

원자로 압력용기 원주방향 용접부의 가압열충격 심사기준온도의 적정성 평가

장 창희*, 정 일석

한국전력공사 전력연구원
대전광역시 유성구 문지동 103-16

요 약

원자로 압력용기는 원자력발전소의 일차 압력경계를 구성하는 핵심 부품으로 이의 건전성은 원전의 안전성과 수명관리에 결정적인 영향을 미친다. 탄소강으로 구성된 압력용기는 노심에 근접하게 위치하여 운전중 계속되는 고속중성자 조사로 인하여 인성이 감소한다. 운전중 비상노심냉각수가 주입되어 압력용기가 급격하게 냉각되면서 압력이 높게 유지되거나 재가압이 되는 가압열충격 현상이 발생하는 경우 조사취화된 압력용기가 적절한 안전여유를 가지지 못할 수도 있다. USNRC에서는 이에 대한 종합적인 연구결과를 바탕으로 가압열충격 규정을 제정하여 가압열충격 기준온도(RT_{PTS})의 계산 방법과 심사기준온도를 제시하였다. 가압열충격 심사기준온도의 결정근거가 기술되어 있는 SECY 82-465에 의하면 축방향 용접부에 대한 위험도를 평가하여 270°F를 심사기준온도로 정하고 원주방향 용접부에 대해서는 30°F를 더하여 300°F를 심사기준온도로 제시하였다. 이 연구에서는 이렇게 제정된 원주방향 용접부에 대한 심사기준온도의 적정성을 평가하기 위하여 균열방향에 따른 가압열충격 위험도를 VISA-II 코드로 평가하였다. 우선 가압열충격 기준온도 제정 시 사용된 방법과 결과들을 검토하고 NRC의 계산결과를 재현하였다. 이를 바탕으로 원주방향 용접부에 대한 위험도를 평가한 결과 균열방향의 차이를 고려하기 위해 적용된 기술적 여유도인 30°F는 과도한 보수성을 내포하고 있음을 알 수 있었다. 원주방향 용접부가 축방향 용접부와 동일한 수준의 가압열충격 위험도를 가지기 위한 심사기준온도 차이는 50°F 이상인 것으로 평가되었다.

1. 서 론

1970년대까지는 가압경수로형 원전에서 가장 심각한 열충격현상은 대형냉각재상실사고 발생 시 찬 비상노심냉각수가 주입될 때 발생하는 것으로 간주되었다. 이 경우 압력용기의 내벽에서 상당한 열응력이 발생하여 1차계통의 건전성에 영향을 미치는 것으로 여겨졌으나 급격한 계통압력의 감소로 압력에 의한 응력의 효과는 무시되었다. 그러나 1978년에 미국의 Rancho Seco 원전에서 발생한 과급수유량 사건의 해석 결과에 의하면 계통으로 비상노심냉각수가 주입되어 압력용기 내벽의 온도가 급격히 감소하면서 계통압력이 높게 유지되었음이 판명되었다. 따라서 이러한 과도상태가 발생하는 경우에 압력용기에 작용하는 응력을 해석하기 위해서는 계통압력에 의한 영향을 고려하여야 한다. 특히 조사취화가 상당히 진행된 압력용기에 균열이 존재할 경우에는 열응력과 계통압력에 의해 균열이 성장하여 압력용기를 관통하는 가능성도 배제할 수 없다.

이러한 현상은 1980년대초 미국의 NRC에 의해 가압열충격(Pressurized Thermal Shock, PTS)으로 정의되었다. 곧이어, NRC에 의한 종합적인 안전성 평가가 수행되었으며 그 결과를

1982년 SECY82-465로 발간하였다.¹ 이 보고서에서는 모든 가압경수로형 원전에 적용하기 위한 가압열충격 심사기준온도(PTS Screening Criteria)를 결정론적인 방법과 확률론적인 방법을 사용하여 결정하였다. 결정론적인 방법을 통해 그 때까지 발생한 8가지의 가압열충격 사건의 누적발생확률과 최종 유체온도에 대한 그래프로부터 발생빈도가 $1 \times 10^{-2}/\text{Rx-yr}$ 정도에 해당하는 값으로 결정하였다. 확률론적인 방법에서는 Generic Westinghouse형 원전에 대한 가압열충격 사건 발생빈도, 열수력 해석, 확률론적 파괴역학 해석을 통하여 압력용기 내벽에서의 평균 무연성 천이기준온도(Mean RT_{NDT})의 변화에 따른 압력용기의 파손빈도를 구하였다. 그림 1에서 보듯이 압력용기의 파손빈도가 $5 \times 10^{-6}/\text{Rx-yr}$ 에 해당하는 Mean RT_{NDT} 값인 210°F 을 기준으로 그 당시의 무연성 천이기준온도 측정의 표준편차의 2배를 더하여 270°F 를 가압열충격 심사기준온도로 결정하였다.^{1,2} 이 값은 축방향 용접부 및 관재, 단조재에 적용하는 기준이며, 원주방향 용접부에 대해서는 별도의 해석을 수행하지 않고 단순히 열응력 및 압력에 의한 응력의 효과가 상대적으로 적을 것이라는 판단 아래 기술적 여유도 30°F 를 더하여 300°F 를 가압열충격 심사기준온도로 결정하였다.^{1,2}

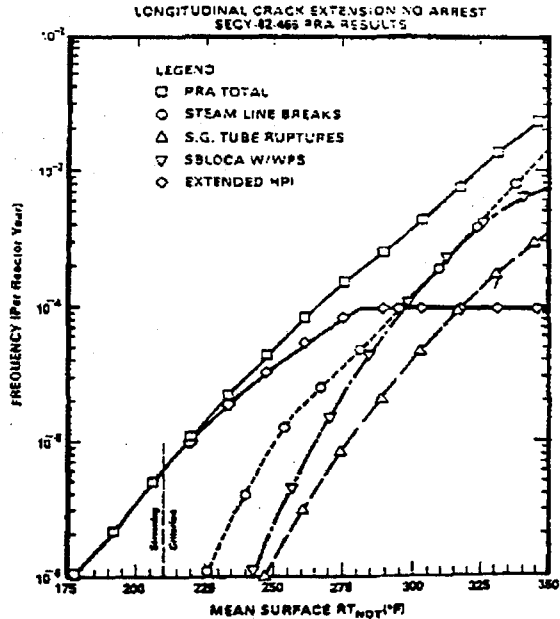


그림 1. SECY 82-465에서 수행된 확률론적 파괴해석 결과

이후 NRC에 의해 각 원전공급자별로 대표적인 발전소(H. B. Robinson-2: Westinghouse³, Oconee-1: B&W⁴, Calvert Cliffs-1: CE⁵)를 대상으로 소위 '종합 가압열충격 연구 (Integrated PTS Study, IPTS)'를 수행하였으며, 이들 연구 결과들이 1985년의 가압열충격 규정과 1987년의 가압열충격 평가 규제지침서에 반영되어 있다.²⁶ 이후 가압열충격 규정은 기술적인 진보를 반영하여 수 차례 개정되었으나 가압열충격 심사기준온도는 여전히 SECY 82-465에서 제시된 결과를 적용하고 있다. 그러나 위에서도 언급하였듯이 원주방향 용접부에 대한 심사기준온도가 체계적이고 정량적인 분석을 기반으로 제정된 것이 아니고 주관적인 판단에 의해 결정된 것이므로 원주방향 용접부의 심사기준온도가 적절한 위험도 즉, $5 \times 10^{-6}/\text{Rx-yr}$ 를 반영하고 있는지 여부를 확인할 필요가 있다. 본 연구에서는 SECY 82-465에서 사용된 방법과 입력조건을 적용하여 확률론적 파괴해석을 수행하여 NRC의 해석결과(그림 1)를 재현하고 원주방향 용접부의 심사기준온도가 적절한지를 평가하였다.

2. 심사기준온도(Screening Criteria) 결정 과정

2.1 지배적인 가압열충격 사건

그림 1에서 심사기준온도 결정의 기본이 되는 Mean $RT_{\text{NDT}} = 210^{\circ}\text{F}$ 부근에서는 Extended HPI라는 단일사건에 의해 전체 파손확률이 지배된다. 이 과도상태는 소형냉각재 상실사고시 고압안전주입수가 장기간 주입되는 사고이며, 이 때의 온도 및 압력변화는 그림 2에 나타난 바와 같다. 이때 압력용기 벽면에서의 열전달계수는 $300 \text{ BTU/hr-ft}^2\text{-}^{\circ}\text{F}$ 로 일정하게 유지되는 것으로 가정하였다. 전체 과도상태 기간 중 압력은 2.25 ksi로 유지되면서 온도는 운전온도인 550°F 로부터 125°F 까지 지수함수적으로 급격히 감소하는 사건으로써 발생빈도는 $1 \times 10^{-4}/\text{Rx-yr}$ 로 평가되었다.⁷ 따라서 이 과도상태의 조건부 파손확률, $P(F/E) = 5 \times 10^{-2}$ 에 해당하는 Mean RT_{NDT} 가 심사기준온도 결정에 이용되었다.

2.2 SECY 82-465 해석시 사용된 입력변수

SECY 82-465의 가압열충격 해석시 가정된 압력용기는 내경 90인치, 두께 9인치로서 내경/두께비가 10이며 스테인레스 클래딩 두께가 0.2125인치인 Generic Westinghouse형 원전이다. 이외에 해석시 사용된 입력변수들은 SECY 보고서에서 일부는 명시되어 있으나 명확하지 않은 부분은 이후의 IPTS 보고서나 여타 발표된 자료로부터 간접적으로 구할 수 있다.^{7,8} 이 때 사용된 압력용기 재료 물성치는 표 1과 같고 열전도계수를 제외하고는 용접부를 포함하는 압력용기 모재(용접부 포함)와 스테인레스 클래딩에 동일한 값을 사용하였다. 즉, 클래딩 효과가 열전달 해석에서는 고려되지만 용력해석과 파괴해석시는 고려되지 않았다. 중성자 조사취화와 관련된 입력변수는 SECY 보고서 Appendix H에 비교적 자세히 설명되어 있으며 표 2에 정리하였다.¹

위와 같은 입력변수들과 아울러 압력용기의 6개 축방향 용접부에 1개의 균열이 존재하는 경우를 가정하고 소위 "Modified OCTAVIA" 균열분포를 사용하였다. 그러나 계산시간을 줄이기 위해 전체 축방향 용접부의 1/6에 해당하는 1개 용접부에 대해서만 해석을 수행하였고 이러한 부피차이를 보정하기 위하여 Modified OCTAVIA 분포를 1/6 축방향 용접부의 균열분포를 나타내는 OCTAVIA-II로 변환하여 사용하였다.^{1,7}

2.3 확률론적 파괴해석(PFM)을 위한 VISA-II 전산코드

가압열충격에 의한 원자로 압력용기의 파손확률을 정량화하기 위하여 몬테카를로 시뮬레이션기법을 이용한 확률론적 파괴해석(Probabilistic Fracture Mechanics, PFM) 코드인 VISA가 NRC에 의해 개발되어⁹ SECY 82-465의 PFM 분석에 활용되었다.¹ 이후 VISA 코드의 결정론적, 확률론적 파괴역학 평가 모듈에 대한 검토를 수행한 후, 결함 크기분포, 원자로 압력용기의 파괴인성, 조사량의 영향, 가동중검사에 대한 내용을 개선하고 원주방향의 균열에 대한 해석이 가능하도록 VISA-II 코드로 개선되었다.¹⁰ 그러나 기본적으로 두 코드가 유사한 방법을 사용하고 있

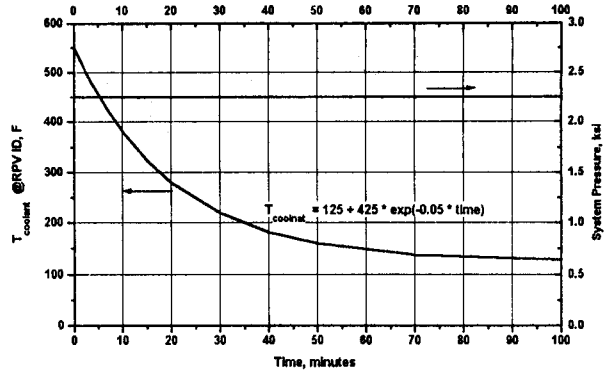


그림 2. SECY82-465 해석시 지배적인 가압열충격 사건인 Extended HPI의 온도 및 압력 추이

표 1. SECY82-465의 확률론적 파괴역학 해석시 사용된 입력변수들

Material Property	Carbon Steel (Base & Weld)	Stainless Steel Cladding
Thermal Conductivity, BTU/hr-ft ² -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

표 2. SECY82-465의 확률론적 파괴역학 해석시 사용된 중성자 조사취화 관련입력변수의 평균치 및 표준편차

Material Property	Mean Value	Standard Deviation
Copper Content, w/o	0.35	0.025
Nickel Content, w/o	0.65	0.00
Initial RT _{NDR} , F	20	15
RT _{NDR} Shift Equation	HEDL Eq.	0
Error of Fluence Calculation		0.30
Errors in K _{IC} & K _{IA} Reference Curve		0.1
Flux Attenuation through Vessel, /in	0.33	

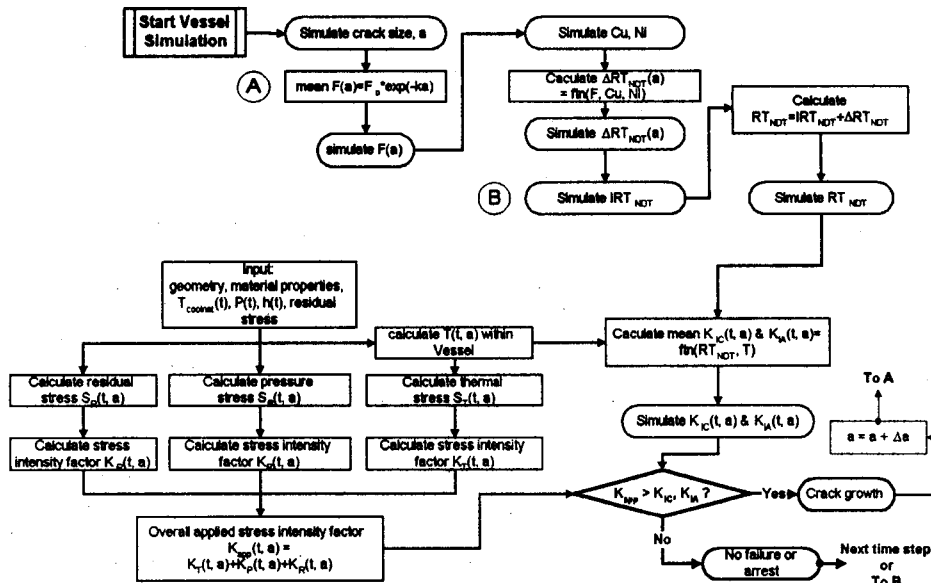


그림 3. VISA 코드의 열/응력해석 과정과 PFM 분석 흐름도

으며 본 연구에서는 VISA-II 코드를 이용하였다. VISA-II 코드의 개략적인 흐름도는 그림 3에 나타나 있으며 보다 자세한 계산방법 및 과정은 다른 곳에 잘 나타나 있으며^{9,10} 여기에서는 일부에 대해서만 정리하였다.

2.3.1 열전달해석 방법

VISA-II 코드에서는 시간에 따른 원자로 압력용기 벽에서의 온도분포를 계산하기 위해 열전달이 오직 벽을 통해서 일차원적으로 발생한다고 가정하였다. 일반적으로 시간에 따른 대류 열전달계수는 열수력학적 변화와 여러 불확실성 때문에 계산하기 어려우므로 VISA-II 코드에서는 열전달계수가 시간에 따라 변하지 않는다는 가정 하에 1차원 열전달 해석을 수행하였다. 또한, 클래딩의 열적 저항특성 영향을 모사하기 위해 아래와 같은 표면 열전달계수를 수정한 유효 열전달계수를 사용한다.

$$h_{eff} = \frac{1}{\frac{1}{h_f} + \frac{t_h}{k_{base} - k_{clad}}} \quad \text{Eq. 1}$$

여기서,

- h_{eff} : 유효 대류 열전달계수 [BTU/hr-ft²-°F]
- h_f : 표면 대류 열전달계수 [BTU/hr-ft²-°F]
- k_{clad} : 스테인레스강 클래딩의 열전도계수 [BTU/hr-ft-°F]
- k_{base} : 모재 및 용접부의 열전도계수 [BTU/hr-ft-°F]
- t_h : 스테인레스강 클래딩의 두께 [in]

2.3.2 응력 및 응력확대계수 해석 방법

VISA-II 코드는 선형탄성 파괴역학에 기초를 두고 있으며, 압력용기 내부 표면에 존재하는 무한표면결합의 균열선단 응력확대계수를 계산하기 위해 영향인자를 사용한다.^{9,10} 즉, 각 시간 구간에서 열응력 및 압력에 의한 응력분포는 다음과 같이 압력용기 벽에서 상대적 깊이에 대한 식

으로 표현할 수 있다.

$$\alpha\left(\frac{x}{L}, t\right) = \sum_{j=0}^4 \sigma_j \left(\frac{x}{L}\right)^j \quad \text{Eq. 2}$$

여기서, σ_j : Curve fitting에 의해 결정된 상수
 한편, 상기와 같은 응력분포에 따른 응력확대계수는 다음 식으로 계산할 수 있다.

$$K_I = \sqrt{\pi a} \sum_{j=0}^4 \sigma_j \left(\frac{a}{L}\right)^j i_j \quad \text{Eq. 3}$$

여기서, i_j : 영향함수

VISA-II 코드에서는 유한요소법을 이용하여 구한 영향함수(i_j)를 균열의 상대 깊이에 대한 표의 형태로 코드내에 포함하고 있으며 응력의 종류, 균열의 형상 및 방향에 따라 각각 다른 형태의 영향함수가 사용된다.

3. SECY82-465의 해석 결과 제현

앞에서 설명한 입력조건을 이용하여 PFM 해석을 수행한 결과를 그림 4에 나타내었다. 이 그림에서 A로 표시된 선이 VISA-II 해석시 SECY 82-465의 입력변수를 사용한 결과이며 NRC의 해석 결과와 약 10°F 정도의 차이를 보인다. 이는 앞에서도 언급하였듯이 원래의 NRC해석에서는 VISA코드를 사용하였기 때문에 발생한 것이다. 즉, VISA 코드에서는 유효 열전달계수 계산 시 위의 Eq.1)에 제시된 올바른 식 대신 아래에 제시된 잘못된 식을 사용하였으며 이는 최근의 VISA-II 코드에서야 수정되었다.^{9,10}

$$h_{\text{eff}} = \frac{1}{\frac{1}{h_f} + \frac{t_h}{k_{\text{clad}}}} \quad \text{Eq. 4}$$

이러한 오류로 인하여 압력용기 벽면에서의 열전달이 과소 평가되어 압력용기의 온도가 실제보다 높게 평가되는 결과를 야기한 것이다. 따라서 이러한 오류를 수정함으로써 동일한 RT_{NDT} 에서 NRC의 해석보다 높은 파손확률이 계산되었다. 이를 확인하기 위해 유효열전달계수를 계산하는 식을 Eq. 1) 대신 Eq. 4)로 수정하여 계산한 결과를 그림 4의 C 선으로 나타내었다. 이 경우 NRC의 해석 결과와 잘 일치함을 알 수 있다.

애초의 NRC 해석의 또 다른 오류는 ORNL과 EPRI의 연구결과에서도 언급하였듯이 전체 6개 축방향 용접부에 대해 정의한 Modified OCTAVIA 균열분포를 1개의 축방향 용접부에 적용하기 위해 OCTAVIA-II 균열분포로 변환하는 과정에서 발생하였다.^{7,8} 전체 6개의 축방향 용접부와 1개 용접부에 대한 균열크기 s 까지의 누적분포함수를 $F_T(s)$ 와 $F_I(s)$ 로 정의하면 $F_I(s) = F_T(s)^{1/6}$ 라는 관계식이 성립된다. 이에 따라 올바르게 계산된 분포함수가 표 3의 세 번째 열에 나타나있다. 그러나 NRC의 해석에서는 어떤 이유에선지 네 번째 열에

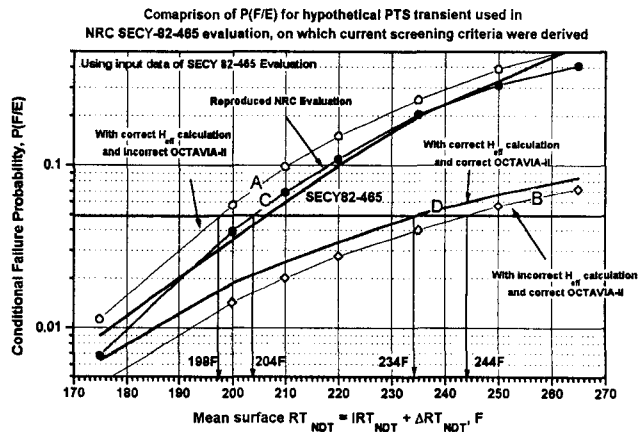


그림 4. SECY82-465의 입력변수를 이용한 PFM 해석 결과

표시된 잘못된 균열분포가 사용되었다. 이로 인하여 가압열충격에 의한 압력용기 파손확률에 큰 영향을 미치는 0.25인치 및 0.5인치 크기의 균열이 과도하게 존재하는 것으로 가정되었다. NRC 해석상의 이러한 오류만을 수정하여 평가한 결과를 그림 4의 곡선 B로 나타내었다. NRC의 해석 결과를 재현한 곡선 C와 비교하여 이러한 두 가지 오류가 심사기준온도에 미치는 영향을 정량적으로 평가하면 열전달계수 계산상의 오류로 인한 효과가 약 -6°F, 균열분포 변환의 오류로 인한 효과가 약 40°F에 해당한다.

위의 두 가지 사항을 모두 수정하여 계산한 결과가 그림 4의 곡선 D에 나타나 있다. 이 곡선에 의한 압력용기의 파손빈도가 $5 \times 10^{-6}/\text{Rx-yr}$ 에 해당하는 온도는 약 234°F로서 SECY 82-465에서 제시한 210°F 보다 상당히 높은 값이다. 하지만 이를 수정하기 위해서는 각각의 입력변수들에 그 동안의 기술적 진보와 가압열충격 현상에 대한 연구 결과를 반영하여 보다 상세한 평가를 수행하여야 한다. 따라서 본 연구에서는 가압열충격 심사기준온도가 절대적으로 적절한 지를 규명하기 보다는 축방향 용접부와 원주방향 용접부간의 심사기준온도의 차이가 적절한 것이냐를 평가하는 데 주안점을 두었다.

표 3. 옥타비아 결함 크기분포의 누적 분포함수 비교

결함크기(S), in	전체 축방향 용접부 (6개) Modified OCTAVIA	1개 축방향 용접부 (전체 부피의 1/6), OCTAVIA-II	
		Correct Interpretation	NRC Staff Evaluation
0.125	0.847225	0.97274676	0.833
0.25	0.972225	0.99531633	0.995
0.5	0.997225	0.99953696	0.99917
1.0	0.999425	0.99990414	0.999587
1.5	0.99965	0.99997499	0.99972
2.0	0.99995	0.99999166	0.9997617
2.5	0.99998	0.99999666	0.999775
3.0	0.999995	0.99999916	0.99978
3.5	1.0	0.99999999	0.99978333

4. 원주방향 용접부의 가압열충격 심사기준온도의 적정성

원주방향 용접부의 가압열충격 심사기준온도의 적정성 여부를 평가하기 위해 축방향 용접부의 심사기준온도에서의 압력용기 조건부 파손확률, $P(F/E) = 5 \times 10^{-2}/\text{Rx-yr}$ 에 상응하는 원주방향 용접부의 Mean RT_{NDT} 를 구하였다. 이 때, 노심대 영역에 원주방향 용접부가 1개 존재하는 것으로 가정하였으며 축방향 용접부와 원주방향 용접부의 부피 차이를 고려하여 균열의 수를 1.309 개로 증가시켰다. 나머지 입력변수는 동일하게 사용하여 균열의 방향에 따른 효과만을 평가할 수 있도록 하였다. 또한 일관성을 유지하기 위해 NRC의 해석 방법을 사용한 경우(그림 4의 곡선 C)와 오류를 수정한 경우(그림 4의 곡선 D) 모두에 대하여 상대적인 평가를 수행하였다.

우선 그림 5와 6에 균열선단에서 작용하는 총응력(S_{app}) 및 응력확대계수(K_{app})를 균열의 방향에 따라 나타내었다. 균열의 크기에 무관하게 원주방향 균열에 작용하는 응력은 축방향 균열에 비해 상당히 낮게 유지되며 이는 방향에 따라 달리 작용하는 압력에 의한 발생 응력차이에 기인하는 것이다. 균열 방향에 따른 응력집중계수의 차이는 이보다 더욱 크게 나타난다. 그림 6에서 보듯이 균열이 2인치 이하일 경우 열응력에 의한 응력확대계수는 균열방향에 따른 차이가 크지 않으며 주로 압력에 의해 응력확대계수의 차이가 발생함을 알 수 있다. 균열크기 0.25 인치에서 0.5 인치 사이의 경우 균열선단에 작용하는 총 응력확대계수의 차이는 약 10 - 20 ksi/in 정도로 압력용기의 파손확률에 상당한 영향을 미치게 된다.

축방향 용접부 및 원주방향 용접부에 대한 압력용기 조건부 파손확률을 계산한 결과가 그림 7에 나타나 있다.

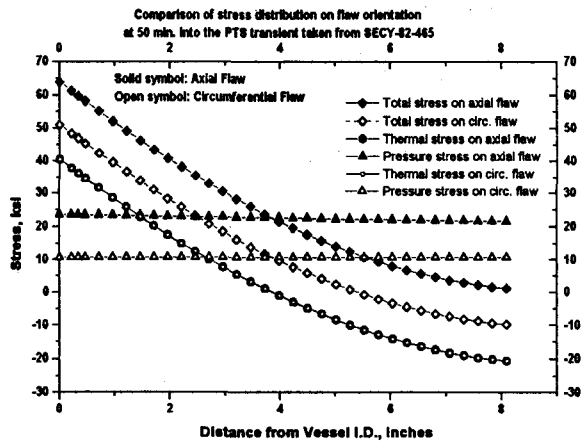


그림 5. 가압열충격 사건 발생시 균열선단에 작용하는 응력의 균열 방향에 따른 비교

그림 7의 곡선 A는 SECY 82-465에 사용된 방법을 그대로 적용하여 재현한 축방향 용접부에 대한 조건부 파손확률이며 곡선 B는 동일한 조건에서 원주방향 용접부에 대한 파손확률이다. 동일한 위험도, 즉, Extended HPI 과도상태 발생시의 압력용기 조건부 파손확률 $5 \times 10^{-2} / Rx-yr$ 에 해당하는 Mean RT_{NDT} 는 축방향의 경우 204°F, 원주방향의 경우 259°F로 55°F의 차이가 있는 것으로 평가되었다. 그림 7의 곡선 C는 SECY 82-465 해석상의 오류를 수정한 축방향 용접부의 조건부 파손확률이며 곡선 D는 동일한 조건에서 원주방향 용접부에 대한 조건부 파손확률이다. 이 경우에도 동일한 위험도에 해당하는 Mean RT_{NDT} 는 축방향 용접부의 경우 234°F, 원주방향 용접부의 경우 284°F로 50°F의 차이가 존재하는 것으로 평가되었다. 즉, 해석조건의 차이(벽면에서의 열전달계산과 균열분포)에도 불구하고 균열방향에 의한 가압열충격 심사기준온도 차이는 SECY 82-465에서 제시한 30°F보다 큰 50°F 이상으로 평가되었다.

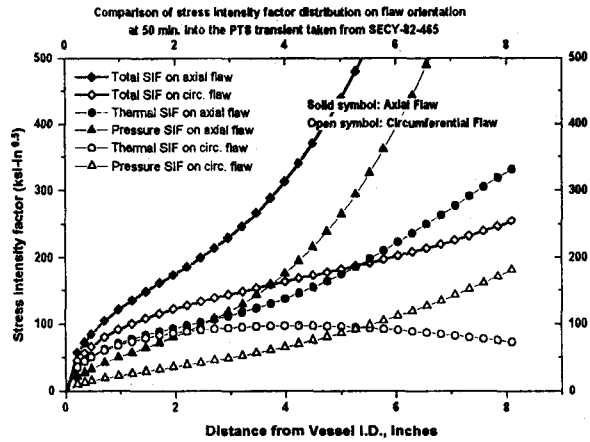


그림 6. 가압열충격 사건 발생시 균열선단에 작용하는 응력확대계수의 균열 방향에 따른 비교

5. 토의

현재의 가압열충격 규정 및 관련 규제지침서의 기술적인 근거를 제공하고 있는 SECY 82-465는 그 동안의 기술적 진보에도 불구하고 여전히 가압열충격 위험도를 정량적으로 평가한 자료로서 언급되고 있으며 최근의 Palisade 원전의 가압열충격기준온도에 대한 NRC 평가에서도 비교기준으로 적용되었다.¹¹ 이러한 배경에는 SECY 82-465에 제시된 가압열충격 위험도 평가에 충분한 보수성이 내재되어 있기 때문이다. 예를 들어 확률론적 파괴해석에 사용된 여러 가지 가정조건들이 여전히 적용할 수 있을 정도로 충분히 보수적이라는 점을 들 수 있다. 즉, 모든 균열이 무한길이를 가지고 압력용기 표면에 존재하는 것으로 가정하여 상대적으로 높은 K_{app} 조건하에 놓이도록 한 점을 지적할 수 있다. 그리고, 압력용기가 탄소성파괴 거동이나 파단전누설 현상을 보일 것으로 예상됨에도 순수 탄성파괴에 의한 파손을 가정하였다. 온도가 감소하는 경우 균열이 응력집중계수가 일정하거나 감소하는 영역으로 진전하는 것을 억제하는 현상, 즉 Warm Prestress Effect 또한 NRC 평가에서는 의도적으로 고려되지 않았다. 다른 한편으로는 용접부에 존재하는 잔류응력에 대하여 고려하지 않았으나 이는 위에서 언급한 것과 같은 여러 보수적인 가정이 충분하여 잔류응력에 의한 추가적인 위험도가 상대적으로 큰 영향을 미치지 않을 것이라고 예상하였기 때문이다.¹

기존에 제시된 원주방향 용접부의

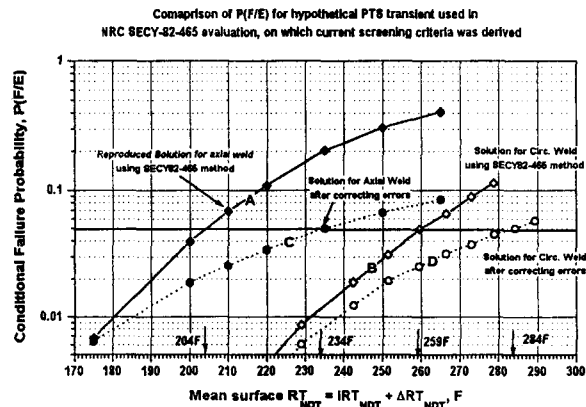


그림 7. Extended HPI 과도상태 발생시 균열 방향 및 mean RT_{NDT} 에 따른 조건부 파손확률의 변화

가압열충격 심사기준은도 300°F는 축방향 용접부에 대한 심사기준은도와는 달리 체계적인 평가 없이 소위 'engineering judgement'에 의해 제시된 것으로써 그 적정성에 의문을 가질 수 있다. 본 연구에서는 우선, 가압열충격 심사기준은도 제정에 지배적인 영향을 미친 대표적인 과도상태인 Extended HPI에 대해서만 비교연구를 수행하여 기존의 원주방향 용접부에 대한 심사기준은도가 축방향 용접부에 비해 과도하게 보수적으로 결정되었음을 알 수 있었다. 최근 그 동안의 기술적 진보와 규제지침의 변화^{2,6,12} 반영하여 축방향 용접부의 심사기준은도의 보수성을 재평가하려는 시도가⁷ 진행되고 있으나 이를 실현하기 위해서는 보다 많은 기술적인 발전이 필요한 것으로 생각 된다.

6. 결 론

가압열충격 심사기준은도 제정의 근거가 된 SECY 82-465의 해석결과를 검토하고 VISA-II 코드를 사용하여 재현하였다. 그 과정에서 NRC 평가시에 내재되었던 오류들을 확인하여 이들이 미치는 영향을 평가하였다. 또한 이를 기반으로 축방향 용접부와 원주방향 용접부의 상대적인 가압열충격 위험도를 정량적으로 평가하였다. 이 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. NRC의 가압열충격 위험도 평가시 압력용기 벽면에서의 열전달 해석과 균열분포함수의 취급시에 오류가 있었으며 이들이 심사기준은도에 미치는 영향은 각각 -6°F 와 +40°F 정도이다.
2. 위의 오류를 수정하는 경우 동일한 압력용기 조건부 파손확률을 가지는 심사기준은도는 +30°F 증가한다.
3. 균열방향에 의한 가압열충격 심사기준은도 차이를 평가한 결과 원주방향 용접부와 축방향 용접부의 심사기준은도 차이는 SECY 82-465에서 제시한 30°F 보다 큰 50°F 이상인 것으로 평가되었다.

References

1. USNRC, *Pressurized Thermal Shock (PTS)*, Enclosure A of SECY-82-465, November 23, 1982.
2. USNRC, Regulatory Guide 1.154, *Format and Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports for Pressurized Water Reactors*, Jan. 1987.
3. D. L. Selby et al., *Pressurized Thermal Shock Evaluation of the H. B. Robinson Unit 2 Nuclear Power Plant*, NUREG/CR-4183 (ORNL/TM-9567), November 1985.
4. T. J. Burns et al., *Pressurized Thermal Shock Evaluation of Oconee Unit 1 Nuclear Power Plant*, NUREG/CR-3770 (ORNL/TM-9176), May 1986.
5. D. L. Selby et al., *Pressurized Thermal Shock Evaluation of the Calvert Cliffs Unit 1 Nuclear Power Plant*, NUREG/CR-4022 (ORNL/TM-9408), November 1985.
6. USNRC, Code of Federal Regulation 10CFR50.61, *Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events*, 1985, 1991 and 1995
7. T.L. Dickson, *Review of the Pressurized Thermal Shock Screening Criteria for Embrittled Pressurized Water Reactor Pressure Vessels*, ORNL/NRC/LTR/95/39, 1995
8. K. Balkey et al., *Documentation of Probabilistic Fracture Mechanics Codes Used for Reactor Pressure Vessels Subjected to Pressurized Thermal Shock Loading*, EPRI TR-105001, 1995
9. F. A. Simonen et al. *VISA, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure*, Battelle Pacific Northwest Laboratories, NUREG/CR-3384, PNL-4774, 1983.
10. F. A. Simonen et al. *VISA-II, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure*, NUREG/CR-4486, April 1986.
11. USNRC, *Status of Reactor Pressure Vessel Issues*, SECY95-119, 1995.
12. USNRC, Regulatory Guide 1.99 Rev. 2, *Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials*, 1988.