# 가압 열충격에 대한 원자로 압력용기의 파괴역학적 평가

김 일·손 갑 헌
<한국에너지연구소>

## 1. 서 론

核燃料集合體와 이를 지지하는 내부구조물들을 내포하고 있는 原子爐容器는 冷却水를 고온·고압(550°F 2200psi)으로 유지시키는 一次壓力境界의 핵심적인 부품으로서 高度의 健全性이 요구된다(그림 1). 따라서 原子爐容器는 엄격한 법규 및 기준에 따라 설계·제작되고 있기 때문에 그 파손확률은 매우 낮으며($10^{-6}$/reactor year) 아직까지 파손된 기록은 없는 것으로 알려져 있다.

그런데 최근에 발생한 몇가지 사고에 의해서 加壓水型原子爐(PWR)에 있어서 加壓熱衝擊(Pressurzied Thermal Shock: PTS)을 유발하는 사고로 인한 原子爐容器의 健全性喪失 가능성이 문제점으로 제기되었다.

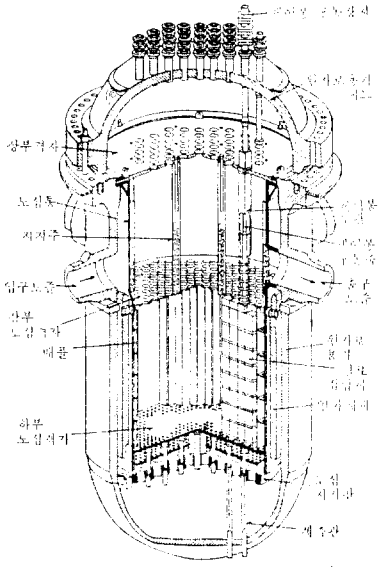

그림 1 原子爐容器와 爐內 構造物

加壓熱衝擊 문제는 大型冷却材喪失事故에서와 같은 단순한 열충격 문제와는 달리 內壓이 유지 또는 再上昇하는 상태에서 심한 냉각이 발생되어 용기벽에 열충격을 가하게 되는 사고로서 이때, 급냉으로 인해 발생한 열응력은 內壓으로 인한 응력과 합해져서 용기벽 내부에 큰 인장응력을 발생시킨다. 1978년 Rancho Seco 발전소에서 일어난 사고에 의해서 加壓熱衝擊解析의 필요성이 크게 부각 되었는데 사고당시, 一次冷却材系統은 300°F/h(150°C/h)의 속도로 냉각되고 있었으며 압력은 1500psig(10.34MPa)에서 2100 psig(14.47MPa)로 상승하고 있었다[1].

이러한 加壓熱衝擊은 다음과 같은 가상사고를 일으킬 수 있다. 즉, 內壓이 유지 또는 再上昇과 냉각으로 인하여 큰 응력이 발생하는 한편 냉각에 의해 용기벽의 온도가 基準無延性遷移溫度($RT_{NDT}$)*보다도 낮아지게 되면 재료의 破壞靭性値는 현저히 감소하게 된다. 따라서 용기벽에 龜裂이 존재하는 경우, 龜裂의 傳播에 의해서 原子爐容器의 대형파괴사고를 초래할 수 있다.

加壓熱衝擊에 의한 原子爐容器의 손상을 피하기 위하여 美國原子力規制委員會(Nuclear Regulatory Commission: NRC) 및 여러 연구기관에서 많은 연구가 수행되고 있는데, 주요분야로는 事故시나리오, 熱流動解析, 材料特性, 破壞

* 일반적으로 재료의 온도가 낮아짐에 따라 재료의 靭性値는 어떤 온도범위에서 급격히 감소하게 된다. $RT_{NDT}$란 이러한 靭性値의 변화가 일어나는 온도를 말한다.

力學的 解析, 非破壞試驗 및 確率論的 解析 등이 있다. 여기서는 加壓熱衝擊 유발사고와 破壞力學的 解析分野의 연구현황을 살펴보고, 이에 대한 NRC의 최근 규제기준에 대해서 소개하고자 한다.

## 2. 加壓熱衝擊事故

美國에있는 47개 원자력발전소를 대상으로 1963년부터 1981년까지의 열충격사고를 분석한 보고서[2]에 의하면 총 99개의 크고 작은 열충격 사고가 발생하였다. 이 가운데 34개의 사고는 매우 심각한 상태〔冷却材系統의 온도변화>132.8°F(56°C), 압력변화 >996psi(70kg/cm²)〕의 사고로 판명되었다. 또한 34개의 사고가운데 冷却材系統의 압력이 再上昇한 경우가 17건, 불분명한 경우가 11건으로 많은 경우의 사고들이 加壓熱衝擊을 유발함을 알 수 있다. 加壓熱衝擊을 가장 심하게 받은 사고는 일반적으로 1978년 3월 20일에 발생한 Rancho Seco 발전소의 사고로 알려져 있었으나 조사결과, 1980년 2월 26일에 일어난 Crystal River 3 발전소의 사고가 더 심각한 것으로 밝혀졌으며(표 1 참조) 한편, NRC에서 조사한 자료에 의하면 8개의 加壓熱衝擊事故가 가장 우려할 만한 것으로 지적되었다(표 2).

표 1 Rancho Seco 사고와 Crystal River 3 사고의 비교

| | Rancho Seco | Crystal River 3 |
|---|---|---|
| 사 고 유 지 시 간 | 70분 | 80분 |
| 냉각재 계통의 최저온도 | 285°F(140°C) | 250°F(121°C) |
| 압력 재상승후 최고압력 | 2000psi (140kg/cm²) | 2400psi (170kg/cm²) |

그러나 실제로 심한 열충격을 받은 사고 가운데서도 몇몇 사고만이 原子爐容器의 健全性에 우려를 끼칠 수 있는 정도의 것이다. 그 이유는 加壓熱衝擊事故 時 아래의 여러 조건들[3]이 동시에 수반되어야 原子爐容器의 健全性에 피해를 줄 수 있기 때문이다.

(1) 압력의 再上昇을 갖는 심한 열충격사고

(2) Initiation 될 수 있는 충분한 크기의 龜裂 존재

(3) 中性子照射에 의한 鋼材의 $RT_{NDT}$ 低下

Rancho Seco 사고와 Crystal River 3 사고의 조사에 의하면 사고당시 두 발전소의 原子爐容器는 매우 적은 양의 中性子照射를 받았기 때문에 龜裂이 존재하였더라도 용기벽 관통은 일어나지 않았을 것으로 판명되었다. 이와같이 加壓熱衝擊에 있어 가장 큰 영향을 미치는 요소는 中性子照射에 의한 容器鋼材의 脆化現象이며 그 정도는 鋼材의 구리함유량(Cu>0.12%인 경우)에 따라 크게 영향을 받고 있는 것으로 알려져 있다. 따라서 현재의 설계기준에서는 구리의 성분비를 제한하고 있기 때문에 근래에 설계된 原子爐容器는 加壓熱衝擊으로 인한 피해를 입을 가능성이 매우 낮다. 이에 비해 원자력발전 초기에는 中性子照射脆化에 대해서 별로 인식되지 않았으므로 구리의 성분비가 매우 높았다. 加壓熱衝擊은 이러한 가동된지 오래된 原子爐容器에 있어서 특히 고려해야 하는 사고로 볼 수 있다.

표 2 가 압 열 충 격 사 고

| 발 전 소/제 작 회 사 | 사 고 날 자 | 사 고 원 인 |
|---|---|---|
| H. B. Robinson/Westinghouse | 70. 4. 28 | Steam line break |
| H. B. Robinson/Westinghouse | 72. 11. 5 | Stuck open steam generator relief vlave |
| H. B. Robinson/Westinghouse | 75. 5. 1 | Reactor coolant pump seal leak |
| Rancho Seco/Babcock & Wilcox | 78. 3. 20 | Excessive feedwater transient |
| Three Mile Island 2/Babcock & Wilcox | 79. 3. 28 | Stuck open relief valve on pressurizer |
| Prairie Island/Westinghouse | 79. 10. 2 | Steam generator tube rupture |
| Crystal River 3/Babcock & Wilcox | 80. 2. 26 | Inadvertent opening of a power operated relief valve |
| R. E. Ginna/Westinghouse | 82. 1. 25 | Steam generator tube rupture |

## 3. 열충격에 대한 연구현황[4]

열충격실험 (Thermal Shock Experiment)은 原子爐冷却材喪失事故(Loss of Coolant Accident LOCA; 壓力境界의 파손으로 인한 冷却材의 외부누출 사고) 발생시, 原子爐容器에 존재하는 龜裂의 擧動을 실험적으로 확인하고 이와 관련된 破壞力學 理論의 적용타당성을 검토하려는 목적으로 수행되었다. 많은 열충격실험이 행해지고 있으나 여기서는 Oak Ridge National Laboratory(ORNL)에서 수행한 3가지 실험 (TSE-5, TSE-5A, TSE-6)에 대해서만 기술하고자한다. 열충격 실험장치는 그림 2에 보이고 있으며 사용된 용기의 크기, 재료 등은 표 3에 주어져 있다.

### 3.1. TSE-5 및 TSE-5A

이 실험의 목적은 Warm Prestress(WPS)** 에 의한 crack initiation-arrest event의 조절 가능성과 $K_I$이 증가하는 상태에서 crack arrest 여부를 확인하는데 있다. 그러나 부적당한 靭性値

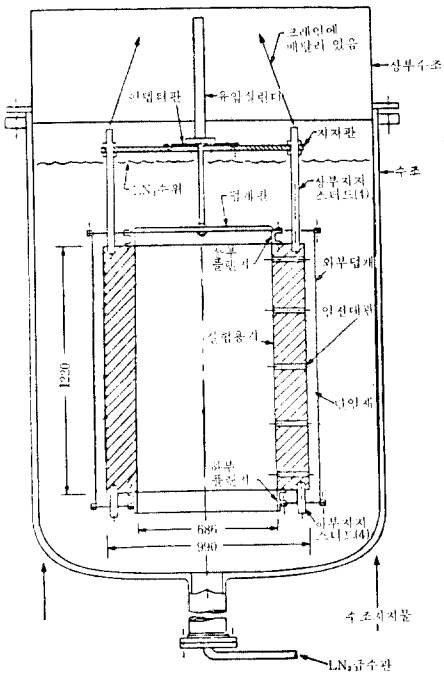


그림 2 열충격 실험장치

표 3 TSE-5, -5A, -6 실험조건

| | 실험 | | |
|---|---|---|---|
| | TSE-5 | TSE-5A | TSE-6 |
| 실린더 크기(mm) | | | |
| 외경 | 991 | 991 | 991 |
| 벽두께 | 152 | 152 | 76 |
| 길이 | 1220 | 1220 | 1220 |
| 실린더 재료 | A508, class-2 | | |
| $RT_{NDT}$ (°C) | 66 | 10 | 66 |
| 최초의 균열 | | | |
| 방향 | 축방향 | | |
| 길이 (mm) | 1220 | 1220 | 1220 |
| 깊이 (mm) | 16 | 11 | 7.6 |
| 열충격 조건 | | | |
| 실린더의 최초온도(°C) | 96 | 96 | 96 |
| 냉각매개체 | $LN_2$ | $LN_2$ | $LN_2$ |

資料와 龜裂擧動의 잘못된 예측에 의하여 본래의 실험목적을 이루지 못하였다. 실험결과, 그림 3에서 보는 바와같이 3번의 initiation-arrest가 발생하였는데 이 과정이 점선으로 표시되어 있다. 그런데 두번째 initiation에서는 $K_I$이 $K_{IC}$보다 상당히 큰값을 가지고 있었는데 이것은 龜

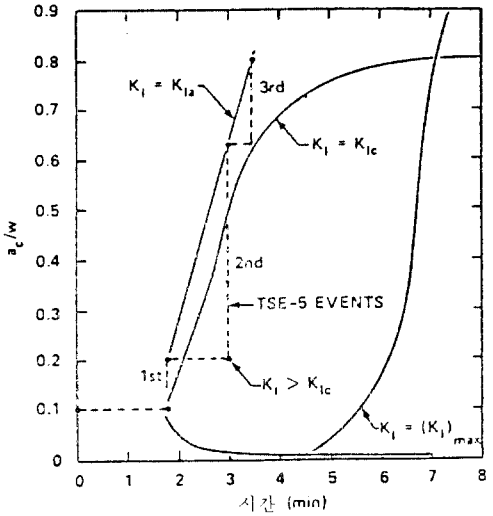


그림 3 TSE-5의 임계균열깊이 곡선

** WPS란 재료가 靭性이 큰 고온상태에서 높은 응력을 받게되면 저온상태에서의 破壞靭性値가 본래의 값보다 증가하는 現象을 말한다.

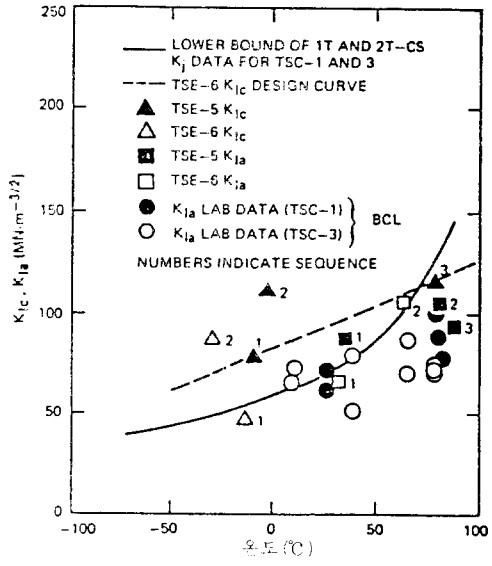


그림 4 TSE-5, -6 의 실험결과와 Lab.자료와의 비교

裂先端의 blunting에 의하여 initiation이 지연된 것으로 생각된다. 따라서 임계균열깊이곡선은 두번째 initiation점을 무시하고 첫번째와 세번째 점만을 연결하여 얻은 것이다. 두번째 arrest 과정에서 initiation의 지연으로 인하여 long crack jump가 발생하여 動的 影響에 대한 문제가 야기되었으나 다음과 같은 사실로부터 이를 무시할 수 있음을 설명할 수 있다. 우선, 첫번째와 세번째에서는 짧은 crack jump가 일어났기 때문에 動的 影響이 없다고 볼 수 있는데 전체적인 arrest 곡선에 불연속선이 없는 것으로 봐서 두번째 arrest에서도 動的 影響이 없었던 것으로 볼 수 있다. 한편 그림 4에서는 TSE 실험에서 얻어진 $K_{Ia}$를 보여주고 있는데 데이타 scatter 범위내에서 서로 잘 일치하고 있다. 그런데 動的 影響이 있었다고 하면 정적상태로 계산하여 얻어진 TSE-5의 결과는 실제 靭性値보다 낮은 값을 주게 되는데, 그림 4에 의하면 두번째 arrest 때의 $K_{Ia}$가 첫번째와 세번째보다 오히려 높으므로 動的 影響은 무시할 수 있는 것으로 생각된다. 이를 요약해 보면, TSE-5의 결과로, 첫째 TSE-5에서 얻은 $K_{Ic}$ 값이 시편실험결과보다 다소 높은 경향을 보이기는 하나 선형탄성파괴역학은 열충격 해석에 유효하다는 것, 둘째 TSE-5에서 얻은 $K_{Ia}$는 시편실험결과와 잘 일치한다는 것과, 세째 long crack jump시에도 動的 影響은 무시될 수 있음을 확인하였다.

TSE-5에서 본래의 실험목적을 이루지 못했기 때문에 추가로 TSE-5A를 수행하였다. 이 실험에서는 4번의 initiation-arrest가 일어났으며,

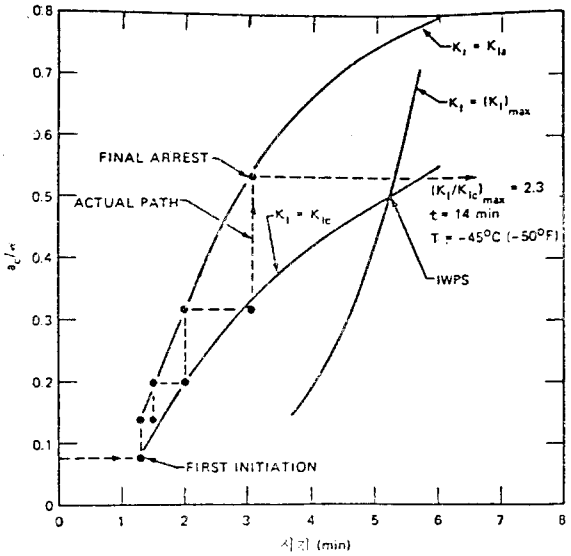


그림 5 TSE-5A의 임계균열 깊이 곡선

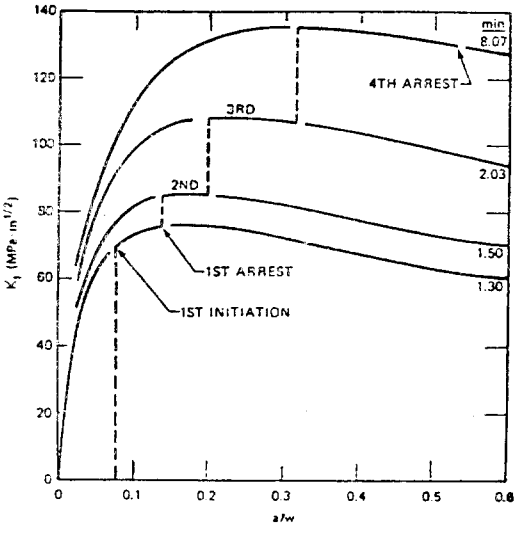


그림 6 결함성장에 대한 $K_I$ 변화

5번째 initiation은 WPS에 의해서 발생하지 않았던 것으로 생각된다. 즉 마지막으로 arrest 됐을 때 龜裂은 벽두께의 50%까지 성장하였으며 이에 대한 $K_I/K_{Ia}$ 값은 시간이 흐름에 따라 최대 2.3까지 증가하였으나 initiation은 일어나지 않았다. (그림 5) 이로서 WPS 효과가 확인되었다. 그림 6은 여러 시점에서 균열깊이에 대한 $K_I$의 변화를 보여주고 있는데 첫번째 arrest에서 $K_I$이 증가하는 상태에서 龜裂이 arrest 될 수 있다는 것이 입증되었다.

### 3.2. TSE-6

선형탄성파괴역학 해석결과, 용기벽을 관통하지 않을 것으로 예상되는 fast running crack이 실제로 벽을 관통할 가능성이 있는가 하는 것과 그때의 動的 影響을 알아보는 것이 이 실험의 목적이다. 그림 7에서 임계균열깊이곡선을 보이고 있는데, 실험결과 두번의 initiation-arrest가 발생되었는데 두번째에서 long crack jump($\Delta a/w=0.66$)가 일어났으나, 벽안쪽 깊숙한 곳($a/w=0.93$)에서 arrest 되었다. 이때 動的 影響이 있었다면, 이 실험에서 정적 계산으로 얻어진 $K_{Ia}$는 시편실험에서 얻어진 값보다 작아져야 하는데, 비교결과 $K_{Ia}$는 시편실험데이타의 上限部에 있음을 알 수 있다. 따라서 이 경우에도 動的 影響은 무시될 수 있는 것으로 보인다. 그림 8에서는 69초와 137초에서의 균열깊이에 따른 $K_I$의 변화곡선을 보이고 있는데, 첫번째 arrest는 $K_I$이 증가하는 상태에서 일어났음을 알 수 있다.

앞에서 기술한 열충격실험결과를 종합하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

○ 열충격상태에서 두꺼운 용기내의 龜裂成長擧動을 해석하는데 선형탄성파괴역학이 적용될 수 있다.

○ $K_I$이 증가하는 동안에도 crack arrest가

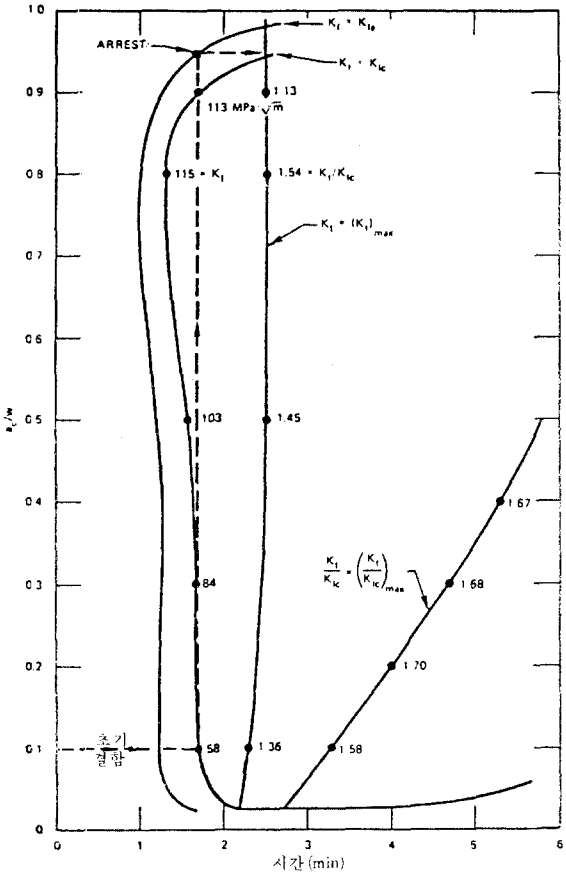


그림 7 TSE-6의 임계균열 깊이곡선

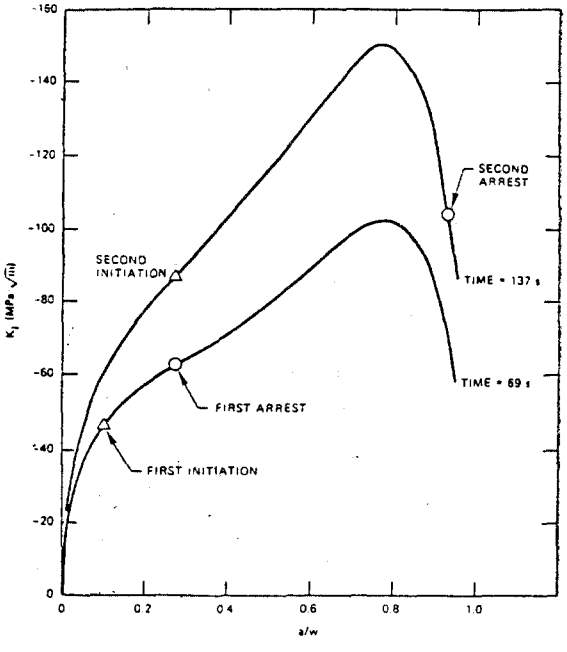


그림 8 결함성장에 대한 $K_I$ 변화

일어날 수 있다.

○ Crack arrest 시의 動的 影響은 무시할 수 있다.

○ $K_I$이 감소하는 상태하에서 WPS의 효과가 입증되었다.

한편 앞으로의 실험계획에서는 얕은 龜裂의 成長擧動에 미치는 스테인레스鋼 크래딩의 영향과 크래딩이 받는 中性子照射損傷의 영향을 把握하는 것을 목적으로 하고 있다.

## 4. 加壓熱衝擊에 대한 연구현황

앞에서 살핀 바와 같이 단순한 열충격만으로는 龜裂을 용기의 관통에 이르기까지 성장시킬 수 없으며 이러한 해석에는 WPS 등 몇몇 파괴역학적 변수들이 열충격에 대한 原子爐容器의 健全性을 보장하고 있다. 그러나 위 연구결과들을 加壓熱衝擊解析에 적용하기에는 아직도 미흡한 점이 많다. 그 일예가 그림 9에 나타나 있다. 그림 9에는 두가지 형태의 WPS가 보이고 있으며 각각의 경우에 있어서 龜裂크기에 대한 $K_I$과 $K_{Ic}$를 비교하고 있다. 정상상태(시간 $t<0$)

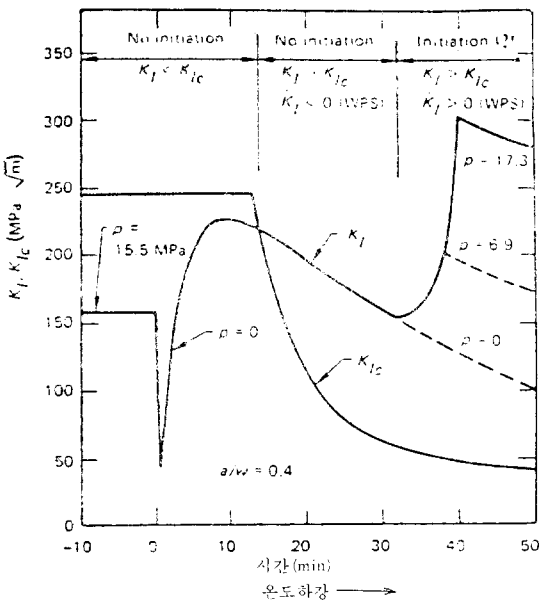


그림 9 두가지 형태의 WPS

에서 재료의 破壞靭性値는 upper-shelf 상태의 값을 유지하고 있으며 $K_I$ 값은 비교적 낮은 값을 유지하고 있다. 열충격사고가 발생(시간 $t=0$)되면 $K_I$ 값은 原子爐容器의 減壓과 함께 급격히 감소하였다가 열응력의 상승으로 다시 증가하게 된다. 또한 $K_{Ic}$ 값은 원자로용기벽의 冷却으로 인하여 점차 감소하게 된다. 어느 정도의 시간이 경과된 후, $K_I$ 값이 $K_{Ic}$ 값과 같아지게 되는데 이때 $K_I$ 값은 최대값을 가진 후에 감소하는 상태이므로 WPS 효과에 의해서 龜裂이 진전되지 않는다. 그러나 內壓이 再上昇하는 경우(PTS)에는 $K_I$ 값이 다시 증가하게 되므로 WPS를 인정하기 어렵고 또한 龜裂傳播擧動에 있어서 動的 影響의 여부와 upper-shelf 에서의 龜裂의 arrest를 보장할 수 없다.

이러한 단순한 열충격과 加壓熱衝擊의 차이로 인해서 ORNL에서는 새로운 형태의 加壓熱衝擊實驗[5]을 하기에 이르렀다. ORNL에서 수행한 加壓熱衝擊實驗의 목적은 다음과 같다.

(1) 加壓熱衝擊하에서의 WPS 存在여부

(2) 脆性한 부분에서 延性한 부분으로의 龜裂傳播擧動

(3) 延性한 부분에서의 龜裂擧動의 安定性

1984년 1월과 2월에 걸쳐 시행된 加壓熱衝擊 실험장치와 용기의 크기 및 재질 등이 각각 그림 10과 표 4에 나타나 있다.

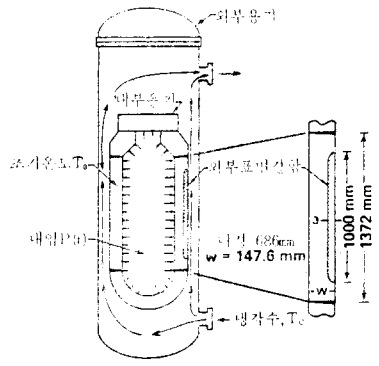


그림 10 가압열충격 실험장치

### 4.1. PTSE-1A

이 실험에서는 열충격과 함께 두번의 壓力再

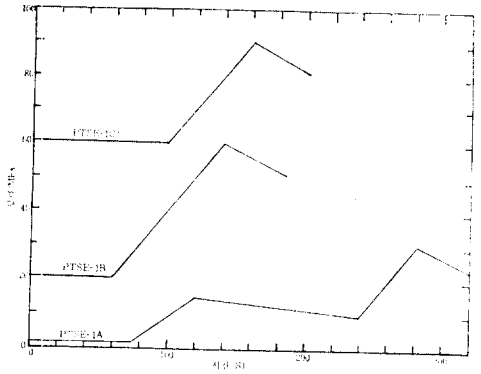

그림 11 가압열충격 실험에서의 압력변화

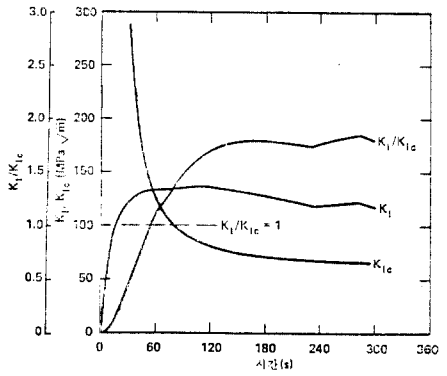


그림 12 PTSE-1A의 임계균열 깊이곡선

上昇을 가하였으나 龜裂은 initiation되지 않았다. 그림 12에 나타난 실험결과에서 보듯이 두번의 WPS(54~71초, 111초~235초)가 발생했으며 예상치 않았던 첫번째 WPS로 인하여 龜裂은 傳播되지 않았다.

이 실험의 결과로 다음 사항들을 알 수 있었다.

첫째, 초기에 예상했던 破壞靭性値가 실제보다 낮게 설정되었다.

둘째, 첫번째 WPS동안 $K_I/K_{Ic}$ 값은 1.24까지 도달했다.

세째, 71초와 111초 사이에는 첫번째 anti WPS***가 발생했으며 이때 $K_I/K_{Ic}$ 값은 1.65까지 증가했다.

네째, 235초와 280초 사이에 두번째 anti WPS가 발생했으며 이때 $K_I/K_{Ic}$는 1.85까지 증가했다.

### 4.2. PTSE-1B

PTSE-1A의 상태보다 높은 內壓과 열충격을 가하였다. 그림 13에서 보는 바와 같이 龜裂은 $K_I$ 값이 157 MPa·$\sqrt{m}$에서 initiation되었다가 177MPa $\sqrt{m}$에서 arrest되었다.

龜裂이 arrest되었을 때, $K_I$ 값은 증가하는 상태였으며 그 값은 ASME Section XI의 上限値 (220MPa $\sqrt{m}$) 보다 작음을 알 수 있다.

### 4.3. PTSE-1C

이 실험은 upper-shelf 영역에서의 龜裂擧動을 알아보기 위해 수행되었다. 실험결과는 그림 14에서 알 수 있는 바와같이 龜裂은 125초 지난 후에 $K_I$ 값이 221MPa $\sqrt{m}$에서 initiation되었다가 265MPa $\sqrt{m}$에서 arrest되었다. 따라서 실험결과로부터 PTS하에서 龜裂은 $K_I$의 상승시에도 arrest가 일어나는 것과 upper-shelf te-

표 4 PTSE-1A, -1B, -1C의 실험조건

| | PTSE-1A | PTSE-1B | PTSE-1C |
|---|---|---|---|
| 최초 용기의 온도 (°C) | 284 | 290 | 293.3 |
| 냉각재의 온도 (°C) | 10~34 | −25~−1 | −22~0 |
| Film Coefficient ($W\cdot m^{-2}\cdot K^{-1}$) | 8000~6000 | 4550~3700 | 5500~6500 |
| 압력변화 | 그림 11 참조 | | |
| 최초결함크기 | | | |
| 결함깊이 (mm) | 11.4 | 11.4 | 22.1 |
| 두께에 대한 비율 ($a/w$) | 0.077 | 0.077 | 0.15 |

*** anti WPS란 고온상태에서 높은 응력을 받아서 靭性値가 증가되어도(WPS) 저온상태에서 $K_I$이 다시 상승하여 WPS효과를 기대할 수 없는 現象을 말한다.

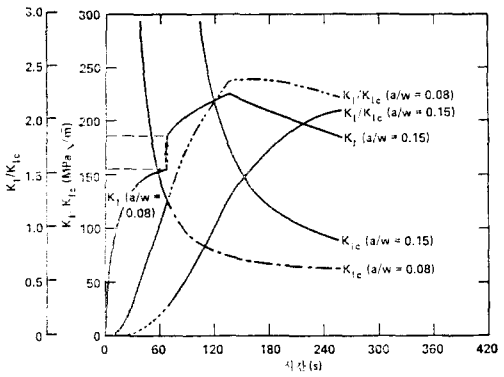


그림 13 PTSE-1B의 임계균열 깊이 곡선

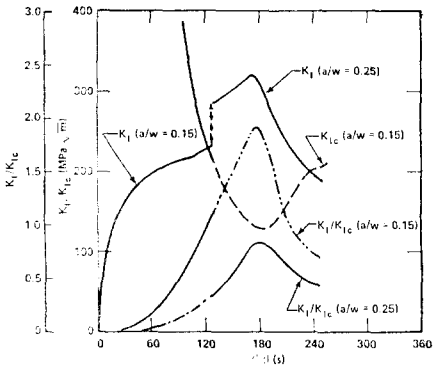


그림 14 PTSE-1C의 임계균열 깊이 곡선

mperature에서 ASME Section XI의 上限溫度보다 높은 상태에서도 arrest가 가능을 확인하였다.

이상의 실험결과들로부터 加壓熱衝擊상태에서의 다음과 같은 龜裂擧動을 把握할 수 있다.

○ 加壓熱衝擊 상태에서도 WPS 효과가 있으며 이로 인한 龜裂의 initiation은 억제될 수 있다.

○ 破壞力學 理論을 이용하여 예상된 龜裂의 initiation과 arrest 擧動들은 실험치와 잘 일치한다.

○ 龜裂의 arrest는 샤피시험치의 上限溫度(ASME-XI의 上限溫度) 보다 높은 온도에서도 가능하다.

○ 延性영역에서도 tearing으로 인한 instability가 발견되지 않았다.

○ ASME Section XI에 제시된 龜裂解析節次는 conservative하다.

앞으로의 실험계획에서는 용접부에 있어서의 여러 응력상태의 영향과 스테인레스 크래딩이 龜裂擧動에 미치는 영향 등을 把握하는데 주안점을 두고 있다.

## 5. 美國 原子力規制委員會(NRC)의 조치

위에서 살핀 加壓熱衝擊에 대한 일련의 실험결과는 NRC가 제시(1982년 11월 13일)한 加壓熱衝擊 방어규정에 대한 명백한 타당성을 보여주었으며[6] 이에 따라 NRC는 加壓熱衝擊防止에 대한 내용을 10CFR50에 첨가하기에 이르렀다[7](1984년 2월 27일).

NRC가 제안한 加壓熱衝擊事故에 대한 screening criteria는 基準無延性遷移溫度($RT_{NDT}$) 값으로 규정되어 있는데 물론 $RT_{NDT}$ 값만으로는 원자로용기벽에 있는 龜裂의 initiation 여부를 판정할 수 없으나 $RT_{NDT}$ 보다 높은 온도에서는 재료의 延性으로 인하여 龜裂의 initiation이 실제로 불가능하게 된다.

NRC가 제안한 screening criteria는 原子爐容器의 판재, 단조재 및 축방향 용접에 대해서는 270°F(132°C)이고 원통방향의 용접에 대해서는 300°F(149°C)이다. 축방향과 원통방향의 기준치가 30°F(17°C)의 차이를 갖는 것은 內壓에 의한 hoop 응력과 축방향 응력이 약 2배의 차이를 갖기 때문이다. 이때 screening criteria와 비교를 위한 각 原子爐容器의 $RT_{NDT}$는 다음식 (1)과 (2)를 이용하여 구하여 두 값 중 작은 값으로 정한다.

$$RT_{NDT} = I + M + [-10 + 470Cu + 350CuNi] f^{0.270} \quad (1)$$

$$RT_{NDT} = I + M + 283 f^{0.194} \quad (2)$$

여기서 $I$는 初期 $RT_{NDT}$ 값으로 ASME Code NB-2331에 의해서 결정되어지는 값이며 中性子照射를 받기 전의 遷移溫度이다. 만일 이러한 실

제자료가 없는 경우, Linde 80 용접의 경우에는 0°F 를, 그 외의 경우에는 −56°F 를 사용할 것을 추천하고 있다.

$M$은 해석의 安全性을 보장키 위해 가산되는 여유값이다. (1)식에서, 실제 初期 $RT_{NDT}$ 가 사용되는 경우에는 48°F 를, 그렇지 않은 경우에는 59°F 가 사용된다. (2)식에서는 실제 初期 $RT_{NDT}$ 가 사용된 경우에 0°F 를, 그렇지 않은 경우에는 34°F 를 사용하도록 하고 있다.

Cu 와 Ni 는 구리와 니켈의 무게 성분이며 $f$ 는 最大中性子照射量(단위 : $10^{19}n/cm^2$)이다.

NRC 는 각 원자력발전소의 原子爐容器에 대하여 위 계산식에 의한 수명말기 까지의 $RT_{NDT}$ 계산을 하여 위 screening criteria 와 비교할 것을 권고하고 있다. 만일 위의 규정치보다 큰 $RT_{NDT}$ 를 갖는 경우에는 screening criteria 에 도달하기 3 년전에 加壓熱衝擊에 대한 발전소별 해석(plant-specific analysis)을 제출하도록 하고 있다.

## 6. 결 론

原子爐容器의 健全性에 영향을 미칠 수 있는 加壓熱衝擊은 中性子照射가 큰 오래된 원자력발전소에 국한된 것임을 알 수 있으며 근래에 건설된 原子爐容器는 재료의 선별로 인해 그 위험성이 매우 낮음을 살펴보았다. 그러나 원자력발전소의 사고는 대형사고라는 점에서 加壓熱衝擊의 解析은 절대로 소홀히 할 수 없는 과제이다. NRC 의 screening criteria 등으로 여러가지 정량적인 기준이 설정되었지만 아직도 많은 부분들은 不確實性을 안고 있다. 특히 각 발전소별 해석에 있어서 Westinghouse, ORNL 등 여러 연구기관에서 고유의 전산해석 code 를 갖고 있으나 아직은 서로의 방법에 차이가 있으며 뚜렷한 解析方法이 제시되고 있지 않은 형편이다.

따라서, 이러한 기준의 설정 및 解析方法의 정립과는 별도로 加壓熱衝擊의 위험을 최소한으로 줄이기 위해 다음과 같이 다방면의 대응조치가 연구중이다.

○ 발전소 운전원의 敎育을 통한 加壓熱衝擊의 완화 대책.

○ 열충격과 壓力再上昇을 최소한으로 줄이기 위한 자동제어장치의 설치

○ 열충격을 줄이기 위한 安全注入水의 加熱

○ 原子爐容器의 靭性을 회복하기 위한 열풀림처리

○ 원자로용기벽의 中性子照射를 줄이기 위한 爐心의 變更

우리나라에서는 아직까지 오래된 발전소가 없기 때문에 PTS 에 의한 당장의 위험은 심각하지 않으리라고 추측된다. 그러나 우리나라 원자력발전소의 대부분이 PWR 이고 대형사고의 유발가능성으로 볼 때 PTS 의 影響을 필히 評價하여 原子爐容器의 건전성 여유를 확인하여야 할 것이다. 따라서 이와 관련된 연구결과 및 規制方針 등을 주시하고 살펴보아야 할 것이다.

## 참 고 문 헌

(1) K.E. Stahlkopf, Pressure Vessel Integrity under Pressurized Thermal Shock Conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 80, pp. 171～180, 1984

(2) D.L. Phung and Wm. B. Cottrell, "Pressure Vessel Thermal Shock: Experience at U.S. Pressurized-Water Reactors, 1963～1981", Nuclear Safety, Vol. 24, No. 4, pp. 520～533, 1983

(3) L.E. Steele, K.E. Stahlkopf and L.H. Larsson, Structural Integrity of LWR Components, Applied Science Public, pp. 45～50, 1982

(4) 손갑헌, 김 일, 가압열충격에 대한 파괴역학적 해석, KAERI/AR-236/83, 한국에너지연구소, 1983 년 11 월

(5) R.H.Bryan, B.R. Bass, S. E. Bolt, J.W. Bryson, J.G. Merkle, R.C. Robinson and G. D. Whitman, "Quick-Look Report on the First Pressurized-Thermal-Shock Test, PTS-E-1", ORNL/PTSE-1, ORNL, March 1984

(6) Inside NRC, Vol. 6, No. 16, pp. 7～8, August 1984

(7) Federal Registor, 10CFR50, "Analysis of Potential: Pressurized Thermal Shock Events", Feb. 1984