



KR0100826

KAERI/TR-1745/2001

**KALIMER 원자로내부구조물 고온구조 설계해석을
위한 ASME Code Case N-201 의 적용절차**

**Procedures of ASME Code Case N-201 for KALIMER
Reactor Internal Structures**

한 국 원 자 력 연 구 소

32 / 42

PLEASE BE AWARE THAT
ALL OF THE MISSING PAGES IN THIS DOCUMENT
WERE ORIGINALLY BLANK

제 출 문

한국원자력연구소소장 귀하

본 보고서를 “KALIMER 원자로내부구조물 고온구조 설계해석을 위한 ASME Code Case N-201 의 적용절차”에 대한 기술보고서로 제출합니다.

2001년 2월 1일

연구기관명 : 한국원자력연구소

과제명 : 액체금속로 기계설계 기술개발

주저자 : 구경희

공동저자 : 유 봉

요 약 문

본 보고서의 목적은 액체금속로의 원자로내부구조물 고온 설계코드중의 하나인 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-201-4에 따른 응력, 누적 비탄성 변형률, 크립-피로손상, 좌굴 등에 대한 설계적용 절차를 정립하고 그 적용예로서 KALIMER 원자로내부구조물을 구성하는 환형격리구조물에 대한 크립-피로손상 평가에 대한 수행결과를 기술하였다.

본 보고서는 고온 원자력구조물의 건전성 평가를 수행하는데 있어 매우 유용하게 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

ABSTRACT

The main objective of this report is to describe the design procedure of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-201-4, which is an elevated temperature structural design code of the Nuclear reactor internal structures, checking the criteria of stress limit, accumulated inelastic strain and deformation, creep-fatigue damage, and buckling limit. As one of examples, the creep-fatigue damage evaluations are carried out for the KALIMER reactor internal structures of baffle annulus.

This report is expected to be very useful in evaluating the structural integrity of the liquid metal reactor operating under an elevated temperature.

목 차

제출문	i
요약문	ii
Abstract	iii
목차	iv
표목차	v
그림목차	v
1. 서론	1
2. 해석에 의한 설계(Design by Analysis)	1
2.1 Part A를 적용할 경우	1
2.1.1 설계기준(Design Basis)	2
2.1.2 시간-온도 한계조건	2
2.1.3 좌굴 및 불안정성 한계조건 (방법-A)	3
2.1.4 좌굴 및 불안정성 한계조건 (방법-B)	3
2.2 Part B를 적용할 경우	4
2.2.1 설계기준 (NG-3210 Design Criteria)	4
2.2.2 하중제어 응력한계에 대한 규정(NG-3220)	6
2.2.3 변형율, 변형 그리고 피로한계에 대한 규정(Appendix Y)	12
3. 결론	32
참고문헌	32
부록 A: 적용예(KALIMER 환형격리구조물 크립-피로손상 평가)	33
Bibliographic Information Sheet	47

표 목 차

- Table 1. Maximum Value of Calculated Equivalent Strain Range (Normal Operation)
- Table 2. Calculated Parameters for Modified Equivalent Strain Range(Normal Operation)
- Table 3. Calculated Parameters for Total Strain Range (Normal Operation)
- Table 4. Calculated Fatigue Damages for Normal Operation
- Table 5. Calculated Parameters for Creep Damages (Normal Operation)
- Table 6. Calculated Creep Damages for Normal Operation

그 립 목 차

- Fig. 1 Conceptually Designed KALIMER RI
- Fig. 2 Elevations and Flow Path in RI
- Fig. 3 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
- Fig. 9 Creep-Fatigue Damage Curve
- Fig.10 Composite Stress-Strain Curve
- Fig.11 Stress-Relaxation Limits for Creep Damage
- Fig.12 Stress-Relaxation Limits for Creep Damages at Node 3136

1. 서론

본 연구의 목적은 ASME Code Case N-201-4[1]를 KALIMER 원자로내부구조물의 고온구조설계해석에 적용하기 위한 방법과 절차를 제공하기 위한 것이다.

본 연구의 범위는 ASME Code Case N-201-4의 “해석에 의한 설계(Design by Analysis)”에서 제시하고 있는 설계규정 및 한계요건을 검토분석하고 그 적용방법과 절차를 포함한다.

기존의 원자력발전소에 적용해 온 원자로내부구조물에 대한 설계해석은 ASME Code Section III, Division 1 – NG[2]를 사용하고 있다. 이는 금속온도가 약 800°F 이하인 구조설계에만 적용 가능한 설계코드로서 이를 현재 개발중인 액체금속로 KALIMER의 설계코드로 적용하기 위해서는 약 800°F이상의 고온운전이 예상되는 초과고온 금속온도를 고려한 새로운 설계규정이 요구된다.

ASME Code Section II, Part D에서 제공하는 금속온도를 초과한 고온 설계해석에 대한 Section III의 Core Support Structure를 다루는 규정(Rules)이 현재 ASME 위원회에서 준비 중에 있다. 따라서 Section II, Part D의 허용응력에 대해 주어진 금속온도를 초과하는 범위를 갖는 CSS에 대해서는 Subsection NG에 대하여 ASME Code Case N-201-4의 Part A 또는 Part B로 수정/보완된 규정들을 적용할 수 있도록 하고 있다.

ASME Code Case N-201-4는 Part A와 Part B로 구성되어 있으며 Subsection NG의 상한선 이상의 금속온도에 적용할 목적으로 Subsection NG를 수정하거나 필요한 규정들이 보완되어 있다.

Part A는 크립과 Stress-rupture효과가 발생 가능한 범위의 온도까지 Subsection NG를 확장한 것이지만 Appendix XIX의 Time-at-temperature limits에 대한 규정이 초과고온 운전을 제한하기 때문에 크립과 Stress-rupture를 명확히 고려할 것을 요구하지

않는다.

Part B는 크립과 Stress-rupture 효과를 적절히 고려할 수 있도록 Subsection NG에 대한 규정들을 수정 보완한 것이다. Part A의 Appendix XIX의 Time-at-temperature limits에 대한 요건들이 만족되더라도 Part A 대신에 Part B를 사용할 수 있다.

본 보고서에서는 기계구조설계의 관점에서 특히 중요한 NG-3200의 “해석에 의한 설계(Design by Analysis)”를 중심으로 설계기준과 Threaded Structural fasteners 이외의 구조물에 대한 설계규정 및 한계에 대한 ASME Code Case N-201-4를 검토/분석하고 적용절차를 기술하였다.

부록에서는 KALIMER 원자로내부구조물을 구성하는 환형격리구조물에 대한 크립-피로손상 평가 적용예를 기술하였다.

2. 해석에 의한 설계(Design By Analysis)

2.1 Part A를 적용할 경우

2.1.1 설계기준(Design Basis)

원자로내부구조물에 대한 고온구조 설계해석을 위하여 Part A를 적용하기 위해서는 먼저 모든 운전조건들이 Appendix XIX에서 제시하는 시간-온도 한계요건을 우선적으로 만족해야 한다.

모든 운전조건들이 시간-온도 한계요건을 만족할 경우에 해석으로 계산된 응력강도들은 ASME Code NG-3200에 규정된 응력강도 한계요건들을 만족해야 한다.

2.1.2 시간-온도 한계요건

$$\sum_i \left(\frac{t_i}{t_{ai}} \right) \leq 1.0$$

- t_i 는 기기의 설계수명동안 금속온도 T_i 의 총 작용시간
- t_{ai} 는 Fig. XIX-1로 부터 결정되는 최대 허용시간으로 크립이나 응력파단은 고려하지 않은 상태에서 온도 T_i 를 수용할 수 있는 최대시간
- 이 규정은 명시된 설계운전수명이 300,000시간(약35년)을 초과한 경우에는 사용 불가

2.1.3 좌굴과 불안정성 한계요건 (방법-A)

$$F_B \leq Z_B$$

- 여기서 계산된 좌굴계수 F_B (하중계수 또는 변형률계수)는 명시된 설계와 운전 조건 A, B, C, D에 대한 좌굴해석으로 부터 다음과 같이 계산

$$F_B = \frac{\text{설계 또는 운전온도에서 순간불안정성을 야기하는 하중 또는 변형률}}{\text{설계 하중 또는 변형률}}$$

- Z_B 는 Table XVIII-1의 시간독립성 좌굴 한계조건

2.1.4 좌굴과 불안정성 한계요건 (방법-B)

앞의 2.1.3절에서 제시된 방법-A 대신으로, 명시된 하중에 Table XVIII-1의 하중계수를 미리 곱한 하중에 대하여 구조해석을 수행하고 이 결과로 부터 좌굴로 인한 응력, 변형률, 그리고 변형에 대한 구조적 또는 기능적 건전성을 평가하는 방법이

사용될 수 있다. 이때 구조해석에는 비선형성, 소성, 그리고 초기 기하학적 불완전성 등을 고려할 수 있는 해석방법이 사용되어야 한다.

2.2 Part B를 적용할 경우

2.2.1 설계기준 (NG-3210 Design Criteria)

해석에 기초한 설계수용(Design Acceptability) 요건들은 Code NG(이하 NG)와 Code Case N-201-4(이하 N-201)이 서로 유사하나 NG에서는 계산된 응력값이 ASME Section II, Part D, Subpart 1의 Table 2A, 2B 그리고 4에 주어진 설계허용응력(S_m) 만을 초과하지 못하도록 규정하고 있는 반면에 N-201은 응력, 변형률, 그리고 변형에 대한 한계요건을 두고 있다. 따라서 NG와 N-201은 운전조건에 대한 응력한계 규정이 근본적으로 다른 개념으로 구성되어 있다.

탄성해석의 경우에는 최대전단변형률(Tresca조건)을 사용하여 응력강도를 결정하고 비탄성해석의 경우에는 적절한 다축 응력-변형률 관계와 Flow rule을 사용하여 응력강도와 변형률 결정하도록 요구하고 있다.

N-201의 설계평가를 위한 응력 및 변형률 한계요건은 하중에 따른 구조물의 거동형태와 관련하여 2가지 제어량, 즉 하중제어량과 변형제어량에 따라서 결정된다. 하중제어량은 운전중에 발생하는 힘과 모멘트하중으로 야기되는 응력강도이며 응력분류상 일차 막응력, 일차 굽힘응력 그리고 많은 탄성추종량을 갖는 이차응력이 이에 해당한다. 변형제어량은 처짐 또는 변형률 적합성으로 발생하는 변형률, 반복변형률 범위 또는 변형이 이에 속한다. 따라서 N-201의 설계평가는 크게 운전조건에 따른 하중제어응력 한계요건(NG-3220)과 변형량, 변형 그리고 피로 한계요건(Appendix Y)으로 구분하여 적용한다.

해석과 관련된 일반적인 용어들은 NG와 동일하지만 초과고온으로 인한 변형,

비탄성, 크립, 소성, 라체팅 그리고 크립-피로연계 등의 용어들이 추가되어 있다.

탄성해석은 NG-3000에 따라서 수행한다.

비탄성해석은 열하중이나 기계하중들이 항복을 야기할 만큼 심각할 경우 그리고 (또는) 열적크립현상이 발생할 경우에 요구되며 이때는 Appendix Y의 규정과 한계가 적용된다.

일반적으로 비탄성해석에는 시간독립성 탄성-소성 재료거동과 시간의존성 크립 거동을 함께 고려한 해석이 요구된다.

비탄성거동을 나타내는 구성방정식은 다음과 같은 효과를 고려해야 한다.

- 반복하중효과를 포함한 소형변형을 경화효과,
- 고온에서 발생할 수 있는 경화 또는 연성효과,
- 일차크립과 크립변형을 경화 및 연성효과,
- 그리고 소성변형에 이은 크립발생효과 또는 크립발생에 이은 소성변형효과.

비탄성해석에는 재료성질의 변동과 불확실성을 고려하여 평균 응력-변형을 자료와 크립자료가 사용되어야 하며 Appendix Y의 좌굴 및 안정성한계 평가에는 예상되는 최소 응력-변형을 자료가 사용되어야 한다.

해석에 필요한 재료의 기계적성질은 Table 5.0과 Appendix Y에 나타나 있으며 다음과 같은 것을 포함하고 있다.

- Isochronous stress-strain curves
- Yield strength
- Stress-to-rupture
- Modulus of elasticity
- Instantaneous and mean coefficients of thermal expansion

설계수용을 위한 또 하나의 요건은 계산된 응력강도들(막응력, 굽힘응력, 첩두응력, 총응력)이 명시된 허용한계를 초과하지 않음을 보여야 한다. 이러한 허용한계는 응력등급(일차, 이차응력 등)에 따라 달리 규정된 절차(Fig. NG-3220.1)에 의거해서 평가되어야 한다.

어느 정도 전형적인 경우에 대한 응력등급은 Table NG-3217-1이 명시되어 있으며 초과고온이 아닌 금속온도를 갖는 구조물의 응력등급은 NG에 명시되어 있는 Table에 따라서 결정될 수 있다.

2.2.2 하중제어 응력한계에 대한 규정(NG-3220)

Fig. NG-3220-1에 사용된 응력강도 한계들은 모재금속(Base metal)과 용접부에 대하여 정의된 것으로 다음과 같다.

(1) 모재금속

$$S_{mt} = \text{허용 응력강도(Table 5.2, Fig. 5.2)}$$

$$= \text{Min} [S_m, S_t]$$

$$S_m = \text{시간독립성 허용 응력강도}$$

(Article III-2000에 따라서 결정, Table 1.1, Table 1.2, Fig. 5.2)

$$S_t = \text{온도 및 시간의존성 허용 응력강도(Table 5.3, Fig. 5.3)}$$

$$S_y = \text{주어진 온도에서의 재료 항복강도(Table 5.4)}$$

(2) 용접부

$$S_{mt} = (\text{Table 5.2}) \text{ or } (0.8S_r, R)$$

$$S_r = (\text{Table 5.3}) \text{ or } (0.8S_r, R)$$

위의 식에서

S_r = 예상되는 최소 응력-파단강도(Table 5.5)

$$R = \frac{\text{용접금속의 크립파단강도}}{\text{모재금속의 크립파단강도}} ; \text{Table 5.9}$$

2.2.2.1 설계 및 운전조건 A와 B에 대한 한계요건

Step 1

$$P_m \leq S_{mt}$$

- S_{mt} 는 시간(t)와 온도(T)에 대해 결정
- 여기서 t 는 전체 운전수명동안 특정하중이 발생하는 총 지속시간
- T 는 특정하중사건 동안에 발생하는 최대 벽평균온도
- 이때 t 가 기기에 주어진 총 운전수명보다 작을 경우에 운전조건 C와 함께

2.2.2.2 절의 Step 2에 규정된 Use-Fraction Sum을 사용하여 모든 하중들의 누적효과를 평가해야 함

Step 2

$$P_m + P_b \leq K S_m$$

- K 는 단면계수로서 다음과 같이 결정

$$K = \frac{F_{(fully\ plastic)}}{F_{(initial\ plastic)}} = \frac{\text{완전소성단면을 야기하는 하중집합}}{\text{초기소성단면을 야기하는 하중집합}}$$

- 예를 들어 사각단면을 갖는 셸 구조물의 굽힘을 평가할 경우 $K=1.5$

Step 3

$$P_m + P_b / K_t \leq S_t$$

- K_t 는 크립효과로 인한 굽힘응력의 감소를 고려하기 위한 계수이며 다음과 같이 결정

$$K_t = (K + 1) / 2$$

- S_t 는 시간(t)와 온도(T)에 대해 결정
- 여기서 t 는 응력강도의 총 지속시간
- T 는 기기의 총 운전수명 동안의 최대 벽평균온도
- 이때 t 가 기기의 총 운전수명보다 작을 경우에 운전조건 C 와 함께 2.2.2.2 절의 Step 6 에 규정된 Use-Fraction Sum 을 사용하여 모든 $(P_m + P_b / K_t)$ 하중들의 누적효과를 평가해야 함
- 이 방법의 장점은 하중이력자료를 여러개의 하중수준과 주어진 하중수준에서 여러개의 온도들로 분리 가능

Step 4

좌굴특성 검토

- 굽힘하중이 단면을 따라서 발생하는 모든 조건하에서 단면압축에 대한 좌굴경향을 NG-3250(Limits on deformation-controlled quantities)요건에 따라서 검토해야 함
- 여기서 좌굴, 변형률, 변형, 그리고 피로 한계요건들에 적용될 수용기준(Acceptability criteria)을 설계사양서(NCA-3250)에 정의하는 것은 소유자의 책임

- 이들 요건들은 Appendix Y에 규정된 수용기준과 재료성질들이 사용 가능

2.2.2.2 운전조건 C에 대한 한계요건

Step 1

$$P_m \leq \text{Min}[1.2S_m, S_t]$$

Step 2

$$\sum_i \left(\frac{t_i}{t_{im}} \right) \leq B$$

- 이 한계요건은 운전조건 A, B, 그리고 C의 일차 막응력과 관련된 Use-Fraction Sum이며 운전조건 A, B의 특정하중이 발생하는 총지속시간을 포함시켜야 함
- t_i 는 기기의 전체 운전수명동안 초과고온 T_i 에서 특정하중 P_{mi} 의 총 지속시간
- t_{im} 은 최대 허용시간
- t_{im} 을 결정하는 방법은 먼저 구하고자 하는 하나의 하중조건과 온도(t_i 동안 발생하는 최대 국부 벽평균온도)에 대하여 응력해석을 수행하고 이로부터 계산된 막응력강도 P_{mi} 을 Fig. 5.3의 그림에 적용하여 이 응력값에 해당하는 t_{im} 을 구하고 다른 하중조건들에 대해서도 같은 방법으로 순차적으로 각각의 t_{im} 을 구함
- B 는 Use-Fraction Sum으로서 1.0 또는 설계사양서에 명시된 1.0 이하의 값

Step 3

$$P_m + P_b \leq 1.2 K S_m$$

- 여기서 K 는 $1.0 < K \leq 1.5$ 범위를 사용

Step 4

$$P_m + P_b / K_t \leq S_t$$

Step 5

$$\sum_i \left(\frac{t_i}{t_{ib}} \right) \leq 1.0$$

- t_{ib} 는 Step 2에서와 마찬가지로 Fig. 5.3으로 부터 $(P_m + P_b / K_t)$ 의 응력강도값에 해당하는 시간값으로 결정

2.2.2.3 운전조건 D에 대한 한계요건

Step 1

$$P_m \leq \text{Min}[0.67 S_r, 0.8 S_r, R, \text{Appendix F}]$$

- 탄성해석에 기초한 경우에 *Appendix F*는 다음과 같이 결정

$$\text{Appendix F} = \text{Min} [2.4 S_m, 0.7 S_u] \quad \text{for austenitic and high alloy steels (Table I-1.2)}$$

$$= 0.7 S_u \quad \text{for ferrite materials (Table I-1.1)}$$

- 소성해석에 기초한 경우에 *Appendix F*는 다음과 같이 결정

$$\begin{aligned} \text{Appendix F} &= \text{Max} [0.7 S_u , S_y + 1/3(S_u - S_y)] \quad \text{for austenitic and high alloy steels} \\ &= 0.7 S_u \quad \text{for ferrite materials} \end{aligned}$$

- Appendix F에 사용되는 인장강도(S_u)와 항복강도(S_y)는 다음과 같이 결정

$$S_u = [\text{인장강도}(\text{Table NG-3225-1})] \times [\text{강도감소계수}(\text{Table NG-3225-2, Table NG-3225-3A, 3B})]$$

$$S_y = [\text{항복강도}(\text{Table 5.4})] \times [\text{강도감소계수}(\text{Table NG-3225-2, Table NG-3225-3A, 3B})]$$

Step 2

$$\sum_i \left(\frac{t_i}{t_{ir}} \right) \leq B_r$$

- t_i 는 기기의 전체 운전수명동안 초과고온 T_i 에서 특정하중 P_{mi} 의 총 지속시간
- t_{ir} 은 Fig. 5.5로부터 결정되는 최대 허용시간으로서 모재금속에 대해서는 $1.5P_{mi}$, 용접금속에 대해서는 $\text{Min}[1.5P_{mi}, (1.25/R)P_{mi}]$ 응력강도에 해당하는 시간
- B_r 은 Use-Fraction 계수로서 1.0 또는 설계사양서에 명시된 1.0 이하의 값

Step 3

$$P_m + P_b \leq 1.5 S_m$$

- 이 규정은 Appendix F의 탄성해석에 기초한 기기의 응력강도 한계요건

Step 4

$$P_m + P_b / K_t \leq \text{Min}[0.67 S_r, 0.8 S_r, R]$$

- 여기서 K_t 의 결정시에 사용되는 K 는 $1.0 < K \leq 1.5$ 범위

Step 5

$$\sum_i \left(\frac{t_i}{t_{ibr}} \right) \leq 1.0$$

- t_i 는 기기의 전체 운전수명동안 초과고온 T_i 에서 특정하중의 총 지속시간
- t_{ibr} 은 Fig. 5.5로부터 결정되는 최대 허용시간으로서 모재금속에 대해서는 $1.5(P_m + P_b / K_t)$, 용접금속에 대해서는 $\text{Max}[1.5(P_m + P_b / K_t), 1.25(P_m + P_b / K_t) / R]$ 응력강도에 해당하는 시간

2.2.3 변형률, 변형 그리고 피로한계에 대한 규정(Appendix Y)

본 한계에 대한 요건은 Fig.3220-1에 나타나 있으며 설계하중과 운전조건 D 하중에 대해서는 적용이 배제된다. 다만 운전조건 D에 대해서는 기능적요건만은 만족되어야 한다.

Step 1. 기능적요건에 대한 변형 한계요건

$$\varepsilon \leq 1.0\%$$

- 탄성해석을 수행하여 벽두께를 가로지른 최대 평균변형률이 1%이하임을 보여야

합

- 이 요건이 만족되지 않을 경우에는 변형에 대한 비탄성해석을 수행하여 설계사양서에 명시된 비탄성 변형률에 대한 한계조건들을 검토해야 함

Step 2. 구조적 건전성에 대한 변형 및 변형률 한계조건

(1) 비탄성 변형률에 대한 한계요건

$$\text{Membrane } \varepsilon_m \leq 1.0\%$$

$$\text{Bending } \varepsilon_b \leq 2.0\%$$

$$\text{Local } \varepsilon_L \leq 5.0\%$$

- 심각한 천이하중조건이 발생되지 않는 정상상태 운전하에서 기기의 운전수명동안 계산된 누적변형률 한계요건으로서 변형률의 계산은 응력강도 계산방법과 마찬가지로 벽두께를 따른 평균, 굽힘변형률로 구분
- 위의 한계요건을 검토하는 또 다른 방법으로 하중제어 응력한계요건에 사용된 탄성해석결과를 이용하는 방법이 제시되어 있음
- 다음절에서 규정한 탄성해석에 의한 3가지 한계요건중 어느 한가지만이라도 만족하면 구조적건전성에 대한 변형 및 변형률 한계요건이 성립하는 것으로 인정 가능

(2) 탄성해석법에 의한 변형률 한계요건 검토

- 아래의 모든 일반요건 (a) - (d)와 Test Nos. A-1, A-2, A-3중에 어느 하나를 만족하면 위의 (1) 비탄성변형률에 대한 한계요건이 만족되는 것으로 규정

일반요건

- (a) 설계사양서에 정의된 각 하중주기들은 본 요건 만족을 위해 다시 세부 하부주기하중들로 분리 불가
- (b) 적어도 모든 A, B, C 운전하중동안에 발생하는 최대 이차응력강도범위 $(Q_R)_{\max}$ 와 최대 일차응력강도 $(P_m + P_b/K_t)_{\max}$ 를 포함하는 하나의 주기가 정의되어야 함
- (c) 모든 하중 주기들은 함께 묶어서 Test No. A-1과 A-2의 조건들에 따라서 평가될 수 있음
- (d) 다음의 정의들은 Test No. A-1과 A-2에 적용되기 위한 일차응력변수(Primary stress parameter)와 이차응력변수(Secondary stress parameter)를 나타냄

$$X \equiv \left(P_m + \frac{P_b}{K_t} \right)_{\max} \div S_y$$
$$Y \equiv \frac{(Q_R)_{\max}}{S_y}$$

- 항복강도 S_y 는 주기하중동안 최대 및 최소 벽면평균온도에서의 S_y 값들에 대한 평균치
- $(P_m + P_b/K_t)_{\max}$ 는 크립효과로 인한 굽힘응력감소를 고려한 최대 일차응력
- $(Q_R)_{\max}$ 는 주기하중동안 발생하는 최대 이차응력강도범위

Test No. A-1

$$X + Y \leq S_a / S_y$$

- 여기서 $S_a = \text{Min}[1.25S_t |_{T=\max, t=10^4 \text{hr}}, (S_y |_{T=\max} + S_y |_{T=\min}) / 2]$

Test No. A-2

$$X + Y \leq 1$$

- 이 요건은 $(Q_R)_{\max}$ 를 정의하는 응력점의 평균벽면온도가 Table Y-1323의 적용온도 이하일 경우만 가능

Test No. A-3

NG-3222.2 (Primary Plus Secondary Stress Intensity)

NG-3222.3 (Expansion Stress Intensity)

NG-3222.5 (Thermal Stress Ratchet)

- 먼저 위의 3가지 요건을 만족해야 하며 이에 더하여 다음에 기술하는 (a) - (e)까지의 요건들을 모두 만족해야 함

(a) $\sum_i \frac{t_i}{t_{id}} \leq 0.1$ 검토

- t_i = 금속온도 T_i 총운전시간
- t_{id} 는 $1.5S_y|_{T_i}$ 에 대해 Fig.5.5로부터 결정되는 최대허용시간
- 만일 $1.5S_y|_{T_i}$ 가 Fig.5.5에서 제공된(표시된) 응력이상이면 본 요건은 불만족
- 만일 $1.5S_y|_{T_i}$ 가 Fig.5.5에서 제공된 최소응력보다 작으면 Fig.5.5 중에서 가장 심각한 경사를 갖는 일정 온도선을 사용하여 외삽법으로 t_{id} 를 결정

(b) $\sum_i \epsilon_i \leq 0.2\%$ 검토

- 여기서 ϵ_i 는 $1.25 S_y|_{T_i}$ 의 응력수준으로 예상되는 총운전시간 동안의 크립변형률 (등시성곡선에서 결정)
- 이때 설계수명이 여러가지 운전시간주기로 나누어져 있으면 운전수명은 모든 시간주기들의 합보다 커서는 안됨. 즉, $\sum_i t_i |_{T_i} \geq Service\ life$

(c) 수정 $3S_m$ 한계조건(NG-3222.2와 NG-3222.3) 검토

- $3S_m$ 한계조건 대신에 $Min[3S_m, 3\bar{S}_m]$ 사용

- $3\bar{S}_m = (1.5S_m + S_{rH})$: 최대($P + Q$) 응력범위 결정시 어느 한쪽 시간점에서의 금속온도가 Elevated Temperature인 경우

$3\bar{S}_m = (S_{rH} + S_{rL})$: 최대($P + Q$) 응력범위 결정시 양쪽 시간점에서의 금속온도가 모두 Elevated Temperature인 경우

- S_{rH} , S_{rL} 는 응력주기의 Hot과 Cold extremes에서의 온도와 관계된 완화강도 (Relaxation strength)

- 완화강도는 초기응력 $1.5 S_m$ 에 해당하는 초기변형률을 초과고온(800°F 이상, 단 2 1/4Cr-1Mo의 경우는 700°F 이상) 지속시간만큼 유지시키는 순수 단축완화해석 (Pure Uniaxial Relaxation Analysis)을 수행하여 결정

(d) NG-3222.5(b)의 Endurance limit관련 요건은 Code Case N-201-4에 주어진 재료에는 적용 불가

(e) Code Case 적용가능 재료는 304SS, 316SS, Ni-Fe-Cr, Alloy 800H

(3) 단순 비탄성해석에 의한 변형률 한계조건 검토

- 아래의 모든 일반요건 (a) - (g)와 Test Nos. B-1, B-2을 만족하면 위의 (1) 비탄성 변형률에 대한 한계요건이 만족되는 것으로 규정

일반요건

- (a) . 단순 비탄성해석법은 Test No. B-1과 Test No. B-2를 포함
- . B-1은 반드시 국부 구조물 불연속성이 없는 축대칭하중을 받는 축대칭구조물 또는 벽면을 따른 첩두열응력이 무시될 수 있는 일반구조물에만 적용가능
 - . Test B-2는 B-1보다 좀더 보수적이며 임의 구조물과 하중형태에 적용 가능
- (b) 설계시방서에 정의된 각 운전 주기하중들은 다시 세부 하부주기하중으로 분리 불가
- (c) . 또 다른방법으로서 Test Nos. B-1 and B-2 대신에 Test No. B-3을 사용하거나 상세 비탄성해석을 사용하여 모든 선택된 운전주기에 대한 비탄성 변형률을 각각 계산한 다음 총합산 결과에 대해 위에서 기술한 “(1) 비탄성 변형률에 대한 한계요건검토” 수행가능
- . 이때 Test No. B-3은 반드시 국부 구조물 불연속성이 없는 축대칭 하중을 받는 축대칭 구조물에만 적용가능
- (d) . 탄성추종을 갖는 이차응력들(즉, 압력기인 막응력과 굽힘응력, 열기인 막응력)은 일차응력으로 분류하고 응력변수(X, Y)의 결정에 사용
- . 다른 방법으로서 이러한 응력으로 인한 변형률을 각각 계산하고 이를 Test Nos. B-1과 B-2에 평가된 변형률에 직접 더하는 방법도 가능
 - . 이때는 탄성추종을 갖는 응력들은 σ_c 계산시에 이차응력으로 취급
- (e) 각 하중주기나 시간블럭들에 대한 등시성곡선의 적용시간은 항상 전체 수명동안의 합, 즉 $t_i = \sum t_{im}$.
- (f) . Test No. B-1과 B-2에 대해 응력변수 X 와 Y 의 계산시에 S_y 대신에 S_{yL} 을 사용
- . 이때 S_{yL} 은 이차응력강도범위를 결정하는 두개의 시간점에서 벽평균온도가 낮은 쪽 온도에서의 항복강도

- (g) Test No. B-3에 대해 응력변수 X_L 와 Y_L 그리고 X_H 와 Y_H 계산할때는 각각 S_y 대신에 S_{yL} 과 S_{yH} 를 사용
- (h) Test No. B-1과 B-3의 절차를 적용할 때 배관단면 또는 용기의 전반적 굽힘으로 인한 wall membrane force는 보수성을 감안하여 최대칭 힘으로 포함

Test Nos. B-1 and B-2

검토절차 1

- 이차응력강도범위를 결정하는 두개의 시간점 중에서 어느 한쪽 평균벽온도가 Table Y-1323의 적용온도 이하인지 확인

검토절차 2

- 하부주기하중으로 나누어진 시간-온도 블록에 대하여 탄성해석으로 구한 응력강도로부터 응력변수 X, Y 계산

검토절차 3

- 계산된 응력변수에 대응하는 유효크립응력변수(Effective creep stress parameter) Z 를 Fig. Y-1330-1(Test No. B-1에 사용)과 Y-1330-2(Test No. B-2에 사용)에서 결정

검토절차 4

- 결정된 유효크립응력변수로부터 유효크립응력 σ_c 계산

$$\sigma_c = Z \cdot S_{yL}$$

- 단, Test No. B-1은 $\sigma_c < S_{yH}$ 인 경우에만 적용가능

검토절차 5

- 결정된 유효크립응력의 1.25배 즉, $1.25\sigma_c$ 에 해당하는 크립-라체팅 변형률 ϵ_{CR} 를 Fig. Y-1800의 등시성 응력-변형률 곡선으로부터 결정
- 각각의 시간-온도 블럭하중에 대한 크립변형률의 증가분은 총 크립-라체팅 변형률을 구하기 위해 합산

검토절차 6

- 총 크립-라체팅 변형률 한계요건 평가

$$\sum_i (\epsilon_{CR})_i \leq 1.0\% \quad \text{for parent metal}$$

$$\sum_i (\epsilon_{CR})_i \leq 0.5\% \quad \text{for weld metal}$$

Test No. B-3

- 총 비탄성 변형률의 한계요건 검토 (Y-1310검토)

$$\sum \epsilon = \sum \nu + \sum \eta + \sum \delta$$

위의 식에서

$\sum \nu$ = Test No. B-1에서 처럼 등시성 곡선으로부터 구한 비탄성 변형률

$\sum \eta$ = Fig. Y-1330-1의 영역 R₁과 R₂에서의 주기하중에 대한 소성라체팅 변형률

증분

$\sum \delta$ = 유효크립응력 σ_c 의 완화로 인한 크립변형률 증분

- $[\sigma_{cL}] \geq S_{yH}$ 인 하중주기 (n) 동안 발생하는 소성라체팅 변형률 증분 η 계산식

$$\eta_{(n)} = \frac{1}{E_H} [([\sigma_{cL}] - S_{yH}) + ([\sigma_{cH}] - S_{yL})] \quad \text{for } Z_L \leq 1.0$$

$$\eta_{(n)} = \frac{1}{E_L} ([\sigma_{cL}] - S_{yL}) + \frac{1}{E_H} ([\sigma_{cH}] - S_{yH}) \quad \text{for } Z_L > 1.0$$

$$[\sigma_{cL}] = Z_L S_{yL}, \quad [\sigma_{cH}] = Z_H S_{yH}$$

- 응력완화로 인한 크립변형률 증분 δ 계산식

$$\delta_{(n)} = \frac{1}{E_H} \frac{S_{yH}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_c} \quad \text{for } [\sigma_{cL}] \geq S_{yH}$$

$$\delta_{(n)} = \frac{1}{E_H} \frac{[\sigma_{cL}]^2 - \sigma_c^2}{\sigma_c} \quad \text{for } [\sigma_{cL}] < S_{yH}$$

Step 3. 크립-피로평가

(1) 총괄 손상평가식 정의

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

여기서

D = 총 크립-피로손상

p = 명시된 운전수명동안에 주기적 변형률 이력을 정의하는데 요구되는 서로 다른 주기형태(Cycle type) 갯수.

· 각 주기형태는 그 자체의 변형률범위(ϵ_i)와 주기동안 발생하는 최대 금속온

도로 유일하게 정의됨

$(n)_j$ = 주기형태 j 의 반복횟수

$(N_d)_j$ = Fig. Y-1420-1의 설계피로곡선으로부터 결정되는 주기형태 j 에 대한 설계허용
주기횟수 (주기하중의 최대금속온도 사용)

q = 관심있는 크립손상 부위점에서 초과고온 운전수명을 나타내는데 필요한 시
간간격 횟수

$(\Delta t)_k$ = 시간간격 k 의 지속시간

$(T_d)_k$ = . 관심있는 손상부위점에서 시간간격 k 동안에 발생하는 응력과 최대온도
에 대해 Fig. 5.5(Stress-to-rupture 곡선)로부터 결정되는 설계허용지속시간
(allowable time duration)

. 허용지속시간의 결정은 계산된 적절한 최대응력을 Table Y-1411-1의 응력
계수 K' 로 나눈 값을 Stress-to-rupture 곡선에 적용

. 탄성해석방법으로 적절한 응력을 정의하기 위해서는 나중에 기술하는 크
립손상평가 절차를 따르고

. 비탄성해석방법으로는 다음과 같은 등가응력을 사용

$$\sigma_e = \bar{\sigma} \exp \left[C \left(\frac{J_1}{S_s} - 1 \right) \right]$$

여기서

$$J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$$

$$S_s = [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2]^{1/2}$$

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2}$$

$$C = 0.24 \text{ for } 304\text{SS}, 316\text{SS}$$

$$C = 0.0 \text{ for Alloy } 800\text{H}, 2(1/4)\text{Cr-1 Mo steel}$$

- 반드시 “q” 시간간격들의 총합은 총 명시된 초과고은 운전수명보다 같거나 작아야 함

(2) 최대등가변형률범위 계산

- 누적 피로손상 평가에 사용
- 설계사양서에 명시된 하중 순서 확인
- 하중순서가 설계사양서에 명시되어 있지 않으면 NG-3222.4(e)(5)에 따른 하중주기 조합방법을 적용
- 최대등가변형률범위 계산절차 (방법-A)

(절차 1) 하중주기동안의 모든 변형률 성분 계산

(절차 2) 최대 또는 최소 변형률 발생 시간점(시간 o) 선정

(절차 3) 시간점 o의 변형률과 각 시간점 i에서의 변형률을 각 성분별로 뺀 시간이력자료 생성

$$\Delta \varepsilon_{xi} = \varepsilon_{xi} - \varepsilon_{xo}$$

$$\Delta \varepsilon_{yi} = \varepsilon_{yi} - \varepsilon_{yo}$$

etc.

(절차 4) 수정된 변형률범위 시간이력 자료로부터 다음과 같이 각 시간점에서의 등가변형률 범위 계산

$$\Delta \varepsilon_{e,i} = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu^*)} \left[(\Delta \varepsilon_{xi} - \Delta \varepsilon_{yi})^2 + (\Delta \varepsilon_{yi} - \Delta \varepsilon_{zi})^2 + (\Delta \varepsilon_{zi} - \Delta \varepsilon_{xi})^2 + \frac{3}{2} (\Delta \gamma_{xyi}^2 + \Delta \gamma_{yzi}^2 + \Delta \gamma_{zxi}^2) \right]^{1/2}$$

여기서

$\nu^* = 0.5$ for 비탄성해석법 적용시 (Y-1420)

$\nu^* = 0.3$ for 탄성해석법 적용시 (Y-1430)

(절차 5) $\Delta\varepsilon_{\max} = \Delta(\varepsilon_{e,i})_{\max}$ 에 대응하는 설계허용주기횟수 N_d 를 Fig. Y-1420에서

결정

- 최대등가변형률범위 계산절차 (방법-B)

(절차 1) 하중주기동안의 모든 변형률 성분 계산

(절차 2) 시간-주변형률 결정

(절차 3) 각 시간점에서의 주변형률간의 차 계산

$$\varepsilon_1 - \varepsilon_2, \varepsilon_2 - \varepsilon_3, \varepsilon_3 - \varepsilon_1$$

(절차 4) 최대 또는 최소 변형률 발생 시간점(시간 o) 선정

(절차 5) 시간점 o의 변형률과 각 시간점 i에서의 변형률을 각 주변형률간의 차

들로 뺀 시간이력자료 생성

$$\Delta(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)_i = (\varepsilon_1 - \varepsilon_2)_i - (\varepsilon_1 - \varepsilon_2)_o$$

$$\Delta(\varepsilon_2 - \varepsilon_3)_i = (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)_i - (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)_o$$

$$\Delta(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_i = (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_i - (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_o$$

(절차 6) 각 시간점 i에 대해 다음과 같이 등가변형률범위 계산

$$\Delta\varepsilon_{e,i} = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu^*)} \left[[\Delta(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)_i]^2 + [\Delta(\varepsilon_2 - \varepsilon_3)_i]^2 + [\Delta(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_i]^2 \right]^{1/2}$$

(절차 7) $\Delta\varepsilon_{\max} = \Delta(\varepsilon_{e,i})_{\max}$ 에 대응하는 설계허용주기횟수 N_d 를 Fig. Y-1420에서

결정

(3) 비탄성해석법에 의한 한계요건 검토

검토절차 1

- 총괄 손상평가식에서 피로손상 항목은 앞에서 결정한 최대 등가변형률범위 $\Delta\varepsilon_{\max}$ 와 주기하중동안에 겪는 최대 금속온도를 사용하여 설계피로곡선으로부터 평가

검토절차 2

- 총괄 손상평가식에서 크립손상 항목은 다음과 같은 적분형태로 계산

$$\int_0^t \frac{dt}{T_d}$$

검토절차 3

- 총 손상, D 는 Fig. Y-1420-2의 크립-피로손상 곡선 만족여부 검토

(4) 탄성해석법에 의한 한계요건 검토

검토절차 1

- 탄성해석법은 다음의 경우에만 적용 가능
 1. 앞의 “탄성해석법에 의한 변형률 한계요건 검토”를 만족하거나 “단순 비탄성 해석에 의한 변형률 한계요건 검토”에서 유효크립응력변수, Z 가 1.0이하인 경우
 2. 앞의 “탄성해석법에 의한 변형률 한계요건 검토”중에서 Test No. A-3 (c)의 $3S_m$ 조건을 만족한 경우
 3. 탄성추종을 갖는 압력기인 막 또는 굽힘응력과 열기인 막응력을 일차응력으로

로 분류한 경우

- 탄성 크립-피로 규정의 적용을 위한 이차응력변수의 결정시에 반경열구배로 인한 이차응력범위는 $(Q_R)_{\max}$ 계산에서 제외

검토절차 2

- 피로손상 평가
- 선형탄성해석법으로 계산한 변형률은 소성 또는 크립변형동안 발생하는 실제 변형률범위보다 상당히 저평가될 가능성이 있으며 따라서 탄성해석법의 적용시에는 다음 절차와 같이 비탄성거동으로 인한 변형률범위의 증가효과를 고려해야함

(절차 1) 위의 “최대등가변형률범위 계산” 방법에 따라서 $\Delta\epsilon_{\max}$ 계산 (국부 기하학적 응력집중효과는 계산에서 제외)

(절차 2) 수정 최대등가변형률범위 계산식 (방법-A, B, C 중 선택)

(방법-A): 보수적

$$\Delta\epsilon_{\text{mod}} = \left(\frac{S^*}{\bar{S}} \right) K^2 \Delta\epsilon_{\text{max}}$$

여기서

$\Delta\epsilon_{\text{mod}}$ = 국부 소성 및 크립효과를 고려한 수정된 최대등가변형률 범위

$\Delta\epsilon_{\text{max}}$ = 최대등가변형률범위

K = 등가응력집중계수 (실험 또는 해석으로 결정)

= (일차+이차+침두응력)_{von Mises} ÷ (일차+이차응력)_{von Mises}

S^*, \bar{S} = 복합 응력-변형률 곡선(Fig. Y-1430-1)에 정의된 응력

(방법-B): 덜 보수적, 보다 정확

$$\Delta\varepsilon_{\text{mod}} = \frac{K^2 S^* \Delta\varepsilon_{\text{max}}}{\Delta\sigma_{\text{mod}}}$$

여기서 $\Delta\sigma_{\text{mod}}$ 와 $\Delta\varepsilon_{\text{mod}}$ 는 결정된 적절한 복합 응력-변형률 곡선을 curve fitting하여 그래픽적 또는 해석적으로 결정

(방법-C): 매우 보수적

$$\Delta\varepsilon_{\text{mod}} = K_c K \Delta\varepsilon_{\text{max}}$$

여기서

$$K_c = 1.0 \text{ if } K\Delta\varepsilon_{\text{max}} \leq 3\bar{S}_m / E$$

$$K_c = K\Delta\varepsilon_{\text{max}} E / 3\bar{S}_m \text{ if } K\Delta\varepsilon_{\text{max}} > 3\bar{S}_m / E$$

(절차 3) 다축 소성 및 포아손 비 조정계수, K_v 결정

$$K_v = 1.0 + f(K_v' - 1.0)$$

여기서

f = Fig. Y-1430-2로부터 결정되는 계수

K_v' = Fig. Y-1430-3로부터 결정되는 소성포아손비 조정계수

(절차 4) 크립변형률 증분, $\Delta\varepsilon_c$ 결정

$$\Delta\epsilon_c = \text{isochronous curve for } 1.25\sigma_c$$

여기서 σ_c 는 앞의 Test No. B-1&2 검토절차 4, 5에 따라서 결정
(절차 5) 설계피로곡선에 사용되는 총변형률범위 계산

$$\epsilon_t = K_v \Delta\epsilon_{\text{mod}} + K \Delta\epsilon_c$$

여기서

$$\epsilon_t = \text{총변형률범위}$$

$$\Delta\epsilon_{\text{mod}} = \text{수정 최대등가변형률범위}$$

$$K_v = \text{다축 소성 및 포아손비 조정계수}$$

$$\Delta\epsilon_c = \text{크립변형률 증분}$$

$$K = \text{국부 기하학적 응력집중계수}$$

검토절차 3

- 크립손상 평가절차 (방법-A)

(절차 1) 명시된 총 운전수명동안에 800°F (2-1/4 Cr-1 Mo인 경우는 700°F) 이상되는 총시간, t_H 결정

(절차 2) 지속적인 정상운전 동안 발생하는 국부금속온도를 유지온도(Hold Temperature), T_{HT} 로 결정

(절차 3) 각 주기하중 형태, j 에 대하여 평균주기시간, \bar{t}_j 을 다음과 같이 결정

$$\bar{t}_j = t_H / n_j$$

여기서 n_j 는 주기하중형태, j 의 반복횟수

(절차 4) 유지온도 T_{HT} 에 해당하는 등시성 응력-변형률 곡선(Fig. Y-1800)으로부터 앞의 “굽도절차 2, (절차 5)”에서 계산된 ϵ_j 에 대응하는 응력수준 S_j 를 결정

(절차 5) 응력완화를 고려한 응력수준 결정

(방법-A): Fig. Y-1430-4b 참조

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

여기서

S_r = 다축 응력상태로 조정된 시간 t 에서의 완화된 응력수준

S_j = 주기하중 형태, j 에 대한 초기 응력수준

\bar{S}_r = 단축 이완모델에 기초한 시간 t 에서의 완화된 응력수준

$$G = \frac{[\sigma_1 - 0.5(\sigma_2 + \sigma_3)]}{[\sigma_1 - 0.3(\sigma_2 + \sigma_3)]}, \quad G \text{가 } 1.0 \text{ 이상일 경우는 } 1.0 \text{로 결정}$$

(방법-B): Fig. Y-1430-4a 및 Fig. Y-1430-5 참조

Fig. Y-1430-4a에서와 같이 T_{HT} 에 해당하는 등시성곡선에서 초기 응력수준 S_j 에서 평균 주기시간, \bar{t}_j 까지 각 시간대별 응력수준을 취하여 응력완화 이력곡선을 결정함. 이때 Fig. Y-1430-5 에서와 같이 $1.25\sigma_c$ 의 응력수준 이하로는 응력완화가 발생할 수 없음

(절차 6) 천이운전조건을 고려한 응력완화 이력곡선 수정 : Fig. Y-1430-6 참조

- 평균주기시간 \bar{t}_j 중에서 초과고온 천이운전이 차지하는 시간 $(t_{TRAN})_j$ 결정
- 초과고온 천이운전시간 동안 발생하는 최대응력 $(S_{TRAN})_j$ 결정

- 이때 $(S_{TRAN})_j$ 이 $(t_{TRAN})_j$ 동안의 응력완화 이력곡선보다 작으면 Fig. Y-1430-6a에서와 같이 수정 불필요, 초과하면 Fig. Y-1430-6b와 같이 수정요

(절차 7) 주기하중형태 j 동안 발생하는 최대 금속온도를 주기천이온도 $(T_{TRAN})_j$ 로 결정

$$(T_{TRAN})_j > T_{HT}$$

(절차 8) $j = 1$ 에서 P 개까지 절차 3에서 절차 7을 반복하고 Fig. Y-1430-7과 같이 조합하여 응력/온도 시간이력 결정

(절차 9) 크립손상 평가를 위해 최종 조합응력/온도 시간이력곡선을 q 개의 시간 간격으로 나눔. 이때 평가의 편리성을 위하여 각 시간간격 $(\Delta t)_k$ 에서 응력 $(S)_k$ 와 온도 $(T)_k$ 는 일정하게 유지되는 Step-wise 함수로 가정

(절차 10) 각 시간간격 $(\Delta t)_k$ 에 대하여 온도 $(T)_k$, 응력 $(S)_k/K'$ 에 해당하는 설계 허용지속시간 $(T_d)_k$ 를 결정. 이때 K' 는 Table Y-1411-1에서 결정

- 크립손상 평가절차 (방법-B): $\epsilon_t \leq 3\bar{S}_m/E$ 인 경우만 적용가능

총 설계수명에 대하여 하나의 응력완화주기에 근거한 응력/온도 시간이력 곡선 정의. 따라서 위의 “방법-A (절차 5)”에서 정의한 평균주기시간을 다음과 같이 수정하고 절차는 방법-A와 동일

$$\bar{t}_j = t_H$$

Step 4. 좌굴 및 불안정성

(1) 일반적 요건

- 초기 기하학적 imperfection(제작허용공차 등에 의한) 고려. 초과고온에서의 크립 효과 무시
- 하중제어좌굴 또는 변형률제어좌굴 검토
- 하중제어좌굴과 변형률제어좌굴이 연계작용을 나타내는 조건에 대하여 하중제어좌굴에 적용 가능한 하중계수(Load Factor)는 연계모드에 의한 좌굴을 방지하기 위하여 하중제어와 변형률제어 하중의 조합에 사용되어야 함
- 심각한 탄성추종이 발생하는 조건들에 대하여 하중제어좌굴에 적용 가능한 하중계수는 변형률제어좌굴에도 사용되어야 함
- 하중제어좌굴에 있어서 초기 기하학적 imperfection 영향이 시간독립좌굴(Time-Independent Buckling)에 고려되어야 함
- 하중제어좌굴에 있어서 기하학적 imperfection이 초기 제작상에 존재하든 운전중에 발생하든 시간종속좌굴(Time-Dependent Buckling)에는 이를 고려되어야 함
- 순수 변형률제어좌굴에 있어서 기하학적 imperfection이 초기 제작상에 존재하든 운전중에 발생하든 좌굴한계 검토에 고려하지 않음
- 해석에 사용될 재료의 응력-변형률곡선은 등시성곡선 비탄성부분의 적절한 평균치와 Table 5.4 항복강도의 정규화(Normalizing)로 결정
- 모든 설계 및 운전하중조건들에 대하여 시간독립좌굴 및 시간종속좌굴 한계요건 검토

(2) 시간독립좌굴 한계요건 검토

- 하중제어좌굴에 대한 하중계수, 변형률제어좌굴에 대한 변형률계수는 Table Y-1521-1의 값을 초과해서는 안됨

(3) 시간종속좌굴 한계요건 검토

- 하중제어 시간종속 크립좌굴 방지요건
- Table Y-1522-1의 좌굴계수를 명시된 운전하중에 곱한 하중이력에 대하여 총 운전수명동안 구조불안전성이 존재하지 않아야 함
- 순수 변형률제어좌굴에는 요구 안됨

Step 5. 특수요건들

(1) 용접에 대한 특수변형률요건 검토

- 초과고온에서 용접금속의 연성감소 가능성 및 변형률집중 가능성 검토
- 용접영역에 대한 변형률계산시에 모재의 재료특성값은 용접 중심선까지 사용되어야 함
- 용접영역에 누적되는 비탄성변형률은 모재의 허용변형률의 절반을 초과해서는 안됨
- NG-3353의 방법에 따라서 주어진 용접부위의 최악표면형상(the worst surface geometry)을 결정하고 여기에 적절히 응력-변형률 집중계수를 사용하여 변형률 및 크립-피로 연계해석을 수행한후 응력보고서에 포함시킴
- 용접부위(용접중심선 양쪽으로 ± 3 배 두께)에 대하여 설계허용 주기하중 갯수, N_d 는 모재값의 절반으로 결정
- 용접부위에 대하여 설계허용 지속시간, T_d 는 모재값의 Stress-to-rupture 값에 Table 5.9의 용접강도감소계수를 곱한 Stress-to-rupture곡선으로부터 결정

Step 6. 동시성(Isochronous) 응력-변형률 관계

- Fig. Y-1800은 설계자에게 평균재료성질을 가정한 상태에서 초과고온조건하의 응력으로 야기되는 총변형률에 대한 정보를 제공하기 위한 것
- Table Y-1820-1은 Fig. Y-1800의 등시성 응력-변형률곡선의 적용가능 온도범위를 나타냄

3.0 결 론

본 보고서에서 검토한 ASME Code Case N-201-4는 KALIMER를 비롯한 각종원자로내부구조물의 800°F이상 초과고온환경에 대한 구조물 설계에 사용될 수 있다.

본 고온설계지침을 현재 개발중인 KALIMER 원자로내부구조물에 적용하기 위해서는 실제 구조물에 대한 보다 정확한 비탄성해석 방법 또는 실험을 통하여 제시된 설계코드의 타당성 검증을 수행할 필요가 있다.

참 고 문 헌

- [1] "Case of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-201-4," ASME, 1994.
- [2] "ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Subsection NG," ASME, 1995.

부 록 A : 적용예 (KALIMER 환형격리구조물 크립-피로손상 평가)

1. 서 론

현재 국내에서 개발중인 액체금속로 KALIMER 원자로내부구조물은 원자로용기 라이너, 지지배럴, 격리판, 분리판으로 구성된 환형격리구조물(Baffle annulus structure)이 개념설계에 반영되어 있다. 이러한 환형격리구조물은 내부에 포함된 정지소뚝의 작용으로 고온소뚝냉각재와 저온소뚝냉각재 사이에서 완만한 열성층을 유도함으로써 이들과 경계를 이루고 있는 내부구조물에서 발생할 수 있는 과도한 열응력 완화기능을 만족하도록 설계되어 있다⁽¹⁾. 현재의 개념설계상에서 정상운전시 KALIMER 원자로내부 일차소뚝냉각재 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 정상운전의 고온지속시간에 대한 크립손상 평가는 매우 중요하다

이전의 연구에서는 KALIMER 원자로내부구조물 환형격리구조물에 대한 정상운전조건에서의 응력한계조건과 고온운전으로 인한 비탄성변형률 한계조건이 검토된 바 있다⁽²⁾. 이 검토에서는 ASME Code Case N-201-4⁽³⁾에서 제공하는 탄성해석방법이 사용되었으며, 검토결과 응력한계조건은 만족하나 전운전수명기간 동안 누적되는 비탄성변형률 한계조건은 만족하지 못하는 것으로 나타났다.

본 연구에서는 정상운전조건에 대한 상세한 열응력해석 결과와 지진응력해석 결과로부터 탄성해석방법에 비하여 보수성이 완화된 단순비탄성해석방법을 사용한 누적 비탄성변형률 한계조건 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 연구에서는 KALIMER 원자로의 정상운전수명동안의 피로손상과 크립손상을 ASME Code Case N-201-4에 따라서 계산하고 이로부터 크립-피로손상 규정을 검토하였다.

2. 정상운전조건에 대한 응력주기

KALIMER 원자로내부구조물은 Fig.1에서와 같이 노심지지물, 유입실, 지지배럴, 원자로용기라이너, 분리판, 격리판, 유입배관, 유동안내물, 노심차폐체 등으로 구성되어 있다. Fig.2는 이들 구조물 각 부위에 대한 상대적인 높이를 나타낸 것이며 Fig.3은 환형격리구조물에 대한 축대칭 유한요소 해석모델을 나타낸 것이다. 해석모

델은 Fig.4와 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 COMMIX코드 해석결과를 보수적으로 포괄하는 정상운전 온도하중조건을 사용하였다. Fig.5는 내부소듐을 포함한 격리환형구조물의 온도해석결과를 나타낸 것이며 Fig.6는 온도해석결과부터 구한 열응력분포 및 구조평가를 위한 단면위치를 나타낸 것이다. 열전달해석 및 응력해석에 대한 상세한 절차와 결과는 참고문헌 [4]에 나타나 있으며 응력계산 결과에서 원주방향 온도차에 의한 열응력은 고려되지 않았으며 구조건전성평가에서 제외하였다.

Fig.7은 구조건전성 평가를 위하여 정상운전조건에 대한 운전온도 주기를 포괄적으로 나타낸 것으로 Hot standby(230°C) 상태에서 정상출력운전까지를 하나의 응력 주기로 가정한 것이다. 정상운전조건에서 원자로 정상가동(Heat-up)과 정상정지(Cool-down) 운전시간이 충분히 길며 열충격이 발생하지 않는다고 가정하고 정상운전조건에 대한 응력주기를 Fig.8과 같이 가정한 것이다. 그림에서 같이 보수적인 구조평가를 위하여 Hot standby(230°C) 상태에서의 응력상태를 영으로 가정하고 정상출력 운전에서의 응력발생을 최대응력으로 가정하여 이차응력강도범위를 결정하였다.

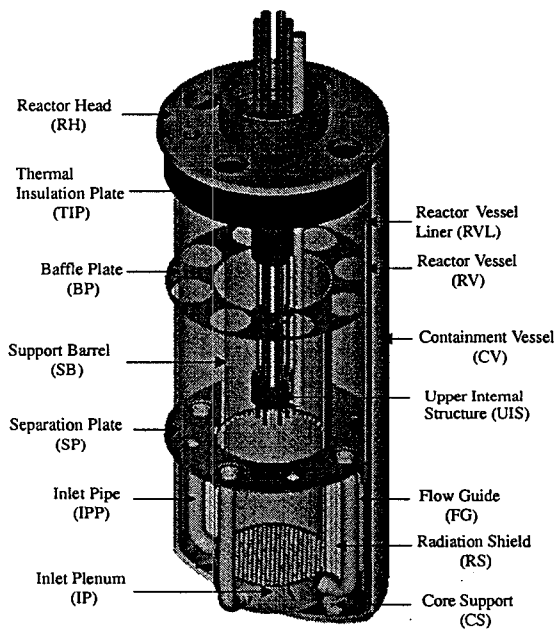


Fig. 1 Conceptually Designed KALIMER RI

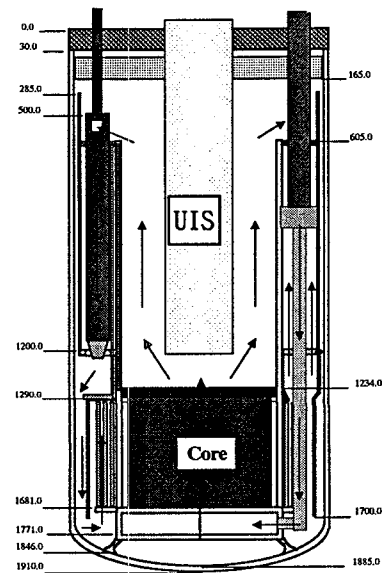


Fig. 2 Elevations and Flow Path in RI

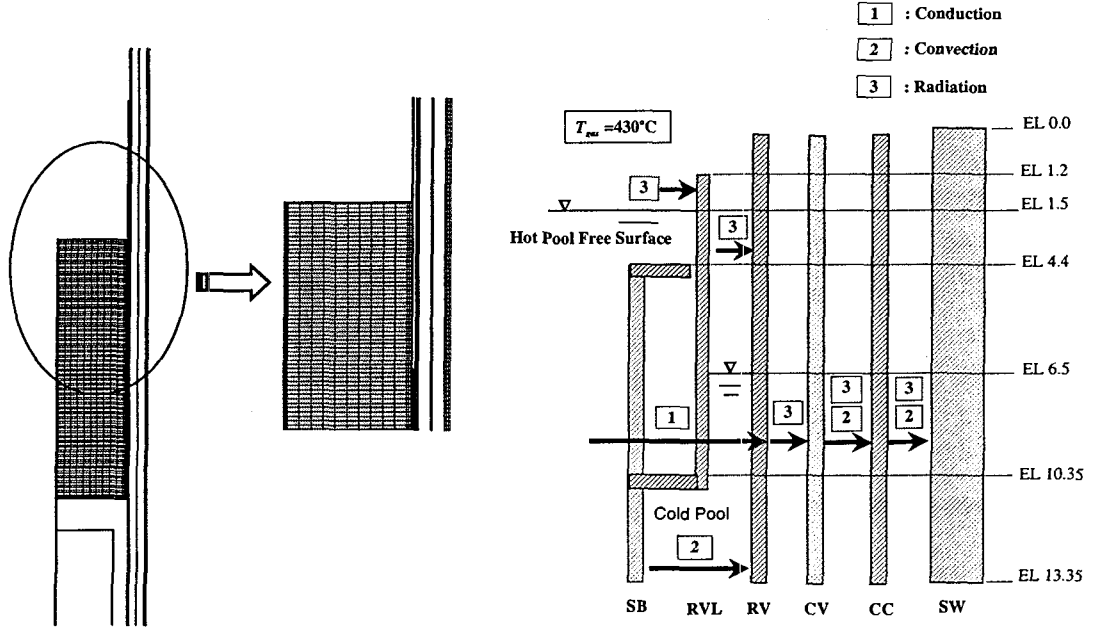


Fig. 3 Analysis Model of RI

Fig.4 Heat Transfer Mechanism in Baffle Annulus

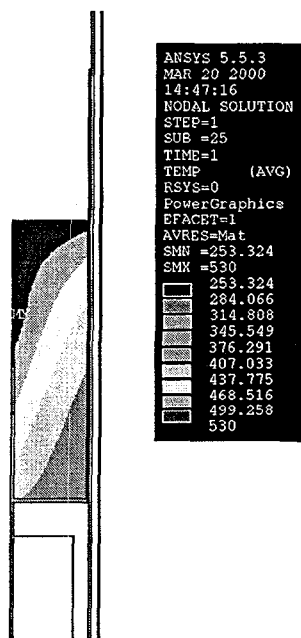


Fig. 5 Temperature Distributions (Normal Operation)

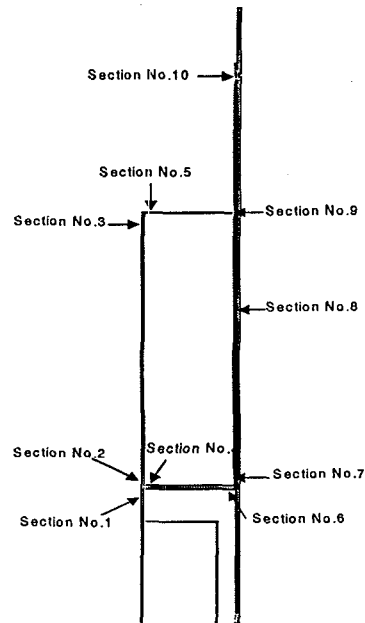


Fig. 6 Stresses and Section Points

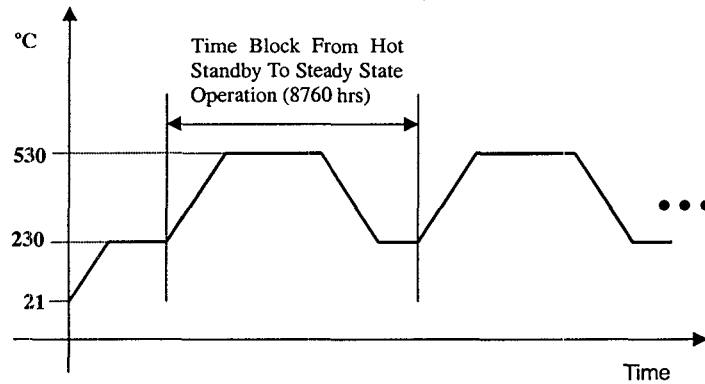


Fig. 7 Assumed Normal Operation Cycles in Analysis

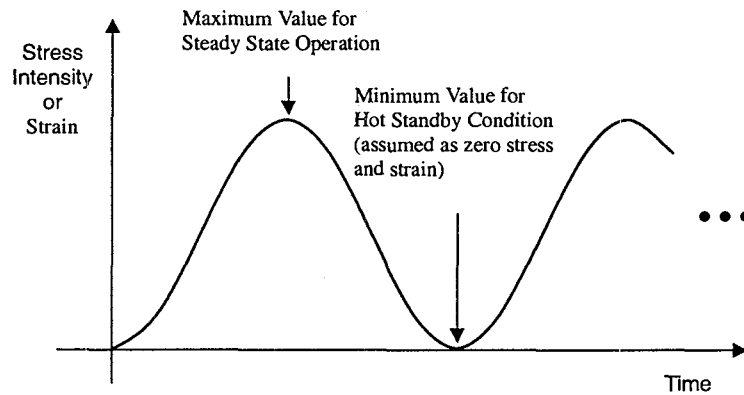


Fig. 8 Assumed Stress Cycles in Analysis

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-201-4의 규정을 사용할 수 있다. 이 경우에는 모두 선형 탄성 재료모델에 근거하여 계산된 응력값을 사용한다. 각 평가 단면들에 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(평가단면2)와 고온플표면과 접하는 원자로용기라이너 부위(평가단면 10)에서의 누적 크립-라체팅 변형률이 크게 발생하였으며 설계규정을 만족하지 못하는 것으로 나타났다. ASME Code Case N-201-4에서는 탄성해석법의 보수성이 매우

크기 때문에 보수성을 완화시킨 단순 비탄성해석법을 제공하고 있다. 이러한 단순 비탄성해석법에 의한 비탄성변형률 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 C하중에 의해 발생하는 누적 크립-피로손상은 다음과 같은 손상평가식을 만족해야 한다.

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

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

앞의 서론에서 언급한 바와 같이 고온운전 지속시간이 길어지면 피로손상으로 인한 구조물의 파단은 크립손상 정도에 따라서 심각한 상호작용효과가 발생하며 따라서 기존의 허용 피로손상평가계수는 크립손상 증가와 더불어 급격히 작아진다. Fig. 9는 피로손상과 크립손상의 상호작용효과를 고려하여 ASME Code Case N-201-4에서 제시된 포괄 크립-피로손상 평가곡선을 나타낸 것이다.

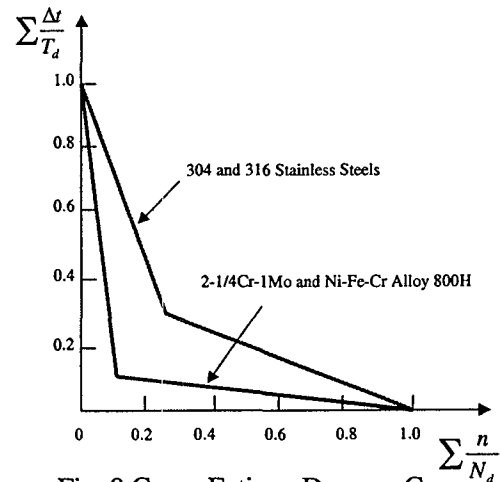


Fig. 9 Creep-Fatigue Damage Curve

4.2 피로손상평가

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

$$\Delta \epsilon_{equiv,i} = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu^*)} [(\Delta \epsilon_{xi} - \Delta \epsilon_{yi})^2 + (\Delta \epsilon_{yi} - \Delta \epsilon_{zi})^2 + (\Delta \epsilon_{zi} - \Delta \epsilon_{xi})^2 + \frac{3}{2} (\Delta \gamma_{xyi}^2 + \Delta \gamma_{yzi}^2 + \Delta \gamma_{zxi}^2)]^{1/2} \quad (2)$$

위의 식에서 하첨자 i 는 응력주기 동안 임의의 시간점을 나타내며 각 변형률 성분의 변화량들에 대한 결정은 참고문헌 [3]에 자세히 나타나 있다. 식 (2)에서 포아손값은 탄성해석법을 사용할 경우에는 $\nu^* = 0.3$ 이며 비탄성해석법을 사용할 경우에는 $\nu^* = 0.5$ 가 적용된다.

Table 1은 식 (2)로부터 계산된 정상운전 온도하중에 대한 최대 등가변형률범위 $\Delta\epsilon_{\max}$ 를 나타낸 것이다.

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

Node No.	$\Delta\epsilon_x \times 10^{-3}$	$\Delta\epsilon_y \times 10^{-3}$	$\Delta\epsilon_z \times 10^{-3}$	$\Delta\epsilon_{xy} \times 10^{-3}$	$\Delta\epsilon_{\max} \times 10^{-3}$	
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 $\Delta\epsilon_{\text{mod}}$ 를 결정해야 하며 다음에 주어지는 식들 중에서 하나를 사용할 수 있다.

$$\Delta\epsilon_{\text{mod}} = \left(\frac{S^*}{\bar{S}} \right) K^2 \Delta\epsilon_{\text{max}} \quad (3)$$

$$\Delta\epsilon_{\text{mod}} = \frac{K^2 S^* \Delta\epsilon_{\text{max}}}{\Delta\sigma_{\text{max}}} \quad (4)$$

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

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

1430-3으로부터 $K_e K \Delta \epsilon_{\max} E / 3 \bar{S}_m$ 값에 대응하는 값으로 결정된다. 여기서

$K_e K \Delta \epsilon_{\max} E / 3 \bar{S}_m \leq 1.0$ 인 경우에는 $K_e = 1$ 로 결정되며 따라서 식 (8)에서 $K_e = 1$ 이 됨으로써 조절계수에 의한 수정등가변형률값의 변화는 없다.

식 (7)의 크립변형률 증분 $\Delta \epsilon_c$ 은 비탄성변형률 한계조건(Test No. B-1) 검토에서 계산된 $1.25\sigma_c$ 응력강도에 대응하는 하중제어 응력으로 인한 응력주기에 대한 값으로 결정된다. 이러한 크립변형률 증분 $\Delta \epsilon_c$ 는 등시성 응력-변형률곡선으로부터 응력주기 동안에 발생하는 최대 구조물 온도, $1.25\sigma_c$ 응력강도, 그리고 전 운전수명 동안이 아닌 하나의 응력주기 시간을 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 ($n \times P$)로 나눈 값으로도 결정될 수 있다.

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

Table 4는 정상운전온도 하중과 OBE 지진하중의 응력주기에 대한 피로손상 평가결과를 나타낸 것이다. 평가결과에서와 같이 계산된 총변형률범위에 대하여 ASME 설계코드에서 제시하는 허용주기 횟수는 10^6 이상이다.

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

Node No.	$\Delta \epsilon_{\max} \times 10^{-3}$	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	$K_c K \Delta \epsilon_{\max} E / 3 \bar{S}_m$	K'_v	K_v	$\Delta \epsilon_{\text{mod}} \times 10^{-3}$	$\Delta \epsilon_c \times 10^{-3}$
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) $\epsilon_t \times 10^{-3}$	Fatigue Damage $= \sum_{j=1}^P \left(\frac{n}{N_d} \right)_j$	
	$K_v \Delta \epsilon_{\text{mod}} \times 10^{-3}$	$K \Delta \epsilon_c \times 10^{-3}$	Total Strain Range $\epsilon_t \times 10^{-3}$			
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	3136	0.910	0.824	1.734	0.000	0.002

Free	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-201-4에서 제공하는 일반적인 평가절차를 사용한다.

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

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

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

위의 식에서 S_j 는 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.

$$\frac{[\sigma_1 - 0.5(\sigma_2 + \sigma_3)]}{[\sigma_1 - 0.3(\sigma_2 + \sigma_3)]} \quad (11)$$

위의 식에서 $\sigma_1, \sigma_2,$ 그리고 σ_3 는 $|\sigma_1| \geq |\sigma_2| \geq |\sigma_3|$ 를 만족하는 주응력을 나타낸다. 식 (10)에서 G 의 값이 1.0보다 클 경우에는 $G=1.0$ 을 사용한다.

Fig. 11은 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 발생하는 $1.25\sigma_c$ 값으로 정의된 하한응력수준 S_{LB} 값 이하로 진행되는 것을 허용하지 않고 있다. 즉, 비탄성 변형률 한계요건에서 총 크립-라체팅 변형률을 결정하는 $1.25\sigma_c$ 값 이하로 응력완화 발생을 허용하지 않는 보수성을 포함하고 있다.

Table 5는 각 크립평가 부위에서의 크립손상 평가에 필요한 변수값을 나타낸 것이다. 표에서 하한응력수준 S_{LB} 가 초기 응력수준인 S_j 보다 큰 경우에는 응력완화가 발생하지 않는 것으로 가정한다. 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위(절점 3136과 3086)에서의 초기응력 S_j 에 대한 단축 응력완화는 크게 발생하나 하한 응력수준이 초기응력수준과 거의 동일하다. Fig.12는 절점 3136에 대한 응력완화 한계곡선을 나타낸 것이며 보수적인 크립손상 평가를 위하여 초기응력상태에서 응력

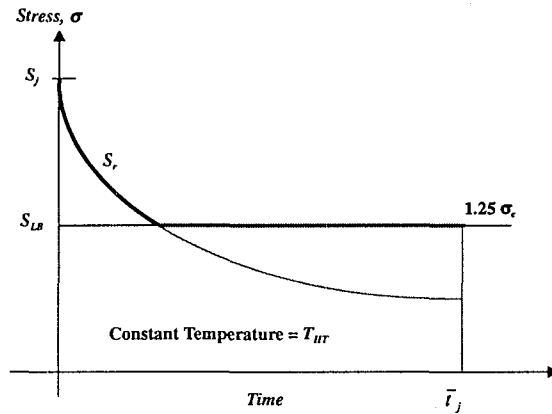


Fig.11 Stress-Relaxation Limits for Creep Damage

완화가 발생하지 않는 것으로 가정하였다. 따라서 ASME Code Case N-201-4에는 크립손상 평가시 응력-지속시간을 결정하는 포괄 응력-시간이력 작성에서 응력수준 S_j 는 초기응력수준과 같고 응력주기당 고온지속시간 $(\Delta t)_k$ 은 결정된 평균주기시간인 8760 hours와 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

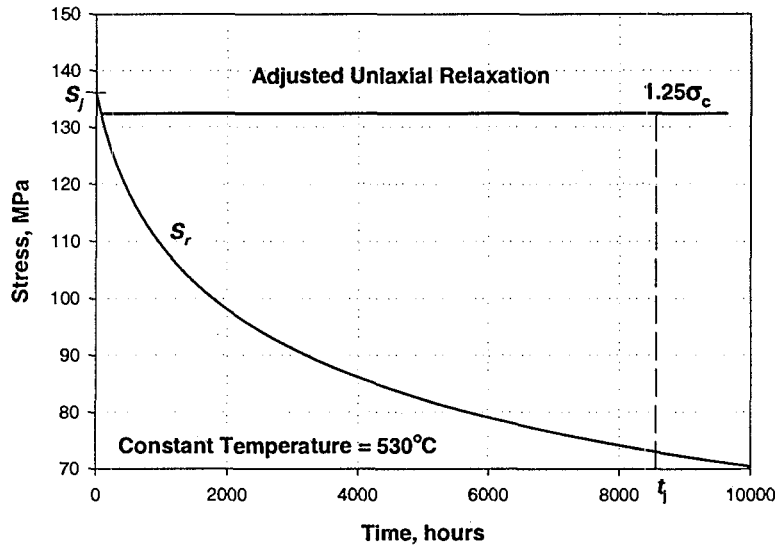


Fig. 12 Stress-Relaxation Limits for Creep Damages at Node 3136

크립손상 평가에 필요한 허용시간 (T_d)_k는 결정된 응력수준에 대하여 ASME Code Case N-201-4에서 제공하는 최소 응력-파단 곡선으로부터 구해진다. 이때 사용되는 응력수준 (S)_k는 응력계수 $K'=0.9$ 로 나눈값을 사용한다. Table 6은 크립손상 평가결과를 나타낸 것으로 표에서와 같이 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위에서의 크립손상이 0.876으로 매우 크게 발생함을 알 수 있다. 모든 평가단면에 대한 Table 4의 피로손상 평가결과에서 피로손상이 무시할 정도로 작게 나타났기 때문에 Fig.9의 크립-피로손상 곡선에서 정상운전조건에 대한 크립-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	1.0×10^7	0.026
	993	430	123.1	8760	136.8	30	1.0×10^7	0.026
SB/BP	797	530	9.9	8760	11.0	30	1.0×10^8	0.003
	1239	530	7.9	8760	8.8	30	1.0×10^8	0.003
BP/SB	2111	530	7.3	8760	8.1	30	1.0×10^8	0.003
	2474	530	9.7	8760	10.8	30	1.0×10^8	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	3.0×10^6	0.088
	3077	530	54.4	8760	60.4	30	3.0×10^6	0.088
RVL- Hot Free	3136	530	133.5	8760	148.3	30	3.0×10^5	0.876
	3086	530	133.5	8760	148.3	30	3.0×10^5	0.876

5. 결론

본 연구는 현재 개념설계가 진행중인 액체금속로 KALIMER 원자로내부구조물의 30년 고온운전수명에 있어 정상운전조건에 대한 ASME Code Case N-201-4 응력 및 비탄성 변형을 한계조건 그리고 크립-피로손상 한계조건을 평가하였다.

평가결과 KALIMER 원자로내부구조물은 응력한계조건은 충분한 설계여유도를 가지면서 한계조건을 만족하였다. 비탄성변형률에 대한 한계조건은 탄성해석법을 사용할 경우에 지지배럴과 분리판 연결부위 그리고 고온풀 자유액면과 접하는 원자로용기라이너 부위가 한계조건을 만족하지 못하나 단순비탄성 해석법을 적용할 경우에는 설계여유도는 적으나 한계조건을 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.

참고 문헌

- [1] Gyeong-Hoi, Koo, "Design Description of KALIMER Reactor Internal Structures," KALIMER/MS420-DD-01/1998, Rev.A, KAERI, 1999.
- [2] 구경희, 이형연, 주영상 등, "KALIMER 원자로내부구조물의 고온 열응력 집중 부위에 대한 응력해석 및 한계조건 검토," 춘계 한국원자력학회 학술대회논문

집, 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.
- [7] Gyeong-Hoi, Koo and B. Yoo, "Elevated Temperature Design of KALIMER Reactor Internals Accounting for Creep and Stress-Rupture Effects," Journal of KNS, Vol.32, No. 6, pp.566-594, 2000.
- [8] Gyeong-Hoi, Koo and B. Yoo, "Evaluation of Creep-Fatigue Damage of KALIMER Reactor Internals Using the Elastic Analysis Method in RCC-MR," Journal of KNS, submitted, 2000.

서 지 정 보 양 식					
수행기관 보고서번호	위탁기관 보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드		
KAERI/TR-1745/2001					
제목 /부제	KALIMER 원자로내부구조물 고온구조 설계해석을 위한 ASME Code Case N-201 적용절차				
연구책임자 및 부서명 (TR 일 경우 주저자)	구 경 회 / 액체금속로 설계기술개발				
연구자 및 부서명	유 봉 / 액체금속로 설계기술개발				
발 행 지	한국, 대전	발행기관	한국원자력(연)	발행일	2001. 2
페 이 지	46 P	도 표	유(o), 무()	크 기	26 cm
참고사항					
비밀여부	공개 (o), 대외비(), _급비밀	보 고 서 종 류			
연구위탁기관			계 약 번 호		
초록 (300 단어 내외)	<p>본 보고서의 목적은 액체금속로의 원자로내부구조물 고온 설계코드중의 하나인 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-201-4 에 따른 응력, 누적 비탄성 변형률, 크립-피로손상, 좌굴 등에 대한 설계적용 절차를 정립하고 그 적용예로서 KALIMER 원자로내부구조물을 구성하는 환형격리구조물에 대한 크립-피로손상 평가에 대한 수행결과를 기술하였다.</p> <p>본 보고서는 고온 원자력구조물의 건전성 평가를 수행하는데 있어 매우 유용하게 사용될 수 있을 것으로 판단된다.</p>				
주제명 키워드 (10 단어 내외)	KALIMER, 고온설계, 크립-피로손상, 좌굴, ASME 코드				

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.	Sponsoring Org. Report No.	Standard Report No.	INIS Subject Code		
KAERI/TR-1745/2001					
Title / Subtitle <p style="text-align: center;">Procedures of ASME Code Case N-201 for KALIMER Reactor Internal Structures</p>					
Project Manager and Dept. (Main Author) Gyeong-Hoi Koo / Development of LMR Design Technology					
Researcher and Dept. B. Yoo / Development of LMR Design Technology					
Pub. Place	Taejon, Korea	Pub. Org.	KAERI	Pub. Date	February, 2001
Page	46 P	Fig. and Tab.	Yes(o), No()	Size	26 cm
Note					
Classified	Open(o), Outside(), __Class		Report Type		
Sponsoring Org.			Contract No.		
Abstract (About 300 Words) <p>The main objective of this report is to describe the design procedure of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-201-4, which is an elevated temperature structural design code of the Nuclear reactor internal structures, checking the criteria of stress limit, accumulated inelastic strain and deformation, creep-fatigue damage, and buckling limit. As one of examples, the creep-fatigue damage evaluations are carried out for the KALIMER reactor internal structures of baffle annulus.</p> <p>This report is expected to be very useful in evaluating the structural integrity of the liquid metal reactor operating under an elevated temperature.</p>					
Subject Keywords (About 10 Words) KALIMER, Elevated Temperature Design, Creep-Fatigue Damage, Buckling, ASME Code					