

주증기관 파단사고에 대한 원자로 용기의 가압열충격 해석

Pressurized Thermal Shock Analyses of Reactor Pressure Vessel for Main Steam Line Break

정 명 조* 박 윤 원** 장 창 희** 정 일 석**
Jhung, Myung-Jo Park, Youn-Won Jang, Chang-heui Jeong, Ill-Seok

요 지

본 연구에서는 국내에서 가장 취약할 것으로 예상되는 원자력발전소에 가압열충격 사고를 유발할 수 있는 주증기관 파단사고를 가정하여 열수력 해석과 파괴역학 해석을 수행하였다. 원전수명관리연구의 일환으로 계통열수력 해석 및 혼합열유동 해석에 의하여 구한 냉각재의 온도와 압력의 이력 및 용기의 재질성분으로부터 용기의 응력확대계수와 파괴인성치를 계산하고 이들을 비교하여 균열의 진전여부를 판단하여 형상계수가 1/6인 표면균열이 견딜 수 있는 최대 기준무연성천이온도를 결정하였다.

핵심용어 : 가압열충격, 주증기관 파단, 파괴인성, 무연성천이온도

Abstract

Plant specific analyses of the most limiting nuclear power plant in Korea have been performed for main steam line break. Thermal hydraulic analyses are performed to generate transient histories of pressure, temperature and heat transfer coefficient which may initiate a pressurized thermal shock. By performing fracture mechanics analyses, occurrence of crack growth is predicted during the transient. The maximum allowables of reference nil-ductility transition temperature are determined for surface cracks with aspect ratio of 1/6.

Keywords : *pressurized thermal shock, main steam line break, fracture toughness, nil-ductility transition temperature*

1. 서 론

원자로 용기는 원자력발전소의 여러 가지 계통, 구조물 및 기기 가운데 안전성 측면에서 가장 중요

한 기능을 담당하고 있으며 내부에 핵연료 집합체와 핵연료의 냉각 및 비등을 방지하기 위한 관련 구조물들이 매우 복잡하게 설치되어 있다. 또한 정상가동 시에는 핵분열로 인한 고온, 고압의 냉각수를 유지하

* 정희원 · 한국원자력안전기술원 공학연구실

** 한국전력공사 전력연구원 원자력연구실

· 이 논문에 대한 토론을 1999년 12월 31일까지 본 학회에 보내주시면 2000년 3월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

는 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 중성자에 조사되어 재료의 강도와 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사취화 현상이 발생한다. 이러한 조사취화는 발전소 가동년수가 증가함에 따라 취성과파괴의 위험을 가중시키게 되며 결국 발전소의 수명을 단축시키는 재료열화의 원인으로 작용하게 된다. 이를 위하여 압력용기에 대한 수명관리 연구가 활발히 진행 중이며 가압열충격에 의한 건전성 평가가 중요한 안전문제로 대두되었다. 여기서 가압열충격이란 심각한 파열각이 발생하고 동시에 혹은 바로 이어서 심각한 압력이 가해지는 사고를 말하며, 이는 대형 냉각재 상실사고시의 단순한 열충격문제와는 달리 심한 냉각으로 인해 발생한 열응력과 내압으로 인한 응력이 합쳐져서 용기 벽 내부에 큰 인장응력이 발생되고 또한 냉각에 의해 용기 벽의 온도가 기준무연성 천이온도보다 낮아지게 되어 재료의 파괴인성치가 현저하게 감소되므로 용기 벽에 균열이 존재하는 경우 균열이 전파하여 원자로 용기의 대형파괴사고를 초래할 수 있다. 해석 대상 발전소의 원자로 용기는 국내 원전 중 운전이력이 가장 길어 중성자 조사량이 가장 많으며 용접부위의 불순물 함량도 다른 발전소에 비해 상대적으로 많기 때문에 가압열충격 사고로 인한 원자로 용기 건전성 상실의 위험이 가장 큰 것으로 판단되어 왔으며 특히 재료감시시험의 결과 파괴인성의 여유가 크지 않은 것으로 밝혀졌다. 따라서 만일의 파열각사고 발생시에 대하여 원자로 용기의 건전성 유지 여부를 판단할 필요가 있다.

따라서 본 연구에서는 국내에서 가장 취약할 것으로 예상되는 원자력발전소에 가압열충격 사고를 유발할 수 있는 주증기관 파단사고를 가정하여 열수력 해석과 파괴역학 해석을 수행하였고 형상계수가 1/6인 표면균열이 허용할 수 있는 최대 기준무연성천이온도를 결정하였다.

2. 해 석

2.1 열수력 해석

열수력 해석의 수행을 위하여 가압열충격 초기사

건에 대하여 가압열충격 사건의 진행에 영향을 미치는 주요 발전소거동과 운전원 조치사항들을 표제로 선정하여 각 표제에 대한 분기여부를 결정하여 사건수목을 구성하였다. 초기사건 발생빈도 및 각 표제별 분기확률을 적용하여 각 사건추이별 발생빈도를 정량화하였다. 이렇게 결정된 사건추이의 수는 매우 많으므로 열수력적인 거동 특성과 발생빈도를 고려하여 그룹핑함으로써 열수력 해석의 대상이 되는 사건추이를 적절한 수준으로 유지하였다. 본 연구에서는 EPRI에서 개발된 열수력 해석 코드인 RETRAN-3D¹⁾를 사용하였다.

가압열충격 평가를 위한 열수력계통 해석시에는 노심손상여부를 판단하기 위한 안전해석시 적용하는 보수적인 경계조건과 대부분 상이하므로 Regulatory Guide 1.154²⁾에서는 1차 및 2차 계통의 특성을 검토하여 열수력거동에 영향을 미치는 기기와 구조물의 열전달영향을 반영한 최적평가(best estimate)를 수행하도록 권고하고 있다. 본 연구에서는 전출력 소형주증기관 파단사고의 기본적인 경우(base case)를 포함한 3 가지의 주증기관 파단 사고에 대한 해석 결과를 제시하였다(그림 1).

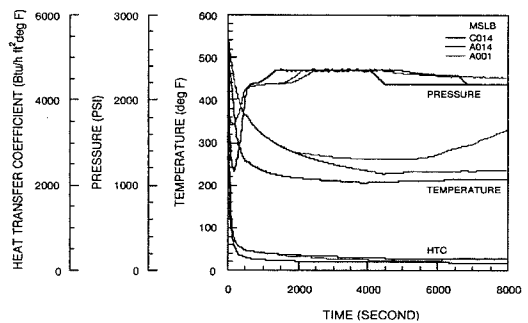


그림 1 Temperature, pressure and heat transfer coefficient histories for main steam line breaks

2.1.1 사건추이 A001(전출력 주증기관 소형파단사고 기본적인 경우)

A001은 전출력 소형 주증기관 파단사고 중 원자로 정지, 터빈 정지, 안전주입신호 발생, 주급수격리, 보조급수 및 충전유량 공급이 모두 정상적으로 이루어지는 Base Case이다. 주증기 격리밸브 전단에서의 소형파단 발생으로 2대의 증기발생기에서

모두 증기방출이 일어나지만 주증기 격리밸브 차단 후 파단 증기발생기로부터만 증기방출이 이루어진다. 냉각재계통 압력은 사고 초기에 약 1700 psia 까지 감소한 후, 가압기 전열기와 고압안전주입수의 동작에 의해 압력이 안전주입탱크 동작압력 이상에서 회복된다. 압력 감소 후 회복단계에서는 고압안전주입에 의해 계통압력이 고압안전주입 차단압력(2183 psia) 이상으로 증가된다. 이후 가압기 수위설정치에 따라 조절되는 충전유량과 가압기 가열기에 의해 계통 압력이 가압기 압력방출밸브 개방 설정치(2350 psia) 이상으로 증가한다. 이로 인해 가압기 압력방출밸브의 개방/단힘(압력제어) 반복에 의해 계통 압력이 유지된다. 냉각재 계통 압력이 가압기 압력방출밸브 압력 개방 설정치인 2350 psia 이하로 감소하는 4331초부터는 PID 제어에 의한 압력방출밸브의 개방/단힘이 반복적으로 이루어지는 상태에서 계산 종료시까지 계통 압력이 유지된다.

온도의 경우 운전원 조치에 의해 주증기 격리밸브가 차단되는 1222초까지는 증기발생기 A, B에서 모두 증기방출이 발생하여 원자로 냉각재계통 유로 A, B가 동일한 경향을 보인다. 유로 A는 주증기 격리밸브 차단 후에도 파단부위를 통한 지속적인 증기방출로 온도가 259°F까지 서서히 감소하다가 안전주입신호 발생 후 1800초에 감압증기발생기 보조급수 격리조치가 이루어짐에 따라 온도감소가 더 이상 발생하지 않고 5000초 이후에는 2차측 냉각재 재고량 감소에 의해 온도가 서서히 증가한다. 유로 B는 주증기 격리밸브 차단에 의해 더 이상 증기방출이 발생하지 않으며 287°F 이상에서 온도가 유지되다가 5500초 경부터 온도가 서서히 증가한다.

2.1.2 사건추이 A014(전출력 주증기관 소형파단사고)

A014는 원자로 정지, 터빈 정지, 안전주입신호 발생, 주증기 격리밸브 차단은 A001과 동일하지만 보조급수와 충전유량 조절 실패로 최대 유량이 공급되는 사건이다.

압력의 변화는 약 1222초까지 A001과 동일한 거동을 보이다가 충전유량 조절실패로 최대 유량이 공급되면서 계통 압력이 가압기 압력방출밸브 개방 설정치(2350 psia) 이상으로 증가한다. 이로 인해 사고 개시 후 2504초부터 가압기 압력방출밸브의

개방/단힘(압력 제어) 반복에 의해 계통 압력이 유지된다. 이후 냉각재 계통 압력이 가압기 압력방출밸브 압력 개방 설정치인 2350 psia 이하로 감소하여 6603초부터는 PID 제어에 의한 압력방출밸브의 개방/단힘이 반복적으로 이루어지는 상태에서 계산 종료시까지 계통 압력이 유지된다. A001과 비교하여 거의 동일한 압력이 사고 전반에 걸쳐 유지된다.

주증기 격리밸브 전단 소형파단 발생시 주증기 격리밸브의 차단이 이루어지지 않기 때문에 증기발생기 A, B에서 동일한 증기 방출이 발생하여 원자로 냉각재계통 유로 A와 B가 동일한 경향을 보인다. 사고 초반 증기방출량 증가와 원자로 정지에 의해 온도가 빠르게 감소하다가 파단 부위를 통한 증기 방출로 노심의 잔열제거가 이루어지면서 온도가 서서히 감소하며 고압안전주입 종료 후에는 온도 감소율이 더욱 완만해진다. 사고 종료시 약 230°F에서 온도가 안정된다. A001과 비교하여 주증기 격리밸브 차단 및 감압 증기발생기 격리조치가 이루어지지 않음에 따라 보조급수가 계속 공급되고 증기발생기 A, B로부터 모두 증기 방출이 발생하여 원자로 냉각재 계통의 온도 감소가 더욱 크게 나타났다. 즉, A001의 경우에는 주증기 격리밸브 차단 및 증기발생기 A 보조급수 격리 조치 후 증기발생기 A의 2차측 냉각재 재고량에 의한 증기 방출만이 발생하지만, 본 사건에서는 지속적인 보조급수 공급에 의해 증기발생기 A, B로부터 모두 증기방출이 발생하여 온도 감소율이 크게 나타났다.

2.1.3 사건추이 C014(전출력 주증기관 대형파단사고)

증기발생기 A의 주증기 격리밸브 전단 대형 파단 사고 발생 후 감압 증기발생기 격리 실패, 보조급수의 과잉공급과 충전 유량 감발 실패가 A001과 다르다. 원자로 및 터빈 정지와 주증기 격리밸브 차단, 고압안전주입은 정상적으로 동작한다. 주증기 격리밸브 전단에서 대형파단이 발생하면 사고발생과 거의 동시에(0.2초) 주증기 격리밸브가 차단된다. 따라서 사고가 발생한 1대의 증기발생기로부터 증기방출이 이루어진다. 냉각재계통 압력은 사고 초기에 약 1140 psia까지 감소한 후, 가압기 전열기와 고압안전주입수의 동작에 의해 압력이 회복된다.

따라서 계통 압력은 안전주입탱크 동작압력 이상으로 유지된다. 압력 감소 후 회복단계에서는 고압안전주입과 충전유량 최대공급, 가압기 전열기의 동작에 의해 계통압력이 고압안전주입 차단압력(2183 psia) 이상으로 증가된다. 이후에는 충전유량 조절 실패로 계통 압력이 가압기 압력방출밸브 개방 설정치 이상으로 증가한다. 이로 인해 사고 개시 후 1364초부터 가압기 압력방출밸브의 개방/닫힘(압력 제어) 반복에 의해 4090초까지 냉각재 계통 압력이 유지되나 이후에는 운전원이 가압기 만수위로 인해 추가 기동한 충전펌프를 정지하여 충전 유량이 최소량만 주입됨에 따라 PID 제어 모드에 의한 가압기 압력방출밸브의 개방은 발생하지 않으며, 고압안전주입수의 주입에 의해 고압안전주입수 주입 압력인 2183 psia에서 압력이 유지된다.

주증기 격리밸브 전단 대형파단과 동시에 주증기 격리밸브가 닫힘으로 인해 증기발생기 A만 감압되고 증기발생기 B에서는 증기방출이 발생하지 않는다. 유로 A의 온도를 살펴보면, 감압증기발생기 격리조치가 실패함에 따라 보조급수가 계속 공급됨으로써 냉각이 계속되다가 증기발생기 만수위(96%) 신호에 의해 3778초에 비상운전절차의 운전원 조치에 따라 증기발생기 A의 보조급수가 차단된다. 이후 계속적인 증기발생기 A의 2차측 냉각재 재고량의 증기방출에 의해 열제거가 이루어지면서 유로 A의 온도가 거의 일정하게 유지되는 현상을 나타낸다. 한편 증기발생기 B는 주증기 격리밸브 차단으로 증기 방출에 의한 열제거가 이루어지지 않으므로 유로 정체가 발생한다. 이로 인해 고온관 온도는 일정하게 유지되고 안전주입수가 공급되는 동안 저온관 온도는 급속히 감소된다. 이후 저온관 온도는 안전주입수와 충전수 온도보다 약간 높은 90°F에서 안정된다. 하향유로(downcomer)의 온도는 유로 A에서만 유량이 형성되고 유로 B는 정체됨에 따라 유로 A의 저온관 온도와 동일하게 205°F 정도까지 감소한 후 안정된다.

2.2 파괴역학 해석

파괴역학 해석에 사용되는 원자로 용기 내에서의 압력과 주입되는 냉각재의 온도변화 및 냉각재와 용기사이의 열전달계수는 윗 절에서 구한 계통열수

표 1 Vessel parameters of nuclear power plant

Parameters		Value
Vessel	Thickness	6.5 inches
	Inner radius	66.0 inches
Material	SA508 Class 2	
	Cu content	0.29 wgt %
	Ni content	0.68 wgt %
Initial RT_{NDT}		-10°F

력 해석 및 혼합열유동 해석의 결과를 이용하였다. 각 시점에서의 내압과 냉각재의 온도로부터 용기 벽의 온도분포를 축대칭 열전달 해석^{3),4)}을 통하여 구하고 응력분포는 Lamé의 식을 이용하여 구하였다⁵⁾. 이로부터 나온 결과와 중성자조사량, 강재의 화학성분으로부터 ASME Code Section XI, Appendix A의 절차⁶⁾에 따라 응력확대계수와 파괴인성치의 용기 벽에 따른 분포를 구하고 각 시점에서 응력확대계수와 파괴인성치를 비교하여 가정된 균열의 진전 여부를 결정하였다^{7),8)}.

건전성 평가에서는 조사취화에 예민한 용접부위가 가장 큰 관심사이므로 본 해석에서는 용접부위에 대하여 해석하였다. 해석에 사용된 변수들은 표 1과 같고, 결합형상은 ASME Code Section XI, Appendix G⁹⁾에서 가정된 형상계수가 1/6인 표면 결합으로 하였다.

균열 선단에서의 시간에 따른 온도분포로부터 기준 무연성천이온도 (Nil-ductility reference temperature : RT_{NDT})를 가정하면 정지하고 있는 균열의 전파여부를 판단하는 파괴인성치인 K_{IC} 를 다음과 같이 구할 수 있다⁶⁾.

$$K_{IC} = 33.2 + 20.734 \exp(0.02(T - RT_{NDT})) \quad (1)$$

따라서 균열선단에서의 응력확대계수 K_I 과 파괴인성치의 변화를 시간에 따라서 비교하여 K_I 이 K_{IC} 보다 클 때 균열이 전파하기 시작하므로 RT_{NDT} 를 변화시키면서 K_I 이 K_{IC} 보다 최초로 커지는 K_{IC} 곡선을 구할 수 있고 이 때의 RT_{NDT} 가 최대 허용값이 된다(그림 2). 즉 K_I 곡선과 K_{IC} 곡선이 접할 때의 RT_{NDT} 가 최대 허용치이고 이를 tangent criteria에 의한 값이라고 한다. 한편 응력확대계수가 일

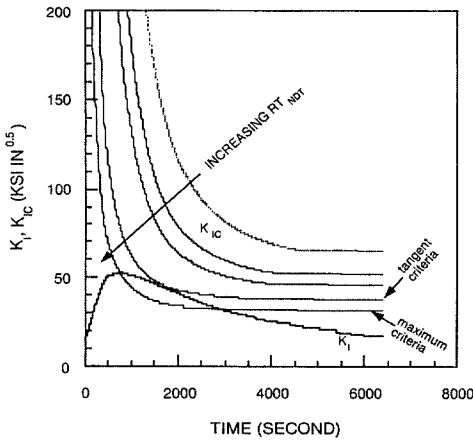


그림 2 Determination of maximum allowable transition temperature

정하게 유지되거나 감소하는 동안에는 비록 이것이 파괴인성치보다 크더라도 균열은 진전되지 않는다는 Warm Prestressing(WPS) 효과를 고려하면^{11), 12)} K_I 가 감소하고 있는 동안에는 균열의 진전이 발생하지 않으므로 이를 제외하면 K_{IC} 곡선이 K_I 곡선의 최대점과 만날 때의 RT_{NDT} 가 최대 허용치가 되며 이를 maximum criteria에 의한 값이라고 한다. 이와 같이 구해진 허용 RT_{NDT} 로부터 허용 중성자조사량 f 는 초기 중성자조사량 $RT_{NDT(U)}$ 및 구리와 니켈의 함유량에 의한 화학인자(chemistry factor : CF)를 알면 다음 식으로부터 구할 수 있다¹⁰⁾.

$$RT_{NDT} = RT_{NDT(U)} + M + \Delta RT_{NDT}$$

$$= RT_{NDT(U)} + M + CF \times f^{0.28-0.10 \log f} \quad (2)$$

안전여유 M 은 $RT_{NDT(U)}$, 구리와 니켈의 함량, 조사량 및 계산 절차상의 불확실성을 고려하기 위하여 추가되는 항으로 다음과 같이 계산된다.

$$M = 2 \times \sqrt{\sigma_U^2 + \sigma_d^2} \quad (3)$$

여기서 σ_U 는 $RT_{NDT(U)}$ 에 대한 표준편차이고 σ_d 는 ΔRT_{NDT} 에 대한 표준편차이다. 한편 중성자 조사량은 내벽면에서의 값을 기준으로 하고 있으므로 균열선단에서의 조사량 f 로부터 내벽면에서의 조사량 f_{surf} ($10^{19}n/cm^2$, $E > 1$ MeV)는 다음 식에서 구할 수 있다.

$$f = f_{surf} \exp(-0.24a) \quad (4)$$

여기서 a 는 내벽면으로부터의 길이이다.

또한 내벽면에서의 허용치는 식 (2)로부터 구할 수 있으며 이 값이 가압열충격에 대한 균열의 진전 여부를 판단하는 기준이 되는 온도이다. 즉 수명기간 동안 내벽면의 기준무연성전이온도가 이 값을 초과할 경우 균열이 진전하므로 이를 방지하기 위하여 특별한 조치가 취해져야 한다.

3. 결과 및 고찰

가압열충격을 유발할 수 있는 사고로써 주증기관 파단사고를 선정하였고 이에 대하여 열수력계통 및 혼합유동 해석을 수행하였다. 사고 발생빈도에 따라 표 2와 같이 몇 가지의 사고로 세분하였으며 이들에 대한 온도, 압력 및 열전달계수의 변화는 그림 1과 같다.

표 2 Initiating events for PTS

Event ID	Description	Frequency(/yr)
C014	Large Main Steam Line Break	7.32E-5
A014	Small Main Steam Line Break	3.07E-4
A001	Small Main Steam Line Break (Base Case)	8.09E-4

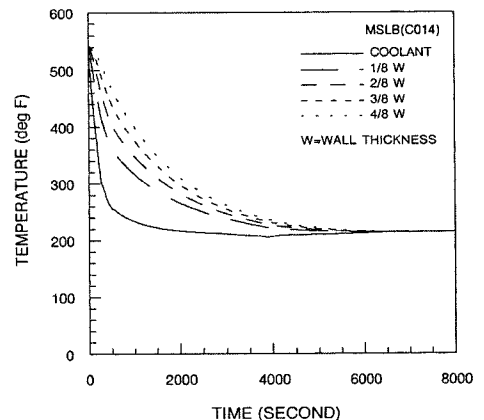


그림 3 Temperature histories at vessel wall

표 3 Maximum stress intensity factors for PTS events

Event ID	Crack depth/thickness (a/w)	Crack Orientation			
		Axial		Circumferential	
		SIF(ksi in ⁵)	Time(sec)	SIF(ksi in ⁵)	Time(sec)
C014	1/8	94.0	540	68.6	525
	2/8	123.4	555	87.1	540
	3/8	148.9	555	102.4	540
	4/8	181.4	570	122.4	540
A014	1/8	75.7	750	52.7	744
	2/8	101.2	760	68.3	760
	3/8	124.1	770	81.6	768
	4/8	152.7	770	98.7	760
A001	1/8	75.5	750	52.7	744
	2/8	101.2	760	68.3	760
	3/8	124.1	770	81.6	768
	4/8	152.7	770	98.7	760

표 4 Maximum allowable RT_{NDT} s for PTS events

Event ID	Crack		Maximum criteria RT_{NDT} (°F)	Tangent Criteria				
	Orientation	a/w		RT_{NDT} (°F)	@time (sec)	f (E19n/cm ²)	f_{surf} (E19n/cm ²)	RT_{NDT} @surf (°F)
C014	Axial	1/8	303	240	3820	0.85	1.03	251
		2/8	324	200	4060	0.42	0.62	222
		3/8	345	179	6110	0.28	0.50	210
		4/8	361	159	6630	0.19	0.41	199
	Circf.	1/8	333	303	1326	2.71	3.29	312
		2/8	352	283	2210	1.84	2.72	303
		3/8	374	252	3820	1.05	1.88	284
		4/8	390	222	4060	0.62	1.35	266
A014	Axial	1/8	364	257	4500	1.15	1.40	268
		2/8	368	220	4820	0.60	0.89	242
		3/8	378	197	6550	0.40	0.72	230
		4/8	384	178	6550	0.28	0.61	221
	Circf.	1/8	403	362	1890	>10	>10	>362
		2/8	402	313	3095	3.33	4.92	330
		3/8	410	270	4540	1.45	2.60	301
		4/8	417	243	4860	0.90	1.96	286
A001	Axial	1/8	364	292	3260	2.18	2.65	302
		2/8	368	252	5030	1.05	1.55	274
		3/8	378	229	5470	0.70	1.26	262
		4/8	384	211	5670	0.51	1.11	255
	Circf.	1/8	403	363	1730	>10	>10	>363
		2/8	402	331	2370	5.04	7.44	345
		3/8	410	305	3900	2.82	5.06	331
		4/8	417	275	5110	1.59	3.47	315

해석결과로서 그림 3에서는 시간에 대한 냉각재 및 용기 각 부위의 온도변화, 그림 4~그림 5는 응력의 변화, 그림 6~그림 7은 K_I 의 변화, 그림 8~그림 9는 $a/w=1/8$ 인 균열의 경우 최대 허용 RT_{NDT} 를 결정하는 그림을 각각 보이고 있다. 한편 균열 선단에서의 최대 응력확대계수는 표 3과 같고 그림 8~그림 9로부터 결정된 최대 허용 RT_{NDT} 는 표 4와 같다.

해석에 사용된 원자로 용기 용접부의 경우 $RT_{NDT(U)}$ 는 -10°F 이고 M 은 56°F 이며 구리와 니켈의 함량이 각각 0.29%와 0.68%이므로¹³⁾ 참고문헌 [10]의 Table 1에서 CF 는 203°F 이므로 RT_{NDT} 와 중성자조사량 f 의 관계는 식 (2)로부터 다음과 같다.

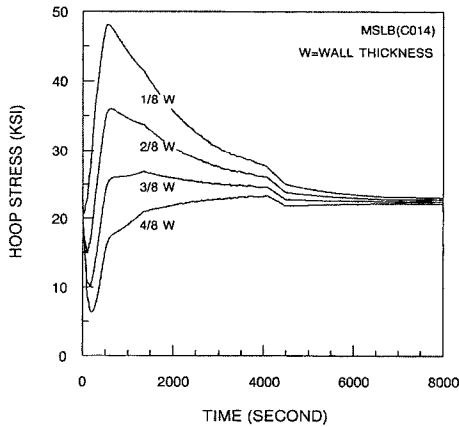


그림 4 Hoop stress histories

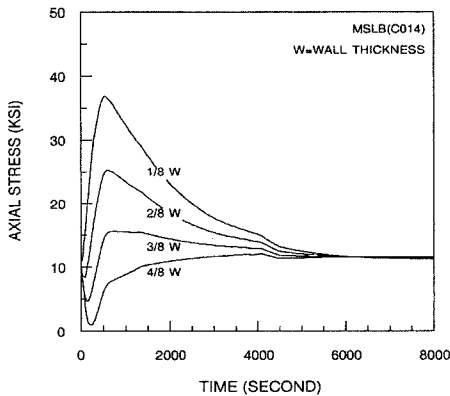


그림 5 Axial stress histories

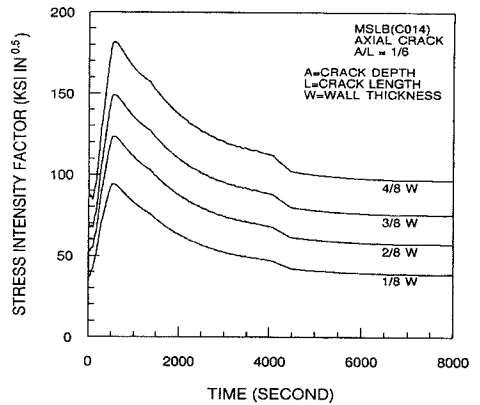


그림 6 Stress intensity factor histories at the axial surface crack tips

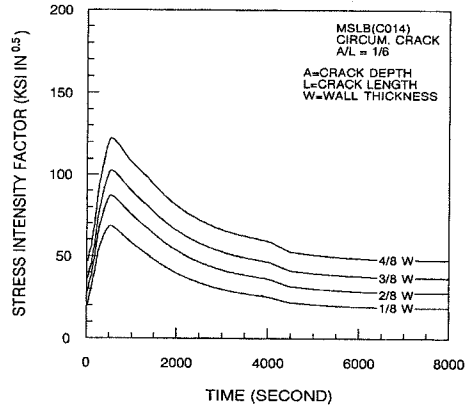


그림 7 Stress intensity factor histories at the circumferential surface crack tips

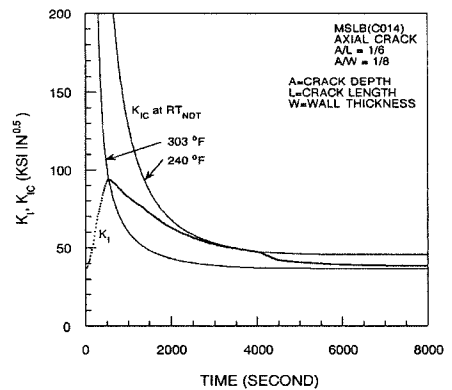


그림 8 Determination of allowable RT_{NDT} for axial surface crack.

$$RT_{NDT} = -10 + 56 + 203 \times f^{0.28-0.10 \log f} \quad (5)$$

따라서 RT_{NDT} 는 알고 있으므로 식 (5)로부터 중성자조사량을 계산할 수 있고 식 (4)를 이용하여 내벽면의 중성자조사량을 구하여 다시 용기 내벽면에서의 RT_{NDT} 를 계산하였으며 이 값이 최대 허용 RT_{NDT} 가 된다 (그림 10). 그림에서 보는 바와 같이 축방향 및 원주방향 균열의 허용 RT_{NDT} 는 약 60°F 이상의 차이를 보이고 있으며 대형 주증기관 파단사고인 경우 원주방향 균열의 $a/w = 2/8$ 인 크기까지는 약 300°F 의 RT_{NDT} 에서도 균열이 진전하지 않음을 알 수 있다.

한편 축방향 및 원주방향 균열에 대하여 수명말기에서의 RT_{NDT} 가 각각 270°F 및 300°F 를 초과

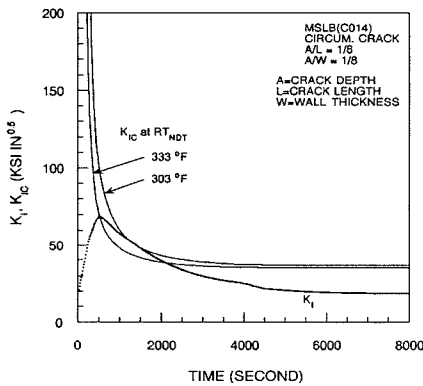


그림 9 Determination of allowable RT_{NDT} for circumferential surface crack

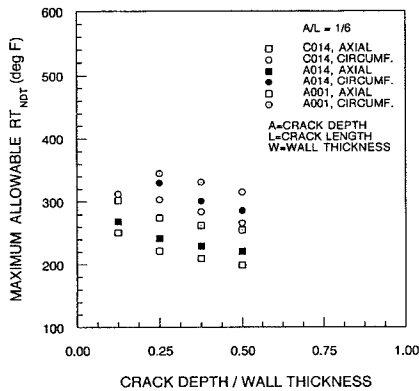


그림 10 Maximum allowable RT_{NDT}

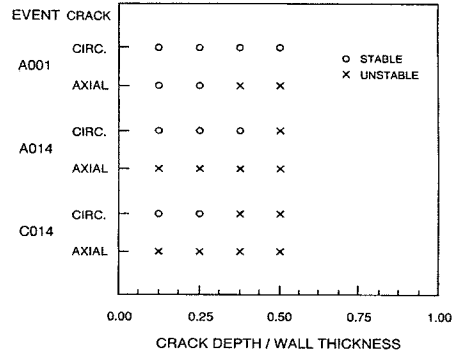


그림 11 Stable and unstable crack sizes for each transient

할 경우 가압열충격 사고의 가능성에 대한 평가가 요구되고 있는데¹⁴⁾ 주증기관 파단사고의 경우 WPS 효과를 고려하면 균열선단에서의 최대 허용 RT_{NDT} 는 모든 크기의 균열에 대하여 300°F 이상이므로 가압열충격 사고의 가능성이 없으나, WPS 효과를 고려하지 않으면 그림 11과 같이 일정 이상의 균열에 대하여는 가압열충격 사고의 가능성이 있음을 예견할 수 있다.

이상과 같은 해석결과는 입력 데이터의 적절성 등의 많은 불확정요인을 포함하고 있으므로 최종적인 결론을 내릴 단계는 아니나 가압열충격이 조건에 따라서는 매우 심각한 상황으로 될 수 있다는 것을 보여주고 있다.

4. 결 론

국내에서 가장 취약한 것으로 예상되는 원자력발전소에 가압열충격 사고가 발생할 경우를 가정하여 원자로 용기의 구조건전성을 평가하였다. 가압열충격 사고를 유발할 수 있는 주증기관 파단사고에 대한 냉각재의 온도, 압력 및 열전달계수의 이력, 용기의 재질성분으로부터 용기의 벽면에 따른 응력확대계수와 파괴인성치를 계산하고 이들을 비교하여 가정된 균열의 진전여부를 예측하였다.

해석결과로써 가정된 균열이 진전하지 않을 최대의 기준무연성천이온도를 결정하였고 따라서 가정된 결함이 존재할 경우 수명기간 동안 감시시험의 결과에 의하여 이 값이 초과되지 않을 것으로 판단

될 경우 가압열충격에 의한 원자로 용기의 손상은 없을 것으로 예측된다. 한편 축방향 및 원주방향 균열의 허용치는 약 60°F 이상의 차이를 보이고 있으며 WPS 효과를 고려하면 균열선단에서의 최대 허용치가 300°F 이상으로 WPS 효과를 고려하지 않을 경우와 비교하여 약 30°F~170°F 의 차이를 보이고 있다.

가압열충격 사고를 유발할 수 있는 다른 사고에 대해서도 본 연구에서와 같은 해석을 수행함으로써 원자로 용기의 구조적 건전성을 평가할 수 있으리라 사료된다.

참 고 문 헌

1. EPRI, *RETRAN-3D, A Program For Transient Thermal Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow System*, NP-7450, Electric Power Research Institute, 1996
2. USNRC, *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 1987
3. Oezisik, M.N., *Heat Conduction*, John Wiley & Sons, New York, 1980
4. Myers, M.N., *Analytical Method in Conduction Heat Transfer*, McGraw-Hill, New York, 1971
5. Harvey, J.F., *Theory and Design of Modern Pressure Vessels*, 2nd ed., Van Nostrand Reinhold Co., New Jersey, 1960
6. ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section XI, Appendix A, 1998
7. Jung, M.J., "Development of Structural Integrity Evaluation Program for Reactor Vessel under Pressurized Thermal Shock", *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, Vol.9, No.2, 1996, pp.153~161
8. Jung, M.J., Park, Y.W., "Deterministic Structural and Fracture Mechanics Analyses of Reactor Pressure Vessel for Pressurized Thermal Shock", *Structural Engineering and Mechanics*, Vol.8, No.1, 1999, pp.103~118
9. ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section XI, Appendix G, 1998
10. USNRC, *Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials*, Regulatory Guide 1.99, Rev.2, US Nuclear Regulatory Commission, May 1988
11. McGowan, J.J., "Application of Warm Prestressing Effects to Fracture Mechanics Analyses of Nuclear Reactor Vessels during Severe Thermal Shock," *Nuclear Engineering and Design*, Vol.51, 1979, pp.431~444
12. Bryan, R.H., et al., *Quick-look Report on the First Pressurized Thermal Shock Test, PTSE-1, ORNL/PTSE-1, ORNL, March 1984*
13. KAERI, *Integrity Assessment of Kori Unit 1 RPV for Low Upper Shelf Toughness*, KAERI CR-005/94, Korea Atomic Energy Research Institute, September 1994
14. USNRC, *Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events*, 10CFR50.61, US Nuclear Regulatory Commission, August 1996
(접수일자 : 1998. 9. 25)