‘2000 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

KALIMER 원자로내부구조물에 대한 고온 크립-피로손상 평가

Creep-Fatigue Damage Evaluation of KALIMER Reactor Internal Structures for Elevated Temperature

구경회, 유 봉

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

본 논문에서는 현재 국내에서 개념설계중인 액체금속로 KALIMER 원자로내부구조물 환형격리구조물 부위에 대하여 고온설계코드인 ASME Code Case N-201-4 를 사용하여 30 년 전운전수명 동안에 발생할 수 있는 응력 및 고온 비탄성변형률 한계요건과 크립-피손 손상 한계요건을 평가하였다. 평가에는 정상온도운전조건과 운전기준지진하중이 고려되었다. 평가결과 원자로내부 환형격리구조물은 응력한계요건을 충분히 만족하며 단순비탄성해석법을 적용할 경우에 비탄성변형률 한계요건을 만족하였다. 크립-피로 손상평가에는 가능한한 보수적인 접근을 하였으며 평가결과 모든 부위에서 크립-피로손상 곡선에 대한 규정을 만족하였으나 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위에서 크립손상이 크게 발생하는 것으로 나타났다.

Abstract

In this paper, the design limits of the stress, the accumulated inelastic strain, and a creep-fatigue damage are evaluated using the ASME Code Case N-201-4 to check the structural integrity of the baffle annulus structures in KALIMER reactor internal structures, which are subjected the elevated temperatures during normal operations. For the loading conditions, the normal operating temperatures and the seismic OBE are considered. From the evaluations, the stress limits are satisfied with enough margins and the inelastic strain limits also satisfied when using the simplified inelastic method. For the creep-fatigue damage evaluations, the conservative parameters are used if possible. From the creep-fatigue damage evaluations, all parts of interest satisfy the design rules but the reactor vessel liner part at the elevation of hot pool free surface has large creep damage.

1. 서 론

현재 국내에서 개발중인 액체금속로 KALIMER 원자로내구조물은 원자로용기라이너, 지지배럴, 격리판, 분리판으로 구성된 환형격리구조물(Baffle annulus structure)이 개념설계에 반영되어 있다. 이러한 환형격리구조물은 내부에 포함된 정지소듐의 작용으로 고온소듐냉각재와 저온소듐냉각재 사이에서 완만한 열성층을 유도함으로써 이들과 경계를 이루

고 있는 내부구조물에서 발생할 수 있는 과도한 열응력 완화기능을 만족하도록 설계되어 있다[1]. 현재의 개념설계상에서 정상운전시 KALIMER 원자로내부 일차소듐냉각재 온도는 기존의 가압경수로나 중수로에 비하여 상당히 높은 530°C로 설계되어 있다. KALIMER 원자로의 목표 설계수명인 30년을 고려하면 고온운전에 의한 재료성질 저하와 크립-라체팅 거동으로 인한 시간의존 비탄성 변형량의 누적이 상당히 크게 발생할 것으로 예상된다.

실제로 액체금속로에서의 크립손상 등에 의한 비탄성변형의 발생은 고온운전조건과 고온운전의 지속시간이 매우 중요하며 따라서 원자로 전수명기간 동안 정상운전시의 고온지속시간에 대한 크립손상 평가는 매우 중요하다

이전의 연구에서는 KALIMER 원자로내부구조물 환형격리구조물에 대한 정상운전조건에서의 응력한계요건과 고온운전으로 인한 비탄성변형률 한계요건이 검토된 바 있다[2]. 이 검토에서는 ASME Code Case N-201-4[3]에서 제공하는 탄성해석방법이 사용되었으며, 검토결과 응력한계요건은 만족하나 전운전수명기간 동안 누적되는 비탄성변형률 한계요건은 만족하지 못하는 것으로 나타났다.

본 연구에서는 정상운전조건에 대한 상세한 열응력해석 결과와 지진응력해석 결과로부터 탄성해석방법에 비하여 보수성이 완화된 단순비탄성해석방법을 사용한 누적 비탄성변형률 한계요건 검토를 수행하였다.

고온운전 지속시간이 길어지면 피로손상으로 인한 구조물의 파단은 크립손상 정도에 따라서 심각한 상호작용 효과가 발생하며 따라서 기존의 허용 피로손상평가계수는 크립손상 증가와 더불어 급격히 작아진다[3]. 본 논문에서는 KALIMER 원자로의 정상운전수명동안의 피로손상과 크립손상을 ASME Code Case N-201-4 에 따라서 계산하고 이로부터 크립-피로손상 규정을 검토하였다.

2. 정상운전조건에 대한 응력주기

KALIMER 원자로내부구조물은 Fig.1 에서와 같이 노심지지물, 유입실, 지지배럴, 원자로용기라이너, 분리판, 격리판, 유입배관, 유동안내물, 노심차폐체 등으로 구성되어 있다. Fig.2 는 이들 구조물 각 부위에 대한 상대적인 높이를 나타낸 것이며 Fig.3 은 환형격리구조물에 대한 축대칭 유한요소 해석모델을 나타낸 것이다. 해석모델은 Fig.4 와 같은 환형격리구조물에서의 복잡한 열전달 기구를 고려한 열전달해석 수행을 위하여 원자로용기, 격납용기, 수집원통(Collector cylinder) 그리고 격리환형구조물 내부의 정지소듐유체를 포함하고 있다. 격리환형구조물이 고온소듐 풀과 접하는 내부표면에 주어지는 온도경계조건은 COMMIX 코드 해석결과를 보수적으로 포괄하는 정상운전 온도하중조건을 사용하였다. Fig.5 는 내부소듐을 포함한 격리환형구조물의 온도해석결과를 나타낸 것이며 Fig.6 는 온도해석결과부터 구한 열응력분포 및 구조평가를 위한 단면위치를 나타낸 것이다. 열전달해석 및 응력해석에 대한 상세한 절차와 결과는 참고문헌 [4]에 나타나 있으며 응력계산결과에서 원주방향 온도차에 의한 열응력은 고려되지 않았으며 구조건전성평가에서 제외하였다.

Fig.7 은 본 논문의 구조건전성 평가를 위하여 정상운전조건에 대한 운전온도 주기를 포괄적으로 나타낸 것으로 Hot standby(230°C) 상태에서 정상출력운전까지를 하나의 응력

주기로 가정한 것이다. 본 논문에서는 정상운전조건에서 원자로 정상가동(Heat-up)과 정상정지(Cool-down) 운전시간이 충분히 길며 열충격이 발생하지 않는다고 가정하고 정상운전조건에 대한 응력주기를 Fig.8 과 같이 가정하였다. 그림에서 같이 보수적인 구조평가를 위하여 Hot standby(230°C) 상태에서의 응력상태를 영으로 가정하고 정상출력운전에서의 응력발생을 최대응력으로 가정하여 이차응력강도범위를 결정하였다.

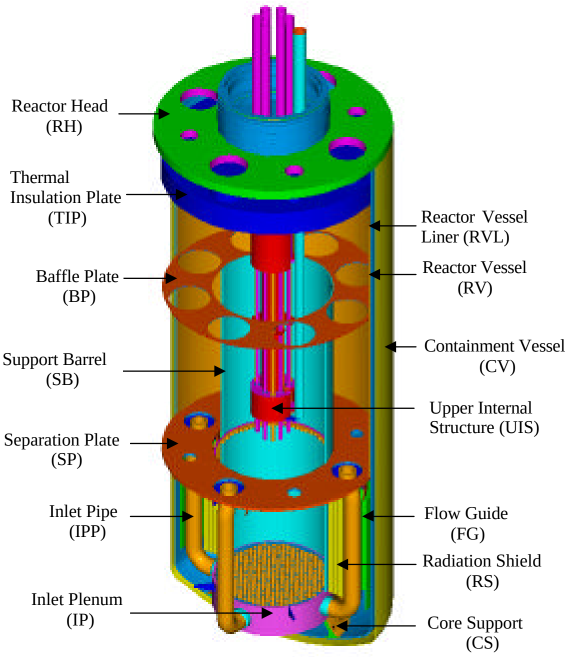

Fig. 1 Conceptually Designed KALIMER RI

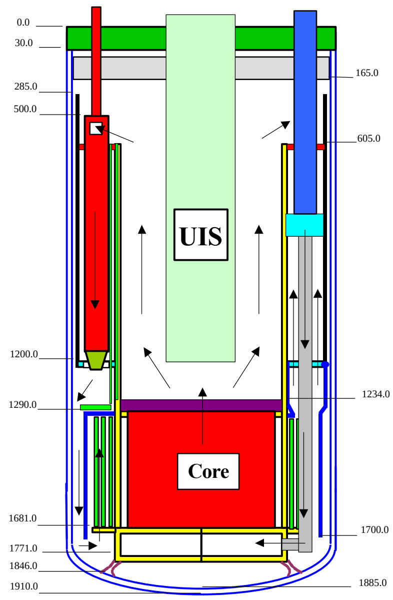

Fig. 2 Elevations and Flow Path in RI

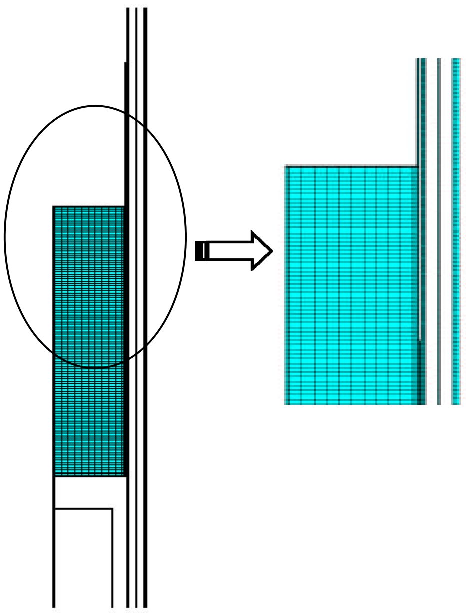

Fig. 3 Axisymmetric Analysis Model of RI

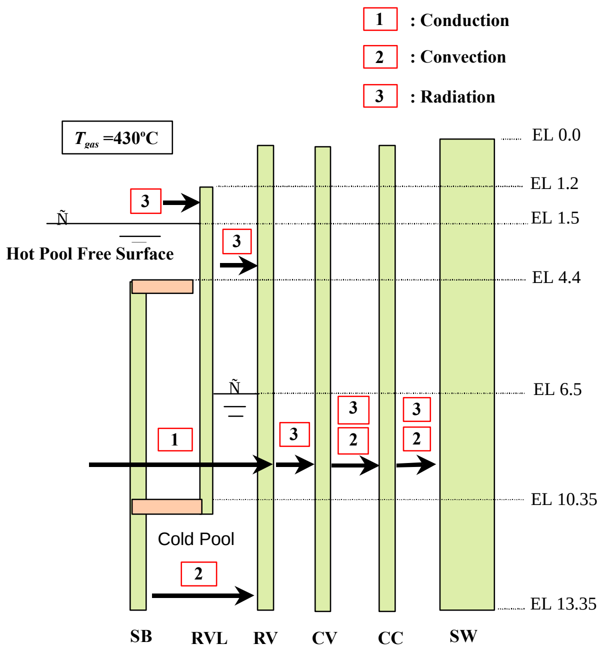

Fig.4 Heat Transfer Mechanism in Baffle Annulus

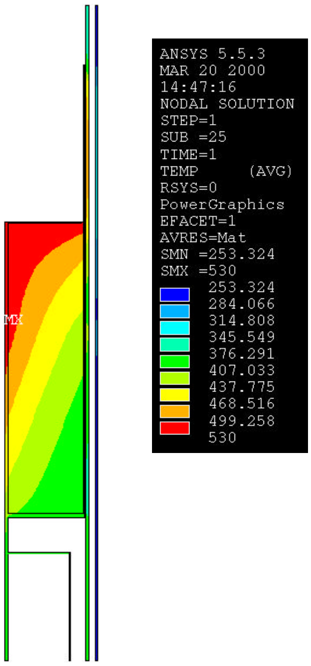

Fig. 5 Temperature Distributions(Normal Operation)

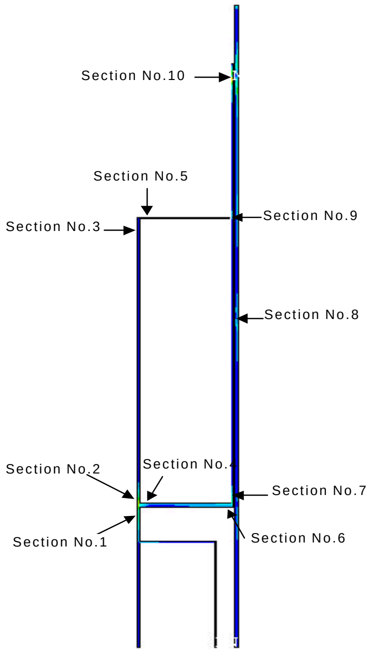

Fig. 6 Stresses and Section Points

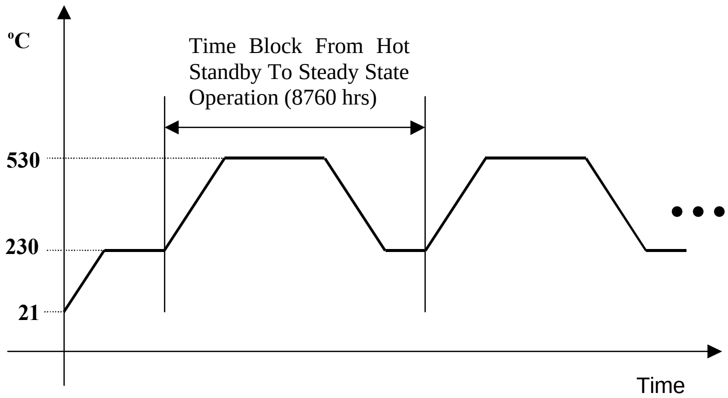

Fig.7 Assumed Normal Operation Cycles in Analysis

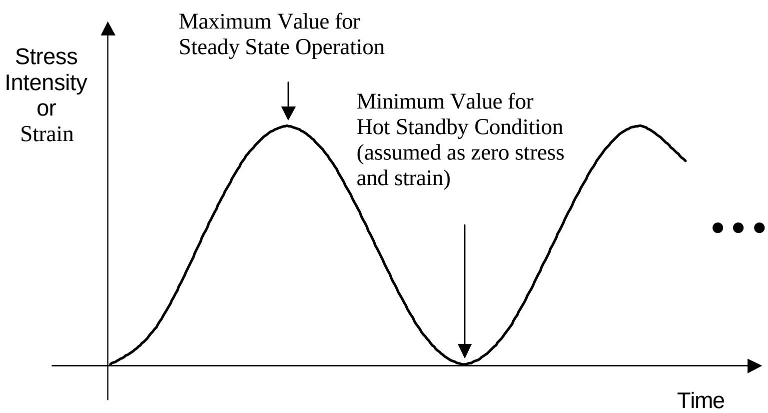

Fig. 8 Assumed Stress Cycles in Analysis

3. 응력 및 비탄성변형률 한계요건 검토

원자로내부구조물의 최대온도가 427°C 이하인 경우에는 ASME Section III Subsection NG[5]에 따라서 응력한계요건을 검토하지만 427°C 이상인 경우에는 고온 설계요건으로 제안되고 있는 ASME Code Case N-201-4 의 규정을 사용할 수 있다. 이 경우에는 모두 선형 탄성 재료모델에 근거하여 계산된 응력값을 사용한다. 각 평가단면들에 응력한계요건 평가결과 정상운전조건에 대한 응력한계요건은 충분한 여유도를 가지면서 만족하는 결과를 나타내었다. 이 경우에 평가단면을 용접부위로 가정하더라도 충분한 응력여유도를 나타낸다[4].

탄성해석법에 의한 누적 비탄성변형률 한계요건을 평가한 결과 지지배럴과 분리판이 연결부위(평가단면 2)와 고온풀표면와 접하는 원자로용기라이너 부위(평가단면 10)에서의 누적 크립-라체팅 변형률이 크게 발생하였으며 설계규정을 만족하지 못하는 것으로 나타났다. ASME Code Case N-201-4 에서는 탄성해석법의 보수성이 매우 크기 때문에 보수성을 완화시킨 단순 비탄성해석법을 제공하고 있다. 이러한 단순 비탄성해석법에 의한 비탄성 변형률 한계요건을 검토한 결과 설계여유도는 적으나 설계규정을 만족하는 것으로 나타났다. 누적 비탄성 변형률에 대한 자세한 적용절차 및 평가결과는 참고문헌 [4]에 나타나 있다.

4. 고온 크립-피로 손상평가

4.1 손상평가식

원자로 운전수명 동안에 각종 설계운전조건 A, B 그리고 C 하중에 의해 발생되는 누적 크립-피로손상은 다음과 같은 손상평가식을 만족해야 한다.

$$\sum_{j=1}^{p}\left(\frac{n}{N_d}\right)_j + \sum_{k=1}^{q}\left(\frac{\Delta t}{T_d}\right)_k \le D \qquad (1)$$

위의 식에서

D = total creep-fatigue damage

P = number of different cycle types

$(n)_j$ = number of applied repetitions of cycle type, j

$(N_d)_j$ = number of design allowable cycles for cycle type, j

q = number of time intervals for the creep damage calculation

$(T_d)_k$ = allowable time duration determined from the stress-to-rupture curves

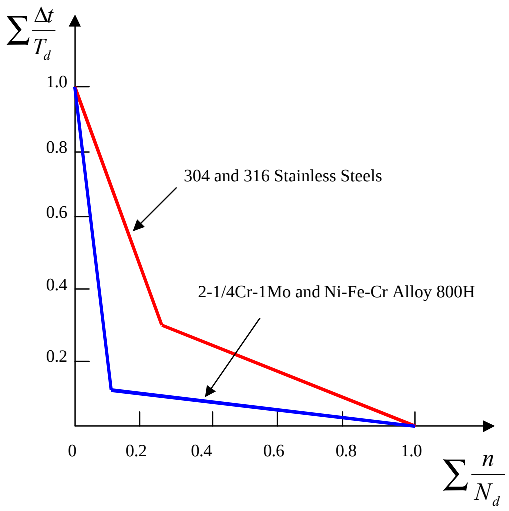

Fig. 9 Creep-Fatigue Damage Curve

앞의 서론에서 언급한 바와 같이 고온운전 지속시간이 길어지면 피로손상으로 인한 구조물의 파단은 크립손상 정도에 따라서 심각한 상호작용 효과가 발생하며 따라서 기존의 허용 피로손상평가계수는 크립손상 증가와 더불어 급격히 작아진다. Fig. 9 는 피로손상과 크립손상의 상호작용효과를 고려하여 ASME Code Case

N-201-4 에서 제시된 포괄 크립-피로손상 평가곡선을 나타낸 것이다.

4.2 피로손상평가

탄성해석법 또는 비탄성해석법에 의한 피로손상을 평가에는 등가변형률범위가 사용되며 각 평가부위에서의 값들은 다음과 같은 식으로부터 계산되어야 한다.

$$\Delta e_{equiv,i} = \frac{\sqrt{2}}{2(1+n^*)}[(\Delta e_{xi} - \Delta e_{yi})^2 + (\Delta e_{yi} - \Delta e_{zi})^2 + (\Delta e_{zi} - \Delta e_{xi})^2 + \frac{3}{2}(\Delta g_{xyi}^2 + \Delta g_{yzi}^2 + \Delta g_{zxi}^2)]^{1/2} \tag{2}$$

위의 식에서 하첨자 i 는 응력주기 동안 임의 시간점을 나타내며 각 변형률 성분의 변화량들에 대한 결정은 참고문헌 [3]에 자세히 나타나 있다. 식 (2)에서 포아손값은 탄성해석법을 사용할 경우에는 $n^* = 0.3$ 이며 비탄성해석법을 사용할 경우에는 $n^* = 0.5$ 가 적용된다. Table 1 은 식 (2)로부터 계산된 정상운전 온도하중에 대한 최대 등가변형률범위 Δe_{max} 를 나타낸 것이다.

Table.1 Maximum Value of Calculated Equivalent Strain Ranges (Normal Operation)

Node No.		Δe_x x 10^{-3}	Δe_y x 10^{-3}	Δe_z x 10^{-3}	Δe_{xy} x 10^{-3}	Δe_{max} x 10^{-3}
Lower SB/SP	**458**	0.31560	-0.20368	-0.49835	0.01212	0.549
	976	-0.19167	0.31404	0.08838	-0.01130	0.482
Upper SB/SP	**481**	0.12041	0.28790	-0.56018	0.06714	0.600
	993	0.18707	-0.04557	-0.31861	0.09103	0.343
SB/BP	**797**	0.02405	-0.02362	-0.03078	0.00262	0.040
	1239	-0.16359	0.03039	0.00649	-0.00262	0.031
SP/SB	**1332**	-0.03540	-0.07418	0.09963	-0.00972	0.122
	1344	-0.10761	0.10150	-0.16458	0.00562	0.187
BP/SB	**2111**	-0.01996	0.01185	-0.00630	0.00004	0.021
	2474	0.01565	0.00429	-0.02586	-0.00009	0.033
SP/RVL	**2502**	0.00433	-0.03960	0.07688	0.03308	0.081
	2506	-0.19588	-0.01128	0.23790	-0.06514	0.293
RVL/SP	**2510**	0.15016	-0.54620	0.26138	-0.04516	0.584
	2748	-0.29405	0.35206	0.30291	-0.03253	0.480
RVL-Cold Free	**2509**	0.01470	-0.02677	-0.02107	0.00204	0.030
	2747	-0.03591	0.00421	0.10249	0.00255	0.095
RVL at BP Elev.	**2729**	0.17070	-0.16533	-0.24155	0.00486	0.292
	3077	-0.07976	0.26313	-0.08313	0.00686	0.265
RVL- Hot Free	**3136**	0.45305	-0.36914	-0.84765	-0.02960	0.877
	3086	-0.10031	0.73233	-0.47859	-0.03944	0.826

식 (2)에서 사용된 변형률 성분에는 국부 기하학적 응력집중효과가 포함되어 있지 않기 때문에 이러한 효과를 고려한 최대 수정등가변형률범위 Δe_{mod} 를 결정해야 하며 다음에 주어지는 식들 중에서 하나를 사용할 수 있다.

$$\Delta e_{mod} = \left(\frac{S^*}{\bar{S}}\right) K^2 \, \Delta e_{max} \tag{3}$$

$$\Delta e_{mod} = \frac{K^2 S^* \Delta e_{max}}{\Delta s_{max}} \quad (4)$$

$$\Delta e_{mod} = K_e K \Delta e_{max} \quad (5)$$

위의 식들에서 S^*와 $\bar{S}$ 는 응력지시자(Stress indicators)를 나타내며 K는 다음식으로 결정될 수 있는 등가 응력집중계수이다.

$$K = \frac{(P+Q+F)_{eff}}{(P+Q)_{eff}} \quad (6)$$

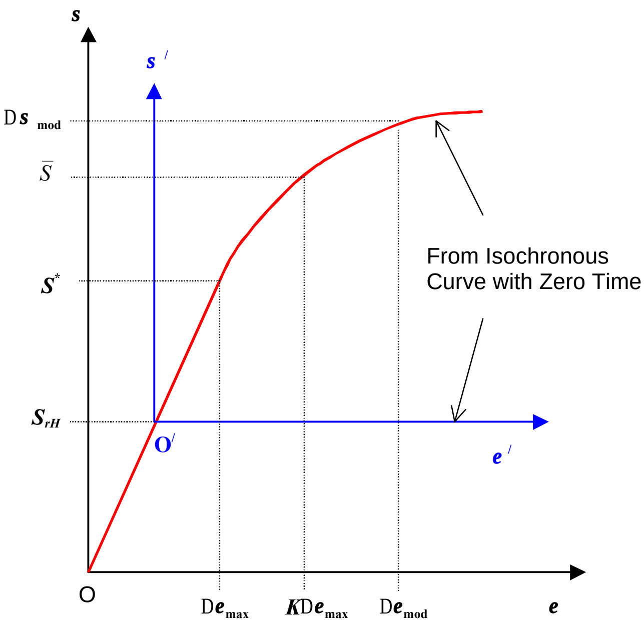

Fig.10 Composite Stress-Strain Curve

위의 수정 등가변형률범위 계산식에서 응력지시자들은 Fig.10과 같은 복합 응력-변형률곡선으로부터 결정될 수 있다. 이러한 복합 응력-변형률 곡선은 응력이완강도해석에서 구한 S_{rH}를 적절한 시간 비의존 등시성 응력-변형률 곡선(Isochronous stress-strain curve)에 더함으로써 작성할 수 있다[3, 6]. 해석적 방법에 의한 응력이완강도 S_{rH}의 결정방법과 그 결과는 참고문헌 [4]에 자세히 나타나 있다.

Table 2는 수정등가변형률범위를 계산에 필요한 인자들을 계산한 결과를 나타내며 표에서와 같이 원자로용기라이너와 분리판의 연결부위에서 등가 응력집중계수가 가장 크게 나타났다. 이러한 응력집중은 분리판의 설계두께 10.0Cm에 비하여 원자로용기라이너의 설계두께 2.5Cm가 연결되는 기하학적 불연속 구조형상에 기인한 것이다.

최종적으로 피로손상평가를 위하여 주어진 응력주기에 대한 허용횟수 결정에 요구되는 총변형률범위 e_t 는 다음과 같은 식으로 계산된다.

$$e_t = K_n \Delta e_{mod} + K \Delta e_c \quad (7)$$

위의 식에서와 같이 피로손상 평가에 필요한 총변형률은 앞서 계산된 최대 수정등가변형률범위에 대하여 비탄성 다축소성거동과 소성포아손비 영향을 고려한 변형률성분과 각 응력 주기에서의 응력집중을 고려한 비탄성 크립변형률증분을 더한 값으로 결정된다. 식(7)에서 비탄성 다축소성거동과 이축 포아손비 조절계수 K_n는 다음의 식으로부터 결정된다.

$$K_n = 1.0 + f\,(K_n' - 1.0) \quad (8)$$

여기서 f는 다음식과 같이 정의된 삼축계수(Triaxiality Factor, T.F.)를 사용하여 ASME Code Case N-201-4에서 제공하는 FIG. Y-1430-2로부터 결정될 수 있다.

$$\text{T.F.} = \frac{|s_1 + s_2 + s_3|}{\frac{1}{\sqrt{2}}\left[(s_1 - s_2)^2 + (s_2 - s_3)^2 + (s_3 - s_1)^2\right]^{1/2}} \quad (9)$$

그리고 소성포아손비 조절계수 K'_n는 ASME Code Case N-201-4 에서 제공하는 FIG. Y-1430-3 으로부터 $K_e K \Delta e_{max} E / 3\bar{S}_m$ 값에 대응하는 값으로 결정된다. 여기서 $K_e K \Delta e_{max} E / 3\bar{S}_m \le 1.0$ 인 경우에는 K'_n=1 로 결정되며 따라서 식 (8)에서 K'_n=1 이 됨으로써 조절계수에 의한 수정등가변형률값의 변화는 없다.

식 (7)의 크립변형률 증분 Δe_c 은 비탄성변형률 한계요건(Test No. B-1) 검토에서 계산된 $1.25 s_c$ 응력강도에 대응하는 하중제어 응력으로 인한 응력주기에 대한 값으로 결정된다. 이러한 크립변형률 증분 Δe_c 는 등시성 응력-변형률곡선으로부터 응력주기 동안에 발생되는 최대 구조물온도, $1.25 s_c$ 응력강도, 그리고 전 운전수명동안이 아닌 하나의 응력주기시간을 적용하여 결정된 변형률값이다. 또 다른 선택적인 방법에 의한 크립변형률 증분은 총 운전수명 동안에 누적된 크립변형률을 다른 주기형태 갯수(P)에 각 주기형태에서 나타나는 응력주기 횟수(n)를 곱한 (n x P)로 나눈 값으로도 결정될 수 있다.

Table 3 은 총변형률범위를 계산하기 위한 변수값들을 계산해 놓은 것이다. 보수적인 피로손상 평가를 위하여 평가단면 1, 4, 6, 그리고 7 에 해당하는 절점에서의 벽두께 평균온도를 고온설계 적용온도 범위인 427ºC 로 가정하였다.

Table 4 는 정상운전온도 하중과 OBE 지진하중의 응력주기에 대한 피로손상 평가결과를 나타낸 것이다. 평가결과에서와 같이 계산된 총변형률범위에 대하여 ASME 설계코드에서 제시하는 허용주기 횟수는 10^6 이상이며 따라서 주어진 설계 응력주기 횟수에 대한 피로손상은 고온풀 자유액면과 만나는 원자로용기라이너 부위에서 약간 발생하나 대부분 무시할 수 있는 것으로 나타났다.

Table.2 Calculated Parameters for Modified Equivalent Strain Range(Normal Operation)

Node No.	Δe_{max} x 10^{-3}	S_{rH}	S^*	$\bar{S}$	K	K_e
458	0.549	151.7	242.5	243.4	1.010	1.0
976	0.482	151.7	231.5	232.2	1.010	1.0
481	0.600	124.1	220.6	223.8	1.033	1.0
993	0.343	124.1	179.2	181.1	1.033	1.0
797	0.040	20.7	28.4	29.8	1.185	1.0
1239	0.031	20.7	26.7	27.7	1.185	1.0
1332	0.122	151.7	171.8	172.6	1.040	1.0
1344	0.187	151.7	182.6	183.8	1.040	1.0
2111	0.021	20.7	23.0	23.0	1.000	1.0
2474	0.033	20.7	24.3	24.3	1.000	1.0
2502	0.081	151.7	165.1	168.3	1.243	1.0
2506	0.293	151.7	200.2	211.9	1.243	1.0
2510	0.584	151.7	248.3	249.8	1.016	1.0
2748	0.480	151.7	231.1	232.3	1.016	1.0
2509	0.030	124.1	128.9	129.0	1.023	1.0
2747	0.095	124.1	139.3	139.7	1.023	1.0
2729	0.292	20.7	77.0	78.3	1.022	1.0
3077	0.265	20.7	71.8	73.0	1.022	1.0
3136	0.877	20.7	144.8	148.3	1.031	1.0
3086	0.826	20.7	143.4	146.2	1.031	1.0

Table. 3 Calculated Parameters for Total Strain Range (Normal Operation)

Node No.	T.F.	f	$K_e K\Delta e_{max} E/3\overline{S}_m$	K'_n	K_n	Δe_{mod} x10^{-3}	Δe_c x10^{-3}
458	0.54	0.15	0.278	1.0	1.0	0.558	0.000
976	0.48	0.13	0.244	1.0	1.0	0.490	0.000
481	0.20	0.08	0.334	1.0	1.0	0.631	0.400
993	0.40	0.11	0.191	1.0	1.0	0.362	0.400
797	0.59	0.17	0.037	1.0	1.0	0.054	0.003
1239	0.51	0.14	0.029	1.0	1.0	0.042	0.003
1332	0.06	0.01	0.062	1.0	1.0	0.131	0.000
1344	0.70	0.20	0.096	1.0	1.0	0.201	0.000
2111	0.52	0.14	0.018	1.0	1.0	0.021	0.017
2474	0.16	0.07	0.028	1.0	1.0	0.033	0.017
2502	0.39	0.11	0.048	1.0	1.0	0.123	0.000
2506	0.08	0.01	0.174	1.0	1.0	0.428	0.000
2510	0.18	0.08	0.293	1.0	1.0	0.599	0.000
2748	0.58	0.17	0.241	1.0	1.0	0.493	0.000
2509	0.85	0.23	0.017	1.0	1.0	0.031	0.003
2747	0.57	0.16	0.051	1.0	1.0	0.099	0.003
2729	0.62	0.18	0.251	1.0	1.0	0.300	0.010
3077	0.29	0.09	0.228	1.0	1.0	0.272	0.010
3136	0.67	0.19	0.761	1.0	1.0	0.910	0.800
3086	0.14	0.05	0.717	1.0	1.0	0.861	0.800

Table 4. Calculated Fatigue Damages for Normal Operation

Node No.		**Thermal Load (30 Cycles)**			**Seismic OBE (50 Cycles)** e_t x10^{-3}	**Fatigue Damage** $= \sum_{j=1}^{P}\left(\frac{n}{N_d}\right)_j$
		$K_n \Delta e_{mod}$ x10^{-3}	$K\Delta e_c$ x10^{-3}	Total Stain Range e_t x10^{-3}		
Lower SB/SP	**458**	0.558	0.000	0.556	0.119	0.000
	976	0.490	0.000	0.489	0.120	0.000
Upper SB/SP	**481**	0.631	0.413	1.030	0.238	0.000
	993	0.362	0.413	0.765	0.233	0.000
SB/BP	**797**	0.054	0.004	0.051	0.025	0.000
	1239	0.042	0.004	0.041	0.025	0.000
SP/SB	**1332**	0.131	0.000	0.127	0.169	0.000
	1344	0.201	0.000	0.194	0.161	0.000
BP/SB	**2111**	0.021	0.017	0.038	0.160	0.000
	2474	0.033	0.017	0.050	0.150	0.000
SP/RVL	**2502**	0.123	0.000	0.115	0.046	0.000
	2506	0.428	0.000	0.401	0.074	0.000
RVL/SP	**2510**	0.599	0.000	0.594	0.282	0.000
	2748	0.493	0.000	0.489	0.230	0.000
RVL-Cold Free	**2509**	0.031	0.003	0.034	0.003	0.000
	2747	0.099	0.003	0.102	0.003	0.000
RVL at BP Elevation	**2729**	0.300	0.010	0.310	0.002	0.000
	3077	0.272	0.010	0.282	0.002	0.000
RVL- Hot Free	**3136**	0.910	0.824	1.734	0.000	0.002
	3086	0.861	0.825	1.686	0.000	0.002

4.3 크립손상평가

크립-피로손상 평가식 (1)에서 크립손상 부분은 ASME Code Case N-201-4 에서 제공하는 일반적인 평가절차를 사용한다.

크립손상 평가를 위한 절차로서 먼저 본 논문에서 고려하고 있는 정상운전조건에서 총 고온운전 지속시간은 보수적으로 원자로 총운전수명인 t_H = 262800 hours(30 년)로 가정하였다. 각 평가부위에 대한 지속온도 T_{HT}는 정상운전시 각 부위에 발생되는 최대 온도로 가정하였으며 Fig. 7 에서와 같이 핵연료교체를 위한 정상 원자로가동과 정지횟수는 총수명 동안에 30 회 발생하는 것으로 가정하면 평균주기시간은 $\bar{t}_j = t_H / n_j$ = 262800/30 = 8760 hours 로 결정된다.

ASME Code Case N-201-4 에서 제공하는 최소 응력-파단곡선으로부터 피로손상평가에 필요한 허용지속시간을 결정하기 위해 요구되는 응력값 $(S)_k$는 시간독립 등시성 응력-변형률 곡선에서 Table 4 의 총 변형률범위와 지속온도 T_{HT}에 부응하는 응력수준 S_j를 기초로 하여 결정된다. 평균주기시간 동안 응력수준 S_j에서 발생되는 응력완화효과와 다축성효과를 고려한 시간 t 에서의 응력수준 S_r은 다음식으로부터 구해진다.

$$S_r = S_j - 0.8G(S_j - \bar{S}_r) \tag{10}$$

위의 식에서 S_j는 응력주기형태 j 에 대한 초기응력수준을 나타내고 $\bar{S}_r$은 단축 응력완화 모델을 사용한 시간 t 에서의 응력완화강도를 나타낸다. 식 (10)에서 다축성계수 G 는 다음과 같이 결정된다.

$$\frac{[s_1 - 0.5(s_2 + s_2)]}{[s_1 - 0.3(s_2 + s_3)]} \tag{11}$$

위의 식에서 s_1, s_2, 그리고 s_3는 $|s_1| \geq |s_2| \geq |s_3|$를 만족하는 주응력을 나타낸다. 식 (10)에서 G 의 값이 1.0 보다 클 경우에는 G=1.0 을 사용한다.

Fig. 11 은 크립손상 평가에 필요한 응력수준 결정시에 응력완화 한계에 대한 규정을 도식적으로 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 ASME Code Case N-201-4 규정에는 응력완화 과정이 정상운전 동안에 발생되는 $1.25s_c$ 값으로 정의된 하한응력수준 S_{LB} 값 이하로 진행되는 것을 허용하지 않고 있다. 즉, 비탄성 변형률 한계요건에서 총 크립-라체팅 변형률을 결정하는 $1.25s_c$ 값 이하로 응력완화 발생을 허용하지 않는 보수성을 포함하고 있다.

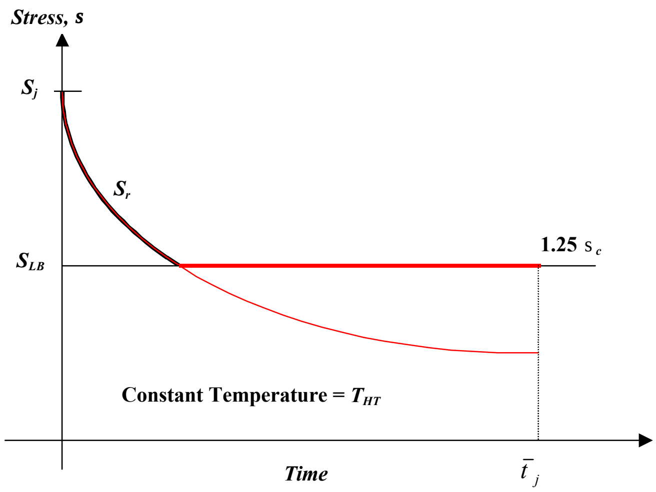

Fig.11 Stress-Relaxation Limits for Creep Damage

Table 5 는 각 크립평가 부위에서의 크립손상 평가에 필요한 변수값을 나타낸 것이다. 표에서 하한응력수준 S_{LB}가 초기 응력순준인 S_j보다 큰 경우에는 응력완화가 발생하지 않는 것으로 가정한다. 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위(절점 3136 과 3086)에서의 초기응력 S_j에 대한

단축 응력완화는 크게 발생하나 하한응력수준이 초기응력수준과 거의 동일하다. Fig.12 는 절점 3136 에 대한 응력완화 한계곡선을 나타낸 것이며 보수적인 크립손상 평가를 위하여 초기응력상태에서 응력완화가 발생하지 않는 것으로 가정하였다. 따라서 ASME Code Case N-201-4 에는 크립손상 평가시 응력-지속시간을 결정하는 포괄 응력-시간이력 작성에서 응력수준 S_j 는 초기응력수준과 같고 응력주기당 고온지속시간 $(\Delta t)_k$,은 결정된 평균주기시간인 8760 hours 와 같은 것으로 결정하였다.

Table. 5 Calculated Parameters for Creep Damages (Normal Operation)

Node Nos.		t_H, hrs	T_{HT}, °C	$\bar{t}_j$, hrs	Relaxed stress level at time t				S_{LB}
					S_j	$\bar{S}_r$	***G***	S_r	
Upper SB/SP	481	262800	430	8760	127.6	125.8	1.00	126.1	160.25
	993	262800	430	8760	123.1	121.6	1.00	121.9	160.25
SB/BP	797	262800	530	8760	9.9	9.8	1.00	9.8	8.88
	1239	262800	530	8760	7.9	7.8	1.00	7.8	8.88
BP/SB	2111	262800	530	8760	7.3	7.2	1.00	7.2	39.13
	2474	262800	530	8760	9.7	9.6	1.00	9.6	39.13
RVL-Cold Free	2509	262800	430	8760	5.5	5.4	0.95	5.4	8.88
	2747	262800	430	8760	16.4	16.0	1.00	16.1	8.88
RVL at BP Elevation	2729	262800	530	8760	59.9	53.5	1.00	54.8	30.25
	3077	262800	530	8760	54.4	49.8	1.00	50.7	30.25
RVL- Hot Free	3136	262800	530	8760	135.8	72.7	1.00	85.3	133.50
	3086	262800	530	8760	134.0	72.0	1.00	84.4	133.50

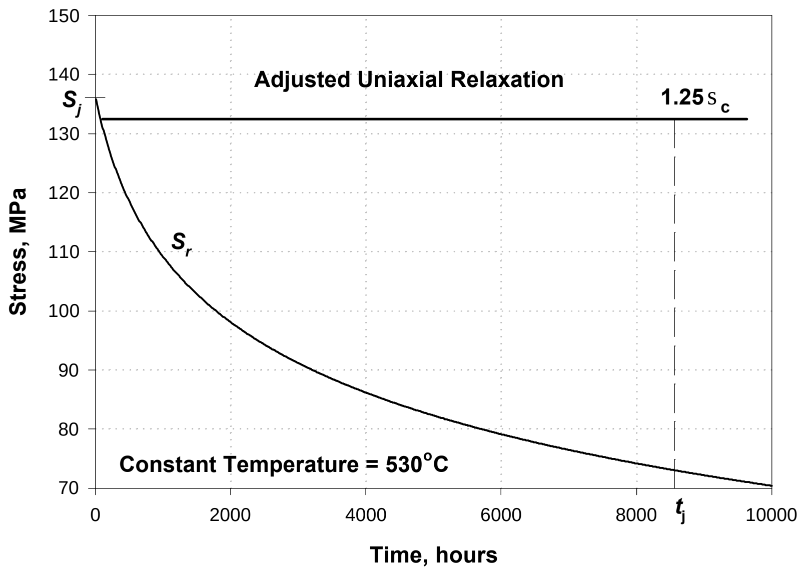

Fig. 12 Stress-Relaxation Limits for Creep Damages at Node 3136

크립손상 평가에 필요한 허용시간 $(T_d)_k$ 는 결정된 응력수준에 대하여 ASME Code Case N-201-4 에서 제공하는 최소 응력-파단 곡선으로부터 구해진다. 이때 사용되는 응력수준 $(S)_k$ 는 응력계수 K'=0.9 로 나눈값을 사용한다. Table 6 은 크립손상 평가결과를 나타낸 것으로 표에서와 같이 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위에서의 크립손상이

0.876 으로 매우 크게 발생함을 알 수 있다. 모든 평가단면에 대한 Table 4 의 피로손상 평가결과에서 피로손상이 무시할 정도로 작게 나타났기 때문에 Fig.9 의 크립-피로손상 곡선에서 정상운전조건에 대한크립-피로손상은 설계코드 규정을 만족하는 것으로 나타났다. 실제로 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위는 설계기능상 하중지지구조물은 아니지만 크립손상이 매우 크고 따라서 크립손상과 피로손상의 연계작용에 의한 구조물 파단 가능성이 가장 크기 때문에 고온설계요건은 반드시 만족해야 한다. 또한 열변형과 누적 라체팅변형에 의한 비탄성변형률의 증가로 인하여 원자로용기라이너와 원자로용기 사이의 설계간격 감소가 발생할 수 있으며 이로 인한 기능성 구조설계 요건 등이 면밀히 검토될 필요가 있다.

Table. 6 Calculated Creep Damage for Normal Operation

Node Nos.		$(T)_k$, °C	$(S)_k$, MPa	$(\Delta t)_k$, hrs	$(S)_k/K'$, MPa	q	$(T_d)_k$, hrs	**Creep Damage** $= \sum_{k=1}^{q}\left(\frac{\Delta t}{T_d}\right)_k$
Upper SB/SP	481	430	127.6	8760	141.8	30	$1.0x10^7$	0.026
	993	430	123.1	8760	136.8	30	$1.0x10^7$	0.026
SB/BP	797	530	9.9	8760	11.0	30	$1.0x10^8$	0.003
	1239	530	7.9	8760	8.8	30	$1.0x10^8$	0.003
BP/SB	2111	530	7.3	8760	8.1	30	$1.0x10^8$	0.003
	2474	530	9.7	8760	10.8	30	$1.0x10^8$	0.003
RVL-Cold Free	2509	430	5.5	8760	6.1	30	Over 10^8	0.000
	2747	430	16.4	8760	18.2	30	Over 10^8	0.000
RVL at BP Elevation	2729	530	59.9	8760	66.6	30	$3.0x10^6$	0.088
	3077	530	54.4	8760	60.4	30	$3.0x10^6$	0.088
RVL- Hot Free	3136	530	133.5	8760	148.3	30	$3.0x10^5$	0.876
	3086	530	133.5	8760	148.3	30	$3.0x10^5$	0.876

5. 결 론

본 논문은 현재 개념설계가 진행중인 액체금속로 KALIMER 원자로내부구조물의 30 년 고온운전수명에 있어 정상운전조건에 대한 ASME Code Case N-201-4 응력 및 비탄성 변형률 한계요건 그리고 크립-피로손상 한계요건을 평가하였다.

평가결과 KALIMER 원자로내부구조물은 응력한계요건은 충분한 설계여유도를 가지면서 한계요건을 만족하였다. 비탄성변형률에 대한 한계요건은 탄성해석법을 사용할 경우에 지지배럴과 분리판 연결부위 그리고 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위가 한계요건을 만족하지 못하나 단순비탄성 해석법을 적용할 경우에는 설계여유도는 적으나 한계요건을 만족하는 것으로 나타났다.

크립-피로손상 평가결과 평가부위 모두에서 제시된 포괄 크립-피로손상곡선을 만족하였다. 그러나 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위에서 고온 정상운전시에 피로손상은 거의 발생하지 않았으나 크립손상이 크게 발생하였으며 추후 보다 상세한 손상평가가 요구된다.

본 논문에서는 손상평가를 위한 각 변수들의 결정시에 충분한 보수성을 고려하였으나 추후 보다 세부적인 국부 연결부위에서의 필렛설계 고려, 원주방향 온도구배 고려, 응력 주기조합 등과 같은 설계요건을 고려하여 상세한 고온구조 평가를 수행할 예정이다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력연구 개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

참 고 문 헌

[1] Gyeong-Hoi, Koo, “Design Description of KALIMER Reactor Internal Structures,” KALIMER/MS420-DD-01/1998, Rev.A, KAERI, 1999.

[2] 구경회, 이형연, 주영상 등, “KALIMER 원자로내부구조물의 고온 열응력 집중부위에 대한 응력해석 및 한계요건 검토,” 춘계 한국원자력학회 학술대회논문집, 1999.

[3] Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code N-201-4, ASME, 1994.

[4] Gyeong-Hoi, Koo, “Evaluation of Structural Integrity of KALIMER Reactor Internal Structures for Elevated Temperature,” KALIMER/MS420-AR-04/2000, Rev.A, KAERI, 2000.

[5] ASME B&P Code Section III Subsection NG, ASME, 1992.

[6] L.K. Severud, “Creep-Fatigue Assessment Methods Using Elastic Analysis Results and Adjustments,” Transactions of the ASME, Vol.113, pp.34-40, 1991.