



조사 취화된 원자로 용기의 압력-온도 한계 곡선 작성을 위한 Round-Robin 해석

김 영 진 · 김 윤 재

성균관대학교

최 영 환 · 박 윤 원 · 이 진 호

한국원자력안전기술원

원자로 압력 용기는 원자력 발전소의 여러 가지 계통, 구조물 및 기기 가운데 안전성 측면에서 가장 중요한 기능을 담당하고 있으며 내부에 핵연료 집합체와 핵연료의 냉각 및 비등을 방지하기 위한 관련 구조물들이 매우 복잡하게 설치되어 있다.

또한 정상 가동시에는 핵분열로 인한 고온·고압의 냉각수를 유지하는 구조물로 안전상 가장 중요하므로 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계·제작되고 있으며, 이에 대한 건설성 확보를 위하여 많은 연구가 진행되고 있다.

원자로 압력 용기는 가동중 중성자에 조사되어 재료의 강도와 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사 취화 현상이 발생한다.

이러한 조사 취화는 발전소 가동

연수가 증가함에 따라 취성 파괴의 위험을 가중시키게 되며, 결국 발전소의 수명을 단축시키는 재료 열화의 원인으로 작용하게 된다.

특히 재료 열화는 원자력발전소의 안전 운전에 필요한 압력-온도 한계 곡선에서 안전 운전 영역을 축소시키기 때문에 전세계적으로 수명 말기에 도달하는 원자력발전소의 수명 연장을 위해서는 압력-온도 한계 곡선의 정확한 평가가 필수적이다.

본 연구에서는 정확한 압력-온도 한계 곡선 작성을 위해 다양한 해석 방법을 비교하고 해석 변수가 미치는 영향을 파악하였다. 이를 위해 국내에서 가동중인 원자력발전소를 대상으로 압력-온도 한계 곡선 round-robin 해석을 수행하였다.

해석 변수의 영향을 알아보기 위하여 균열 깊이, 균열 방향, 클래드

의 유무, 파괴 인성, 냉각률 및 중성자 조사량 등의 6가지를 변수로 선정하였고, 이에 대한 각 참여자 결과를 분석함으로써 압력-온도 한계 곡선 작성을 위한 표준 해석 자료를 만들하고자 하였다. 제시된 문제에 대해서는 총6개 기관에서 9명의 참여자가 참여하였다.

각 참여자의 결과를 종합하면 압력-온도 한계 곡선 해석 방법은 크게 유한 요소 해석을 이용한 방법과 ASME Code와 같은 해석적 방법으로 나뉠 수 있다. 본 연구에서는 먼저 가장 정확하다고 알려진 유한 요소 해석 결과를 각 참여자별로 비교하고, 유한 요소 해석 결과와 해석적 방법에 의한 결과를 비교함으로써 해석 방법 및 해석 변수의 영향을 고찰하고자 한다.



해석 대상

해석에 사용된 원자로 압력 용기는 내경이 132inch, 벽 두께가 6.5inch, 그리고 클래드부의 두께가 0.125inch인 원통형 용기이다. 균열 위치는 노즐 하단부로부터 약 128inch 아래의 원주 방향 용접부로 설정하였다.

균열의 형상은 <그림 1>에서와 같이 형상비(a/l)가 1/6인 균열로 가정하였고, 균열은 모두 클래드부를 관통한 표면 균열(surface crack)로 가정하였다.

압력-온도 한계 곡선에 영향을 미치는 인자를 파악하기 위해 다음과 같이 6개의 해석 변수를 선정하였다.

① 가상 균열의 깊이

가상 균열의 깊이(a/t)는 1/4, 1/6, 1/10로 설정하였다. 균열은 원자로 용기 내벽 또는 외벽의 용접부에 존재하는 것으로 가정한다. 1/4은 ASME Sec. XI, App. G에 규정된 값이다[1]. 1/6은 1 inch의 가상 균열을 모사하기 위하여 설정한 값이고[2], 1/10은 얇은 균열을 모사하기 위하여 설정한 값이다[3].

② 가상 균열의 방향

가상 균열은 지금까지 압력-온도 한계 곡선을 결정하는 데 사용한 축방향 균열과 Code Case N-588[4]를 통하여 제안된 후, 1998년도 ASME Sec. XI, App. G의 개정판

[1]에서 허용하는 원주 방향의 두 경우를 가정하였다.

③ 클래드의 두께

클래드부는 모재에 비해 열팽창 계수가 크기 때문에 용기벽에 온도 구배가 있을 경우, 클래드부에 의해 용기벽 내부에 열응력이 증가할 것으로 예상된다. 따라서 클래드부가 없는 경우와 0.125 inch의 클래드 두께를 갖는 두 가지 경우를 가정하였다.

④ 파괴 인성 곡선

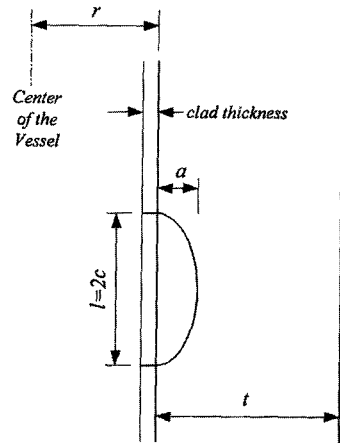
파괴 인성 곡선은 지금까지 압력-온도 한계 곡선을 결정하는 데 사용한 ASME Sec. XI, App. G의 KIA 곡선과 Code Case N-640[5]에서 허용한 KIC곡선의 두 경우를 가정하였다.

⑤ 중성자 조사량

원자로 압력 용기의 가동 연수가 증가함에 따라 중성자 조사량이 증가하며 따라서 RTNDT가 증가하게 된다. 여기에서는 그 영향을 알아보기 위해 원자로 압력 용기 내벽에서의 중성자 조사량이 31019 n/cm²인 경우와 61019 n/cm²인 두 가지 경우를 가정하였다.

⑥ 냉각률

냉각률은 냉각재 온도의 감소율로서, 최대값은 ASME Sec. XI, App. G에 100 F/hr로 규정되어 있다. 그러나 이 냉각률은 실제 운전 조건에 비해 상당히 보수적인 값으로 알려져 있다. 따라서 냉각률은 100F/hr



<그림 1> Postulated crack

와 50F/hr의 두 가지 경우를 가정하였다.

따라서 본 연구에서는 <표 1>에 나타난 바와 같이 총 12가지 경우에 대한 해석을 수행하였다.

해석 결과

제안된 문제에 대해 국내 6개 기관에서 총9명의 참여자가 해석 결과를 제출하였으며, 각 참여자별 해석 현황 및 사용된 방법은 각각 <표 2> <표 3>과 같다.

총9명의 참여자 결과를 종합해 본 결과, 전체적인 경향은 유사하게 나타났으나 해석 방법의 차이로 인해 결과값은 다소 차이를 나타내었다.

<그림 2>는 ASME Section III와 XI의 Appendix G의 가상 균열에 해당하는 C5 균열에 대한 각 참여자의 해석 결과를 나타낸다. <그림 2>

〈표 1〉 Analysis matrix for P-T limit curve round robin

Cases	Depth ratio(a/t)	Direction	Clad thickness (inch)	Toughness curve	Cooling rate (°F/hr)	f_{surf} ($\times 10^{19}$ n/cm ²)
C1	1/4	Axial	0.125	K _{IA}	100	3
C2	1/4	Axial	0.125	K _{IA}	100	6
C3	1/4	Axial	0.125	K _{IC}	100	3
C4	1/4	Axial	0.125	K _{IA}	50	3
C5	1/4	Axial	0	K _{IA}	100	3
C6	1/4	Axial	0	K _{IC}	100	3
C7	1/4	Axial	0	K _{IA}	50	3
C8	1/4	Circumferential	0.125	K _{IA}	100	3
C9	1/6	Axial	0.125	K _{IA}	100	3
C10	1/10	Axial	0.125	K _{IA}	100	3
C11	1/10	Axial	0.125	K _{IA}	50	3
C12	1/10	Axial	0	K _{IA}	100	3

〈표 2〉 Analysis performed by each participant

Cases	Participant								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
C1	✓	✓	✓		✓	✓	✓	✓	✓
C2	✓	✓	✓		✓	✓	✓	✓	✓
C3	✓	✓	✓		✓	✓	✓	✓	✓
C4	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
C5	✓	✓	✓		✓	✓	✓	✓	✓
C6	✓	✓	✓		✓	✓	✓	✓	✓
C7	✓	✓	✓		✓	✓	✓		✓
C8	✓	✓	✓	✓	✓		✓		✓
C9		✓	✓	✓	✓		✓		✓
C10		✓	✓	✓	✓		✓		✓
C11		✓	✓	✓	✓		✓		✓
C12		✓	✓		✓		✓		✓

에 나타낸 바와 같이 균열 선단에서의 온도 분포와 열응력에 의한 응력 확대 계수 모두 큰 차이를 나타낸다.

온도 분포의 경우, 냉각수 온도 50°F를 기준으로 33%의 차이를 나

타내었으며, 응력 확대 계수의 경우 100% 넘는 차이를 보였다. 특히 동일한 유한 요소 해석 프로그램을 사용한 참여자들 사이에도 40%가 넘는 차이를 나타내었다. 이러한 차이

는 해석 조건들을 다양한 방법으로 가정하였기 때문에 발생한 결과로 판단된다.

1. 유한 요소 해석 참여자의 결과 비교

Round Robin 해석 결과 가장 정확하다고 알려진 유한 요소 해석 기법을 사용한 참여자들이 동일한 유한 요소 해석 프로그램을 사용하였음에도 불구하고 K_{It}가 40%가 넘는 차이를 나타내었다.

본 연구에서는 결과 분산의 원인을 파악하기 위해 유한 요소 해석에 사용되는 다양한 해석 조건에 대한 민감도 분석을 수행하였다.

비교 대상은 균열 형상 C1, C5이며, 각 해석 조건별 온도 변화 및 온도 구배에 대한 열응력 확대 계수를 비교하였다.

가. 해석 변수

유한 요소 해석 결과에 영향을 미칠 수 있는 해석 변수는 다음과 같다.

① 재료 물성치의 차이

유한 요소 해석에 사용되는 재료 물성치를 탄성 또는 탄소성 데이터를 사용하느냐에 따라 해석 결과가 다르게 나타날 수 있다. 유한 요소 해석을 이용한 round-robin 해석의 경우, 참여자 한 명을 제외한 나머지 참여자들은 모두 탄성 데이터를 사용하였으므로 본 연구에서는 재료 물성치에 대한 민감도 해석을



〈표 3〉 Computer codes and approaches in the round robin analysis

Participant	Analysis			P-T limit curve
	Heat transfer	Stress	K_r	
1	Analytical	Analytical	ASME	ASME
2	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
3	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
4	PASTA	PASTA	PASTA	Manual
5	VINTIN	VINTIN	VINTIN (Weight function)	VINTIN
6	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
7	FAVOR	FAVOR	FAVOR	Manual
8	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
9	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual

수행하지 않았으며, 탄성 해석을 수행하였다.

② 대류 열전달 계수의 차이

냉각으로 인한 온도 구배 계산시 사용한 대류 열전달 계수에 따라 해석 결과에 영향을 미칠 수 있다. 확인 결과 각 참여자들이 서로 다른 대류 열전달 계수를 사용하였으므로 본 연구에서는 대류 열전달 계수에 대한 민감도 해석을 수행하였다.

③ 경로에 따른 J-적분의 차이

온도 구배만 존재하는 경우, J-적분은 경로 독립성을 만족하지 못할 수 있다. 본 연구에서는 각 경로에 따른 J-적분의 차이가 해석 결과에 미치는 영향을 분석하였다.

④ K 계산 방법의 차이

K값은 J-적분으로부터 계산한다. 이 때 온도 변화에 따른 E값 고려 여부에 따라 해석 결과는 다르게 나타날 수 있다.

⑤ 균열면 열전달 고려

열전달 해석시 균열면에 냉각수가 직접 노출되는 경우와 그렇지 않은 경우로 가정할 수 있다. 본 연구에서는 균열면 열전달 고려 여부에 대한 민감도 해석을 수행하였다.

나. 타참여자와의 해석 결과 비교
해석 인자의 영향을 파악하기 위하여 본 연구에서는 독자적인 유한 요소 해석을 수행하여 타참여자와의 해석 결과를 비교하였다. 유한 요소 해석은 범용 유한 요소 해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다.

하중 조건은 냉각물만을 고려하였으며, 균열 선단에서의 온도 변화 및 온도 변화에 따른 열응력 확대 계수를 계산하였다. 응력 확대 계수는 ABAQUS로부터 얻은 J-적분으로부터 계산하였다. 해석시 영향 인자는 다음과 같이 가정하였다.

① 대류 열전달 계수

Westinghouse 응력 보고서[6]를 기초로 대류 열전달 계수를 834.61 Btu/hr-ft²-°F로 사용하였으며 온도에 따른 열전달 계수의 변화는 고려하지 않았다.

② 경로에 따른 J-적분

영역적분값의 특이성으로 인해 1번째 경로는 무시하였으며 2번째 경로에 대한 J-적분을 사용하였다.

③ 온도 변화에 따른 E값 고려 여부

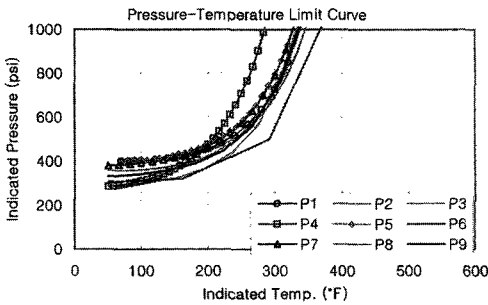
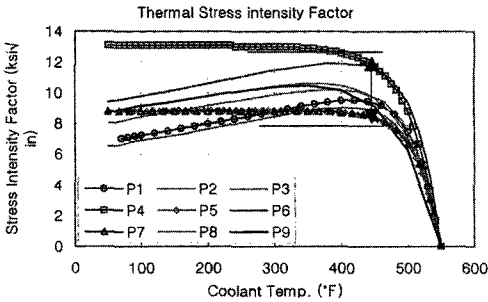
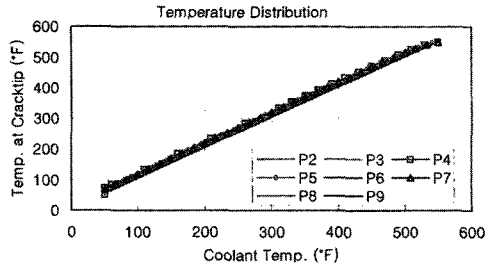
균열 선단에서의 온도를 기준으로 온도 변화에 따른 E값을 사용하였다.

④ 균열면 열전달 고려 여부

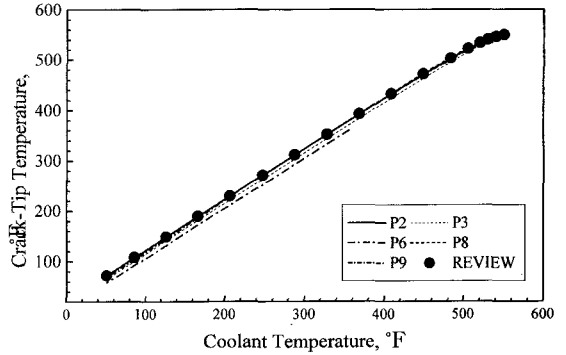
균열면에서의 열전달 효과는 고려하지 않았다.

〈그림 3〉〈그림 4〉는 각각 C1, C5에 대한 균열 선단에서의 온도 변화를 나타낸 것이다. 각 참여자별 해석 결과는 냉각수 온도가 50 F일 때 최대 24%의 차이를 나타내며, C5의 경우, 15%의 차이를 나타낸다. C1의 경우, P3의 결과를 제외한 나머지 결과는 5% 내로 잘 일치하였다. C5의 경우에는 P3과 P6의 결과를 제외하고는 5% 이내로 잘 일치하였다. 본 연구에서 해석한 결과(REVIEW)는 대다수의 참여자 결과와 유사하다.

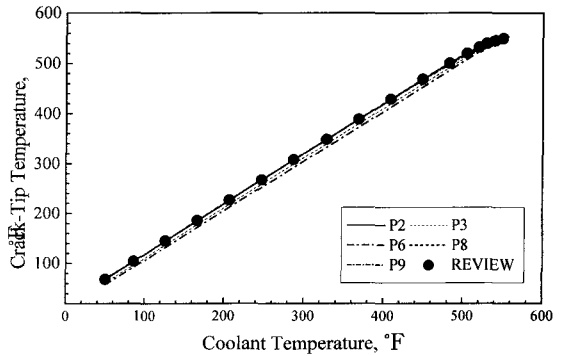
〈그림 5〉〈그림 6〉은 각각 C1, C5에 대한 열응력 확대 계수의 변화를 나타낸다. 열응력 확대 계수는 온도 변화에 비해 더 큰 차이를 나타낸다.



〈그림 2〉 Comparison of all participants' results for C5



〈그림 3〉 Variation of crack-tip temperature for C1



〈그림 4〉 Variation of crack-tip temperature for C1

C1의 경우, 50 를 기준으로 최대 39%, C5의 경우, 최대 44%의 차이를 나타낸다. 본 연구에서 수행한 결과(RIVIEW)는 P2 참여자의 결과와 가장 유사하게 나타났다.

다. 영향 인자에 대한 민감도 분석
① 대류 열전달 계수

대류 열전달 계수가 해석 결과에 미치는 영향을 살펴보기 위해 5000(H1), 834.61(H2), 100(H3) Btu/hr-ft²-F으로 변화시켜 해석을 수행하였다. 이 때 온도 변화에 따른 대류 열전달 계수의 변화는 고

려하지 않았으며, 동일한 값을 사용하였다.

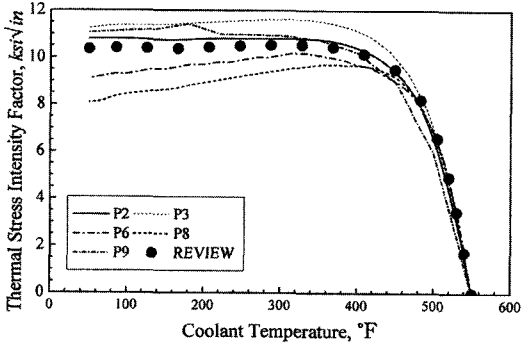
〈그림 7〉은 C5에 대해 대류 열전달 계수 변화에 따른 균열 선단에서의 온도 변화를 나타내며, 〈그림 8〉은 온도 구배에 의한 J-적분을 2번째 경로에 대해 나타낸 것이다. 균열 선단 온도 변화의 경우, 50 F를 기준으로 최대 44%의 차이를 나타내었으며, J-적분의 경우에는 냉각수 온도가 높은 경우 큰 차이를 나타낸다. 따라서 대류 열전달 계수의 변화는 균열 선단에서의 온도 구배뿐만

아니라 응력 확대 계수에도 큰 영향을 미친다고 할 수 있다.

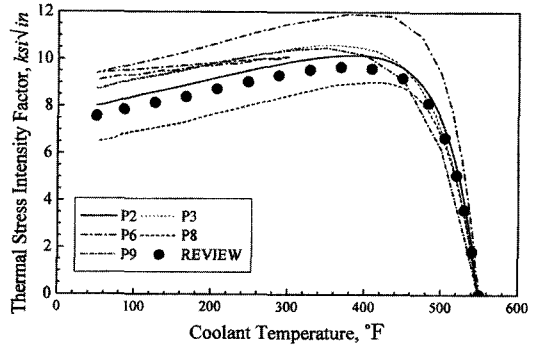
Round Robin 각 참여자들은 대류 열전달 계수를 임의로 가정하여 사용하였으므로 참여자별 정확한 해석 결과를 비교하기 위해서는 동일한 대류 열전달 계수 상태에서의 해석이 필요하다고 판단된다.

② 경로에 따른 J-적분

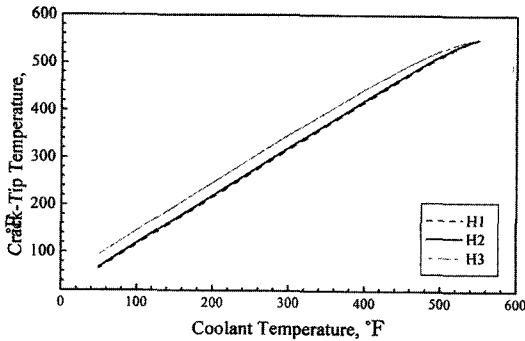
균열 구조물에 온도 구배만 존재하는 경우, 유한 요소 해석으로부터 얻은 J-적분은 경로 독립성이 성립하지 않을 수 있다.



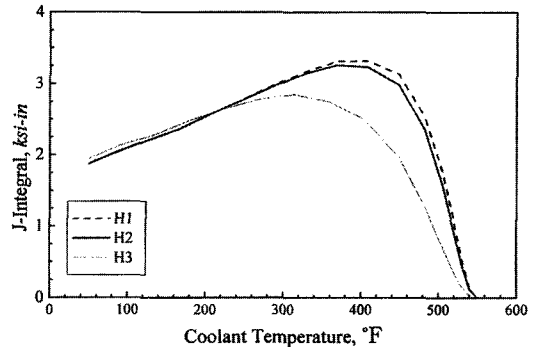
〈그림 5〉 Variation of thermal stress intensity factor for C1



〈그림 6〉 Variation of thermal stress intensity factor for C5



〈그림 7〉 Variation of crack-tip temperature with decreasing heat transfer coefficient for C5



〈그림 8〉 Variation of J-integral with decreasing heat transfer coefficient for C5

〈그림 9〉〈그림 10〉은 열전달 계수를 834.61 Btu/hr-ft²-F로 가정한 경우 각 경로에 따른 J-적분의 차이를 나타낸 것이다. 첫번째 경로 값은 특이성으로 인해 무시하였으며, 각 경로에서의 값을 두번째 경로에서의 값으로 무차원화하여 나타내었다. 각 경로에 따른 J-적분의 차이는 냉각이 진행될수록 점점커지며, C1의 경우, 최대 18% C5의 경우 최대

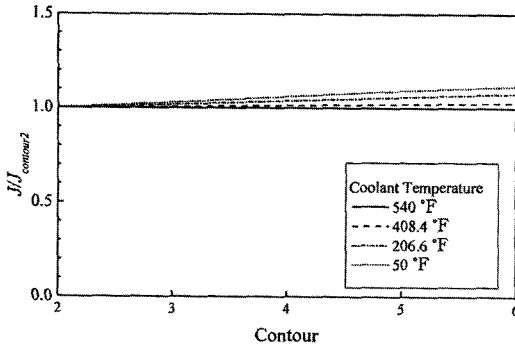
17%의 차이를 보인다. C1, C5균열에 대해 최대 J-적분과 최소 J-적분값을 이용하여 응력 확대 계수를 계산한 것으로 C1의 경우에는 50 F를 기준으로 6%, C5의 경우에는 8%의 차이를 보인다. 따라서 어떤 경로에서의 J-적분을 사용하느냐에 따라 해석 결과에 큰 영향을 미칠 수 있다.

③ 온도 변화에 따른 E값 고려 여

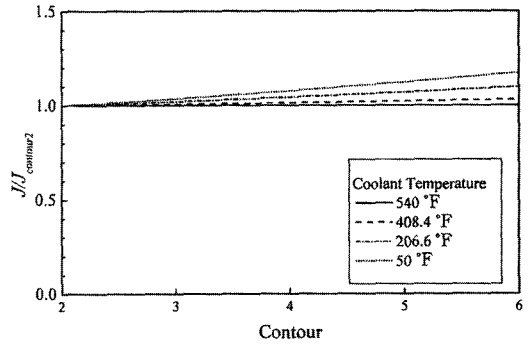
부

J-적분으로부터 응력 확대 계수 K 계산시 사용되는 E값의 온도의존성 여부에 따른 해석 결과를 비교하였다. 온도 변화에 따른 E값을 사용한 경우, 최대 E값을 사용한 경우, 최소 E값을 사용한 경우에 대한 K값의 변화를 비교한 결과 C1, C5 모두 4% 이내의 오차를 나타내었다.

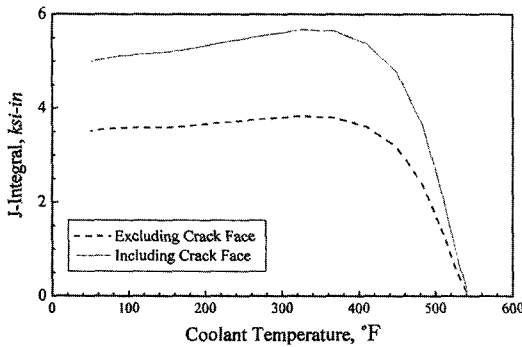
④ 균열면 열전달의 고려 여부



〈그림 9〉 Variation of J-integral for C1



〈그림 10〉 Variation of J-integral for C8



〈그림 11〉 Variation of J-integral considering crack face effect for C1

균열면에 대류 열전달이 작용하는 경우와 작용하지 않는 경우를 비교하였다. 〈그림 11〉은 C1에 대한 J-적분을 나타낸 것이다. 균열면 열전달을 고려한 경우 40%이상의 큰 차이를 나타내며 따라서 균열면 열전달 역시 해석 결과에 큰 영향을 미친다고 할 수 있다.

해석 내용을 정리하면 열용량 확대 계수에 영향을 미치는 인자는 연구에서는 대류 열전달 계수, 각 경로

계 둔 상태에서의 각 참여자의 해석 결과가 필요하다.

본 연구에서는 해석적 방법과의 결과 비교를 위해 유한 요소 해석 결과는 P2 참여자를 기준으로 하였다. P2 참여자는 유한 요소 해석을 이용한 참여자 결과 중 평균치에 해당한다.

2. 유한 요소 해석과 타해석 결과의 비교

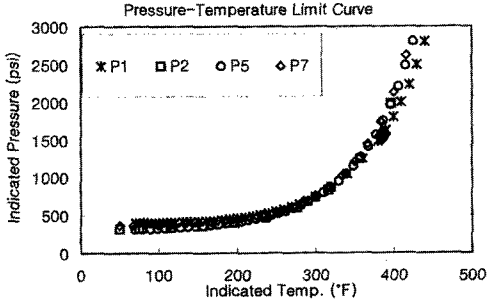
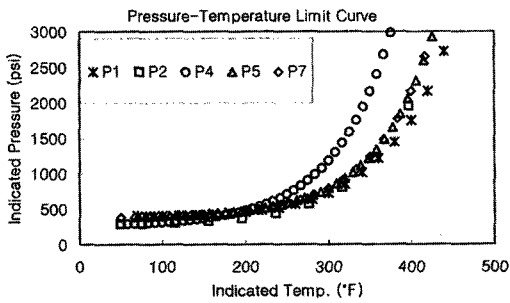
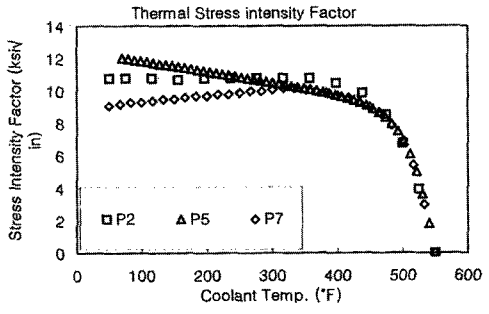
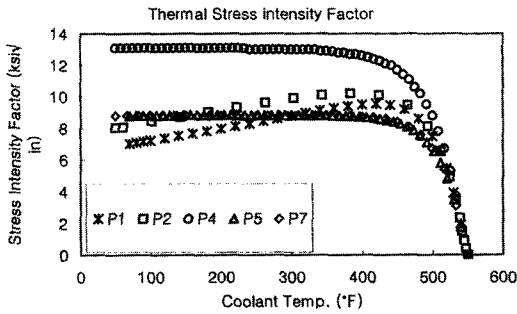
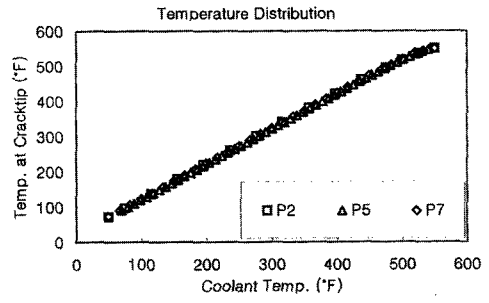
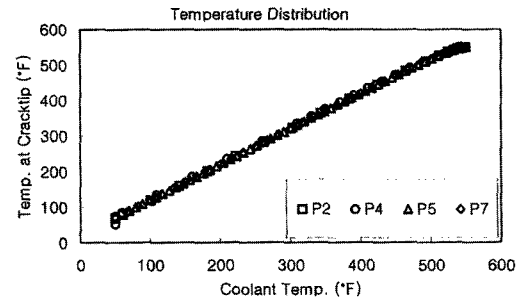
에 따른 J-적분, E값의 온도 의존성, 균열면 열전달 고려 여부이다. 따라서 유한 요소 해석 결과를 정량적으로 비교하기 위해서는 각 영향인자를 동일하

〈그림 12〉는 P2 참여자와 다른 해석 방법을 이용한 참여자들의 해석 결과를 나타낸다. 열 용력 확대 계수 열면 열전달의 경우, PASTA를 사용한 P4 참여자를 제외하고는 결과 경향이 유사하다. 따라서 유한 요소 해석 결과보다 낮게 나타났다.

압력-온도 한계 곡선 계산 결과는 ASME 방법을 사용한 P1 결과가 유한 요소 해석 결과에 비해 낮게 나타났다. 따라서 보수적인 해석 결과를 나타낸다.

P5, P7 참여자의 경우, 유한 요소 해석 결과와 유사하며 PASTA를 사용한 P4의 경우에는 다른 해석 결과에 대해 비보수적인 해석 결과를 나타낸다.

P4의 경우, 냉각수 온도가 낮을수록 유한 요소 해석 결과에 가까워지며, 다른 참여자들의 해석 결과는 냉각수 온도가 낮은 경우 유한 요소 해석 결과에 비해 한계 압력이 조금



〈그림 12〉 Comparison of some participant's results for C5

〈그림 13〉 Comparison of all participants' results for C1

높게 나타난다.

ASME Section III와 XI의 Appendix G의 가상 균열인 C5의 경우, 일부 참여자를 제외한 대부분의 참여자가 유사한 온도-압력 한계 곡선 결과를 나타냈으며, 따라서 해석 방법에 따른 차이는 크지 않다고 판단된다.

C1의 경우, C5에 클래드 두께를 고려한 것으로 각 참여자들의 해석 결과는 〈그림 13〉과 같다.

C1 균열에 대한 해석 결과는 유한

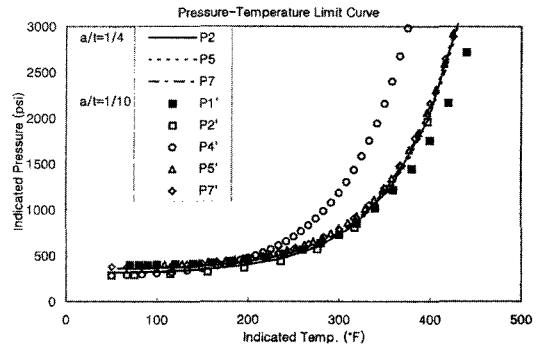
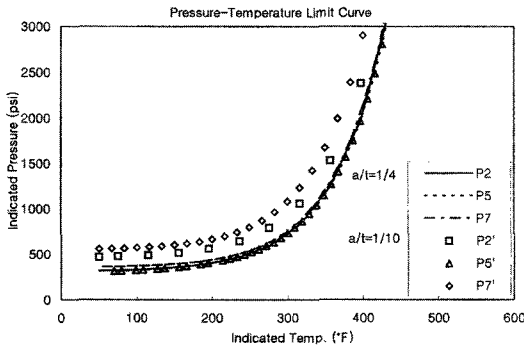
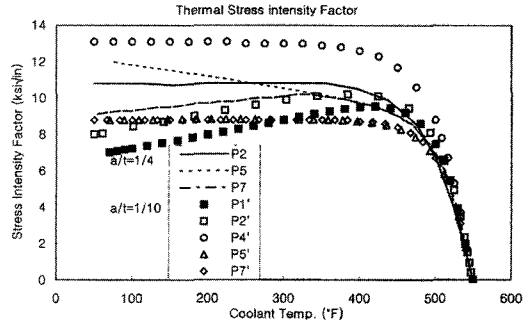
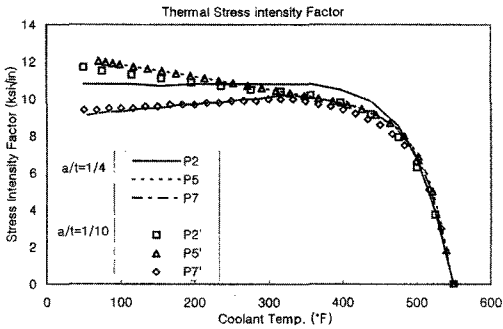
요소 해석 참여자들과 함께 P5, P7 참여자가 결과를 제시하였다. 균열 선단에서의 온도 분포의 경우, 모든 참여자의 결과는 10% 이내로 잘 일치하였다. 그러나 열응력에 의한 응력 확대 계수는 유한 요소 해석 결과와 매우 다른 경향을 보이며, 특히 P5의 경우 유한 요소 해석 결과와 달리 냉각수 온도가 낮아질수록 열응력 확대 계수가 점점 상승하는 경향을 나타낸다.

압력-온도 한계 곡선 계산 결과는

열응력 확대 계수의 차이에도 불구하고 대체로 잘 일치한다. 특히 클래드를 고려하지 않은 ASME 방법이 클래드를 고려한 방법의 결과와 유사하게 나타난다. 따라서 온도-압력 한계 곡선 해석시 클래드 두께 변화는 무시할만 하다고 할 수 있다.

3. 해석 변수의 영향

본 연구에서는 가상 균열의 깊이, 방향, 클래드의 두께, 파괴 인성 곡선, 중성자 조사량, 냉각률 등 총6개



〈그림 14〉 Comparison of all participants' results for effect of crack depth(C1, C10)

〈그림 15〉 Comparison of all participants' results for effect of cladding(C1, C5)

의 해석 변수가 선정되었다. 이 중 파괴 인성 곡선, 중성자 조사량은 압력-온도 한계 곡선 작성시에만 영향을 미치며, 그 외의 해석 변수들은 균열 선단의 온도 분포, 열응력에 의한 응력 확대 계수에 영향을 미친다. 파괴 인성 곡선과 중성자 조사량의 변화에 따른 압력-온도 한계 곡선상의 허용 압력의 변화 경향은 모든 참여자들의 결과에서 거의 유사하게 나타났다. 그 외의 해석 변수에 따른 계산 결과에 대한 각 참여자들의 해석 결과를 다음과 같이 비교,

고찰하였다.

가. 균열 깊이

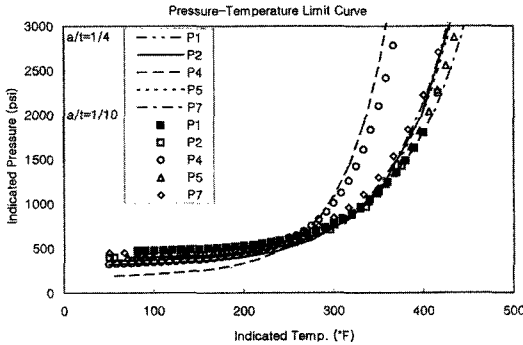
균열 깊이의 영향을 고찰하기 위하여 클래드를 고려하고 냉각률이 100°F/hr이며 a/t가 각각 1/4(C1), 1/10(C10)인 경우에 대한 응력 확대 계수와 압력-온도 한계 곡선을 비교 하였으며, 〈그림 14〉와 같다.

열응력 확대 계수의 경우, 대부분 참여자의 결과가 균열 깊이(a/t=1/4, 1/10)에 따른 변화가 크지 않았다. 따라서 균열 깊이는 열응력에 의한 응력 확대 계수 계산 결과에 큰 영향

을 주지 않는다.

압력-온도 한계 곡선의 경우, a/t가 1/4(C1)인 경우보다 1/10(C10)인 경우에 더 큰 허용 압력을 나타낸다. 이는 균열 깊이에 따라 내압에 의한 응력 확대 계수가 큰 영향을 미치기 때문이라고 판단된다.

a/t가 1/10(C10)인 경우에는 a/t가 1/4(C1)인 경우와 달리 큰 결과 차이를 보이고 있으며, 해석 방법에 따라 유한 요소 해석 결과에 비해 보수적·비보수적인 결과를 나타낸다. 따라서 얇은 균열에 대해서는 보다



〈그림 16〉 Comparison of all participants' results for effect of cooling rate(C1, C4)

〈표 4〉 Effects of crack direction for margin increasing of operation region

Participants	Allowable pressure(psi) at 100°F of coolant temperature		Increments(%) (C8/C1-1)×100
	Axial(C1)	Circumferential(C8)	
P1	402	1199	+198
P2	330	596	+81
P3	317	572	+80
P4	210	492	+134
P5	324	676	+109
P7	393	805	+105
P8	399	771	+93
P9	315	609	+93

〈표 5〉 Effects of cooling rate for margin increasing of operation region

Participants	Intesection temperature of allowable pressure for C1&C4 (°F)
P1	350
P2	350
P3	320
P4	275
P5	330
P7	330
P8	339
P9	350

정확한 평가 방법의 제시가 필요하다.

나. 클래드

클래드의 영향을 고찰하기 위하여 a/t가 1/4이고 냉각률이 100°F/hr이며 클래드를 고려한 경우(C1)와 고려하지 않은 경우(C5)에 대한 열응력 확대 계수와 압력-온도 한계곡선을 비교하였으며, 〈그림 15〉와 같다.

열응력 확대 계수의 경우, 해석 방법에 따른 차이가 발생하지만 온도-압력 한계 곡선의 경우, P4를 제외한 대부분의 참여자가 유사한 결과를 나타낸다. 따라서 온도-압력 한계 곡선에 미치는 클래드의 영향은 무시할 만하다 할 수 있다.

다. 균열 방향

균열 방향은 축방향과 원주 방향이 각각 고려되었으며, 원주 방향 균열에 대한 압력-온도 한계 곡선상의 안전 운전 영역이 축방향에 비해 현저히 증가하는 경향은 대부분의 참여자들에게서 공통적으로 나타났다.

두 가지 방향의 가상 균열에 대한 압력-온도 한계 곡선 계산 결과에서 냉각재의 온도가 100°F일 때의 허용 압력을 기준으로 하여 비교한 결과는 〈표 4〉와 같다. 가상 균열을 원주 방향으로 가정하였을 경우가 축방향 균열인 경우에 비해, 참여자 1과 참여자 4를 제외하고 약 2배 정도 증가하였다.

라. 냉각률

냉각률이 낮으면 열응력에 의한

응력 확대 계수가 감소하여 압력-온도 한계 곡선상의 안전 운전 영역이 증가할 것으로 예상되나, 대부분의 참여자의 결과에서 냉각률이 100°F/hr와 50°F/hr인 경우에 허용 압력이 교차하는 경향을 나타내었다.

두 가지 냉각률에 대한 허용압력이 교차하는 온도는 <그림 16>, <표 5>와 같으며, 대부분 330~350 F 정도의 범위였다. 즉, 냉각률이 감소하면 동일한 냉각재 온도에 대하여 모재에서의 온도 구배가 감소하게 되므로 균열 선단에서의 온도도 상대적으로 감소하게 되고 따라서 파괴 인성도 감소한다.

또한 온도 변화에 따른 열응력에 의한 응력 확대 계수의 변화보다는 파괴 인성의 변화가 더 크므로, 비교적 고온부에서는 냉각률이 큰 경우의 허용 압력이 더욱 크게 나타났다.

결론

본 연구에서는 국내 원전의 데이터를 이용하여 압력-온도 한계 곡선에 대한 Round Robin을 수행하였다. 사업자·연구소·학계 및 규제 기관 등 6개 기관에서 9 참여자가 결과를 송부하였고 이들을 분석하였다.

해석 결과를 종합하면 해석 방법에 따라 다소 차이를 보이지만 전체적인 경향은 대체로 잘 일치하였다. 해석 방법에 따른 차이 역시 안전 여

유도를 고려한다면 각 참여자별 해석 결과는 그리 큰 차이를 보이지 않으며, 국내 여러 기관에서 수행하고 있는 압력-온도 한계 곡선에 대한 평가 방법 및 결과가 만족할만 하였다. Round-robin 참여자들의 결과를 종합하면 다음과 같다.

① 균열 선단에서의 온도 분포는 유한 요소 해석이나 전용 코드에 의한 해석 결과가 큰 차이를 보이지 않았다.

② 원자로 용기의 증성자 조사량이 증가하면, 압력-온도 한계 곡선에서는 주로 높은 온도에서의 허용 압력이 크게 감소하였으며, 저온부에서는 거의 변화가 없었다.

③ 가상 균열의 방향을 축방향에서 원주 방향으로 변경할 경우, 허용 압력은 모든 온도 범위에서 크게 증가하였다. 또한 파괴 인성 곡선으로 KIC를 사용할 경우에도 허용 압력이 증가하였다.

④ 냉각률이 감소하면 저온부에서는 허용 압력이 다소 증가하지만 350°F보다 높은 온도에서는 오히려 감소하는 경향을 나타냈다.

⑤ 클래드 유무에 따른 허용 압력의 변화는 크지 않았다. ☞

<참고 문헌>

[1] ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, "Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure," Appendix G

[2] UKAEA, 1982, "An Assessment of the Integrity of PWR Pressure Vessels," Second Report by a Study Group under the Chairmanship of Dr. W. Marshall

[3] Dickson, T. L. Bass B. R., and Williams, P. T., 2000, "Validation of a Linear-Elastic Fracture Methodology for Postulated Flaws Embedded in the Wall of a Nuclear Reactor Pressure Vessel," Proceedings of ASME Pressure Vessel and Pippings, PVP-Vol. 403

[4] ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, "Alternative to Reference Flaw Orientation of Appendix G for Circumferential Welds in Reactor Vessel," Code Case N-588

[5] ASME, 1998, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, "Alternative Reference Fracture Toughness for Development of P-T Limit Curves," Code Case N-640

[6] W.H. Bamford, C.Y. Yang, L.J. Tunon-Sanjur and A. Paterson, 1997, "Stress Distribution for the KORI Units 1 and 2 Reactor Vessels," WCAP-14853, Westinghouse