

노심용융사고시 외부침수냉각 방식 원자로 압력용기의 건전성평가

김종성, 장윤석, 진태은, 이세원
한국전력기술주식회사

요 약

원자로 압력용기 대형 냉각재상실사고에 기인하는 노심용융물사고의 영향을 검토하기 위하여 기초적인 건전성평가를 수행하였다. 먼저 유한요소해석을 통해 노심용융물양과 경계조건 변화에 따른 원자로 압력용기의 온도 및 응력 분포를 결정하였으며, 결정된 온도와 응력 분포와 Larson-Miller 곡선과 손상 법칙을 이용하여 원자로 압력용기의 손상 정도와 파손 시간을 계산하였다. 이때 재료물성치는 기존 문헌에 제시된 온도 의존적인 값을 선정하여 사용하였으며, 노심용융물양과 경계조건이 원자로 압력용기의 건전성에 미치는 영향을 비교 고찰하여 향후 연구방향을 도출하였다.

1. 서 론

최근 세계적으로 증대사고 관리전략의 하나로서 외부침수냉각(External Reactor Vessel Cooling : ERVC) 방식이 연구되고 있거나 개발 도입되고 있다^(1~3). 이러한 ERVC 방식은 노심용융물의 용기내부보존(In Vessel Retention : IVR) 개념을 적용한 것으로서, 노심용융사고가 발생하면 원자로 압력용기 벽 외부를 용기 노즐까지 침수시켜 원자로 압력용기 및 노심용융물을 냉각시키기 위한 것이다. 대형 냉각재상실사고(Loss of Coolant Accident : LOCA)와 소외 전원상실사고 등에 기인한 노심용융사고시 원자로 압력용기 내벽은 노심용융물로 부터의 열전달에 의해 상당한 수준의 고온 상태에 이르게 되며 열응력에 의한 손상 정도가 증가하게 된다. 이러한 고온 상태에서의 온도 및 응력 해석은 방법상의 어려움 뿐만 아니라 온도에 따른 재료물성치 결정의 어려움도 존재한다. IVR 개념 관련 선행 연구들은 ASME Code⁽⁴⁾에 제시된 온도 범위 이상의 재료물성치를 외삽하여 사용하였으나, 용융점에 이른 고온 상태에서는 상변태와 상변화에 기인하여 재료물성치, 특히 열적 재료물성치는 온도에 따라 급변하게 되므로 실제 특성과는 차이가 있을 것으로 예상된다.

따라서 본 연구에서는 온도에 따른 재료물성치 변화를 보다 실제에 가깝게 설정한 후 상용 유한요소법 패키지인 ABAQUS⁽⁵⁾를 이용하여 안전주입 실패를 동반하는 대형 LOCA인 경우를 기준으로 노심용융물양, 기계적 경계조건, 외부침수 여부에 따른 온도 및 응력 해석을 수행하고 Larson-Miller 곡선과 손상법칙⁽⁶⁾을 이용하여 손상정도를 평가하고자 한다.

2. 해석모델

2.1 형상 및 구성

Fig.1은 원자로 압력용기의 기하학적 형상 및 노심용융물 위치를 개략적으로 나타낸 것이다.

2.2 화학조성 및 재료물성치

원자로 압력용기의 재질은 SA508 Gr.2 Cl.1강으로서, 화학조성은 Table 1과 같다⁽⁷⁾. SA508 Gr.2 Cl.1강의 액상선 온도와 고상선 온도는 화학조성에 따른 일반 철강에 대한 액상선과 고상선 식^(8,9)

에 근거하여 각각 1501.04℃와 1461.09℃로 결정하였으며, 밀도는 Jablonka등⁽¹⁰⁾이 제시한 화학조성에 따른 밀도식으로부터 Fig.2와 같이 결정하였다. 온도에 따른 비열과 열전도도는 ASME Code⁽⁴⁾와 Thomas⁽¹¹⁾의 결과로부터 각각 Fig.3 및 Fig.4와 같이 결정하였고, 온도에 따른 탄성계수와 항복강도는 ASME Code와 Grill⁽¹²⁾의 결과로부터 각각 Fig.5 및 Fig.6과 같이 결정하였으며, 프와송비는 온도에 무관하게 0.3으로 결정하였다. 온도에 따른 열팽창계수는 ASME Code와 Jablonka의 결과로부터 Fig.7과 같이 결정하였으며, 밀도는 8100kg/m³이다⁽¹³⁾. Table 2는 노심용융물의 열적 재료물성치를 정리하여 나타낸 것이다

2.3 경계조건

원자로 압력용기의 열적 경계조건 결정시 사용한 가정은 다음과 같다.

- 첫째, 노심용융물, 금속층과 용융물 겹질층(debris crust)에 의해 원자로 압력용기 하부에 발생하는 열대류를 구분하지 않고 전체 노심용융물에 의한 열대류로 단순화한다.
- 둘째, 노심용융물이 원자로 압력용기 하부에 완전히 재배치된 후의 상태를 해석한다.
- 셋째, 금속층 상부로의 복사 열전달을 고려한다.
- 넷째, 노심용융물과 원자로 압력용기 하부 헤드 사이의 간극(gap)을 고려하지 않는다.
- 다섯째, 열차폐체의 영향은 고려하지 않는다.

Fig.8은 원자로 압력용기 각 부분에서의 열적 경계조건과 초기조건을 제시한 것이다. 여기서 ϵ 은 금속층의 방사도(emissivity)로서 0.45⁽³⁾이고, σ 는 스테판-볼츠만 상수로서 5.669x10⁻⁸W/m²℃⁴이다. Table 3은 해석에 사용된 원자로 압력용기 각 부분에서의 열대류계수를 나타낸 것이다. Fig.9는 원자로 압력용기에 작용하는 기계적 경계조건을 나타낸 것으로서, 상부 연결조건에 따른 영향 검토를 위해 roller 및 clamped 2가지 경우를 설정하여 해석을 수행하였다. 여기서 z_1 과 z_2 는 각각 노심용융물 표면과 침수 수위로부터의 깊이이다. ρ_1 와 ρ_2 는 각각 노심용융물과 물의 밀도를 의미하며, 압력의 단위는 MPa이다.

3. 온도해석

3.1 유한요소 모델

Fig.10은 사용한 유한요소 모델을 나타낸 것으로서, 요소수와 절점수는 각각 1578 및 5059개이다. 이때, 원자로 압력용기의 형상 및 경계조건이 대칭형이므로 축대칭 8절점 요소를 사용하였다.

3.2 결과 및 고찰

Table 4는 외부침수 여부 및 노심용융물양 변화에 따른 온도해석 조건을 제시한 것이다. Fig.11은 Table 4에 제시한 ㉓와 ㉔의 경우, 즉 외부침수 여부에 따른 최대온도 발생부위에서의 용융되지 않은 무차원 벽두께(nondimensional ligament thickness) \bar{w} 의 변화를 나타낸 것으로서, \bar{w} 는 용융되지 않은 두께(w_u)를 초기 두께(w_i)로 나눈 무차원 값이다. Fig.12는 ㉕~㉗의 경우, 즉 노심용융물양에 따른 최대온도 발생부위에서의 시간별 \bar{w} 를 제시한 것이다. Fig.11 및 Fig.12에 나타난 바와 같이 원자로 압력용기 용융정도에 영향을 미치는 지배적인 인자는 외부침수 여부이며, 노심용융물양에 따른 영향은 크지 않음을 알 수 있다.

4. 응력해석

응력해석시 사용한 재료 거동 구성방정식은 선형 탄성-완전 소성 거동 구성방정식이다.

Table 5는 외부침수 여부 및 기계적 경계조건 변화에 따른 응력해석 조건을 제시한 것이다. Fig.13은 Table 5에 제시한 ㉑과 ㉒의 경우, 즉 외부침수 여부에 따른 최대온도 발생부위의 두께

방향 원환응력(tangential stress)을 제시한 것으로서, 내벽($r=2454.275\text{mm}$), 중간($r=2495.55\text{mm}$), 외벽($r=2536.825\text{mm}$)을 대상으로 하였다. Fig.14는 ②~⑤의 경우, 즉 노심용융물양을 변화시키면서 구한 최대온도 발생부위 외벽에서의 시간별 원환응력 비교결과를 나타낸 것으로서, 노심용융물양이 많을수록 원환응력이 증가함을 알 수 있다. Fig.15는 ⑤와 ⑥의 경우, 즉 기계적 경계조건을 변화시키면서 구한 최대온도 발생부위 외벽에서의 시간별 원환응력 비교결과를 나타낸 것으로서, 경계조건에 의한 영향은 거의 없음을 알 수 있다.

5. 손상해석

손상해석에는 여러 형태의 매개변수가 사용될 수 있으나 현재 각 매개변수의 특성에 대한 논의가 진행중인 상태이므로, 본 연구에서는 Larson-Miller 매개변수인 LMP를 이용하여 손상해석을 수행하였다. Fig.16은 SA508 Gr.2 Cl.1강의 Larson-Miller 곡선⁽¹⁵⁾을 제시한 것으로서, 다음과 같이 온도 T 와 시간 t 의 함수로 나타내어 진다⁽¹⁵⁾. 여기서 T 와 t 의 단위는 각각 K와 hour이다.

$$LMP = 0.001 T(20 + \log(t)) \quad (1)$$

누적 손상정도 D 를 평가하기 위해 손상법칙 중 다음과 같은 life-fraction rule⁽⁶⁾을 사용하였다.

$$D = \sum \frac{t_i}{t_n} = 1 \quad (2)$$

여기서 t_i 는 i 라는 특정 조건에서의 지속시간이고, t_n 는 동일 조건에서의 파손수명(rupture life)이며, 식(2)의 조건에서 재료가 파손됨을 의미한다.

Fig.16의 Larson-Miller 곡선과 식(2)를 이용하여 원자로 압력용기 각 부분에서의 누적 손상정도를 평가하였다. Table 6은 각 경우들에 대해 누적 손상정도가 1이 되는 파손시간과 원자로 압력용기 벽면이 용융되어 관통되는 시간을 제시한 것으로서, 노심용융물양이 많아질수록 파손시간이 감소함을 알 수 있다.

6. 결론 및 향후 연구방향

대형 LOCA 사고에 기인한 노심용융사고시 원자로 압력용기의 손상거동을 알아보기 위하여 본문에 언급된 것과 같은 가정조건과 경계조건 하의 기초적인 연구를 수행해 본 결과 다음과 같은 손상 관련 특성들과 향후 연구분야를 도출하였다.

- (1) 원자로 압력용기의 파손정도는 외부침수 여부에 따라 큰 차이를 보이나 노심용융물 양에 따른 차이는 상대적으로 작게 나타났다.
- (2) 노심용융물양이 많을수록 원환응력은 증가한다.
- (3) 원자로 압력용기 상부에서의 기계적 경계조건이 최대온도 발생부위의 원환응력에 미치는 영향은 거의 없다.
- (4) 노심용융물양이 많아질수록 파손에 소요되는 시간은 감소한다.
- (5) 고온에서의 정확한 온도에 따른 재료물성치 측정을 위한 실험 및 추가 자료 확보가 요구된다.
- (6) 크립 거동 구성방정식을 이용한 응력해석을 수행해야 한다.
- (7) 노심용융물양의 시간에 따른 변화를 고려한 모델 개발 및 해석을 수행해야 한다.
- (8) 원자로 압력용기 내벽 용융에 따른 해석모델 형상 변화를 고려한 기법 개발 및 해석을 수행해야 한다.
- (9) Larson-Miller 곡선을 포함하는 다수의 매개변수 및 손상법칙에 대한 상세 검토를 통해 보다 정확한 해석을 수행해야 한다.

참고문헌

- (1) O. Kymaelaainen, H. Tuomisto and T.G. Theofanous, 1996, "In-Vessel Melt Retention as a Accident Management Strategy for the Loviisa Nuclear Power Plant," in the 24th WRSM, Bethesda, Maryland.
- (2) 임동철, 정광진, 황일순, 1997, "노심용융사고시 원자로 압력용기 하반부 거동연구(II)," 한국원자력학회, 춘계학술발표회 논문집, pp.600-605.
- (3) J.W. Park and D.W. Jerng, 1997, "An Investigation of Thermal Margin for ERVC in a Large ALWR," SARA'97, Workshop on In- Vessel Retention of Degraded Core Material.
- (4) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1, Appendices, 1995.
- (5) ABAQUS User's Manual, Ver.5.6, 1996, HKS Inc.
- (6) R. Viswanathan, 1989, "Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components," ASM International.
- (7) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section II, Part A-Ferrous, 1995.
- (8) A.A. Howe, 1988, "Estimation of Liquidus Temperatures for Steels," Ironmaking and Steelmaking, Vol.15, No.3, pp.134-142.
- (9) O. Kubachewski, 1982, "Iron Binary Phase Diagrams," Berlin Springer Verlag.
- (10) A. Jablonka, K. Harste and K. Schwerdtfeger, 1991, "Thermomechanical Properties of Iron and Iron-Carbon Alloys: Density and Thermal Contraction," Steel Research, Vol.62, No.1, pp.24-33.
- (11) B.G. Thomas, I.V. Samarasekera and J.K. Brimacombe, 1987, "Mathematical Model of the Thermal Processing of Steel Ingots: Part 1. Heat Flow Model," Metallurgical Transaction B, Vol.18B, pp.119-130.
- (12) A. Grill, J.K. Brimacombe and F. Weinberg, 1976, "Mathematical Analysis of Stresses in Continuous Casting of Steel," Ironmaking and Steelmaking, No.1, pp.38-47.
- (13) EPRI TR-101869, "Severe Accident Management Guidance Technical Basis Report," Vol.2: The Physics of Accident Progression, Fauske & Associates, Inc., Dec. 1992.
- (14) R.J. Witt, 1994, "Local Creep Rupture Failure Modes on a Corium-Loaded Lower Head," Nuclear Engng. and Design, Vol.148, pp.385-411.
- (15) G.L. Thinnis, G.E. Korth, S.A. Chavez and T.J. Walker, 1994, "High-Temperature Creep and Tensile data for Pressure Vessel Steels SA533B1 and SA508-C12," Nuclear Engng. and Design, Vol.148, pp.343-350.

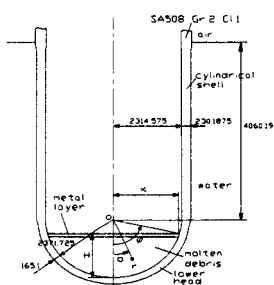


Fig. 1. RPV configuration and composition.

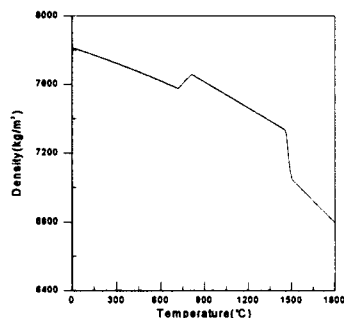


Fig. 2. Density vs. temperature.

Table 1. Chemical composition of SA508 Gr.2 Cl.1.

Comp.	C	Mn	Si	Ni	Cr	Mo	V	P	S
wt%	0.27 max	0.5 -	0.15 -	0.5 -	0.25 -	0.55 -	0.05	0.025 max	0.025 max
		1.0	0.4	1.0	0.45	0.7			

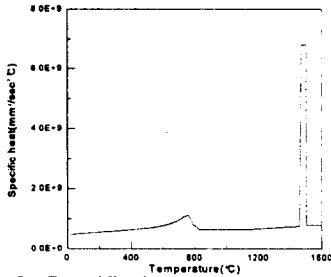


Fig. 3. Specific heat vs. temperature.

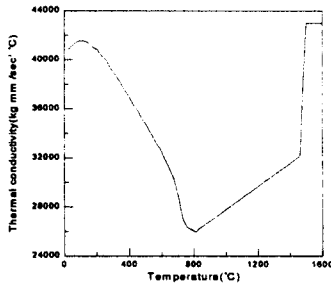


Fig. 4. Thermal conductivity vs. temperature.

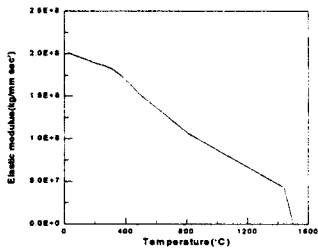


Fig. 5. Elastic modulus vs. temperature.

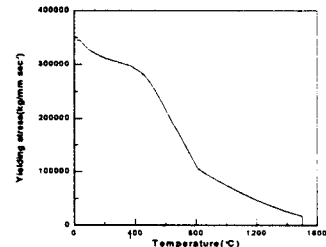


Fig. 6. Yielding stress vs. temperature.

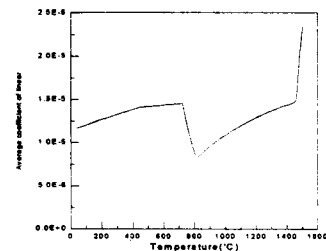


Fig. 7. Average linear thermal expansion coefficient vs. temperature.

Table 2. The material properties of molten debris⁽¹³⁾

Content	Thermal diffusivity (m ² /sec)	Thermal expansion coeff. (°C ⁻¹)	Kinematic viscosity (m ² /sec)	Heat generation rate (W/m ³)	Thermal conductivity (W/m°C)
mark	α	β	ν	q	k_p
value	7×10^{-7}	1×10^{-4}	6×10^{-7}	2.045×10^6	3.0

$$q = h_3(T - T_a), T_a = 127^\circ\text{C}$$

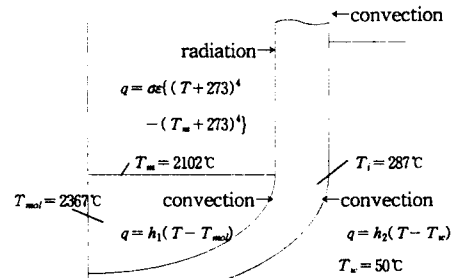


Fig. 8. Thermal B.C. and I.C. for RPV.

Table 3. Heat convection coefficients for RPV.

(unit : W/m²°C)

contact	molten debris	water	air
value or eqn.	$h_1(\theta)^{(2)} = h_{d,av}(b_1 \sin^2 \theta + b_2)$ $h_{d,av} = 0.55 Ra^{0.2} \frac{k_p}{R}$ $Ra = \frac{g \beta \alpha R^3}{\alpha \nu k_p}, g = 9.8 \text{ m/sec}^2$ $b_1 = \frac{9.12(1 - \cos \varphi)}{8 - 9 \cos \varphi + \cos 3 \varphi}, b_2 = 0.24$	$h_2 = 300^*$	$h_3 = 100^{(14)}$

* note : 1 atm film boiling condition.

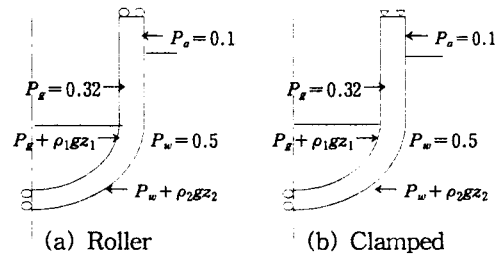


Fig. 9. Mechanical boundary conditions for RPV.

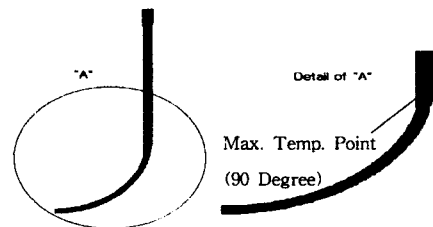


Fig. 10. Finite element model.

Table 4. Conditions for temperature analysis.

Case	Molten debris quantity(φ)	ERVC
(a)	22.5°	×
(b)	22.5°	○
(c)	45°	○
(d)	67.5°	○
(e)	90°	○

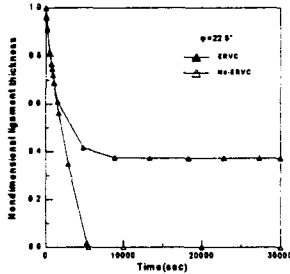


Fig. 11. Nondimensional ligament thickness vs. time for ERVC and no-ERVC.

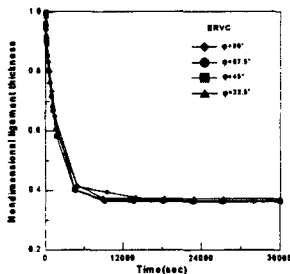


Fig. 12. Nondimensional ligament thickness vs. time for various molten debris quantities.

Table 5. Conditions for stress and damage analysis.

Case	Molten debris quantity(φ)	ERVC	Connection condition
①	22.5°	×	roller
②	22.5°	○	roller
③	45°	○	roller
④	67.5°	○	roller
⑤	90°	○	roller
⑥	90°	○	clamped

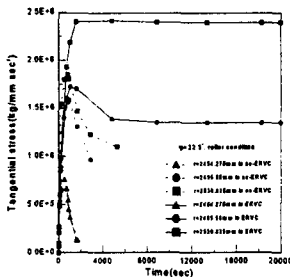


Fig. 13. Tangential stress vs. time at various thickness-directional points for ERVC and no-ERVC.

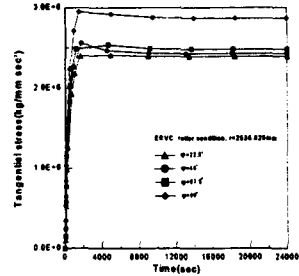


Fig. 14. Tangential stress vs. time at the outer surface of maximum temperature point according to various molten debris quantities.

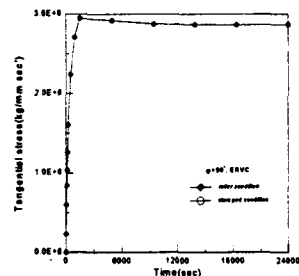


Fig. 15. Tangential stress vs. time at the outer surface of maximum temperature point according to each connection condition.

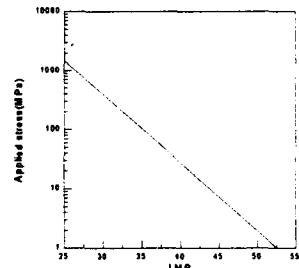


Fig. 16. Larson-Miller curve for SA508 Gr.2 Cl.1.

Table 6. The failure and penetration time for each case. (unit : $\times 10^3$ sec)

case	①	②	③	④	⑤	⑥
failure	1.21	41.9	12.8	9.16	3.71	3.71
penetration	5.50	no	no	no	no	no