

가압열충격에 대한 원자로 용기의 확률론적 파괴역학해석 - 잔류응력 및 파괴인성곡선의 영향 -

정성규*·진태은**·정명조†·최영환***
(2002년 11월 20일 접수, 2003년 3월 26일 심사완료)

Probabilistic Fracture Mechanics Analysis of Reactor Vessel for Pressurized Thermal Shock - The Effect of Residual Stress and Fracture Toughness -

Sung Gyu Jung, Tae Eun Jin, Myung Jo Jung and Young Hwan Choi

Key Words: Pressurized Thermal Shock(가압열충격), Reactor Vessel(원자로 용기), Probabilistic Analysis(확률론적 해석), Residual Stress(잔류응력), Master Curve(Master 곡선)

Abstract

The structural integrity of the reactor vessel with the approaching end of life must be assured for pressurized thermal shock. The regulation specifies the screening criteria for this and requires that specific analysis be performed for the reactor vessel which is anticipated to exceed the screening criteria at the end of plant life. In case the screening criteria is exceeded by the deterministic analysis, probabilistic analysis must be performed to show that failure probability is within the limit. In this study, probabilistic fracture mechanics analysis of the reactor vessel for pressurized thermal shock is performed and the effects of residual stress and master curve on the failure probability are investigated.

1. 서 론

원자로 용기는 가동 중 중성자에 조사되어 재료의 강도와 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사취화 현상이 발생한다. 이러한 조사취화는 발전소 가동년수가 증가함에 따라 취성과 파괴의 위험을 가중시키게 되며 결국 발전소의 수명을 단축시키는 재료열화의 원인으로 작용하게 된다. 이를 위하여 압력용기에 대한 수명관리 연구가 활발히 진행 중이며 특히 운전 중인 가압경

수형 원자로 압력용기에서 급격한 냉각과 함께 압력이 높게 유지되거나 재가압되는 가압열충격 (pressurized thermal shock) 현상 발생시 압력용기의 건전성을 확보하기 위해 미국의 원자력 규제 위원회(NRC)는 가압열충격 심사기준 온도를 정의하고, 이를 초과할 것으로 예상되는 원전에 대해 상세 안전성분석을 수행할 것을 요구하고 있다.⁽¹⁾

결정론적 방법에 의한 가압열충격 심사기준(판재, 단조재 및 축방향 용접부의 경우 270°F, 원주방향 용접부의 경우 300°F)을 초과하는 경우 NRC는 Reg. Guide⁽²⁾에 따라 확률론적 파괴해석을 이용하여 원자로 압력용기의 가압열충격 평가를 수행하도록 요구하고 있으며 종합 파손확률의 제한치를 5×10^{-6} /reactor year로 제시하고 있다.⁽¹⁾ 가압열충격의 결정론적 평가는 다양한 방법으로 국내에서 시도되었고^(3,4) 이를 위하여 많은 코드가

* 한국전력기술(주) 전력기술개발연구소

** 회원, 한국전력기술(주) 전력기술개발연구소

† 책임저자, 회원, 한국원자력안전기술원 원자력안전연구실

E-mail : mjj@kins.re.kr

TEL : (042)868-0467 FAX : (042)868-0457

*** 한국원자력안전기술원 원자력안전연구실

개발된 바 있다.⁽⁵⁾ 그러나 확률론적 파괴역학 해석 코드는 국내에서 널리 개발되지 않았고 미국의 VISA-II 또는 FAVOR 등을 사용하고 있으며 이들 코드에서는 확률론적 파괴해석 결과에 큰 영향을 주고 있는 용접부의 잔류응력과 파괴인성치 선정에 있어서 매우 제한적인 단점을 가지고 있다는 것은 잘 알려진 사실이다. Yankee Rowe 발전소에서 잔류응력을 고려한 가압열충격 해석을 위해 가정된 잔류응력을 압력응력으로 치환하여 내압에 추가하여 편법으로 해석한 사례가 있으나 잔류응력의 중요성을 인식한다면 이러한 해석결과는 신뢰성에 큰 문제가 있을 것으로 판단된다. 또한 기존의 해석코드에서 파괴인성치는 NRC Mean Curve나 ORNL의 평균곡선 등만 적용할 수 있게 되었으나 최근 제시되고 있는 Master 곡선을 적용할 경우 파손확률에 큰 영향을 미칠 것으로 여겨진다.

따라서 본 연구에서는 Tada/Paris/Irwin⁽⁶⁾이 제시하고 있는 다양한 잔류응력 분포에 대한 응력확대계수 산출식을 반영하고 파괴인성치로서 Master 곡선을 모사할 수 있도록 프로그램을 개발하여, 잔류응력 및 Master 곡선을 고려할 경우 원자로 압력용기의 파손확률에 미치는 영향이 어느 정도인지를 평가하였다.

2. 파괴역학 해석 코드

2.1 구성

본 연구에서 원자로 압력용기의 파손확률을 산출하기 위해 개발한 프로그램의 구성 및 절차는 Fig. 1과 같다. 본 프로그램은 열, 압력, 클래딩 및 잔류응력을 고려한 결정론적 파괴역학 해석모듈과 결정론적 해석을 반복적으로 수행하는 확률론적 파괴역학 해석모듈로 구성되어 있다. 결정론적 파괴역학 해석모듈에서는 열수력해석 결과인 압력용기 내벽에서의 온도, 압력, 열전달계수로부터 응력해석을 수행하고 이를 기반으로 압력용기에 가해지는 응력확대계수 $K_{app}(t, a)$ 와 온도 $T(t, a)$ 를 시간과 위치의 함수로 구한다. 확률론적 파괴해석 모듈에서는 중성자 조사취화와 관련된 변수들을 Monte Carlo 기법을 이용하여 모사하고 이로부터 재료의 파괴인성치 $K_{IC}(t, a)$ 및 $K_{IA}(t, a)$ 를 추출하여 $K_{app}(t, a)$ 와 비교함으로써 균열의 진전여부를 판단하는 것이다.

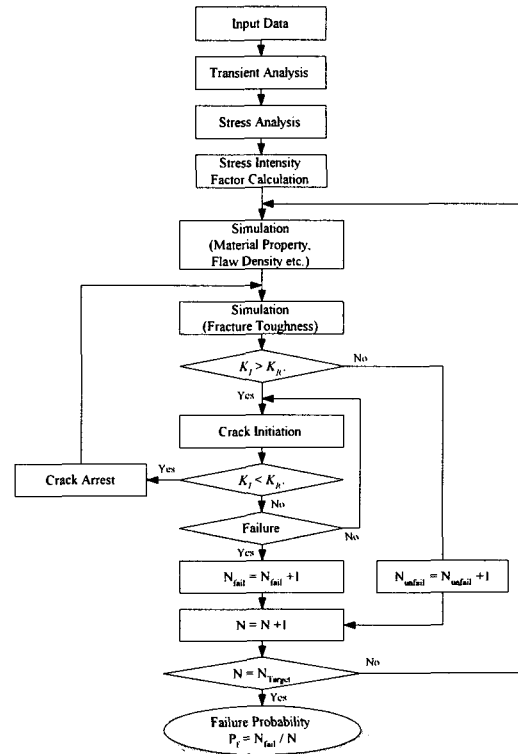


Fig. 1 Procedure of probabilistic fracture analysis

2.2 온도 해석

파괴인성치와 열응력 계산은 압력용기 벽 두께에 따른 1차원 온도분포로부터 구하였으며 온도 해석에 필요한 재료물성치는 압력용기 재료의 열전도도, 비열 및 밀도이다. 온도 해석에 사용되는 대류 열전달계수는 원칙적으로 시간에 따른 값을 사용하여야 하나 본 코드에서는 평균 대류 열전달계수를 사용하도록 하였다. 압력용기 벽 재료에 대해서는 균일한 열적 재료물성치를 가지고 있는 것으로 간주하였으며, 클래드의 영향은 식 (1)과 같은 유효 대류 열전달계수를 사용하여 모재와 클래드의 재료물성치 차이로 반영된다.

$$H_{eff} = \frac{1}{\frac{1}{HTRANS} + CTH \left(\frac{1}{CCOND} - \frac{1}{COND} \right)} \quad (1)$$

여기서 HTRANS는 용기벽 접촉면에서 대류 열전달계수이고, CCOND, COND 및 CTH는 각각 클래드의 열전도계수, 모재의 열전도계수 및 클래

드의 두께이다.

온도 해석시 시간에 따른 온도이력은 다항식 또는 지수함수 형태로 입력할 수 있으며, 지수함수 형태에서는 다음과 같은 형태로 온도이력을 모사 하였다.

$$T(t) = T_i + (T_f - T_i)(1 - e^{-\beta t}) \quad (2)$$

여기서 $T(t)$, T_i , T_f , β 및 t 는 각각 냉각재 온도, 초기 냉각재 온도, 최종 냉각재 온도, 감쇄 상수 및 시간이다.

지수함수로 모사하기 어려운 온도조건의 경우는 온도이력 입력시 과도상태 초기부터 종료시까지의 시간-온도 데이터를 입력하도록 하였다.

2.3 응력 해석

압력용기에 작용하는 응력으로는 온도분포에 따른 열응력(σ_T), 압력에 의한 응력(σ_P), 잔류응력(σ_{Res})으로 구분된다. 이 중 열응력은 압력용기내의 온도분포로 인한 응력성분(σ_i)과 클래딩과 모재간의 열팽창계수 차이로 인한 응력성분(σ_{clad})으로 구분되며 이는 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{total} = \sigma_i + \sigma_{clad} + \sigma_P + \sigma_{Res} \quad (3)$$

본 연구에서는 이들 네 가지 응력성분을 별도로 계산하여 그 총합으로 압력용기에 주어지는 응력을 구하는 중첩기법을 사용한다. 또한 클래딩과 모재의 열전도도 및 열팽창계수 차이로 인한 응력(σ_{clad})을 일차다항식의 형태로 근사하여 별도로 계산하였다. 이 때도 열전달/열전도 해석의 경우와 마찬가지로 일차원 slab geometry를 적용하였다. 무한 원통의 내면에 일정한 압력 P 가 가해질 때 원통 내부에 작용하는 응력 σ_P 는 다음과 같다.

$$\sigma_P = P \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \times \frac{r_o^2 + r^2}{r^2} \quad (4)$$

여기서 r_o 와 r_i 는 각각 원통의 외경과 내경이다.

2.4 응력확대계수 계산

응력분포의 계산 완료 후 그 결과를 이용하여 임의 크기의 균열선단에 작용하는 응력확대계수를 구하였으며 응력분포를 구하는 방법과 마찬가지로 중첩기법을 사용하였다. 본 코드에서는 아

래와 같이 다항식의 형태로 주어진 응력성분에 의한 응력확대계수를 식 (6)으로부터 구한다.⁽⁷⁾

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^N S_n x^n \quad (5)$$

$$K = \sqrt{\pi a} \cdot \sum_{n=0}^N S_n F_n a^n \quad (6)$$

여기서 S_n 은 앞에서 계산된 각 응력성분의 다항식 계수이고 F_n 은 영향계수 (influence coefficient)이며 a 는 결함깊이이다. 위와 같이 각각의 응력성분에 대해 구한 응력확대계수 K_i , K_P , K_{clad} 그리고 K_{Res} 를 중첩하여 균열선단에 작용하는 총 응력확대계수 K_{app} 를 구한다.

$$K_{app} = K_i + K_{clad} + K_P + K_{Res} \quad (7)$$

2.5 시뮬레이션

확률론적 파괴해석 수행시 주요 변수들의 확률 분포함수를 선정하고 이로부터 임의의 데이터를 추출하여 반복적으로 평가를 수행하는 몬테칼로 시뮬레이션 기법을 사용하였다. 원자로 압력용기의 경우 몬테칼로 시뮬레이션에서 반복계산을 할 때마다 압력용기 재료의 초기 RT_{NDT} 값, 압력용기 내벽에서의 중성자 조사량, 균열크기 및 위치, 구리와 니켈의 함량 등이 각각의 분포로부터 추출되어 사용된다.

파손확률 평가시 시뮬레이션 된 특정 용접부 및 결함위치에 대해 시간에 따른 과도해석을 수행하며, 각 시간구간에서 균열선단에서의 작용 응력확대계수는 결정론적 해석에서 산출된 값을 사용한다. 파괴인성치 K_{IC} 값은 표본 추출하여 작용 응력확대계수와 비교한다. K_{IC} 가 작용 응력확대계수보다 작은 경우 균열이 성장하며 균열발생이 일어나지 않으면 다음 시간 단계로 넘어가서 계속 해석을 수행하고, 균열이 발생하면 그 균열은 성장하는 것으로 간주하여 균열억제인성(K_{IA})을 시뮬레이션한다. K_{IA} 의 평균값은 RT_{NDT} 값, 조사량, 균열선단에서의 온도값을 사용하여 계산한다. 만약, 균열억제가 나타나면 해석은 다음 단계로 넘어가지만 그렇지 않다면 균열은 임의의 위치만큼 더 성장한 것으로 간주하여 새로운 K_{IA} 값을 시뮬레이션한다. 이런 과정은 용기가 파손되거나 과도상태가 끝날 때까지 계속 반복된다. 해석 과정의 각 단계는 용기의 파손이 발생할 수

있는지를 결정하기 위한 하나의 컴퓨터 계산이며, 이러한 반복계산은 수백만회 이상 수행된다. 압력용기의 파손확률은 해석시 용기의 파단횟수를 총 해석횟수로 나눈 값이다.

3. 해석

3.1 과도상태 선정

잔류응력 및 파괴인성에 의한 원자로 압력용기의 파손확률에 대한 영향을 평가하기 위해 본 연구에서는 가압열충격 심사기준 도출당시 적용한 Extended HPI 사건을 선정하였다. 이 과도상태는 소형냉각재 상실사고시 고압안전주입수가 장기간 주입되는 사고로서 열수력 조건은 원자로 압력용기 벽면에서의 열전달계수는 300 Btu/hr-ft²-°F로 일정하게 유지되는 것으로 가정하고 전체 과도상태 동안 압력은 2.25 ksi로 유지되며 온도는 550°F로부터 200분만에 125°F로 강하되는 것으로 식 (2)와 같이 지수함수($\beta=0.05$)로 감소하는 사건이다 (Fig. 2). 이 때 사용된 원자로 압력용기의 재료물성치는 Table 1에 정리되어 있으며, 기타 중성자 조사취화 관련 변수들은 SECY82-465를 반영하였다.⁽⁸⁾

3.2 기준해석 (Case 1)

기준해석은 모든 조건을 SECY 82-465에서 수행한 방법과 동일하게 하였다. 이 방법은 가압열충격 과도상태 동안 초기 균열은 축방향 용접부에 존재하는 무한 표면결함으로 가정하였으며, 파괴인성의 경우는 NRC 평균곡선을 적용하였고 잔류응력은 고려하지 않았다. 기준해석에 사용된 각각의 입력 데이터에 대한 평균값 및 표준편차는 NRC에 의하여 제시된 값⁽⁸⁾을 이용하였으며 (Table 2) 각 매개변수들은 모두 정규분포의 형태를 갖는 것으로 가정하였다. 또한 결함은 무한표면에 위치하고 그 크기는 대수 정규분포를 하고 있으며 밀도는 1개/ft³으로 존재하는 것으로 가정하여 계산하였다.⁽⁹⁾ 한편 구리 및 니켈 함유량은 기준무연성 천이온도를 계산하여 파괴인성치를 결정하는데 사용된다.

3.3 잔류응력

용접부 잔류응력의 크기 및 분포는 원자로 압력용기의 건전성에 큰 영향을 미칠 수 있으며,

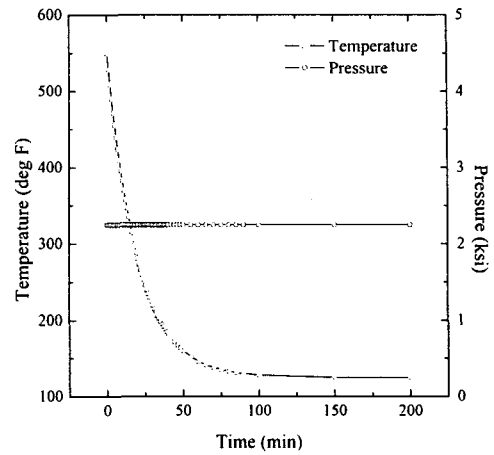


Fig. 2 Histories of pressure and temperature

Table 1 Material properties of reactor vessel

Property	unit	base metal & welds	cladding
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	in/in-°F	8.5E-6	8.5E-6
Poisson's ratio		0.3	0.3

Table 2 Details of probabilistic input data

Parameter	Mean	S.T.D.	Truncation
Fluence	-	0.3 μ	$f = 0$
Copper content (wt.%)	0.35	0.025	-
Nickel content (wt.%)	0.65	0.0	-
RT_{NDT0} (°F)	20	15	$\pm 3 \sigma$
ΔRT_{NDT} (°F)	-	0	$\pm 3 \sigma$
K_{IC}	-	0.10 μ	$\pm \sigma$
K_{IA}	-	0.10 μ	$\pm \sigma$

잔류응력은 주로 용접과정, 용접후 열처리 뿐만 아니라 재료물성치와도 관련되어 있다. EPRI⁽¹⁰⁾에 의하면 용접부의 잔류응력 분포는 모재 표면에서는 8 ksi의 인장응력, 가운데 지점에서는 8 ksi의 압축응력이 작용하는 코사인 분포의 형태를 보이므로 본 연구에서는 대표적인 용접부의 잔류응력 형태별로 응력확대계수 산출 모듈을 추가하여 그 영향을 검토하였다.

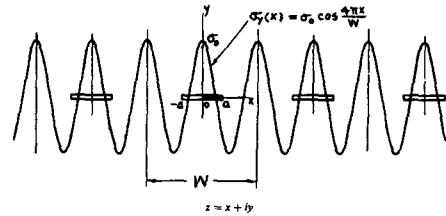


Fig. 3 Cosine stress distribution I with constrained bending deformation

3.3.1 굽힘변형이 제한되고 응력분포 형태가 Cosine 함수인 경우 I (Case 2)

Case 1을 기준으로 Fig. 3과 같은 잔류응력 분포를 고려한 경우이다. 이는 양쪽 내벽에서 (+)의 응력을 갖고 용기벽 중간에서 (-)의 응력을 가지는 Cosine 분포로 응력확대계수 산출식은 식 (8)과 같다.

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{W} \left(\cos \frac{\pi a}{W} \right)^2} \left[3 \left(\cos \frac{\pi a}{W} \right)^2 - 2 \right] \quad (8)$$

여기서 σ_0 는 표면에서의 최대응력이다.

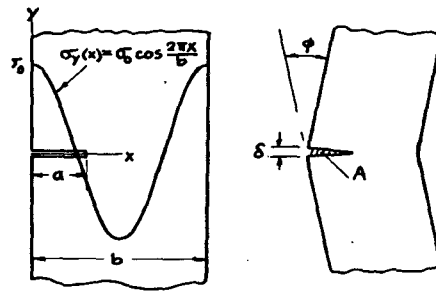


Fig. 4 Cosine stress distribution I without constrained bending deformation

3.3.2 굽힘변형이 제한되지 않고 응력분포 형태가 Cosine 함수인 경우 I (Case 3)

Case 1을 기준으로 Fig. 4와 같은 잔류응력 분포를 고려한 경우이다. 이는 압력용기의 양쪽 내벽에서 (+)의 응력을 갖고 용기 벽 중간에서 (-)의 응력을 가지는 Cosine 분포로 응력확대계수 산출식은 식 (9)와 같다.

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \left[\frac{1.122 - 4 \left(\frac{a}{b} \right)^3}{\left\{ 1 + 2 \left(\frac{a}{b} \right)^3 \right\}^2} + 1.5 \frac{a}{b} \left(0.375 - \frac{a}{b} \right) \left(1 - \frac{a}{b} \right)^3 \right] \quad (9)$$

여기서 b 는 용기벽 두께이다.

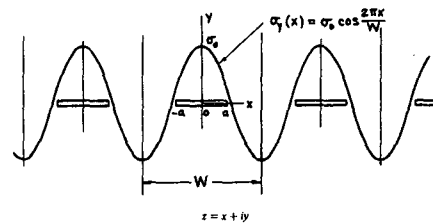


Fig. 5 Cosine stress distribution II with constrained bending deformation

3.3.3 굽힘변형이 제한되고 응력분포 형태가 Cosine 함수인 경우 II (Case 4)

Case 1을 기준으로 Fig. 5와 같은 잔류응력 분포를 고려한 경우이다. 이는 압력용기 내벽에서 (+)의 응력을 갖고 용기벽 중간에서 0의 응력 그리고 외벽에서는 (-)의 응력을 가지는 Cosine 분포로 응력확대계수 산출식은 식 (10)과 같다.

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{W} \left(\cos \frac{\pi a}{W} \right)^2} \quad (10)$$

3.3.4 굽힘변형이 제한되지 않고 응력분포 형태가 Cosine 함수인 경우 II (Case 5)

Case 1을 기준으로 Fig. 6과 같은 잔류응력 분

포를 고려한 경우이다. 이는 용기 내벽에서 (+)의 응력을 갖고 용기벽 중간에서 0의 응력 그리고 외벽에서는 (-)의 응력을 가지는 Cosine 분포로 응력확대계수 산출식은 식 (11)과 같다.

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi} \frac{1.122 - 1.129 \frac{a}{b} + 0.462 \left(\frac{a}{b}\right)^2}{\left(1 - \frac{a}{b}\right)^{3/2}} \quad (11)$$

3.3.5 잔류응력이 벽면 전체에 일정하게 분포하는 경우 (Case 6)

Case 1을 기준으로 용접부의 잔류응력 분포가 8 ksi의 인장응력으로 전체 벽두께에 걸쳐 작용하는 것으로 보수적으로 가정하고 해석을 수행하였다. 이러한 잔류응력을 내압으로 변환하여 압력 항에 추가하여 해석한 경우이다.

3.4 파괴인성치

현재까지 원자로 압력용기에 적용되어온 파괴인성치는 ASME Sec. XI에 제시된 K_{IC} 및 K_{IA} 에 대한 하한곡선과 ORNL에서 상기 곡선에 일정 상수를 반영한 ASME based ORNL 곡선 그리고 NRC 평균곡선이 전부였다.

그러나 최근에는 상기 파괴인성데이터의 보수성을 인식하여 새로운 개념의 Master 곡선을 개발하여 원자로 압력용기에 적용하고 있다. 따라서 이들의 파괴인성에 의한 파손확률 영향을 평가하기 위해 기존 코드에 이러한 파괴인성 곡선을 모두 적용할 수 있도록 파괴인성 모듈을 추가하였다.

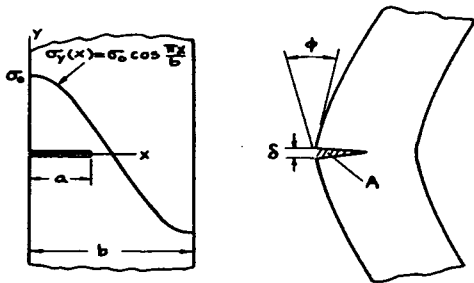


Fig. 6 Cosine stress distribution II without constrained bending deformation

3.4.1 NRC 파괴인성 곡선

본 파괴인성 곡선은 상기 기준해석에 사용된 것으로 가압열충격 사건에 대한 NRC의 평가보고서⁽⁸⁾에 제시된 NRC 평균곡선을 수식으로 표현하면 식 (12)와 같다. 이 곡선은 확률론적 파괴역학에의 적용을 목적으로 개발된 것으로서, 다양한 실험으로 구한 값 중 하한계 값인 ASME 파괴인성 곡선을 토대로 데이터의 회귀분석을 재수행하여 작성한 평균 파괴인성 곡선이다. 이 곡선은 원자로 압력용기에 대한 확률론적 파괴역학 해석 코드인 VISA-II 코드⁽¹¹⁾에서 사용되어지고 있다.

$$K_{IC} = 36.2 + 49.4 \exp[0.0104(T - RT_{NRC})], T - RT_{NRC} \leq -50 \text{ } ^\circ\text{F} \quad (12a)$$

$$K_{IC} = 55.1 + 28.0 \exp[0.0214(T - RT_{NRC})], T - RT_{NRC} > -50 \text{ } ^\circ\text{F} \quad (12b)$$

$$K_{IA} = 19.9 + 43.9 \exp[0.00993(T - RT_{NRC})], T - RT_{NRC} \leq 50 \text{ } ^\circ\text{F} \quad (12c)$$

$$K_{IA} = 70.1 + 6.50 \exp[0.0196(T - RT_{NRC})], T - RT_{NRC} > 50 \text{ } ^\circ\text{F} \quad (12d)$$

3.4.2 ORNL 파괴인성 곡선 (Case 7)

Case 1을 기준으로 NRC 평균곡선 대신 ORNL에서 적용한 파괴인성을 반영한 경우이다. NRC에서 제시한 평균 파괴인성 곡선과 유사하게 확률론적 파괴역학에의 적용을 목적으로 개발된 것으로서, 다양한 실험으로 구한 값 중 하한계 값인 ASME 파괴인성 곡선을 토대로 ORNL에서 작성한 평균 파괴인성 곡선이다. 다음에 제시한 식 (13)에서 { }안의 값은 ASME Sec. XI에 제시된 하한계 값이며, ORNL에서 적용한 평균곡선은 ASME 곡선+2σ로 치환하여 도출한 것이다. 여기서 변동계수(coefficient of variation, %)는 K_{IC} 의 경우 15이고 K_{IA} 의 경우는 10이다. 이 곡선은 원자로 압력용기에 대한 확률론적 파괴역학 해석코드인 OCA-P 코드 및 FAVOR 코드에서 사용되어지고 있다.

$$K_{IC} = 1.43 \times \{33.2 + 2.806 \exp[0.02(T - RT_{NRC} + 100)]\} \quad (13a)$$

$$K_{IA} = 1.25 \times \{26.7 + 1.222 \exp[0.0145(T - RT_{NRC} + 160)]\} \quad (13b)$$

3.4.3 Master 곡선 (Case 8)

Case 1을 기준으로 NRC 평균곡선 대신 Master 곡선⁽¹²⁾을 고려한 경우이다. 최근 들어 기존 파괴인성 곡선의 보수성을 감소시키기 위해 국내·외에서 개발 중에 있는 Master 곡선을 확률론적 파괴역학 해석코드에 적용하기 위해 식 (14)와 같이 Yoon⁽¹³⁾에 의하여 제시된 WF-70 용접부에 대한

Reference 온도 계산식을 이용하여 중성자 조사량에 따른 기준온도(T_o)를 Fig. 7과 같이 산출하였다. 또한 Yoon⁽¹³⁾에 의하여 제시된 식 (15)와 같은 관계를 사용하여 T_o 에 의한 무연성 천이온도 RT_{T_o} 를 산출하고 이를 기존 파괴인성곡선에 사용되었던 RT_{NDT} 대신 대입함으로써 Master 곡선을 도출하였다.

$$T_o(^{\circ}\text{C}) = [1 - \exp(-5 \times f)] \times (1.8f + 96) - 58 \quad (14)$$

$$RT_{T_o}(^{\circ}\text{F}) = T_o + 35 \quad (15)$$

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

3.5 잔류응력 및 파괴인성치 (Case 9)

Case 9는 잔류응력과 파괴인성치의 복합영향을 보기 위하여 잔류응력이 가장 보수적으로 벽면 전체에 일정하게 분포하는 경우(Case 6)에 파괴인성치로 Master 곡선을 사용한 경우이다.

4. 결과 및 고찰

SECY82-465에 제시된 기준해석 결과를 토대로 가압열충격에 의한 원자로 압력용기 파손확률에 미치는 잔류응력과 파괴인성치 영향을 평가한 결과는 다음과 같다.

Fig. 8에 제시한 바와 같이 잔류응력을 고려하는 경우는 잔류응력 분포형태가 Cosine 함수인 경우 파손확률이 기준해석에 비해 상당히 증가하였다. 굽힘변형을 제한한 경우에는 최대 4배까지 증가하였고 굽힘변형을 제한하지 않은 경우에는 약 5배까지 증가하였다. 또한 굽힘변형을 제한하지 않은 경우가 제한한 경우보다 파손확률이 1.1 ~ 1.2배 증가하였다. 잔류응력 분포를 일정하게 가정한 Case 6의 경우는 파손확률이 기준해석에 비하여 최대 17.5배까지 증가하였다. 이로부터 기준해석에서 잔류응력의 분포 형태별 평가가 불가능한 경우 잔류응력이 벽면 전체에 일정하게 분포하는 것으로 가정하는 경우 지나치게 보수적인 결과를 보이고 있음을 예측할 수 있다. 이처럼 용접부의 잔류응력을 고려하는 경우 가압열충격에 의한 파손확률이 크게 증가하므로 가능한한 원자로 용기 용접부의 잔류응력을 분포형태에 따라 평가할 필요가 있다.

파괴인성곡선의 변화에 따른 파손확률은 Fig. 9

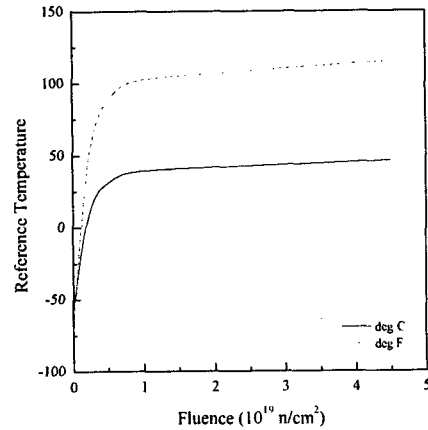


Fig. 7 Variation of reference temperature with respect to fluence

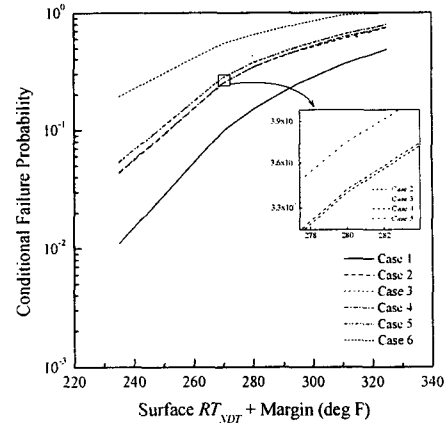


Fig. 8 Failure probability with respect to residual stress

와 같으며 ORNL이 적용한 파괴인성치는 파손확률이 기준해석에 비해 약 2.7배까지 증가함을 알 수 있다. 이는 식 (12) 및 (13)에서와 같이 파괴인성치의 차이에 의한 것으로 사료되며 NRC 및 ORNL에서 제안하고 있는 파괴인성 곡선을 비교하면 ORNL에서 사용하고 있는 곡선이 NRC의 곡선에 비하여 전 온도에 걸쳐 낮은 파괴인성치를 보이고 있고(Fig. 10) 이로 인하여 파손확률 또한 증가하였음을 알 수 있다. 한편 최근 활발

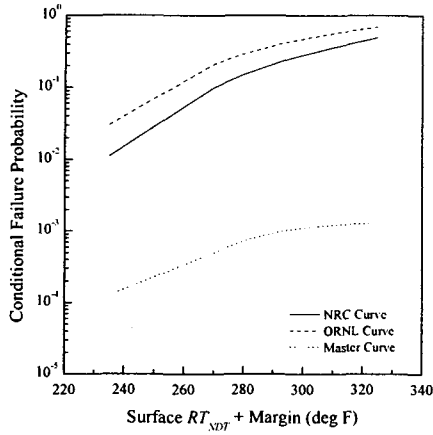


Fig. 9 Failure probability with respect to fracture toughness

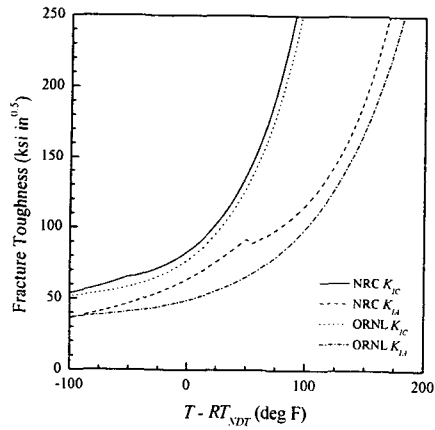


Fig. 10 Comparison of fracture toughness curves

히 연구되고 있는 Master 곡선을 적용하는 경우에는 2 order 이상 현저하게 감소하고 있다. 이는 ASME 코드의 파괴인성곡선을 만들 때 사용되었던 재료들에 대한 데이터의 RT_{NDT} 와 T_o 를 비교한 Fig. 11⁽¹⁴⁾로 알 수 있는 바와 같이 RT_{NDT} 가 T_o 보다 크게 나타나고 있기 때문이다. 이러한 결과로부터 파괴인성치로 Master 곡선을 사용할 경우 원자로 용기의 파손확률이 크게 감소될 수 있음을 알 수 있다.

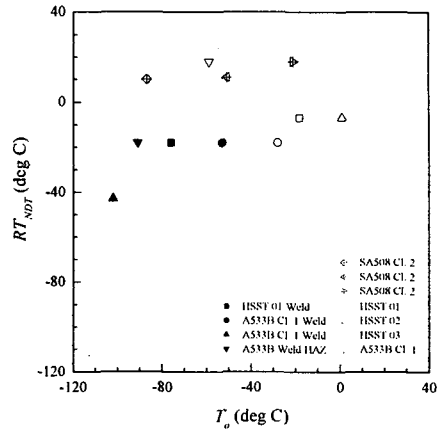


Fig. 11 Comparison of RT_{NDT} and T_o for ASME K_{IC} data

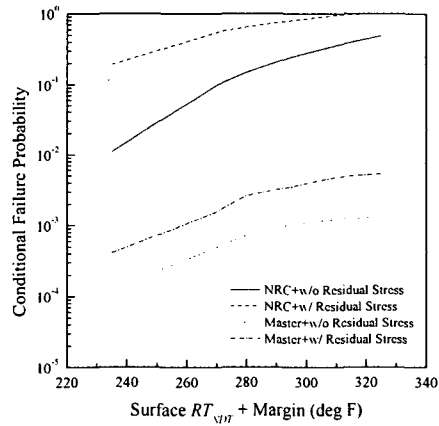


Fig. 12 Failure probability with respect to combined effect of residual stress and fracture toughness

한편 가압열충격 심사기준 도출당시 고려하지 않았던 잔류응력을 고려하는 경우 파손확률이 너무 크게 증가하는 현상을 보이므로 이러한 잔류응력의 영향을 완화시키는 방안을 찾기 위해 잔류응력의 영향이 가장 큰 Case 6의 경우와 파손확률을 2 order 이상으로 낮추는 Master 곡선을

동시에 적용하여 잔류응력과 파괴인성치의 복합 영향을 살펴본 결과(Case 9)는 Fig. 12와 같다. 이 경우 파손확률이 60 배 이상 감소함을 보이고 있으며 이러한 결과로부터 원자로 용기 용접부의 잔류응력이 어떠한 형태로 존재하더라도 Master 곡선에 의한 파괴인성치를 적용하는 경우에는 원자로 용기의 건전성이 충분히 보장받을 수 있을 것으로 예상된다.

5. 결론

본 연구에서는 기존의 해석에서 제시된 모델 및 해석방법을 기준으로 잔류응력 및 파괴인성치 등을 변화시키며 확률론적 파괴해석을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 잔류응력을 고려하는 경우 파손확률은 약 5 배까지 증가하였으며 잔류응력이 벽면 전체에 일정하게 분포하고 있다고 가정한 경우는 Cosine 형태의 잔류응력 분포형태를 적용한 경우보다 3 배 이상 높게 도출되었다. 이처럼 잔류응력을 고려하는 경우 전반적으로 파손확률이 크게 상승하므로 평가결과의 신뢰성을 향상하기 위하여 잔류응력의 분포를 정확히 모사할 필요가 있다.

(2) 파괴인성치로서 Master 곡선을 적용한 경우 파손확률은 2 order 이상까지 현저하게 감소한다.

(3) 잔류응력이 가장 보수적으로 작용하는 경우를 가정하여 그 영향을 완화시키기 위해 Master 곡선을 적용하면 60배 이상 파손확률이 감소하였다. 따라서 원자로 용기의 건전성 확보를 위해서 가압열충격 평가시 Master 곡선을 적용하는 경우 현재까지의 보수성을 크게 줄일 수 있을 것으로 기대된다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1996, Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events, 10 CFR 50 50.61, US Nuclear Regulatory Commission, May.
- (2) USNRC, 1987, Format and Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports for Pressurized Water Reactors, Regulatory Guide 1.154, US Nuclear Regulatory Commission, January.
- (3) Jhung, M. J., Park, Y. W. and Jang, C., 1999, "Pressurized Thermal Shock Analyses of a Reactor Pressure Vessel Using Critical Crack Depth Diagrams," *The International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 76, No. 12, pp. 813-823.
- (4) Joo, J. H., Kang, K. J. and Jhung, M. J., 2002, "Fracture Mechanics Analysis of Reactor Pressure Vessel Under Pressurized Thermal Shock - The Effect of Elastic-Plastic Behavior and Stainless Steel Cladding -," *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers, A*, Vol. 26, No. 1, pp. 39-47.
- (5) Jhung, M. J., Kim, S. H., Lee, J. H. and Park, Y. W., 2001, "Round Robin Analysis of Pressurized Thermal Shock for Reactor Vessel," 16th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Washington, USA, August.
- (6) Tada, H., P. C. Paris P. C. and Irwin, G. R., 2000, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, ASME Press.
- (7) Wu, X. R. and Carlsson, A. J., 1991, *Weight Functions and Stress Intensity Factor Solutions*, Pergamon Press, New York.
- (8) USNRC, 1982, "NRC Staff Evaluation of Pressurized Thermal Shock," SECY 82-465, US Nuclear Regulatory Commission.
- (9) Veseley, W. E., Lynn, E. K. and Goldberg, F. F., 1978, "The OCTAVIA Computer Code : PWR Reactor Pressure Vessel Failure Probabilities Due to Operational Caused Pressure Transients," NUREG-0258, US Nuclear Regulatory Commission.
- (10) EPRI, 1993, "White Paper on Reactor Vessel Integrity Requirements for Level A and B Conditions," TR-100251, Electric Power Research Institute, January.
- (11) USNRC, 1986, "VISA-II, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure," NUREG/CR-4486, Battelle Pacific Northwest Laboratories, April.
- (12) ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, "Proposed Code Case for Application of Master Curve Method," Code Case

- N-629, The American Society of Mechanical Engineers.
- (13) Yoon, K. K., 2000, "A direct fracture toughness model for irradiated reactor vessel weld material based on reference temperature," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 198, pp. 253~259.
- (14) Sokolov, M. A., 1998, "Statistical analysis of the ASME K_{IC} database," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 120, pp. 24~28.