

원자로 용기의 압력-온도 한계곡선 Round Robin 해석

Round Robin Analysis of Pressure-Temperature Limit Curve for Reactor Vessel

정 명 조† 이 진 호* 박 윤 원* 최 영 환* 김 영 진**
Jhung, Myung-Jo Lee, Jin-Ho Park, Yoon-Weon Choi, Young-Hwan Kim, Young-Jin
(논문접수일 : 2002년 11월 5일 ; 심사종료일 : 2003년 5월 15일)

요 지

원자로 용기의 온도-압력 한계곡선을 위하여 국내공동비교연구를 수행하였다. 국내 원전의 데이터를 이용하여 국내 각 기관에서 온도-압력 한계곡선 작성에 사용하고 있는 방법 및 기법을 비교하기 위하여 round robin 해석을 제안하였고 주어진 문제에 대하여 각 기관이 문제를 해석한 후 결과를 제출하여 이들을 분석함으로써 온도-압력 한계곡선 작성에 대한 표준 해석 자료를 만들어 추후 평가에 이용할 수 있도록 하였다.

핵심용어 : 온도-압력 한계곡선, 파괴인성, 응력확대계수, 가열조건, 냉각조건, 원자로 용기, ASME 코드

Abstract

Performed here is a comparative assessment study for the generation of the pressure-temperature limit curve of the reactor vessel. A round robin problem is proposed using the data available in Korea and all organizations interested in the generation of the pressure-temperature limit curve are invited. The problems consisting of 12 cases for cool-down are solved and their results are compared to generate a reference solution for the reference problem, which will be useful in the evaluation of the generation of the pressure-temperature limit curve in the future.

Keywords : pressure-temperature limit curve, fracture toughness, stress intensity factor, heat-up, cool-down, reactor vessel, ASME code

1. 서 론

원자로 용기는 원자력발전소의 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 정상가동시에는 고온, 고압의 냉각수를 유지하는 구조물로 안전상 가장 중요하므로 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계, 제작되고 있으며 이에 대한 건전성 확보를 위하여 많은 연구가 진행되고 있다.

원자로 용기는 가동 중 고속중성자에 조사되어 재료의 강도와 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사취

화 현상이 발생한다. 조사취화는 발전소 가동년수가 증가함에 따라 취성파괴의 위험을 가중시키게 되며 결국 발전소의 수명을 단축시키는 재료열화의 원인으로 작용하게 된다. 재료열화는 원자력발전소의 안전운전에 필요한 압력-온도 한계곡선에서 안전운전영역을 축소시키기 때문에 전 세계적으로 수명말기에 도달하는 원자력발전소의 수명연장을 위해서는 압력-온도 한계곡선의 정확한 평가가 필수적이다.

해석 대상 원자로 용기는 국내 원전 중 운전이력이 가장 길어 중성자 조사량이 가장 많으며 용접부위의 불순물 함량도 다른 발전소에 비해 상대적으로 많기 때문에 설계수명을 넘어서게 되면 원자로 용기의 압력-온도 한계곡선에

† 책임저자, 한국원자력안전기술원 원자력안전연구실
전화: 042-868-0467; Fax: 042-868-0457
E-mail: mjj@kins.re.kr

* 한국원자력안전기술원

** 성균관대학교

* 이 논문에 대한 토론을 2003년 9월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2003년 12월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

서 안전운전영역은 크게 줄어들 것으로 예상된다. 또한, 재료감시시험의 결과 파괴인성의 여유가 크지 않은 것으로 밝혀졌기 때문에 수명연장이 시도될 때 가장 크게 대두되는 안전 현안이 압력-온도 한계곡선상의 적절한 안전운전 영역 확보이다.

이를 위하여 국내에서는 각 기관별로 별도의 해석 방법을 사용하여 압력-온도 한계곡선을 작성하고 있으며¹⁾ 이들의 신뢰성 또한 항상 논란이 되어왔다. 특히 압력-온도 한계곡선 생성시 필요한 해석 변수들의 영향이 안전운전영역의 설정에 큰 영향을 미치고 있다는 것이 일반적인 인식이다. 따라서 본 연구에서는 국내에서 가장 오래된 원자로 용기를 대상으로 압력-온도 한계곡선을 작성하며 이들 작성에 미치는 해석변수의 영향을 알아보기 위하여 균열길이, 균열방향, 클래드의 유무, 파괴인성, 냉각률 및 중성자조사량 등의 6가지를 변수로 선정하여 이들에 대하여 각 참여기관의 방법에 따라 문제를 해석한 후 결과를 제출하여 이들을 분석함으로써 압력-온도 한계곡선 작성을 위한 표준 해석 자료를 만들어 추후 평가에 활용하고자 하였다.

2. 해 석

2.1 원자로 용기

원자로 용기는 국내 원전 중 가장 취약할 것으로 예상되는 용기를 대상으로 하였으며 내경이 132 inch, 벽 두께가 6.5 inch, 그리고 클래드부의 두께는 0.125 inch이다.

해석 대상인 원자로 용기의 모재는 SA508 Class 2 (Grade 2 Class 1)로 이루어졌으며, 모재가 운전환경에 의해 부식되는 것을 방지하기 위한 클래드부는 스테인리스강으로 구성되었다.

해석에 사용된 운전조건은 원자로 용기 내부 냉각재의 운전 압력이 2250 psi, 운전 온도가 550°F의 정상상태를 유지하다가 냉각이 시작되는 것으로 가정한다. 또한 원자로 용기 내부 전체에 걸쳐 압력, 냉각재의 온도는 모두 동일하게 변하는 것으로 가정한다.

2.2 가상 균열

임의균열의 위치는 노출하단부로부터 약 128 inch 아래의 원주방향 용접부로 설정하였다. 용접부는 취성이 높고 균열발생의 빈도가 높은 부위로 사고발생시 균열의 진전으로 인한 파단가능성이 가장 높은 부위이다. 균열의 형상비(a/l)가 1/6인 균열로 가정하였고, 균열은 모두 클래드부를 관통한 표면균열로 가정하였다(그림 1).

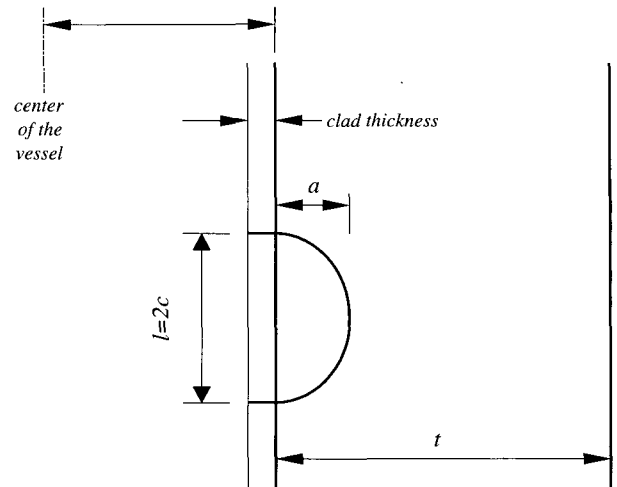


그림 1 Postulated crack

2.3 해석변수

압력-온도 한계곡선에 미치는 균열길이, 균열방향, 클래드, 파괴인성, 냉각률 및 중성자조사량의 영향을 알아보기 위해 다음과 같이 6개의 해석변수를 선정하였다.

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

가상균열은 지금까지 압력-온도 한계곡선을 결정하는데 사용한 축방향 균열과 Code Case N-588⁵⁾를 통하여 제안된 후, 1998년도 ASME Section XI, Appendix G의 개정판²⁾에서 허용하는 원주방향의 두 경우를 가정하였다.

클래드부는 모재에 비해 열팽창계수가 크기 때문에 용기 벽에 온도구배가 있을 경우, 클래드부에 의해 용기벽 내부에 열응력이 증가할 것으로 예상된다. 따라서 클래드부가 없는 경우와 0.125 inch의 클래드 두께를 갖는 두 가지 경우를 가정하였다. 파괴인성곡선은 지금까지 압력-온도 한계곡선을 결정하는데 사용한 ASME Section XI, Appendix G의 K_{IA} 곡선과 Code Case N-640⁶⁾에서 허용한 K_{IC} 곡선의 두 경우를 가정하였다. 식(1)과 식(2)는 각 경우에 대한 파괴인성곡선을 식으로 나타낸 것이다.

$$K_{IA} = 26.78 + 12.55 \exp [0.0145(T - RT_{NDT})] \quad (1)$$

$$K_{IC} = 33.2 + 20.734 \exp [0.02(T - RT_{NDT})] \quad (2)$$

여기서 K_{IA} 및 K_{IC} 의 단위는 $\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ 이고, T 와 기준무

연성천이온도(nil-ductility reference temperature : RT_{NDT})의 단위는 $^{\circ}\text{F}$ 이다.

원자로 용기의 가동연수가 증가함에 따라 중성자조사량($E > 1 \text{ MeV}$)이 증가하며 따라서 RT_{NDT} 가 증가하게 된다. 여기에서는 그 영향을 알아보기 위해 원자로 용기 내벽에서의 중성자조사량(f_{surf})이 $3 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 인 경우와 $6 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 인 두 가지 경우를 가정하였다. 초기 기준무연성천이온도 RT_{NDT0} 는 10°F , Cu 및 Ni의 함량은 각각 0.29 및 0.68weight%로 가정하였으며, 이 경우 [CF]값이 203.4°F 가 된다.⁷⁾ 또한 안전여유 M은 56°F 로 가정하였다. 기준무연성천이온도는 다음 식을 사용하여 계산한다.

$$RT_{NDT} = RT_{NDT0} + M + RT_{NDT}$$

$$= RT_{NDT0} + M + [\text{CF}] f^{0.28-0.10 \log f} \quad (3)$$

따라서 원자로 용기 내벽에서의 RT_{NDT} 는 $f_{surf}(10^{19} \text{ n/cm}^2)$ 가 3인 경우에는 308.4°F 이고, 6인 경우에는 338.2°F 이다.

한편 원자로 용기 내벽으로부터 거리에 따른 중성자조사량 $f(10^{19} \text{ n/cm}^2, E > 1 \text{ MeV})$ 는 다음 식을 사용하여 계산

한다.⁸⁾

$$f = f_{surf} e^{-0.24x} \quad (4)$$

여기서 x 는 내벽면으로부터의 길이(inch)이다. 이들 식을 이용하여 가상균열깊이에서의 중성자조사량 및 RT_{NDT} 를 계산하면 표 1와 같다.

냉각률은 냉각재 온도의 감소율로서, 최대값은 ASME Section XI, Appendix G에 100°F/hr 로 규정되어 있다. 그러나 이 냉각률은 실제 운전조건에 비해 상당히 보수적인 값으로 알려져 있다. 따라서 냉각률은 100°F/hr 와 50°F/hr 의 두 가지 경우를 가정하였다.

따라서 해석에 사용되는 경우의 수는 가상균열의 형상(길이, 방향), 냉각률, 파괴인성곡선 및 원자로 용기 내벽에서의 중성자조사량에 따라 표 2와 같이 구분하였다.

2.4 온도-압력 한계곡선의 작성

냉각 및 가열시 원자로를 안전하게 운전하기 위하여 필요한 압력-온도 한계곡선은 ASME Section XI, Appendix G의 절차에 따라 작성하였다.²⁾ 즉 가상균열깊이에서

표 1 Neutron fluence and RT_{NDT} at specified crack depths

<i>alt</i>	Clad thickness (inch)	Physical crack depth (inch)	Neutron fluence at inner surface ($\times 10^{19} \text{ n/cm}^2$)	Neutron fluence at crack tip ($\times 10^{19} \text{ n/cm}^2$)	RT_{NDT} at crack tip ($^{\circ}\text{F}$)
1/4	0	1.6250	3	2.0312	288.7
1/4	0.125	1.7500	6	3.9423	321.2
1/4	0.125	1.7500	3	1.9711	287.1
1/6	0.125	1.2083	3	2.2448	293.9
1/10	0	0.6500	3	2.5667	300.8
1/10	0.125	0.7750	3	2.4908	299.3

표 2 Analysis matrix for round robin

Case	Depth ratio (<i>a/t</i>)	Direction	Clad thickness (inch)	Toughness curve	Cooling rate ($^{\circ}\text{F/hr}$)	f_{surf} ($\times 10^{19} \text{ n/cm}^2$)
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_{IA}	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

임의의 온도에 대한 허용압력을 구하는 것으로서 임의로 가정된 온도변화율에 대한 허용 압력을 다음 요건으로부터 계산한다.

$$2K_{lm} + K_{It} < K_{IR} \quad (5)$$

여기서 K_{lm} 과 K_{It} 는 각각 압력에 의한 막응력과 열응력에 의한 응력확대계수이고, K_{IR} 은 재료의 파괴인성치로 K_{IA} 또는 K_{IC} 이다. 또한 K_{lm} 에 2를 곱한 것은 막응력에 대하여 안전여유를 고려한 것이다. K_{IR} 과 K_{It} 의 차로부터 K_{lm} 의 최대허용치를 계산할 수 있는데, K_{lm} 을 내압에 의한 함수로 정의하면 최대허용압력을 계산할 수 있다.

한편 계기의 오차를 보상하기 위하여 일반적으로 고려하고 있는 압력과 온도의 여유도(60psi, +10°F)는 본 해석에서 고려하지 않았다.

3. 결과 및 고찰

3.1 해석 Case별 비교

제안된 round robin에 대하여 총 9개 팀이 참가하였고 각 참여자가 수행한 해석은 표 3과 같으며 사용한 해석방법은 표 4와 같다.

C5의 경우, ASME Section III와 XI의 Appendix G의 가상균열에 해당하며, 참여자들이 각자 사용한 해석방법 간 비교의 기준이 될 수 있는 경우이다. C5에 대한 참여자들의 해석결과는 그림 2와 같다.

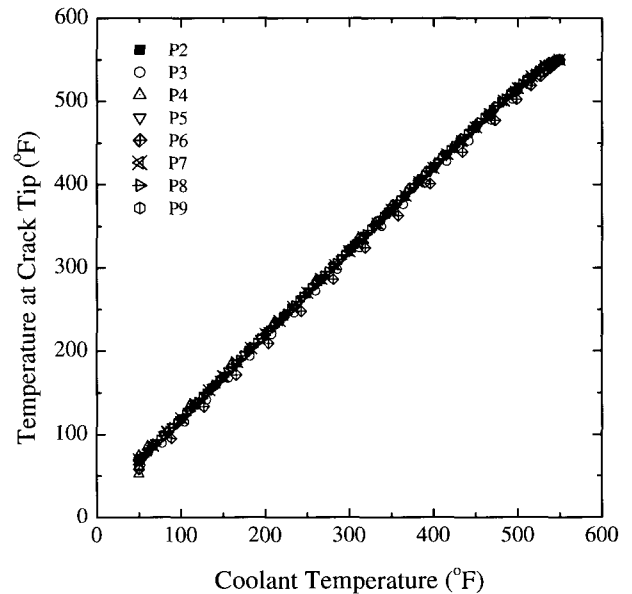
균열선단에서의 온도분포와 열응력에 의한 응력확대계수 모두 큰 차이를 나타낸다. 온도분포의 경우, 냉각수 온

표 3 Analysis performed by each participant

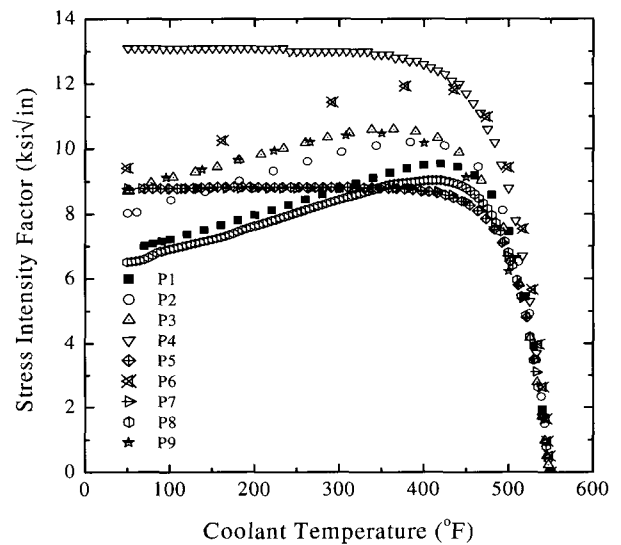
Case	Participants								
	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P9
C1	○	○	○		○	○	○	○	○
C2	○	○	○		○	○	○	○	○
C3	○	○	○		○	○	○	○	○
C4	○	○	○	○	○	○	○	○	○
C5	○	○	○		○	○	○	○	○
C6	○	○	○		○	○	○	○	○
C7	○	○	○		○	○	○		○
C8	○	○	○	○	○		○		○
C9		○	○	○	○		○		○
C10		○	○	○	○		○		○
C11		○	○	○	○		○		○
C12		○	○		○		○		○

표 4 Computer codes and approaches in the round robin

Participants	Analysis			P-T limit curve
	Heat Transfer	Stress	K_{It}	
P1	Analytical	Analytical	ASME	ASME
P2	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
P3	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
P4	PASTA	PASTA	PASTA	Manual
P5	VINTIN	VINTIN	VINTIN	VINTIN
P6	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
P7	FAVOR	FAVOR	FAVOR	Manual
P8	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual
P9	ABAQUS	ABAQUS	ABAQUS	Manual

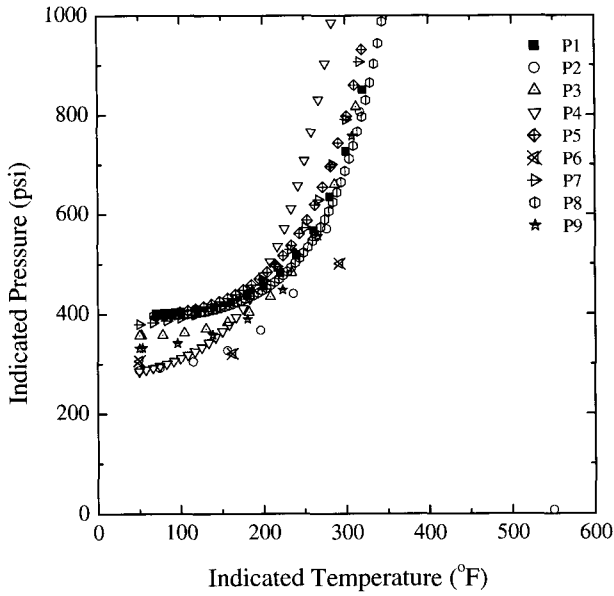


(a) Temperature distribution



(b) Thermal stress intensity factor

그림 2 Comparison of results for C5



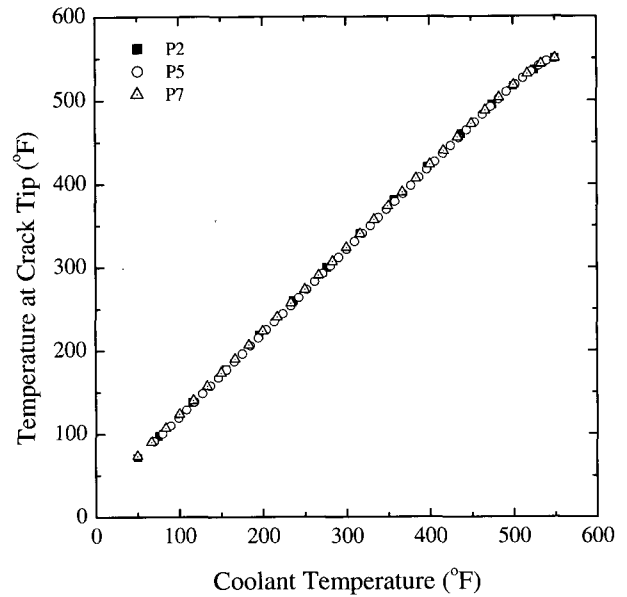
(c) Pressure-temperature limit curve

그림 2 Comparison of results for C5(Cont'd)

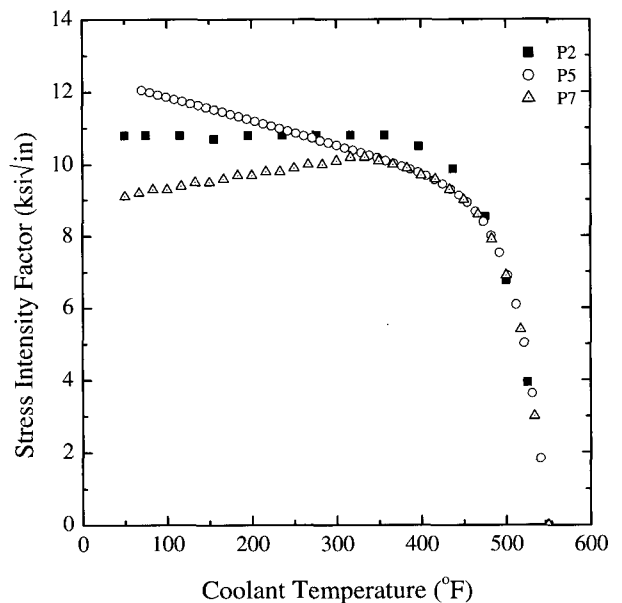
도 50°F를 기준으로 33%의 차이를 나타내었으며, 응력확대계수의 경우 100% 넘는 차이를 보였다. 특히 동일한 유한요소해석 프로그램을 사용한 참여자들 사이에도 40%가 넘는 차이를 나타내었다. 이러한 차이는 해석 조건들을 다양한 방법으로 가정하였기 때문에 발생한 결과로 본 보고서에서는 유한요소해석 결과는 P2 참여자를 기준으로 하고 다른 방법을 이용한 해석결과와 비교하였다. 또한 P2 참여자와 다른 해석방법을 이용한 참여자들의 해석결과를 보면 열응력확대계수의 경우 P4 참여자를 제외하고는 결과 경향이 유사하게 나타났으며, ASME 방법을 사용한 P1 결과가 유한요소해석결과보다 낮게 나타났다. P5와 P7 참여자의 경우, 유한요소해석결과와 유사하며 P4의 경우에는 다른 해석결과에 대해 비보수적인 해석결과를 나타낸다. P4의 경우, 냉각수 온도가 낮을수록 유한요소해석 결과에 가까워지며, 다른 참여자들의 해석결과는 냉각수 온도가 낮은 경우 유한요소해석결과에 비해 한계압력이 조금 높게 나타난다. ASME Section III와 XI의 Appendix G의 가상균열인 C5의 경우, 일부 참여자를 제외한 대부분의 참여자가 유사한 온도-압력 한계곡선 결과를 나타냈으며, 따라서 해석방법에 따른 차이는 크지 않다고 판단된다.

C1의 경우, C5에 클래드 두께를 고려한 것으로 각 참여자들의 해석결과는 그림 3과 같다. C1 균열에 대한 해석결과는 유한요소해석 참여자들과 함께 P5, P7 참여자가 결과를 제시하였다. 균열선단에서의 온도분포의 경우, 모든 참여자의 결과는 10% 이내로 잘 일치하였다. 그러나 열응

력에 의한 응력확대계수는 유한요소해석결과와 매우 다른 경향을 보이며 특히 P5의 경우, 유한요소해석결과와 달리 냉각수 온도가 낮아질수록 열응력확대계수가 점점 상승하는 경향을 나타낸다. 압력-온도 한계곡선 계산결과는 열응력확대계수의 차이에도 불구하고 대체로 잘 일치한다. 특히 클래드를 고려하지 않은 ASME 방법이 클래드를 고려한 방법의 결과와 유사하게 나타난다. 따라서 온도-압력 한계곡선 해석시 클래드 두께 변화는 무시할 만하다고 할 수 있다.

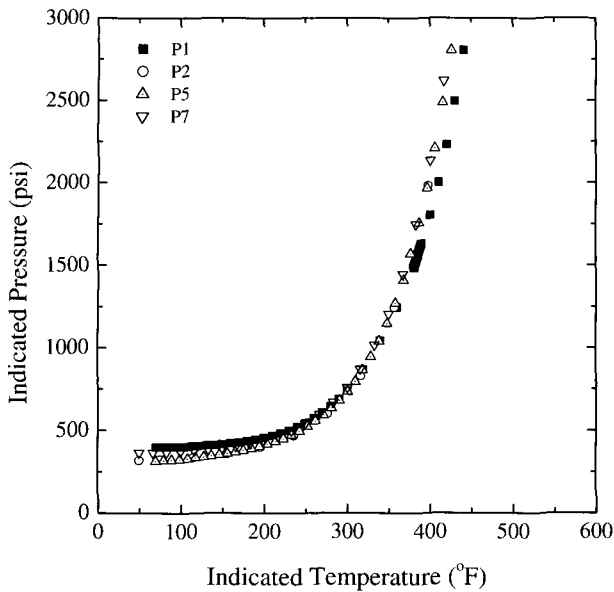


(a) Temperature distribution



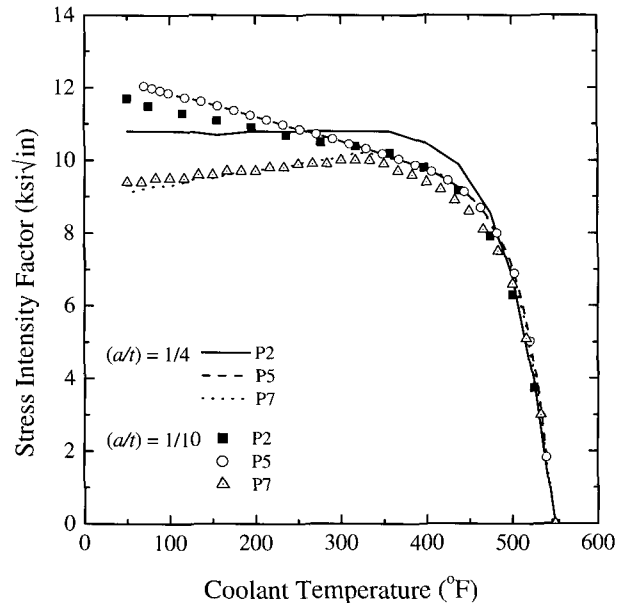
(b) Thermal stress intensity factor

그림 3 Comparison of results for C1



(c) Pressure-temperature limit curve

그림 3 Comparison of results for C1(Cont'd)



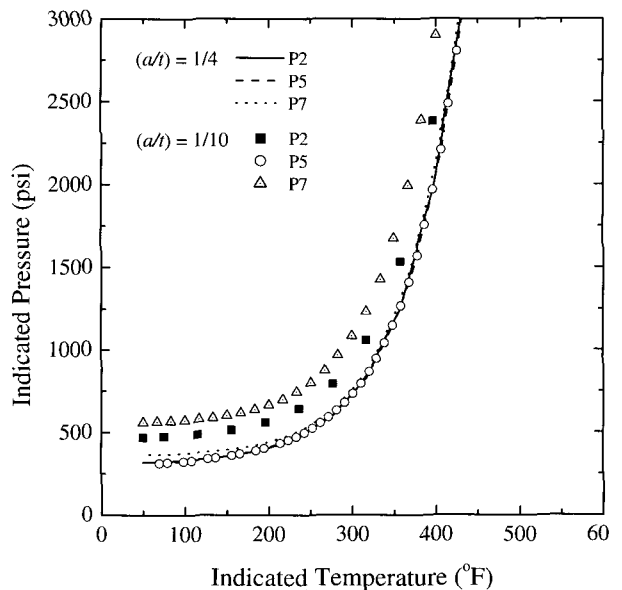
(a) Thermal stress intensity factor

3.2 해석변수의 영향

본 round robin에는 가상균열의 깊이, 방향, 클래드의 두께, 파괴인성곡선, 중성자조사량, 냉각률 등 총 6개의 해석변수가 선정되었다. 이 중 파괴인성곡선, 중성자조사량은 압력-온도 한계곡선 작성시에만 영향을 미치며, 그 외의 해석변수들은 균열선단의 온도분포, 열응력에 의한 응력확대계수에 영향을 미친다. 파괴인성곡선과 중성자조사량의 변화에 따른 압력-온도 한계곡선상의 허용압력의 변화 경향은 모든 참여자들의 결과에서 거의 유사하게 나타났다. 그 외의 해석변수에 따른 계산결과에 대한 각 참여자들의 해석결과를 다음과 같이 비교, 고찰하였다.

3.2.1 균열깊이

균열깊이의 영향을 고찰하기 위하여 클래드를 고려하고 냉각률이 100°F/hr이며 a/t 가 각각 1/4(C1), 1/10(C10)인 경우에 대한 응력확대계수와 압력-온도 한계곡선을 비교하였으며 그림 4와 같다. 열응력확대계수의 경우, 대부분 참여자의 결과가 균열깊이 ($a/t=1/4, 1/10$)에 따른 변화가 크지 않았다. 따라서 균열깊이는 열응력에 의한 응력확대계수 계산결과에 큰 영향을 주지 않는다. 압력-온도 한계곡선의 경우, a/t 가 1/4(C1)인 경우보다 1/10(C10)인 경우에 더 큰 허용압력을 나타낸다. 이는 균열깊이에 따라 내압에 의한 응력확대계수가 큰 영향을 미치지 때문이라고 판단된다. a/t 가 1/10(C10)인 경우에는 a/t 가 1/4(C1)인 경우와 달리 각 참여자의 해석결과에 많은 차이가 있으



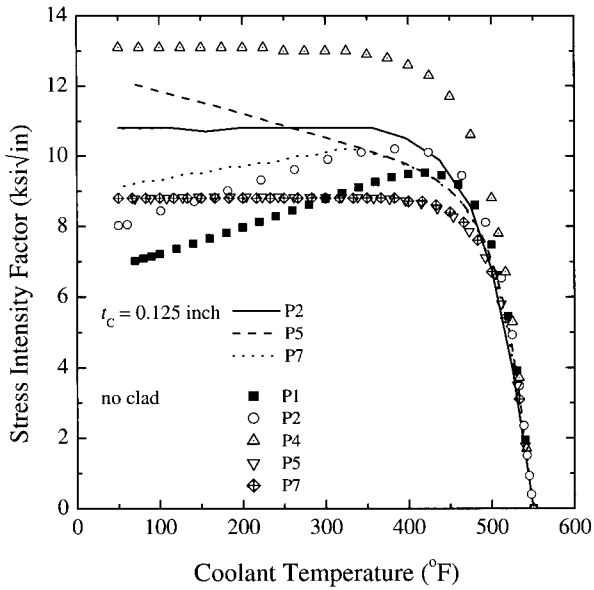
(b) Pressure-temperature limit curve

그림 4 Comparison of results for the effect of crack depth(C1, C10)

며, 해석방법에 따라 유한요소해석결과에 비해 보수적이거나 비보수적인 결과를 나타낸다.

3.2.2 클래드 유무

클래드의 영향을 고찰하기 위하여 a/t 가 1/4이고 냉각률이 100°F/hr이며 클래드를 고려한 경우(C1)와 고려하지 않은 경우(C5)에 대한 열응력확대계수와 압력-온도 한계곡선을 비교하였으며 그림 5와 같다. 열응력확대계수의



(a) Thermal stress intensity factor

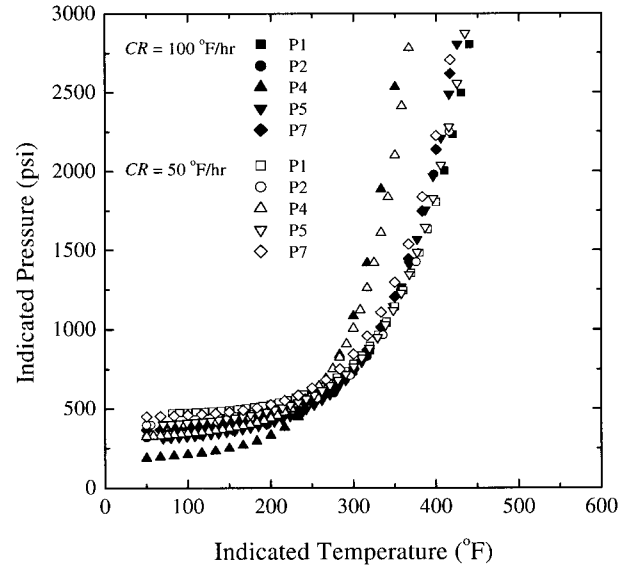
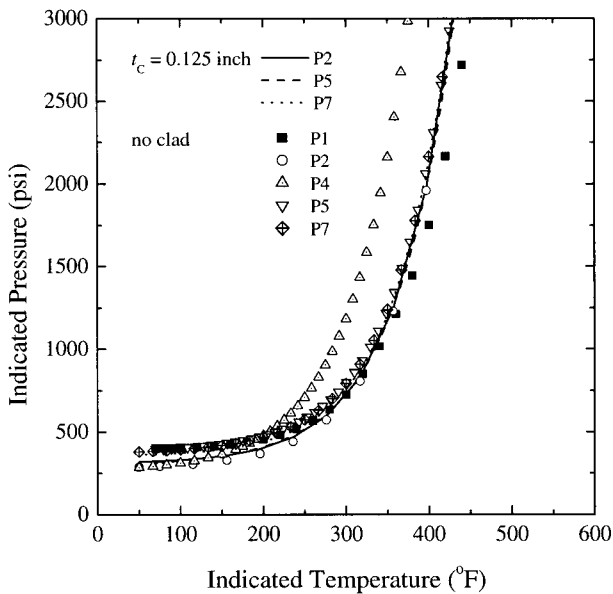


그림 6 Comparison of results for the effect of cooling rate(C1, C4)



(b) Pressure-temperature limit curve

그림 5 Comparison of results for the effect of cladding (C1, C5)

경우, 해석방법에 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.

3.2.3 균열방향

균열방향은 축방향과 원주방향이 각각 고려되었으며, 원주방향 균열에 대한 압력-온도 한계곡선상의 안전운전영역이 축방향에 비해 현저히 증가하는 경향은 대부분의 참여

표 5 Effect of crack direction on the margin increase of operation region

Participants	Allowable pressure (psi) at 100°F of coolant		% Increase (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

자들에게서 공통적으로 나타났다. 두 가지 방향의 가상균열에 대한 압력-온도 한계곡선 계산결과에서 냉각재의 온도가 100°F일 때의 허용압력을 기준으로 하여 비교한 결과는 표 5와 같다. 가상균열을 원주방향으로 가정하였을 경우가 축방향 균열인 경우에 비해 P1과 P4를 제외하고 약 2배 정도 증가하였다.

3.2.4 냉각률

냉각률이 낮으면 열응력에 의한 응력확대계수가 감소하여 압력-온도 한계곡선상의 안전운전영역이 증가할 것으로 예상된다, 대부분 참여자의 결과에서 냉각률이 100°F/hr와 50°F/hr인 경우에 허용압력이 교차하는 경향을 나타내었다. 두 가지 냉각률에 대한 허용압력이 교차하는 온도는 그림 6과 같으며, 대부분 330~350°F 정도의 범위였다.

즉, 냉각률이 감소하면 동일한 냉각재 온도에 대하여 모재에서의 온도구배가 감소하게 되므로 균열선단에서의 온도도 상대적으로 감소하게 되고 따라서 파괴인성도 감소한다. 또한 온도변화에 따른 열응력에 의한 응력확대계수의 변화보다는 파괴인성의 변화가 더 크므로 비교적 고온부에서는 냉각률이 큰 경우의 허용압력이 더욱 크게 나타났다.

3.3 유한요소해석인자의 민감도 분석

Round robin 해석결과 각 참여자별 결과가 예상보다 큰 차이를 나타내었다. 특히 정확하다고 알려진 유한요소 해석기법을 사용한 참여자들의 경우에도 동일한 유한요소 해석 프로그램을 사용하였음에도 불구하고 K_{II} 가 40%가 넘는 차이를 나타내었다. 따라서 결과분산의 원인을 파악하기 위해 유한요소해석에 사용되는 다양한 해석 조건에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 비교대상은 균열행상 C1, C5이며, 각 해석조건별 온도 변화 및 온도구배에 대한 열응력확대계수를 비교하였다.

유한요소해석은 범용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다. 유한요소모델은 대칭성을 고려하여 1/4만을 모델링하였으며 20절점 등사각주요소(20-node isoparametric quadratic brick element; C3D20R)를 사용하여 1,880개의 요소(element)와 9,193개의 절점(node)으로 구성하였다(그림 7). 하중조건은 냉각률만을 고려하였으며, 균열선단에서의 온도변화 및 온도구배에 따른 열응력확대계수 K_{II} 를 계산하였다.

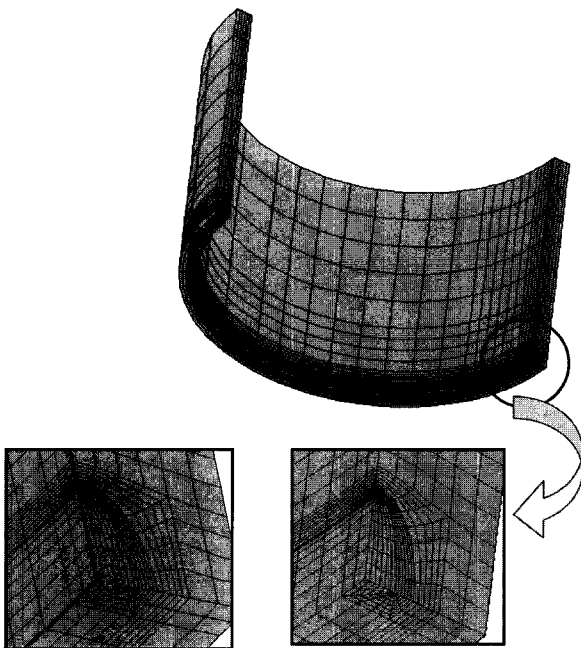


그림 7 Finite element model for axial surface crack

유한요소해석결과에 영향을 미칠 수 있는 해석변수는 재료물성치의 차이, 대류열전달계수의 차이, 경로에 따른 J -적분의 차이, K 계산방법의 차이, 균열면 열전달 고려 등이다.

3.3.1 타 참여자들과의 해석결과 비교

그림 8과 9는 각각 C1 및 C5에 대한 균열선단에서의 온도변화를 나타낸 것이다. 각 참여자별 해석결과는 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 일치

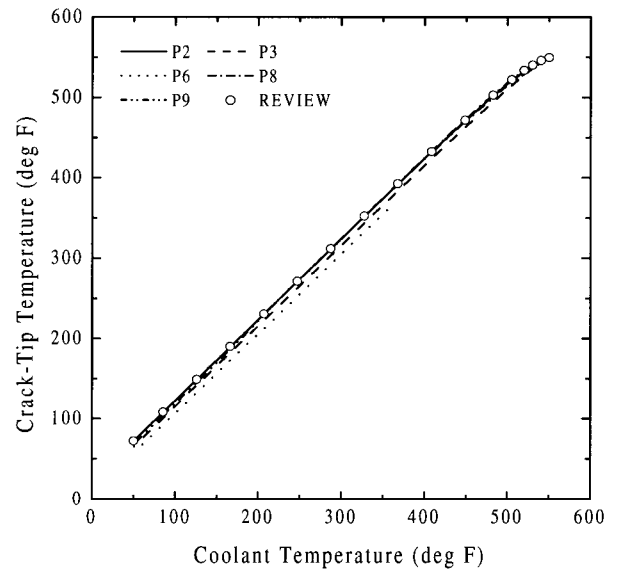


그림 8 Variation of crack-tip temperature for C1

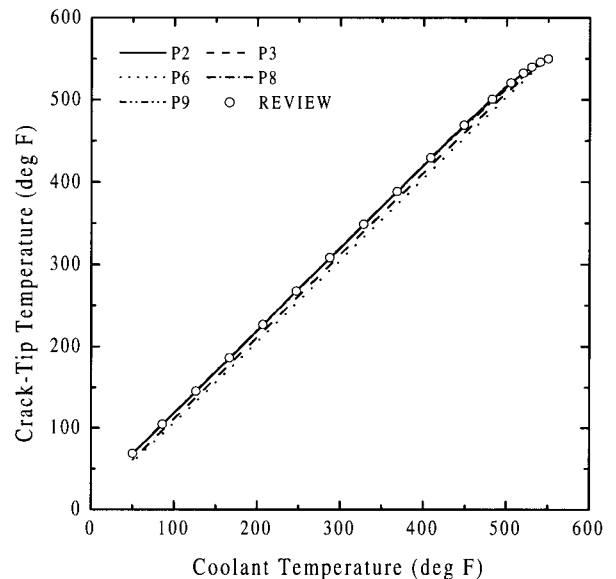


그림 9 Variation of crack-tip temperature for C5

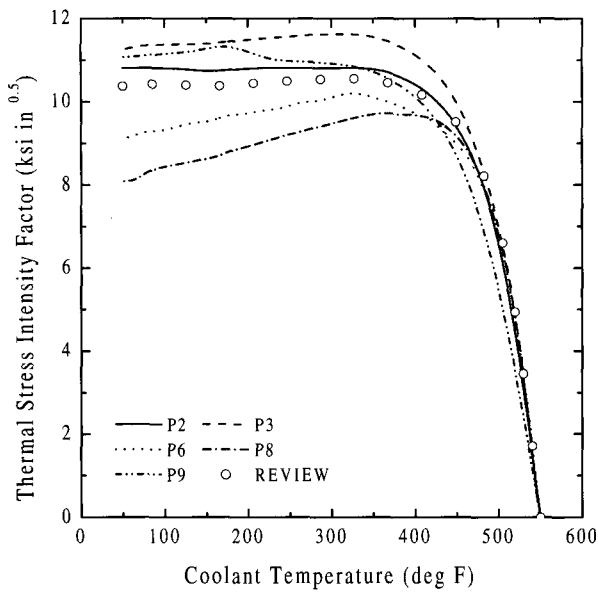


그림 10 Variation of thermal stress intensity factor for C1

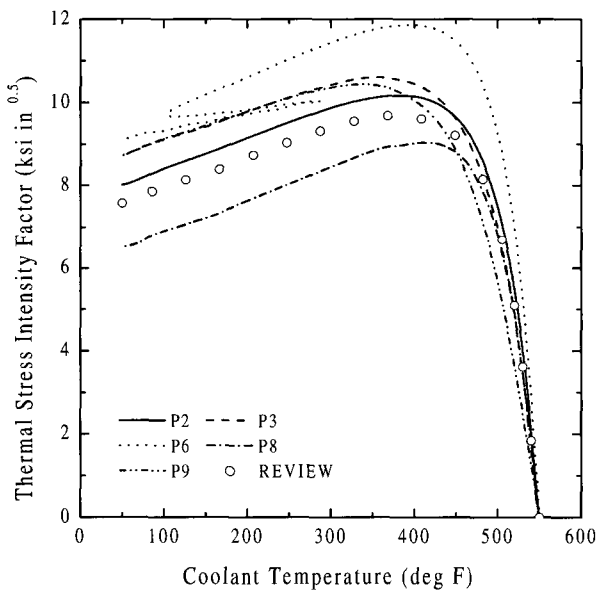


그림 11 Variation of thermal stress intensity factor for C5

하였다. 본 연구에서 해석한 결과(REVIEW)는 대다수의 참여자 결과와 유사하다. 그림 10과 11은 각각 C1 및 C5에 대한 열응력확대계수의 변화를 나타낸다. 열응력확대계수는 온도변화에 비해 더 큰 차이를 나타낸다. C1의 경우, 50°F를 기준으로 최대 39%, C5의 경우, 최대 44%의 차이를 나타낸다.

3.3.2 대류열전달계수

대류열전달계수가 해석결과에 미치는 영향을 살펴보기 위해 5000, 834.6, 100 Btu/hr-ft²-°F으로 변화시켜 해

석을 수행하였다. 이때 온도변화에 따른 대류열전달계수의 변화는 고려하지 않았으며, 동일한 값을 사용하였다. 그림 12는 C5에 대해 대류열전달계수 변화에 따른 균열선단에서의 온도변화를 나타내며, 그림 13은 온도구배에 의한 J-적분을 2번째 경로에 대해 나타낸 것이다. 균열선단 온도 변화의 경우, 50°F를 기준으로 최대 44%의 차이를 나타내었으며, J-적분의 경우에는 냉각수 온도가 높은 경우 큰 차이를 나타낸다. 따라서 대류열전달계수의 변화는 균열선단에서의 온도구배 뿐만 아니라 응력확대계수에도 큰 영향을 미친다고 할 수 있다. Round robin 각 참여자들은 대류열전달계수를 임의로 가정하여 사용하였으므로 참여자별

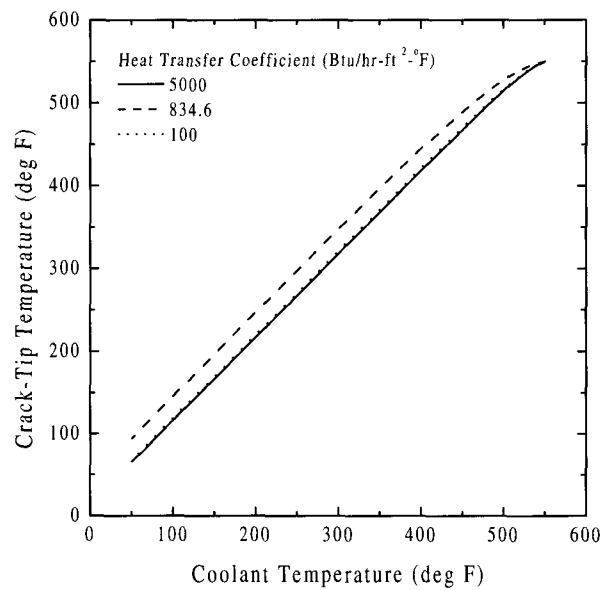


그림 12 Variation of crack-tip temperature with decreasing heat transfer coefficient for C5

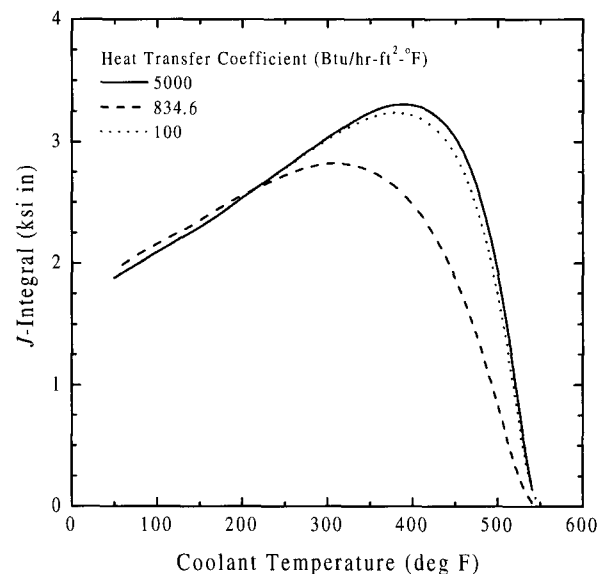


그림 13 Variation of J-integral with decreasing heat transfer coefficient for C5

정확한 해석결과를 비교하기 위해서는 동일한 대류열전달 계수 상태에서의 해석이 필요하다고 판단된다.

3.3.3 경로에 따른 J-적분

균열구조물에 온도구배만 존재하는 경우, 유한요소해석으로부터 얻은 J-적분은 경로 독립성이 성립하지 않을 수 있다. 그림 14와 15는 열전달계수를 834.6Btu/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

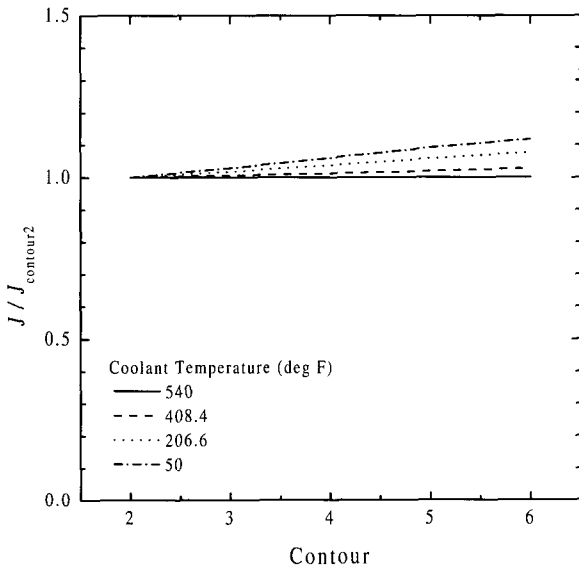


그림 14 Variation of J-integral for C1

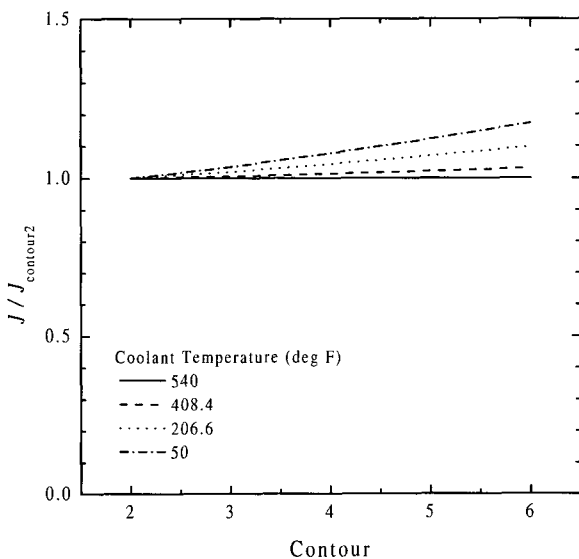


그림 15 Variation of J-integral for C5

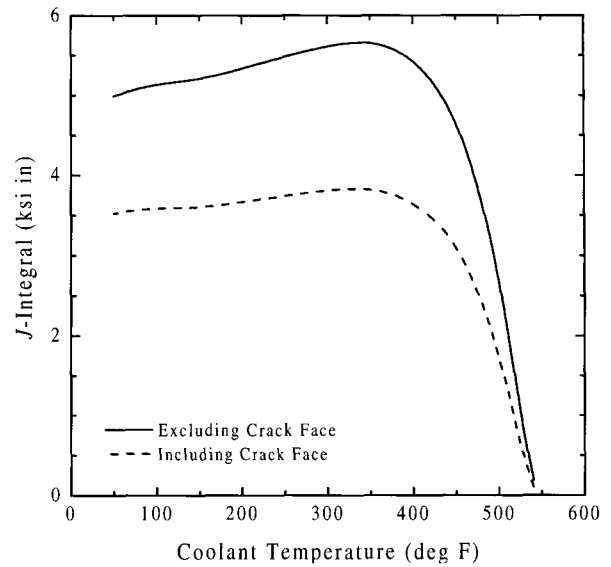


그림 16 Variation of J-integral considering crack face effect for C1

경우 최대 17%의 차이를 보인다. C1 및 C5 균열에 대해 최대 J-적분과 최소 J-적분값을 이용하여 응력확대계수를 계산한 것으로 C1의 경우에는 50°F를 기준으로 6%, C5의 경우에는 8%의 차이를 보인다. 따라서 어떤 경로에서의 J-적분을 사용하느냐에 따라 해석결과에 큰 영향을 미칠 수 있다.

3.3.4 균열면 열전달의 고려 여부

균열면에 대류 열전달이 작용하는 경우와 작용하지 않는 경우를 비교하였다. 그림 16은 C1에 대한 J-적분을 나타낸 것이다. 균열면 열전달을 고려한 경우 40% 이상의 큰 차이를 나타내며 따라서 균열면 열전달 역시 해석결과에 큰 영향을 미친다고 할 수 있다.

3.3.5 온도변화에 따른 E값 고려 여부

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

4. 결 론

국내 원전의 데이터를 이용하여 압력-온도 한계곡선에 대한 round robin을 수행하였다. 산업계, 연구소, 학계 및 규제기관 등 6개 기관에서 9개 팀의 결과를 서로 비교한 결과 해석방법에 따라 다소 차이를 보이지만 전체적인 경

향은 대체로 잘 일치함을 알 수 있었다. 또한 여러 가지 해석변수에 대한 해석결과를 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 균열선단에서의 온도분포는 유한요소해석이나 전용코드에 의한 해석결과가 큰 차이를 보이지 않았다.
- (2) 원자로 용기의 중성자조사량이 증가하면 압력-온도 한계곡선에서는 주로 높은 온도에서의 허용압력이 크게 감소하였으며 저온부에서는 거의 변화가 없었다.
- (3) 가상균열의 방향을 축방향에서 원주방향으로 변경할 경우 허용압력은 모든 온도 범위에서 크게 증가하였다. 또한 파괴인성곡선으로 K_{IC} 를 사용할 경우에도 허용압력이 증가하였다.
- (4) 냉각률이 감소하면 저온부에서는 허용압력이 다소 증가하지만 350°F보다 높은 온도에서는 오히려 감소하는 경향을 나타냈다.
- (5) 클래드 유무에 따른 허용압력의 변화는 크지 않았다.

참 고 문 헌

1. M. J. Jhung, Y. W. Park, "Generation of Pressure/Temperature Limit Curve for Reactor Operation", *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, Vol.10, No.4, 1997, pp.155~164
2. ASME, *Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure*, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, Appendix G, The American Society of Mechanical Engineers, 1998
3. W. Marshall, *An Assessment of the Integrity of PWR Pressure Vessels*, UKAEA, 1982
4. Dickson, T. L. Bass B. R., and Williams, P. T., "Validation of a Linear-Elastic Fracture Methodology for Postulated Flaws Embedded in the Wall of a Nuclear Reactor Pressure Vessel", *The American Society of Mechanical Engineers*, PVP-Vol.403, 2000
5. ASME, "Alternative to Reference Flaw Orientation of Appendix G for Circumferential Welds in Reactor Vessel", ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, Code Case N-588, *The American Society of Mechanical Engineers*, 1998
6. ASME, "Alternative Reference Fracture Toughness for Development of P-T Limit Curves", ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, Code Case N-640, *The American Society of Mechanical Engineers*, 1998
7. USNRC, Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events, 10 CFR 50 50.61, *US Nuclear Regulatory Commission*, 1998
8. USNRC, Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials, Regulatory Guide 1.99, Rev.2, *US Nuclear Regulatory Commission*, 1988