}	20	20	15°F	17°F	$\pm 3\sigma$
ΔRT_{NDT}	HEDL식	RG 1.99 Rev.2	0°F	24°F	$\pm 3\sigma$
K _{IC}	NRC	ORNL	0.10μ	0.15μ	$\pm \sigma$
K _{Ia}	NRC	ORNL	0.10μ	0.10μ	$\pm \sigma$
결함형상/위치	무한표면	무한표면	-	-	-
결함크기분포	Octavia	Marshall	-	-	-
결함밀도	$\sim 1\text{개}/\text{ft}^3$	$1\text{개}/\text{m}^3$	-	-	-
해석영역	6개축방향용접부	벨트라인부위	-	-	-
조사량 감소상수	0.33	0.24	-	-	-

표 5 해석모델

번호	결함형상	결함위치	결함분포	결함밀도	파괴인성	잔류응력	비고
VISA 1	무한결함	표면	NRC ⁽¹⁾	$\sim 1\text{개}/\text{ft}^3$	NRC	미반영	SECY82-465(기준)
VISA 2	무한결함	표면	NRC ⁽¹⁾	$\sim 1\text{개}/\text{ft}^3$	NRC	미반영	HTC ⁽²⁾ 오류수정
Case 3	AR=6	표면	NRC ⁽¹⁾	Case 1	NRC	미반영	결함형상 수정
Case 4	AR=6	내재	NRC ⁽¹⁾	Case 1	NRC	미반영	결함형상/위치 수정
Case 5	무한결함	표면	Octavia	Case 1	NRC	미반영	결함분포 수정
Case 6	무한결함	표면	Marshall	Case 2	NRC	미반영	결함분포/밀도 수정
Case 7	무한결함	표면	NRC ⁽¹⁾	Case 1	ORNL	미반영	파괴인성 수정
Case 8	무한결함	표면	NRC ⁽¹⁾	Case 1	Master	미반영	파괴인성 수정
Case 9	무한결함	표면	NRC ⁽¹⁾	Case 1	NRC	반영	잔류응력 반영
Case 10	무한결함	표면	NRC ⁽¹⁾	Case 1	Master	반영	파괴인성/잔류응력

[주] (1) : Octavia by NRC, (2) : VISA 1의 대류열전달 계수를 수정한 VISA 2 코드 이용

4. 확률론적 파괴해석

확률론적 파괴역학 해석은 다양한 파괴인성 및 잔류응력 등을 모사하기 위해 기존 VISA-II 코드[4]의 일부 모듈을 수정하여 수행하였다[7].

확률론적 파괴해석(PFM)은 몬테카를로 기법을 사용하여 수행되며, 가압열충격 사고로 인한 균열성장확률 및 파손확률을 산출함으로써 원자로 압력용기에 대한 파손위험도를 평가하기 위한 것이다. 확률론적 파괴해석은 무수히 많은 결정론적 파괴해석을 반복적으로 수행하는 것으로서, 압력용기의 파손확률은 균열이 성장하여 압력용기를 관통하는 횟수(파손횟수)를 총 시뮬레이션 수행 횟수로 나누어 산출한다.

일반적으로 원자로 압력용기의 특정영역에서 특정 균열깊이(Δa_i)내에 하나의 결함이 존재할 확률은 식 (2)와 같다.

$$P(\Delta a_i) = NV \int_{\Delta a_i} f(a)B(a)da \quad (2)$$

여기서, N은 특정 영역의 단위체적당 결함수 이고, V는 특정영역의 체적, f(a)는 결함깊이 밀도 함수, B(a)는 초음파 검사에 의한 결함의 미탐지 확률을 의미하며, f(a)와 B(a)는 결함크기에 대한 함수로서 마샬 보고서에 제시되어 있으며 이를 수식으로 표현하면 다음과 같다[8].

$$f(a) = 4.06\exp(-4.06a) \quad (3)$$

$$B(a) = 0.005 + 0.995\exp(-2.88a) \quad (4)$$

여기서, a는 결함깊이이다.

과도상태 동안 임의의 균열깊이에 대한 응력확대계수(K_I)는 균열발생 파괴인성(K_{IC})과 비교하여 균열의 발생여부를 판단하고, K_I 을 균열억제 파괴인성(K_{Ia})과 비교함으로써 균열의 성장여부를 판단한다. 본 논문에서는 파손확률 변화에 따른 가압열충격 종합파손빈도에 해당하는 RT_{NDT} 의 영향을 평가하기 위해 표 5에 제시된 해석모델을 대상으로 확률론적 파괴역학해석을 수행하여 원자로 압력용기의 파손확률을 산출하였다.

4.1 기준해석

본 논문에서 기준해석은 SECY 82-465에서 수행한 방법과 동일한 방법을 사용하였으며, 일부 입력 데이터를 제외하고는 RG 1.154의 방법론과도 동일하다. 주요 입력 데이터는 가압열충격 과도상태 동안 초기 균열크기 분포, 압력용기 벽 표면에서의 중성자 조사량, 구리와 니켈함량 그리고 초기 RT_{NDT} 및 RT_{NDT} 의 변화량 등이다. 각각의 입력데이터에 대한 평균값 및 표준편차는 이미 표 4에 제시하였다. 한편 각 매개변수들의 표준편차는 결함크기를 제외하고 모두 정규분포의 형태를 갖는 것으로 가정하였다.

4.2 결함형상 및 위치

해석시 결함 성장전의 초기 결함형상은 유한결함으로 가정하였으며, 결함의 성장이 시작되면 점차 무한결함 형태로 성장한다고 가정하였다. 한편 결함위치는 압력용기 벽 표면에 존재하지 않고 내재된 것으로 가정하였으며, 내재결함의 위치는 식 (5)와 같이 선정하였다.

$$S=0.5a \quad (5)$$

여기서 S = 표면서 바깥쪽 내재결함까지 거리

a = 결함깊이 이다.

그리고 S가 0.5a 미만의 경우는 표면결함으로 간주하였다.

4.3 결함분포

현재 원자로 압력용기에 대한 확률론적 파괴해석에 사용되는 결함크기 분포는 옥타비아 분포와 마샬 분포가 있으며, 이 중 옥타비아 분포는 벨트라인 영역 전체 축방향 용접부에서의 결함깊이를 측정하지 않고 단지 전문가의 판단을 토대로 도출한 것으로서 이에 따른 불확실성이 다소 크다고 알려져 있다. 반면에 마샬에 의해 제시된 결함분포는 가압경수로형 원자로 압력용기의 제작과정에서 발견된 결함에 근거하여 수립된 분포로서, 현재까지 가장 체계적이고 종합적인 연구 결과를 토대로 작성되었으며 가압열충격 규제지침에서도 확률론적 파괴역학 해석시 권장하고 있는 분포이다. 표 6은 심사기준 도출당시 NRC가 사용한 결함분포 및 옥타비아 분포와 결함 미탐지 확률을 적용한 경우(PSI) 및 적용하지 않은 경우(No PSI)의 마샬 분포를 정리한 것이다.

파괴역학해석시 옥타비아 분포를 이용하는 경우에는 용기내에 1개의 결함이 있는 것으로 가정하였으며, 마샬 분포를 이용하는 경우에는 식 (3), (4)의 마샬이 제시한 결함밀도함수 $f(a)$, 마샬 결함밀도(0.03개/ft³)와 용접부 체적 및 초음파 검사로부터 결함 미탐지 확률, $B(a)$ 를 고려한 총 결함수($N(a)$)는 식 (6)과 같이 나타내며 0.106개로 가정하였다.

$$N(a) = \int_0^{\infty} 0.03 \times 6.0 (4.06e^{-4.06a}) (0.005 + 0.995e^{-2.88a}) da = 0.106 \quad (6)$$

여기서, a 는 결함깊이이다.

표 6 결함깊이 분포

결함크기 (in)	Octavia by NRC	Original Octavia	Marshall(PSI)	Marshall(No PSI)
0.0	0.833	0.91767661	0.00000000	0.00000000
.125	0.162	0.05507015	0.72614885	0.53291779
0.25	0.00417	0.02256957	0.19853597	0.24891642
0.5	0.000417	0.00422063	0.06946752	0.17056948
1.0	0.000133	0.00036718	0.00562507	0.04134523
1.5	0.0000417	0.00007085	0.00021033	0.00543010
2.0	0.0000133	0.00001667	0.00001118	0.00071316
2.5	0.0000050	0.00000500	0.00000096	0.00009366
3.0	0.00000333	0.00000250	0.00000011	0.00001230
3.5	-	0.00000083	0.00000000	0.00000186

4.4 파괴인성치

가압열충격 심사기준을 도출할 당시의 RT_{NDT} 변화는 HEDL식[4]을 사용하였으며, 파괴인성치는 식 (7)과 같은 NRC가 제시한 평균 K_{IC} 와 K_{Ia} 곡선을 사용하였다.

$$K_{IC} = 36.2 + 49.4e^{0.0104(T - RT_{NDT})}, \quad T - RT_{NDT} \leq -50$$

$$K_{IC} = 55.1 + 28e^{0.0214(T - RT_{NDT})}, \quad T - RT_{NDT} > -50 \quad (7)$$

$$K_{Ia} = 19.9 + 43.9e^{0.00933(T - RT_{NDT})}, \quad T - RT_{NDT} \leq 50$$

$$K_{Ia} = 70.1 + 6.5e^{0.0196(T - RT_{NDT})}, \quad T - RT_{NDT} > 50$$

$$K_{IC} = 1.43[33.2 + 2.806e^{0.02(T - RT_{NDT} + 100)}] \quad (8)$$

$$K_{Ia} = 1.25[26.7 + 1.222e^{0.0145(T - RT_{NDT} + 160)}]$$

여기서, T 는 재료 온도(°F)이고 RT_{NDT} 는 무연성 천이 기준온도(°F)이다.

일반적으로 재료의 파괴인성치는 원자로 압력용기의 파손확률에 가장 큰 영향을 주는 인자 중 하나이므로 본 논문에서는 상이한 파괴인성 곡선 적용에 따른 파손확률 변화량 추정을 위해 동일 조건에서 식 (7)과 같은 기존 NRC가 제시한 평균 K_{IC} 와 K_{Ia} 곡선과 ASME Sec. XI의 하한곡선을 이용하여 ORNL에서 제시한 식 (8)과 같은 평균곡선을 이용한 경우에 대해 해석을 수행하였으며, 이외에 최근에 개발중인 Master 곡선을 이용한 경우에 대해서도 해석을 수행하고 이를 기존 결과와 비교하였다.

확률론적 파괴해석코드에 Master 곡선을 적용하기 위해 참고문헌 [6]에 제시된 WF-70 용접부에 대한 식 (9)를 이용하여 중성자 조사량에 따른 기준온도(T_0)를 그림 2와 같이 산출하였으며, 참고문헌 [9]에 제시된 식 (10)과 같은 관계를 사용하여 RT_{T_0} 를 산출하고 이를 기존 파괴인성곡선에 사용되었던 RT_{NDT} 대신 대입함으로써 Master 곡선을 도출하였다. 문헌에 제시된 WF-70 용접부의 구리함량과 니켈함량은 각각 0.35% 및 0.59%로 가압열충격 심사기준을 도출할 당시 SECY 82-465 해석에서 사용한 값과 약간 상이하나 두 값을 사용하여 확률론적 파괴역학 해석을 수행한 결과 파손확률의 차이가 약 10% 정도로 미미하므로 본 논문에서는 WF-70 용접부에 대한 식을 이용하여 중성자 조사량에 따른 기준온도(T_0)를 산출하였다. 한편, 그림 3은 동일한 조건에서의 파괴인성곡선을 각각 비교하여 나타낸 것이다.

$$T_0(^{\circ}C) = [1 - \exp(-5 \times f)] \times (1.8f + 96) - 58 \quad (9)$$

$$RT_{T_0}(^{\circ}F) = [T_0 + 35](^{\circ}F) \quad (10)$$

여기서, f 는 중성자 조사량이고, RT_{T_0} 는 T_0 에 의한 무연성 천이온도이다.

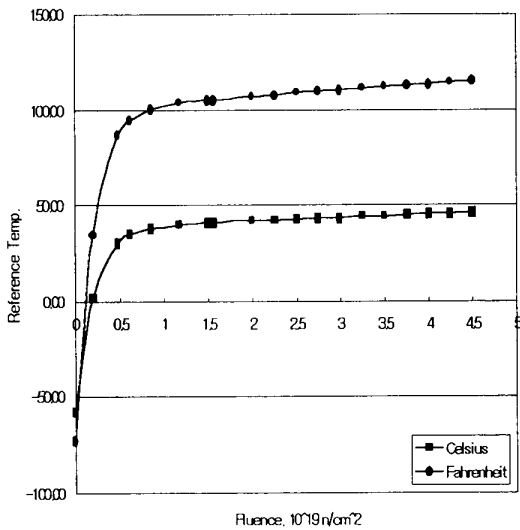


그림 2 플루언스에 따른 Reference Temperature 변화 [6]

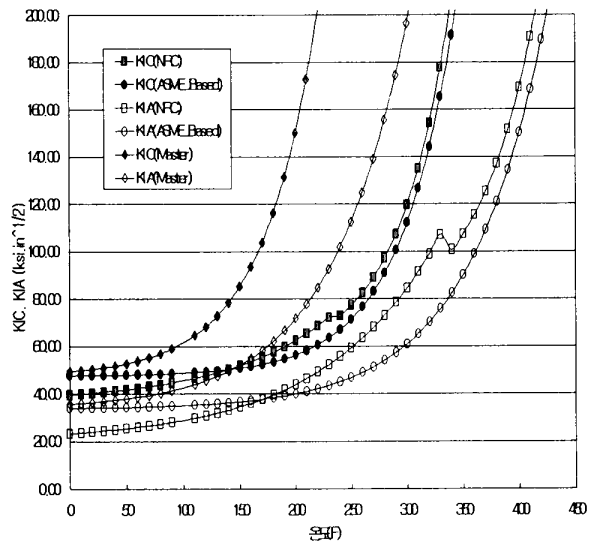


그림 3 $f=1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 에서의 파괴인성곡선

4.5 잔류응력

잔류응력의 크기 및 분포는 원자로 압력용기의 건전성에 영향을 미칠수 있으며, 잔류응력은 주로 용접과정, 용접후 열처리 뿐만 아니라 재료물성치와도 관련되어 있다. 1988년 McCabe는 응력완화 Annealing 후 냉각중 스테인레스강과 탄소강 사이의 열적 수축차이에 기인한 클래드에서의 잔류응력 측정을 위해 4인치 두께의 A533-B 모재 양쪽 옆에 0.35인치의 304 및 308 스테인레

스강 클래드를 부착하였다. 측정결과 스테인레스강 클래딩내의 잔류응력은 인장방향이며, 그 크기는 상온에서 클래딩 재료의 항복강도와 거의 유사한 것으로 보고한 바 있다. 이외에 용접후 열처리시 두꺼운 용접부 내에 존재하는 잔류응력은 10인치 두께의 A302B 저합금강 용접블럭에 대해 스트레인게이지를 사용하여 측정된바 있다. 이는 현재의 일반적인 용접 방법과 조금 차이가 있기는 하지만, 열처리 후의 최대 용접 잔류응력이 인장방향으로 8ksi 임을 보여주었다[10]. 시험결과로부터 얻은 응력분포를 그림 4와 같은 코사인분포로 모사하면 모재 표면에서 8ksi의 인장응력, 가운데 지점에서는 8ksi의 압축응력이 작용하는 상온에서의 잔류응력분포를 도출할 수 있다[10].

이러한 잔류응력을 SECY 82-465나 RG 1.154에서는 고려하지 않았으며, VISA-II 코드에서도 이를 모사할 수 없기 때문에 본 논문에서는 그림 4로부터 원자로 압력용기 두께별 잔류응력을 고려할 수 있도록 식 (11)을 반영하여 VISA-II코드를 수정하여 이용하였다.

$$\text{벽두께별 잔류응력} = \text{표면 인장응력} \times \text{COS}(2\pi \times x/T) \quad (11)$$

여기서, x는 벽두께 깊이(결함깊이)이고 T는 원자로 압력용기 전체 벽두께이다. 이러한 각 원자로 압력용기 두께별 잔류응력은 열응력, 압력응력 그리고 클래드 응력과 합하여져 응력확대계수를 산출하도록 되어 있다.

5. 평가결과

RG 1.154에서 제시된 최대 조건부 파손확률 기준인 5×10^{-2} 과 ($\times 10^{-4}/r_y \cdot \text{HPI}$ 발생빈도) 비교하기 위해 10개의 평가모델을 대상으로 확률론적 파괴역학 해석을 수행한 결과는 그림 5~그림 9와 같다.

이러한 해석모델 중 기준해석으로 수행한 VISA 1 및 VISA 2의 해석 결과가 약 10°F 정도의 심사기준온도 차이를 보이고 있었다. 이는 VISA 1 코드의 대류열전달계수 식을 잘못 적용한 코드 에러로서 VISA 1의 열전달이 실제보다 낮게되는 식을 사용하여

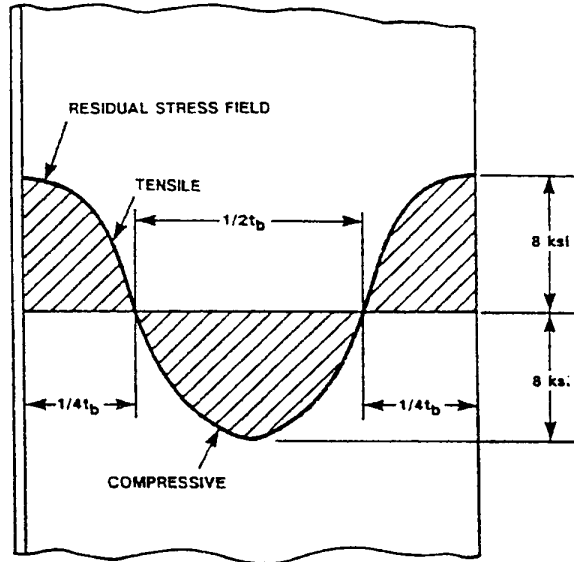


Figure 3-24. Weld Residual Stress Distribution in Base Metal

그림 4 원자로압력용기 용접부의 잔류응력분포

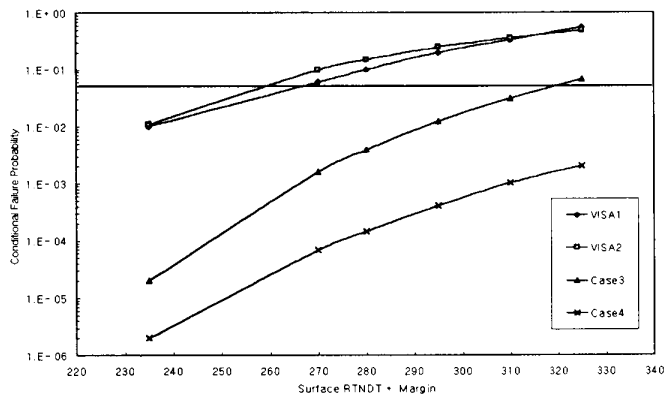


그림 5 결함형상 및 위치에 따른 원자로 압력용기 파손확률

는 해석 모델별 변화정도 등을 검토하는 것이 주요 목적이므로 기준해석모델은 VISA 1의 결과를 적용하였다.

5.1 결함형상 및 위치 영향

본 논문에서 수행한 해석모델별 평가결과를 고찰한 결과 그림 5의 초기 결함형상을 무한결함대신 결함형상비가 6인 유한결함으로만 변화시킨 Case 3의 경우 표면 RT_{NDT}가 약 320°F 정도에서 원자로 압력용기 파손확률이 5×10^{-2} 을 초과 하였으며, Case 4의 경우는 Case 3의 표면결함 대신 내재결함으로 가정한 경우로서 표면 RT_{NDT}는 기준 파손확률값(5×10^{-2})에 크게 미치지 못함을 보이고 있다.

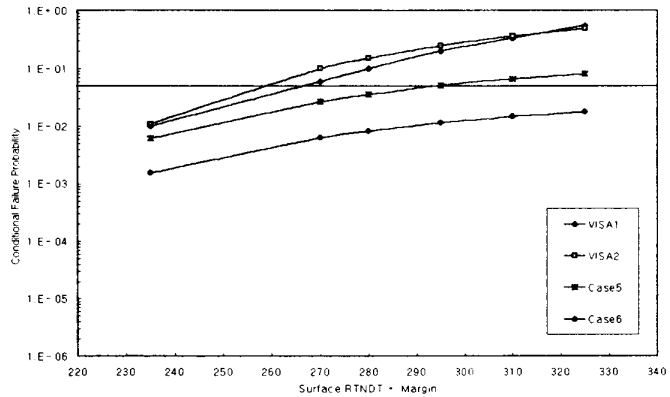


그림 6 결함분포에 따른 원자로 압력용기 파손확률

5.2 결함분포 영향

그림 6은 해석모델 Case 5, 6의 결함분포에 따른 원자로 압력용기의 파손확률 변화를 나타낸 것이다. Case 5의 경우 최초 NRC가 심사기준 도출 당시 잘못 사용한 Octavia 분포(표 6의 Octavia by NRC)를 수정한 결함분포(표 6의 Original Octavia)를 사용한 것으로 RT_{NDT} 값이 약 295°F 정도에서 기준 파손확률 값을 초과하는 경향을 보이고 있다. Case 6은 Case 5의 Octavia 결함분포 대신 가동전 결함 미탐지 확률을 고려한 마샬결함분포(표 6의 Marshall PSI)로 바꾸고 결함밀도를 RG 1.154에서 권고한 값을 사용한 것으로 표면 RT_{NDT}는 기준 파손확률값에 크게 미치지 않는 것으로 나타났다.

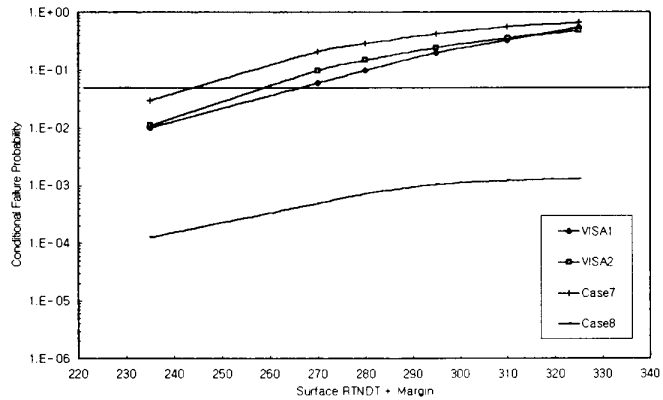


그림 7 파괴인성에 따른 원자로 압력용기 파손확률

5.3 파괴인성치 영향

그림 7은 해석모델 Case 7, 8의 파괴인성치 변화에 따른 원자로 압력용기 파손확률 변화를 나타낸 것이다. Case 7의 경우 80년대 미국내 원전을 대상으로 가압열충격 해석을 수행하기 위해 사용한 OCA-P 코드에 제시된 파괴인성 곡선을 사용한 것으로 표면 RT_{NDT}는 약 245°F 정도에서 기준 파손확률을 초과하는 것으로 나타났다. Case 8의 경우는 최근 미국내에서 활발하게 연구중인 Master

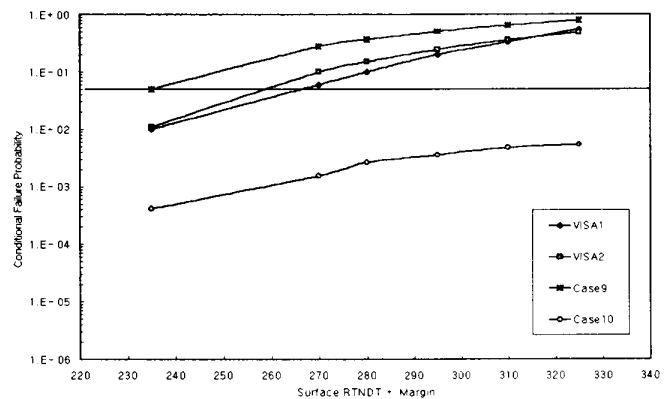


그림 8 잔류응력에 따른 원자로 압력용기 파손확률

곡선을 적용한 경우로 기준 파손확률 값을 초과하는 표면 RT_{NDT} 는 없을 것으로 예측된다.

5.4 잔류응력 영향

그림 8은 해석모델 Case 9, 10의 잔류응력영향에 따른 원자로 압력용기 파손확률 변화를 나타낸 것이다. Case 9의 경우 일반적인 원자로 압력용기 용접부의 잔류응력을 고려하여 파손확률을 평가한 것으로 표면 RT_{NDT} 는 약 $235^{\circ}F$ 정도에서 기준 파손확률을 초과하는 것으로 나타났다. Case 10의 경우는 Case 9의 잔류응력을 고려하면서 Case 8의 Master 곡선을 적용한 경우로 기준 파손확률 값을 초과하는 표면 RT_{NDT} 는 없을 것으로 예측된다.

6. 결론

SECY-82-465에 제시된 값을 기준으로 결합형상 및 위치, 결합분포, 재료의 파괴인성치, 잔류응력고려 여부 등을 고려하여 확률론적 파괴해석을 수행한 결과 원자로 압력용기의 가압열충격 심사기준이 상당한 유동적일 수 있음을 확인하였으며, 이로부터 추후 압력용기의 가압열충격 평가시 여유도를 확보할 수 있는 토대를 구축하였다.

그림 9에서와 같이 본 논문에서 수행한 전체 해석모델에 대한 종합적인 해석결과를 고찰하면 다음과 같다.

현재 NRC가 제시하고 있는 가압열충격 심사기준온도를 기준으로 Case 3, 4, 5, 6, 8, 10의 경우는 상당한 여유도를 확보 가능한 반면에 Case 7과 9의 경우는 오히려 여유도가 없음을 보였다.

잔류응력을 고려한 Case 9의 경우는 파손확률 값이 급격히 증가하였으나 이는 가압열충격 심사기준 작성 당시도 고려하지 않았기 때문에 직접 비교하는 것은 옳지 않다. 그러나 잔류응력에 의한 영향은 상당히 크게 도출되므로 Case 10의 Master 곡선을 적용하거나 Case 3, 4의 결합형상 및 위치, Case 5, 6의 적절한 결합분포 또는 결합밀도의 적용으로부터 상당히 완화시킬 수 있을 것으로 판단된다. 아울러 Case 7 등 본 논문에서 언급 다루지 않은 파손확률이 증가할 수 있는 조건들의 경우 역시 본 논문에서 수행한 결과를 반영하여 가압열충격에 의한 원자로 압력용기의 건전성에 대한 여유도를 상당히 확보할 수 있을 것으로 기대된다.

참고문헌

1. USNRC, *NRC Staff Evaluation of Pressurized Thermal Shock*, SECY 82-465, 1982.
2. USNRC, Code of Federal Regulation 10CFR50.61, *Fracture Toughness Requirements For Protection Against Pressurized Thermal Shock Events*, 1985, 1991 and 1995.
3. USNRC, Regulatory Guide 1.154, *Format And Content Of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports For Pressurized Water Reactors*, Jan. 1987.
4. F. A. Simonen et al. *VISA-II, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure*, Battelle Pacific Northwest Laboratories, USNRC Report NUREG/CR-4486, April 1986.
5. R.D. Cheverton and D.G. Ball, 1984, "*OCA-P : A Deterministic and Probabilistic Fracture Mechanics Code for Application to Pressure Vessels*", NUREG/CR-3618.
6. K.K. Yoon, 1997, "*New Development in Reactor Vessel Integrity Assessment*", SAFE9702, Korea.

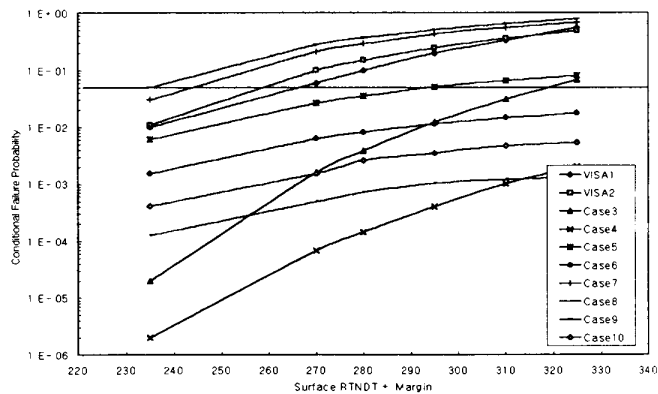


그림 9 전 조건별 원자로 압력용기 파손확률

7. 정성규, 김현수, 진태은, 장창희 “가압열충격에 의한 원자로 압력용기의 파손확률 감소방안 연구,” '99 대한기계학회 춘계학술대회 논문집, pp. 573 - 578. 1999. 4.23 - 24.
8. Marshall, W., 1976, “An assessment of Integrity of PWR Pressure Vessels,” Study group report, Services Branch, United Kingdom Atomic Energy Agency, London.
9. ASME Sec.XI, 1998, “Proposed Code Case for Application of Master Curve Method”, Code Case N-xxx.
10. EPRI TR-100251, “White Paper on Reactor Vessel Integrity Requirements for Level A and B Conditions,” Jan. 1993.