

原子炉压力容器의 健全性

- PTS問題를 中心으로 -

輕水型原子炉에서 1次系統의 冷却材가 상실된다는 假想的인 사고가 고려되고 있는데 이와 같은 경우에 대비하여 외부로부터 炉内に 冷水를 注入해서 炉心の 熔融을 막는 시스템이 비치되어 있다. 이 시스템을 緊急炉心冷却装置 (Emergency Core Cooling System; ECCS) 라고 하는데 炉心の 최종적인 안전성을 확보하기 위해 그 作動을 최우선으로 하고 있다.

그러나 만약 이들 시스템의 작동이 필요하여 炉心に 冷水가 공급되는 사태가 발생하면 压力容器는 그때까지의 약 300℃의 운전온도에서 容器内面이 급격히 냉각됨으로써 熱衝擊을 받아 構造健全性의 견지에서 중대한 문제가 생길 가능성이 있다. 즉, 壓力용기는 충분한 密封性을 가질 필요가 있는데 만약 龜裂의 貫通에 의한 開口나 破斷 등이 생기면 炉心冷却이 충분히 행해지지 못하여 2차적인 사고를 유발할 우려가 있다.

이와같은 이유에서 壓力용기의 열충격下에서 안전성을 평가하는 것이 종래부터 炉의 健全性에서 중요한 과제의 하나가 되어왔다. 사실 熱荷重으로서 가장 심각하다고 생각되는 配管의 大破斷에 의한 冷却材喪失事故(Large Break Loss of Coolant Accident; LBLOCA) 時의 열충격을 대상으로 한 많은 연구가 추진되어 왔다. 그런데 이와같은 연구가 추진되고 있는 가운데 1978년3월 미국의 Rancho Seco 炉에서 冷水를 蒸氣發生器에 過剩供給하여 壓力용기를 急冷시킨 사고가 실제로 일어났다.

이 사고에서 냉각재의 상실은 없었으나 内圧이 높게 유지된 상태에서 열충격이 일어났었음 이 사고후의 조사에서 판명되었다. 内圧이 높을 경우 壓力용기에는 그 자체로서 이미 어느정도의 膜應力이 존재하고 있는데 거기에 다시 열충격이 加해지면 内面에서는 引張方向의 應力이 겹쳐져서 상당한 高應力狀態로 된다.

Rancho Seco 炉는 당시 운전경력이 짧고 照射에 의한 材料劣化의 정도가 그렇게 크지 않았으므로 壓力용기는 損傷을 받지 않았으나, 만약 照射에 의한 材料劣化가 크고 또한 潛在欠陥이 존재할 가능성이 높은 炉(미국에서 初期에 건설된 13炉가 여기에 해당된다고 한다)에서 이와 같은 사고가 일어났더라면 壓力용기가 큰 손상을 받았을 가능성이 크다고 생각되고 있다.

이상과 같은 경위에서 특히 内圧이 높을때의 열충격을 加壓熱衝擊(Pressurized Thermal Shock: PTS) 이라고 하여 지금까지 연구되어 온 大破斷時의 열충격과 구별해서 그 구조健全성에 미치는 영향이 重視되게 되었다.

1. 實際의 炉에서 過冷却熱衝擊事故例

壓力용기가 받는 과냉각열충격은 그 원인이 되는 1차적인 사고의 종류에 따라서 복잡한 양상을 나타내는데 그 요인이 되는 사고는 다음의 5종류로 분류될 때가 많다.

(1) 大破斷에 의한 冷却材喪失事故(Large Break Loss of Coolant Accident; LBLOCA) 時

PWR型 原子炉의 冷却系統을 그림2에 나타내었다. 이 그림은 3loop의 것으로 压力容器에서부터 3개의 독립된 蒸氣發生器로 配管이 가며 低温側의 배관에 安全注入系統의 배관이 접속되어 있다.

이 접속법은 제조메이커에 따라 다르며 그림3에서와 같이 上方에서 注入하는 것, 옆에서 注入하는 것, 45° 경사上方에서 주입하는 것 등이 있다.

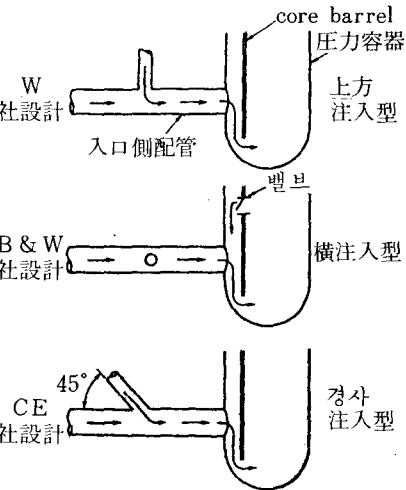
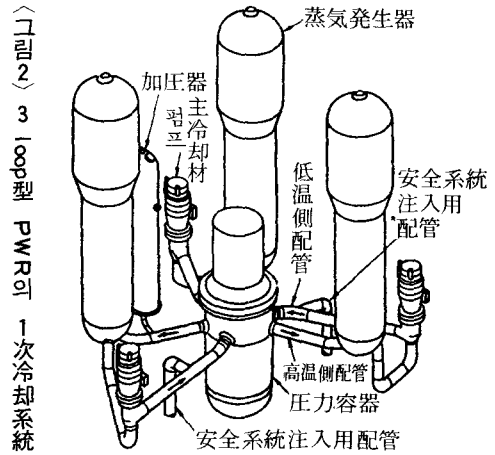
炉内에서 냉각재는 기본적으로는 그림4에서와 같이 入口側에서 압력용기벽을 따라서 下降하여 炉心을 下部에서 上部로 貫流해서 出口側으로 흐르는 구조로 되어 있다. 그러나 B&W社製의 것은 그림3에서와 같이 炉心胴部に vent valve가 설치되어 있으므로 이 valve가 열릴 경우 down comer 上部에서 高温水와의 混合을 고려에 넣을 수가 있다.

(2) 事故時의 實測데이터

1978년3월20일 Rancho Seco 炉에서 PTS 사고가 일어났는데 이 사고에서는 먼저 control system의 電源트러블에 의해 表示盤에 給水喪失이라는 신호가 잘못 표시되었다. 이때 실제로는 補助系統에 의해 증기발생기에 給水가 이루어지고 있었던 것인데 운전원은 하나의 냉각계통 loop에 100%의 給水を 행할 필요가 있는 것으로 생각하여 主給水系統의 펌프를 작동시켰는데 이 급수에 의해 炉가 과잉냉각되었던 것이 電源이 回復된 후에 판명되었다.

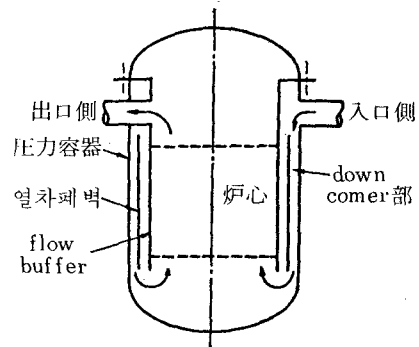
이때 高压注入系統의 注入点에서 냉각재온도의 시간변화 實記錄데이터를 그림5에 나타내었다. Rancho Seco 炉는 B&W社製이므로 vent valve가 설치되어 있었으나 炉冷却펌프가 작동하고 있었으므로 이 valve는 닫혀져 있었다고 생각되어 down comer 部の 온도도 그림5와 같은 정도였다고 想定되고 있다.

또 이 그림에는 1982년1월25일의 Ginna 炉事故時에 측정된 온도변화도 함께 표시하였으며



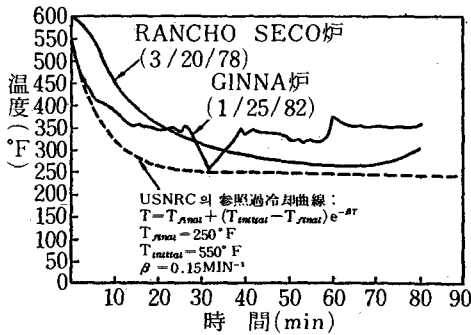
(그림 3) 安全系統注入用配管과 炉内構造의 種類

(그림 4) 緊急炉心冷却時 PWR 压力容器内에서의 冷却材 흐름

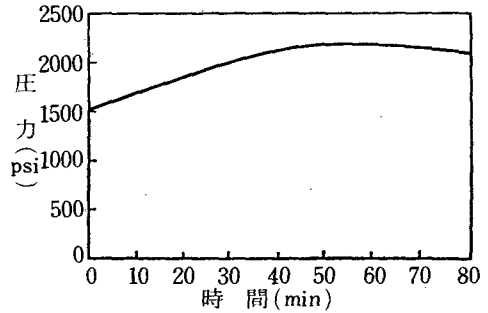


이들의 實測데이터에 따라서 USNRC에서는 安全側의 온도변화를 参照曲線으로 주고 있다. 그림6에 Rancho Seco 炉의 壓力의 시간변화를

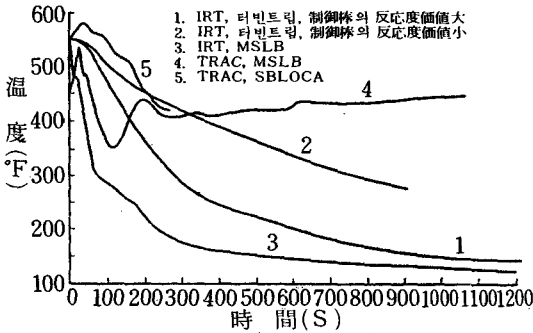
〈그림 5〉 冷却材温度的 時間变化



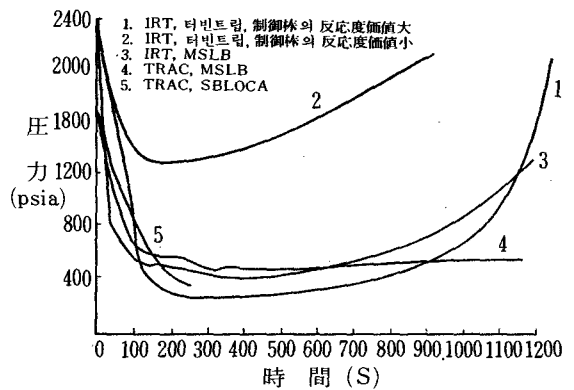
〈그림 6〉 Rancho Seco 炉에서의 1次系統 圧力の 時間变化



〈그림 7〉 計算機의 시뮬레이션에 의한 冷却材 温度的 時間变化



〈그림 8〉 計算機시뮬레이션에 의한 1次系統 圧力の 時間变化



나타내었다. 이 그림에서 사고발생후 壓力은 低下함이 없이 逆으로 상승하여 最大에서 定常時의 40% 増까지 達했음을 알 수 있다.

(3) 解析例

(i) 1次元計算코드에 의한 경우

B & W社製의 Oconee型 炉를 대상으로 해서 IRT와 TRAC라는 두개의 1次元計算코드를 사용하여 다섯가지 경우의 熱流体拳動解析이 행해지고 있다.

그림7에 온도의 시간변화를, 그림8에 壓力의 시간변화를 나타내었다. 케이스1은 터빈트립시의 과잉급수과정을 IRT로 解析한 것으로 제어봉의 反應度制御値가 큰 경우이고, 케이스2는 작은 경우이다. 케이스3은 MSLB를 IRT로 解析한 것이고, 케이스4는 같이 TRAC로 행한 것이다. 케이스5는 SBLOCA를 TRAC로 해석한 것이다.

그림7에서 케이스1과 3의 온도의 시간변화가 유사하다는 것을 알 수 있으며, 케이스2는 제어봉의 反應度제어가치가 작으므로 냉각속도가 비교적 늦은 것도 알 수 있다. 케이스4는 과냉각과정이 명확하게 나타나있지 않은데 이것은 운전원이 냉각개시후 40秒의 時点에서 主給水系統를 닫고 사고가 일어나지 않은 증기발생기에 보조계통을 사용해서 給水하는 것을 想定해서 계산을 행한 것에 의한다.

그림8에서는 케이스4,5를 제외하고 한번下降한 壓力이 다시 상승하는 再加圧의 현상이 인정된다. 케이스4에 再加圧이 인정되지 않은 것은 加壓器의 모델化에서 熱平衡을 가정하고 있음에 의한다. 初期의 減壓의 樣相은 모든 경우를 통해 유사하나 TRAC의 결과쪽이 IRT의

결과보다 약간 빠르다는 것을 알 수 있다. 또 케이스 2가 빨리 再加圧되는 것은 역시 제어봉의 반응도제어가치가 작은 것이 원인이라고 생각된다.

이상에서 말한 計算機 시뮬레이션에 관해서는 실제의 거동을 推定하는 경우에 몇가지 유의해야 할 문제점이 있다. 그것들은 프로그램 자체의 성질에 起因하는 것이나 모델化의 不完全함 혹은 入力데이터의 신뢰도 등에 기인하는 것이다. 예를들면 給水系統에 관해서는 히터나 펌프 등이 수많이 존재하고 있으므로 여러가지의 入力조건과 feedback현상 등이 있어서 증기발생기의 2차측조건을 정하는 것이 대단히 곤란하다.

또 vent valve 開口時의 down comer 上部에서의 흐름의 混合(mixing)은 냉각과정에 크게 관여하는 것인데 TRAC에서는 혼합상태를 고려할 수가 없으며, IRT에서는 이 기능이 있기는 하나 여기서는 vent valve는 닫혀져 있는 것으로 하고 있다. 더우기 이들의 熱流體的挙動을 풀기 위해서는 強制對流에서 自然對流에 걸친 광범위한 상태를 취급할 수 있는 능력이 필요한데 이점에 관한 평가는 행해지고 있지 않다. 그외에 2相流을 고려할 수 있는 기능도 앞으로 중요하다.

그런데 케이스 1~3에서는 主給水系統의 全出力에 의한 給水가 가정되고 있는데 이것은 극히 안전측의 평가를 주는 것이다. 또 給水の 온도는 1分後에는 hotwell속의 貯水溫度가 91°F가 된다고 가정되어 있으며 이것도 안전측이다. 케이스 4에서는 보조급수계통이 事象開始後 30秒에 作動하여 主給水系統이 40秒에서 정지한다고 하는 보다 현실적인 가정이 취해지고 있다. 그러나 加壓器의 水面보다 위의 부분에 대해서는 相平衡式이 적용되므로 蒸氣가 飽和해서 加壓器가 찰때까지는 再加壓이 생기지 않게 되나 이것은 비현실적인 가정이라고 생각된다. 이상 고려해야 할 점이 많으며 이들의 개량은 앞으로

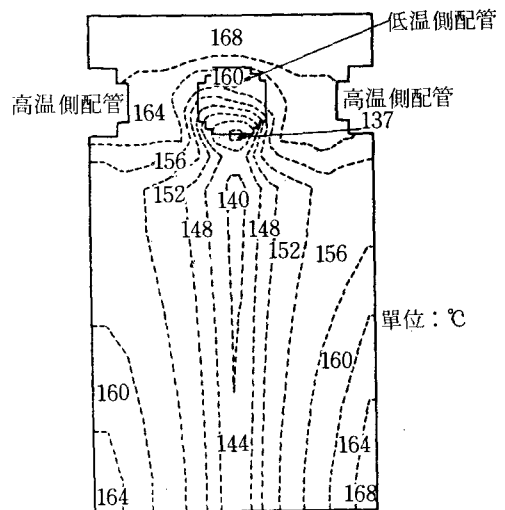
의 연구에 주요과제가 될 것이다.

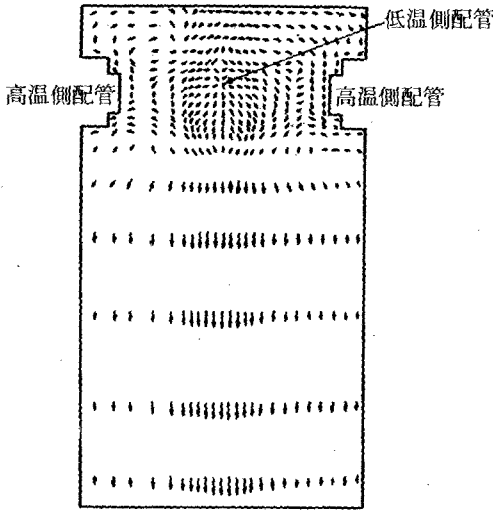
(ii) 3次元코드에 의한 경우

미국의 EPRI가 중심이 되어 down comer부에서의 局所的이고 보다 상세한 流體의 거동을 알기 위해 壓力容器 入口部나 down comer부의 형상을 模擬한 1/5모델의 실험이 행해졌다. 또한 그외에도 실제의 높이를 갖는 2次元 모델과 1/2규모로 200psia까지 加壓시킬 수 있는 실험도 행해지고 있다. 이 일련의 실험에서 熱流體力學的的挙動에 주는 크기효과의 영향을 아는 것과 3次元計算코드와의 対応을 조사할 수 있다. 여기서 사용되고 있는 3차원 계산코드는 COMMIX 라고 하는 것인데 亂流混合狀態를 해결할 수가 있다.

그림9에 이 코드에 의해 棼 壓力容器內的 온도분포를 나타내었고, 그림10에는 流速分布를 나타내었다. 이 두그림에서 冷水는 壓力용기벽을 따라 그림11에서와 같이 흐르는 것을 알 수 있다. 熱衝擊을 완화시키기 위해서는 高溫水와 冷水를 충분히 혼합시켜 냉수가 되도록 용기벽에 接하는 것을 피하도록 하는 구조와 注入方式으로 하는 것이 바람직하다. 앞으로 연구가 진

〈그림 9〉 down comer 部容器벽부근의 等溫線圖(500秒)





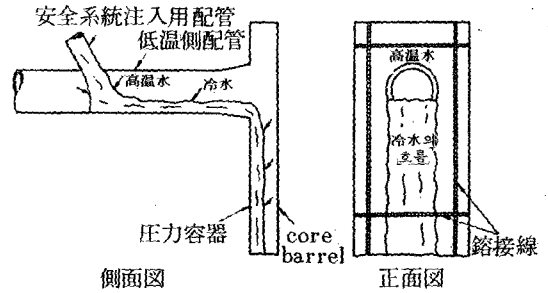
〈그림10〉 down comer 部容器벽부근의
流速分布 (500秒)

행되면 이점에 관해서 개량된 설계가 제안될 여
지가 있다고 할 수 있다.

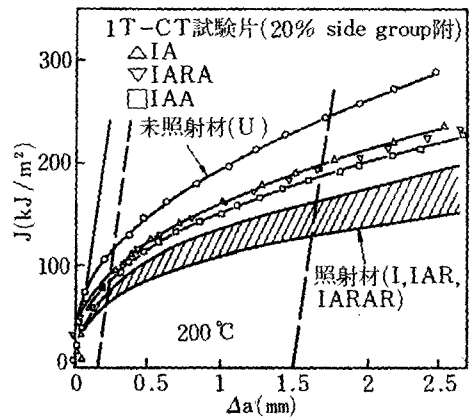
3. 照射에 의한 材料劣化

压力容器의 belt line 部는 炉内에 가깝고 中
性子照射에 의한 재료의 劣化가 문제가 된다.
材料劣化는 降伏応力과 引張強度의 상승 및 破
壞耐性値의 低下 혹은 遷移温度 RT_{NDT} 의 增加
라는 형태로 나타난다. 특히 구리, 니켈, 燐의
각 元素는 劣化를 촉진하므로 이들 원소를 많
이 포함한 용접금속을 사용해서 初期에 제작된
미국의 13炉에 대해서는 劣化의 정도를 定量的
으로 파악해 두는 것이 중요한 문제로 대두되고
있다.

그런데 照射材의 材料特性 評價는 지금까지
살피 試驗에 의한 吸收에너지를 그 指標로 하여
많이 행하였는데, 이것은 照射를 위한 설비의 용
량과 試驗片 크기의 관계가 큰 制約이 되어 있
었던 것에 의한다. 그러나 최근 破壞耐性시험
용시험편의 小型化와 照射설비의 개량에 의해
서 破壞耐性試驗이 照射材에 대해서도 행해져
서 有用한 데이터가 축적되고 있다.



〈그림11〉 炉内에서의 冷水와 高温水の 挙動



〈그림 12〉 未照射材, 照射材, 燒鈍材의 J-R
典線 比較

(1) 照射量의 評價

压力容器의 照射에 의한 劣化를 평가하기 위
해서는 压力容器 내부에서의 照射量을 정확히
계산할 필요가 있다. 그 방법으로는 中性子の
輸送計算을 행하는 방법과 炉内에 計測器를 설
하여 실험적으로 스펙트럼측정을 행하는 방
이 있다. 예를 들면, 미국 Oconee-1炉압력
기의 軸方向銲接線에 따른 照射量이 계산되
었다. 이에 따르면 8EFPY (Effective F
Power Year; 等価全出力運轉年數)에서의
結果로 $4.32 \times 10^{18} \text{n/cm}^2$ 라는 値(belt line
의 最大線量)가 얻어지고 있다. 따라서 이
바탕으로 단순히 概算하면 炉壽命인 32EY
에서는 $2 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ 가 대체적으로 된다
고 考된다.

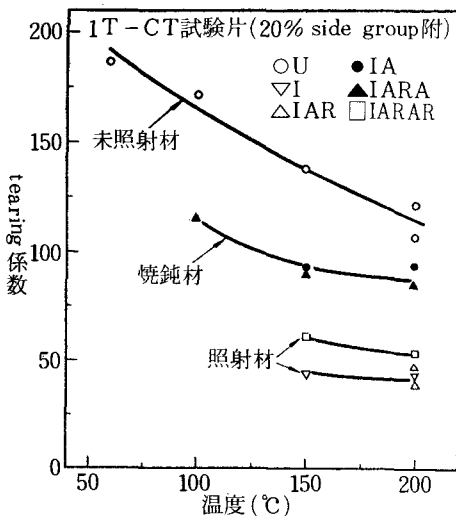
(2) 破壞耐性의 照射에 의한 영향

銅의 함유율이 높은 용접부를 갖는 A533B鋼의 CT試驗片에 照射(I), 焼鈍(A) 혹은 再照射(R)를 실시했을 경우의 J-R曲線이 Loss 등에 의해 求해져 있다. 여기서 焼鈍熱處理가 행해지고 있는 것은 照射에 의한 材料劣化는 焼鈍에 의해서 회복되는 것이 알려져 있으며 그 효과와 더불어 그 후의 再照射의 효과를 조사하기 위해서이다.

그림12에 未照射材(U), 照射材(I ($1.3 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$), IAR ($2.1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$), IARAR ($2.8 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$)의 履歷을 받은 것), 焼鈍材(IA, IA-RA, IAA의 履歷을 받은 것)의 J-R曲線을 표시하였다. 단, 재료는 A533B鋼을 母材로 하고 銅의 含有率을 10.35%까지 높은 溶着金屬을 사용한 용접부를 시험부로 하고 있다.

여기서 J-R曲線은 $J = c \Delta a^n$ (J: J積分値, Δa : 亀裂進展量, c 및 n: 定數)의 式으로 정리되어 있으며 亀裂의 進展開始의 指標인 J_{IC} 值는 ASTM의 案과는 달리 $\Delta a = 0.15\text{mm}$ 點에서부터의 offset line과 이 J-R曲線의 交點을 J_{IC} 值로 定義하고 있다. 또 이 그림은 200°C에서의 결과이나 J值는 焼鈍시키는 것(焼鈍條件: 399°C 168h)에 의해 照射에 의한 J值 減少量의 約

〈그림13〉 未照射材, 照射材, 焼鈍材의 tearing係數



半分 정도가 회복되는 것이 인정되었다.

다음에 亀裂進展의 安定性에 큰 영향을 미치는 Tearing係數 T_{mat} 值에 대해 고찰한다. T_{mat} 值를 Δa 의 函數로 표시할 수 있으나 여기서는 0.15mm와 1.5mm의 offset line間의 平均値를 T_{AVG} 로 정의하여 그림13에 그 값을 표시하였다. T_{AVG} 의 값도 照射에 의해서 감소한 量의 約半分이 焼鈍에 의해 回復해 있음을 알 수 있다. 이와같이 照射에 의한 材料耐性劣化의 回復手段으로 焼鈍이 우수한 方法임을 알 수 있다.

4. 破壞力學的 評價

(1) 解析모델

미국의 오크리지研究所(ORNL)에서 Ocone-1 炉를 대상으로 하여 PTS時 압력용기의 파괴 역학적평가가 행해지고 있다. 解析은 각 경우마다의 냉각재 온도, 압력변화를 사용하고 있다.

압력용기벽의 溫度解析에서는 down comer 部의 냉각수 온도로 低溫側配管의 最低値를 사용함으로써 安全側의 評가를 하고 있다. 応力解析은 stainless 鋼의 lining을 고려하지 않고 円筒形모델에 대해 2次解析을 행하고 있으며 荷重은 半径方向의 온도분포와 內圧을 時間의 函數로 주어지고 있다. 破壞力學 파라미터 解析은 內面의 軸方向으로 길게 퍼진 亀裂을 대상으로 해서 応力擴大係數 K를 檢치는 方法에 의해 求

〈表3〉 計算모델의 諸元

壓力容器사이즈	
外徑	189in
內徑	172in
冷却水溫度의 時間變化	各 경우마다 주어진다
1次系壓力의 時間變化	各 경우마다 주어진다
熱伝達係數	330 Btu/hr·ft ² ·°F
容器壁初期溫度	550 °F
RT _{NDT0}	40 °F (照射가 없을 때)
銅의 含有率	0.31%
磷의 含有率	0.012%
照射量	변수로 주어진다

事故	WPS의 有無	균열이최초로 進展할수있는 初期의 균열 길이	균열이최초로 進展할수있을 때의 压力容器 内面에서의照 射量값	균열이최초로 進展할수있을 때의냉각개시 후의시간	최초로進展한 균열이정지하 는균열의길이	균열이관통할 수있는초기균 열의길이	균열이관통할 수있을때의압 력용기내면에 서의조사량값	균열이관통할 수있을때의냉 각개시후의 시간
		a / W ¹⁾	10 ¹⁹ n/cm ²	min	a / W	a / W ¹⁾	10 ¹⁹ n/cm ²	min
LBLOCA ²⁾	WPS 有	~0.04	0.4	5	0.15	0.02~0.22	0.9	1.5~8
	WPS 無	0.1	0.15	30	0.35	0.06, 0.18		40
Rancho Seco 炉 (RFT)	WPS 有	0.1	1.5	40	1.0	同	左	
	WPS 無	0.1	0.9	65	1.0			
터빈트립 ³⁾ (RFT)	WPS 有	0.06 ³⁾	0.2	22	1.0	同	左	
	WPS 無	0.15	0.3 ⁴⁾	60	1.0			
MSLB(IRT)	WPS 有	0.04	0.4	9	1.0	同	左	
	WPS 無	0.06	0.2 ⁴⁾	18	1.0			
MSLB(TRAC)	進展하지 않는다							
SBLOCA	同 上 ⁵⁾							

- 범위를 表示하지 않은 것에서도 그 前後의 어느 幅内の 것은 보다 높은 照射量의 경우에는 進展될 수 있다.
- 이 경우에는 a/W=0.9이상을 破斷으로 보나, 실제로 均열은 관통하지 않는다고 생각된다.
- a/W ≥ 0.2는 계산상 무시.
- 60분이후도 계산하면 이 値는 낮아진다고 생각된다.
- 해석의 對象으로한 냉각개시후의 시간이 짧으므로 有意의 것은 아니다.
- 조사량의 大小관계가 WPS 有와 WPS 無로 逆轉하고 있으나 초기의 均열길이가 다르기때문에 均열先端에서는 반드시 逆轉하였다고 할 수는 없다.

〈表 4〉 各 事故에 對한 均열의 舉動豫測 (Ocone-1 爐의 경우)

하고 있다. 破壞耐性値는 ASME 压力容器 코드 의 것을 사용하고 있다. 단 上部선반 領域에서 의 値는 K_{Ic} , K_{Ia} 다같이 $200 \text{ ksi}\sqrt{\text{in}}$ 이라고 가 정하고 있다. 照射量, 板두께方向의 온도분포를 감안함으로써 K_{Ic} , K_{Ia} 의 판두께방향분포의 시 간변화가 결정되게 된다.

(2) 解析結果

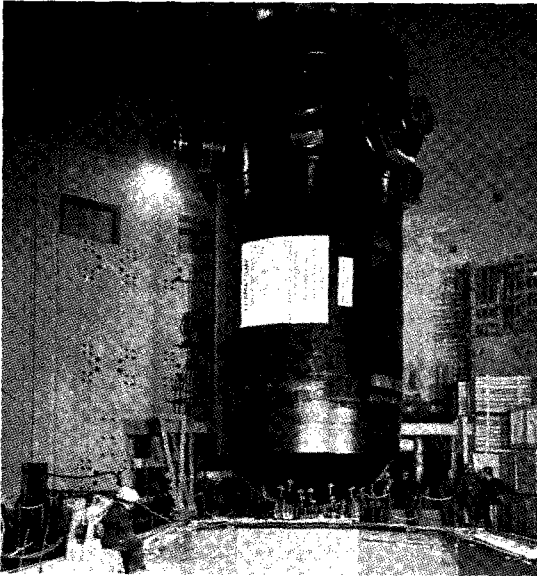
앞에서의 解析모델을 사용해서 龜裂길이(無次元化길이 a/W, a: 均열길이, W: 板두께)를 변수로 하여 OCA-1 코드로 解析한 결과는 다음과 같다. 대상으로한 사고는 MSLB, Rancho

Seco 炉 사고, 터빈트립, SBLOCA이다. 表 3 에 구체적으로 input의 수치를 표시하였다. 解析에서는 Warm Pre-Stress(WPS)의 효과가 있을 때에 대해서도 別途로 검토가 행해졌다. 일반적으로 解析結果에 가장 큰 영향을 미친다고 생각되는 것은 照射에 의한 耐性値의 低下이다 따라서 여기서는 炉의 等価全出力運轉年數 EF PY(照射量에 비례)를 파라미터로 해서 健全性을 평가하고 있다. 表 4 에는 각 사고에서 均열의 進전, 停止舉動의 예측결과를 나타내었다. 이 표에서는 참고로 LBLOCA의 경우에 대해서도 나타내고 있는데 LBLOCA에서 WPS를 고려할 경우 初期 길이 a/W=約 0.04의 均열이 進전하더라도 a/W=0.15가까이에서 일단 정지한다. 그 후 몇번 進展·停止舉動을 반복하나 a/W=0.9에서 최종적으로 정지한다. 또 최초의 進전을 개시하는데 $0.4 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 의 照射量을 필요로 하며 a/W=0.9까지 進전하는 데는 $0.9 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 의 照射量을 필요로 한다.

한편 Rancho Seco 炉 事故의 경우 만약 a/W = 0.1 길이의 잠재均열이 존재하여 1.5×10^{19}

〈表 5〉 予測限界運轉年數 (B & W 型의 경우)

事故	均열이 容器를 貫通할 수 있는 年數 (EFPY)	
	WPS 有	WPS 無
LBLOCA	20	4
Rancho Seco 炉	33	20
터빈트립	4	3
MSLB(IRT)	8	4
MSLB(TRAC)	>32	>32
SBLOCA	—	—



n/cm^2 의 照射量이 容器의 벽에 주어졌었다고 하면 용기가 破斷했을 가능성이 있음이 이 解析에서 예측되며 WPS가 효과를 발휘하지 않았을 때는 보다 적은 照射量으로 最終破斷에 이르렀을 것을 알 수 있다. 이들의 최종과단시킬 수 있는 照射量에서 限界運轉年數를 구하면 表5와 같다.

Rancho Seco 炉는 1978년 사고당시 4.9EFPY의 운전경력이라는 비교적 새것이었다는 것과 중대한 균열이 존재하지 않았다는 것으로 압력용기는 損傷을 받지 않았으나 만약 $a/W = 0.1$ 의 균열이 존재하며 20EFPY이상의 것이었다고 하면 큰 손상을 받았을 가능성을 가지고 있었다고 할 수 있다. 물론 이 解析에는 아직도 많은 不確定要因을 포함하므로 최종적인 결론을 내릴 단계는 아니나 PTS가 조건에 따라서는 극히 심각한 상황으로 될 수 있다는 것을 나타내는 例로서 주목할만하다.

5. PTS의 緩和對策

(1) 運轉員의 操作

압력용기의 PTS 완화방법의 하나로 Rancho Seco 炉事故의 교훈에서 운전원이 余分の 給水

를 하지 않도록 한다는 매뉴얼의 개량이 행해지고 있다. 그러나 이 방법 적용의 전제조건으로 충분히 빠른 시기에 炉에서 일어나고 있는 過冷却過程을 정확히 파악해둘 필요가 있으며 control system의 개량도 대책의 하나라고 생각된다.

(2) 冷却水の 昇溫

사고시에 공급되는 냉각수의 온도를 미리 높여서 용기벽과의 온도차이를 작게 하는 것도 熱荷重을 적게하는 방법의 하나로 들 수 있다. 그러나 탱크속의 水温을 높게 유지하기 위해서는 그를 위한 부대설비를 설치할 필요가 있으며 $100^\circ C$ 이상으로 하려면 加壓을 하여야 한다.

(3) 壓力容器的 燒鈍

앞에서의 기술처럼 燒鈍시킴으로서 材料特性이 현저하게 회복되는 것이 알려져 있다. 따라서 어느정도의 照射量을 받았을 단계에서 압력용기를 燒鈍하는 방법은 有效한 수단이 될 수 있다. 그러나 압력용기는 크기가 크고 또 既設 발전소에는 열처리용 설비가 부설되어 있지 않으므로 실현 가능성과 경제성이라는 면에서는 최후의 수단이라고 할 수 있을 것이다.

(4) 壓力容器外面의 冷却

PTS時에 압력용기內面이 急冷되어 內面側과 外面측과의 온도차이가 熱應力의 크기를 결정한다. 이때 아무리 急速하게 냉각되더라도 만약 이 온도차이가 존재하지 않는다면 熱應力은 생기지 않게 된다. 즉, 용기가 균일하게 냉각되면 熱應力은 생기기가 어려우므로 外側에서도 동시에 냉각을 하여 되도록 온도차이를 생기지 않게 하려는 것이 이 案이다. 그러나 이것도 實現性이라는 면에서 검토의 여지가 있다.

(5) 反射體의 改善

容器벽이 받는 照射量을 低減化시키기 위해 中性子の 反射體에 대해 재료나 구조의 개선을 도모하여 照射脆化을 억제하는 것도 검토되고 있다.