

PTS事故における圧力容器脆性破壊の可能性と評価方法

1. 過冷却事故 (Overcooling (pressure) transients) について

(1). 過冷却事故について

i) アメリカにおいて PTS (pressurized thermal shock) が懸念される事故として 2 例が 3 例が明らかになっている。そのうちの 1 例の 7 例を表 5 に示す。

ii) P.T.S 事故の要因 (事故の概略は App. A)
 small break LOCA (RCP and failure, PORV, SGTR) + ECCS
 2 次系故障 + ECCS

(2) 計算コードによる Overcooling Accidents の計算例.

i) 炉心冷却系を封入した 5 ケースの計算例 (図 16, 図 17)
 クーベントリック
 主蒸気管破断
 小破断 LOCA

ii) ECCS 注入水による圧力容器冷却の評価 (図 18)
 現方式の ECCS 注入水は 5 割りの高温水と 5 割りの冷水
 圧力容器の照射脆化部分を冷却してしまう。

(3) 脆性破壊のパラメトリック評価のための stylized transient (図 19)

$$T_c = T_f + (T_i - T_f) e^{-\beta t}$$

T_f : final Temp of coolant in downcomer

T_i : initial

β : exponential decay const.

t : time in transient

プラント	事故の種類	製造者	冷却水 初期温度 (°F)	最終温度 (°F)	圧力 (psia)
Robinson-2	蒸気系配管の破断	W	530	320	2,050
Robinson-2	蒸気発生器安全弁の故障	W	550	380	1,700
Robinson-2	冷却系ポンプのセールの破損	W	450	310	1,000
Rancho Seco	制御系の故障	B & W	600	285	2,000
TMI-2	パイロット弁の故障	B & W	450	250	1,800
Crystal River-3	制御系の故障	B & W	500	250	2,300
Ginna	蒸気発生器管束の破断	W	550	255	1,400

* FL Calhoun 炉については記載していない。

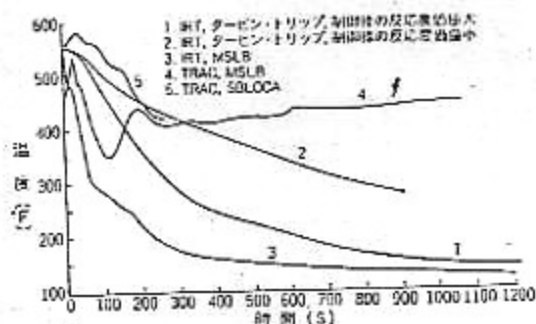


図 16 計算機シミュレーションによる冷却材温度の時間変化

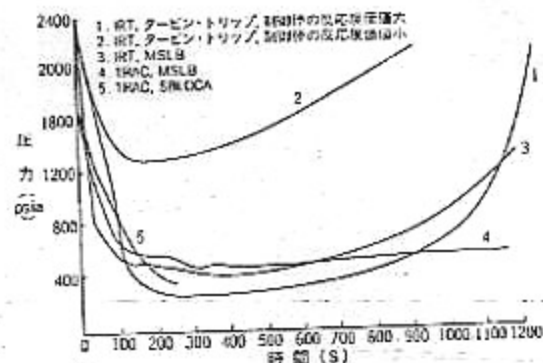


図 17 計算機シミュレーションによる 1 次系圧力の時間変化

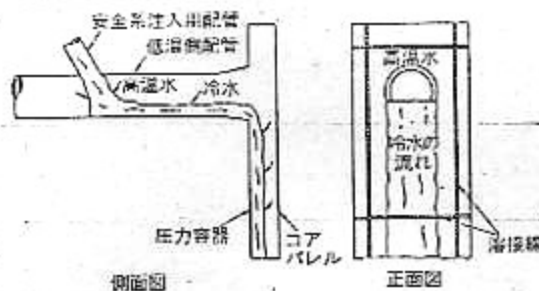
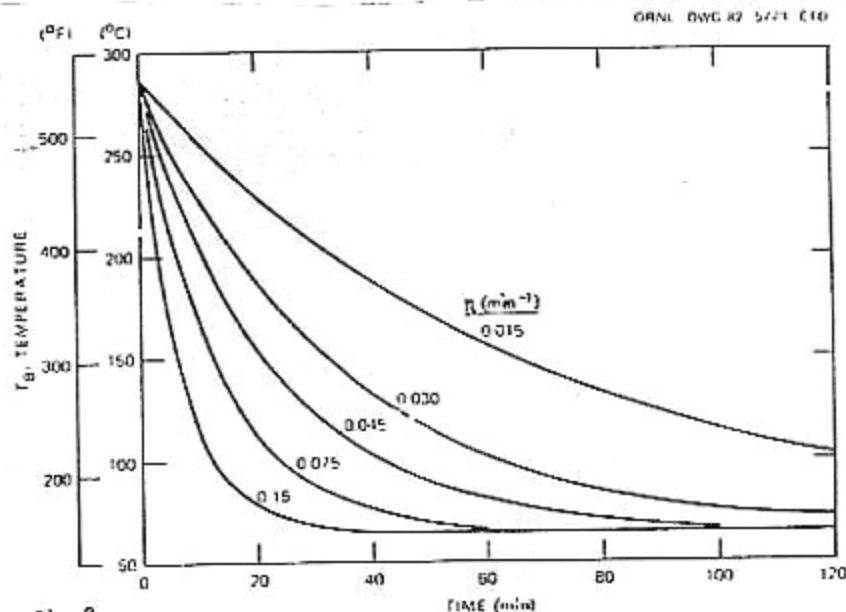


図 18 炉内における冷水と高温水の挙動

Fig. 19 Exponential temperature transients with $T_f = 66^\circ\text{C}$ (150°F).

2. 中性子照射損傷による圧力容器材料の脆性の進行 (K_{IC} , K_{Ia} の計算)

i) 原子炉の運転率と材料中の照射量中性子束

Docket 1 圧力容器に関する評価 (表 6)

IEFPY の照射量 $0.046 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ (BBW 炉)" $0.106 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ (T 炉)

ii) 照射中性子束と RTNDT の関係

Regulatory Guide 1.99 (Rev. 1) (Fig 20)

$$\text{lesser } \begin{cases} \Delta RTNDT = (40 + 1000 (\% Cu - 0.08) + 500 (\% P - 0.008) (F \times 10^{-9})^{1/2} \\ \Delta RTNDT = 283 (F \times 10^{-9})^{0.194} (^{\circ}F) \end{cases}$$

$$F = F_0 \exp(-0.33a)$$

 F_0 : fluence at inner surface of wall (n/cm^2) a : radial distance from inner surface (in)iii) K_{IC} , K_{Ia} と RTDNT の関係 (No ASME Sect XI (App. A))

$$\begin{aligned} K_{IC}(T') &= 33.2 + 2.806 \exp[0.020 (T' + 100)] (\text{ksi} \sqrt{\text{in}}) \\ K_{Ia}(T) &= 26.8 + 1.223 \exp[0.0145 (T' + 160)] \end{aligned} \quad \left\{ \begin{array}{l} \text{(Fig 21)} \\ \text{"} \end{array} \right.$$

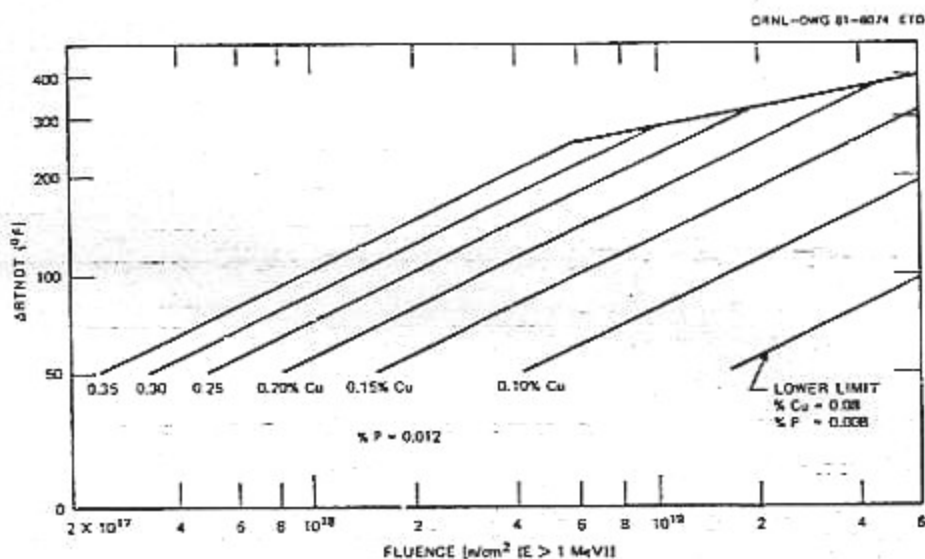
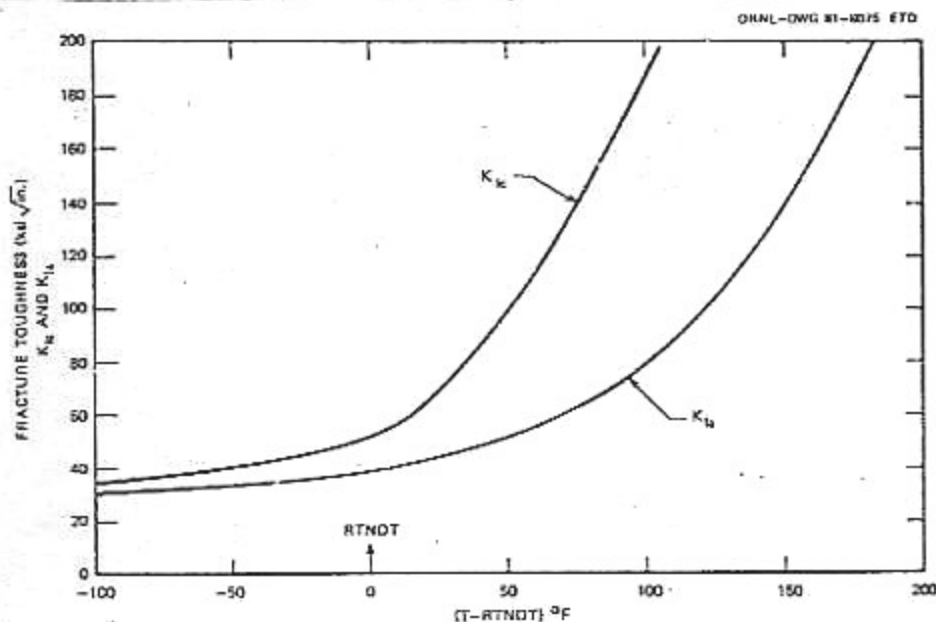
$$T' = T - RTNDT_0 - \Delta RTNDT (^{\circ}F)$$

Table 6. Predicted Fast Fluence in Oconee-1 RV at the Axial Welds for 8 EFY^a

表 6

Date

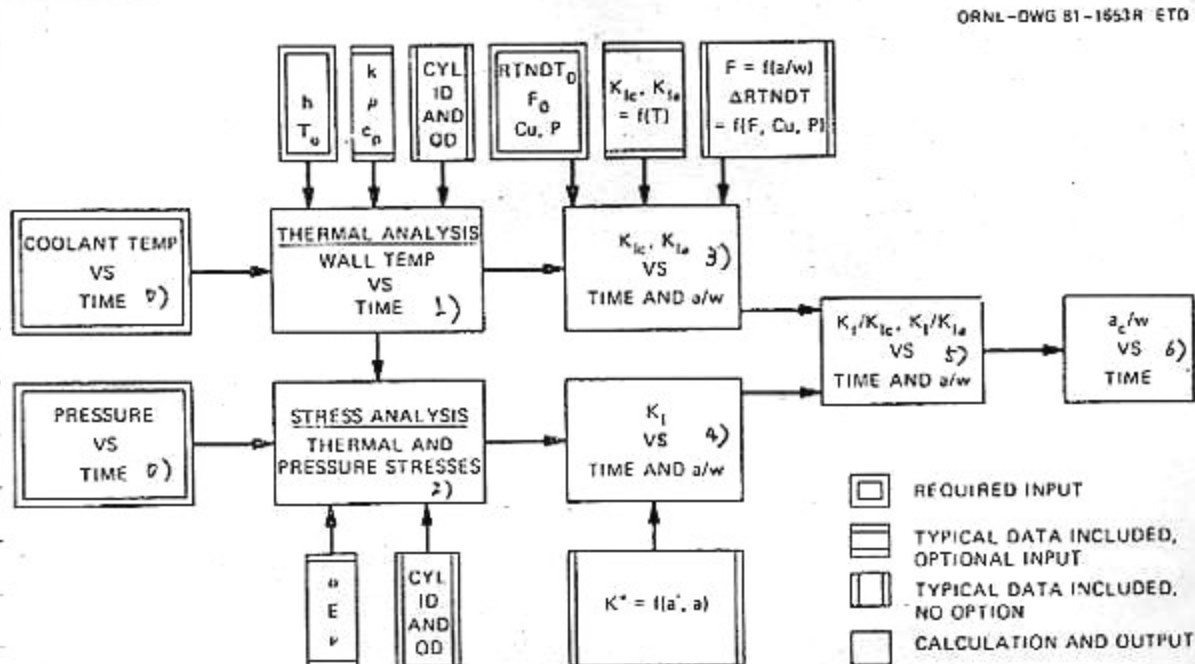
Beltline Location	Material	Surveillance Locations	Inside of RV Wall	T/4	3T/4	Outside of RV Wall
Upper long. weld	SA-1073	4.95E+18	2.93E+18	1.63E+18	3.70E+17	1.39E+17
Middle long. weld	SA-1493	4.83E+18	2.86E+18	1.59E+18	3.65E+17	1.36E+17
Lower long. weld	SA-1430	6.42E+18	3.80E+18	2.11E+18	4.79E+17	1.81E+17
Peak flux location		7.30E+18	4.32E+18	2.40E+18	5.45E+17	2.07E+17

^aSAW-1436, Tables 6-6 and 8-1Fig. 2.3. $\Delta RTNDT$ vs F. Data taken from NRC Reg. Guide 1.99, Rev. 1 (September 1976).Fig. 2.2. K_{IC} and K_{Ia} vs $(T - RTNDT)$ from ASME Sect. XI (Appendix A).

3. ORNL における評価方法

PTS 事故時の圧力容器内面のき裂のふるまいに関する計算コード OCA-I の概要 (図 22)

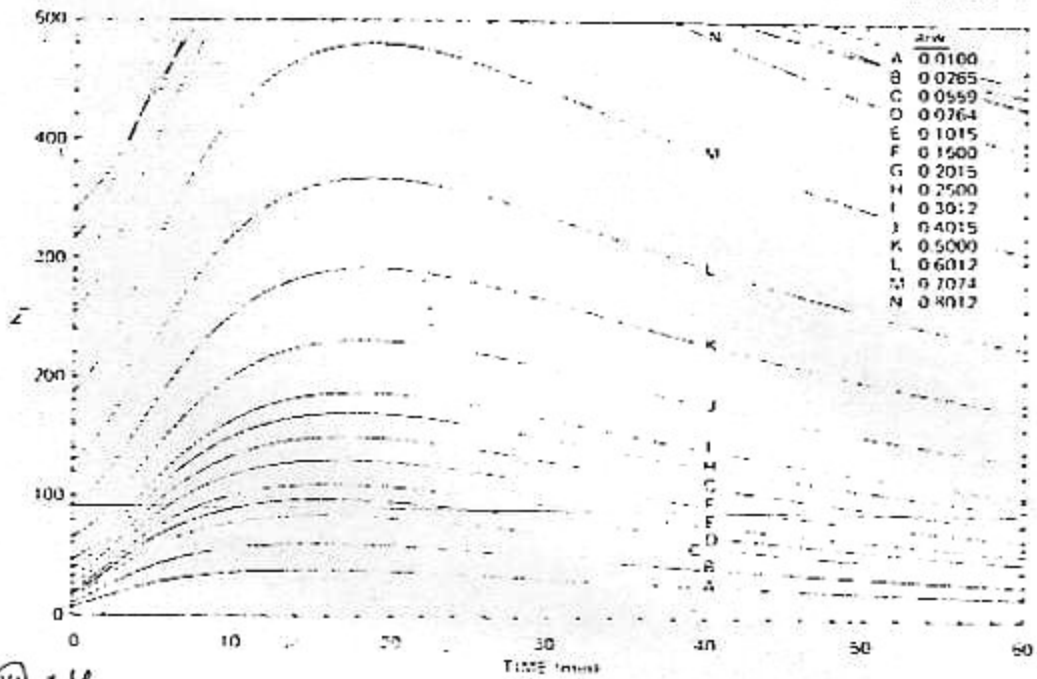
- 0) 冷却水の温度 - 圧力容器の圧力は Input とする。
- 1) vessel wall 内 (a/w) の温度分布 (T) の計算
- 2) の応力 (σ) (熱・圧力の和) の計算
- 3) vessel wall 内 (a/w) の K_{Ic} , K_{Ia} (T) の計算
- 4) 種々のき裂長さ (a/w) に対する K_I (T) の計算 (図 23)
- 5) K_I/K_{Ic} , K_I/K_{Ia} の計算 (crack 成長の条件) (図 24)
- 6) the critical - crack - depth curve の作成 (図 25)



12/22

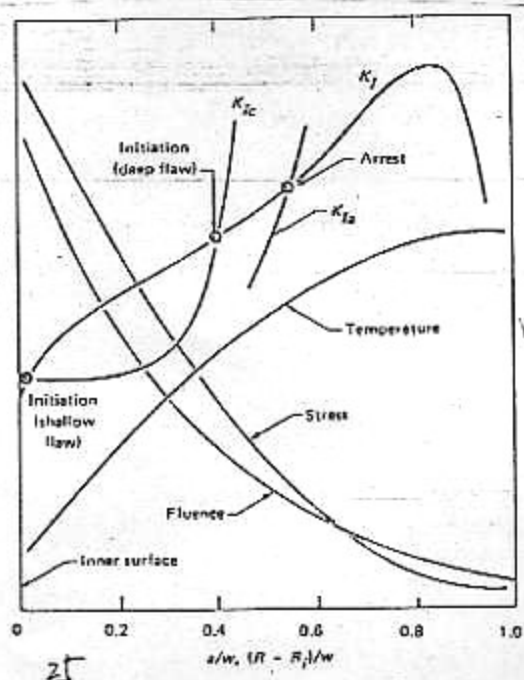
Fig. 5. Block-diagram description of the OCA-I computer code.

ORNL DWG 82-6337 ETD



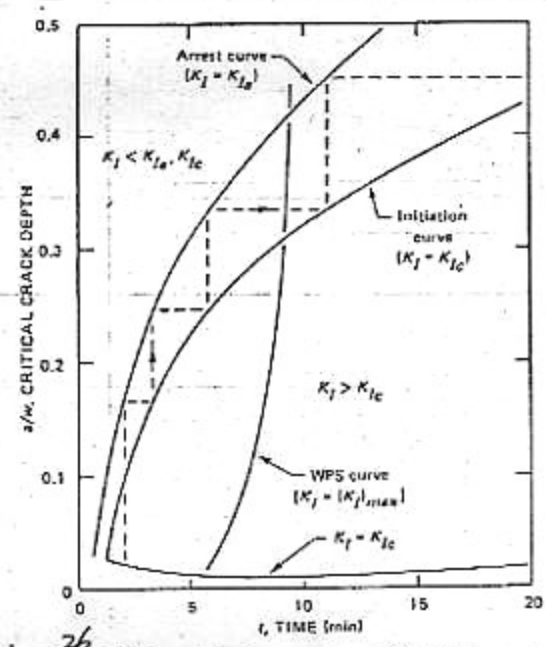
24

Fig. 6. K_I vs t for $n = 0.15 \text{ min}^{-1}$, $T_f = 66^\circ\text{C}$, $p = 6.9 \text{ MPa}$.



25

Fig. 7. Radial distributions in a vessel wall of several parameters related to fracture mechanics at a specific time during a PWR LOCA.



26

Fig. 8. Critical-crack-depth curves for a PWR LOCA assuming a long axial flaw, high concentrations of copper and nickel, and normal end-of-life fluence.

4. ORNLにおける評価結果 (OCA-I, OCA-II)

1). ノーミックス解析の結果

i) ノーミックス解析の Input Data (表 7)

ii). n , T_f に対する $(RTNDT_s)_c$ の結果 (図 26)

$(RTNDT_s)_c$ の値は at high pressure, $n > 0.03 \text{ min}^{-1}$ では n insensitive

$$(RTNDT_s)_c = 1.10 T_f - 22^\circ\text{C}$$

iii). h_f , t_{max} に対する $(\Delta RTNDT_s)_c$ の計算値 (表 8)

少数の例外を除いて insensitive.

むしろこの 1 時間での冷却材の温度は低下している。

iv). $(RTNDT_s)_c$, 初期き裂長さ (μm) に対する $(RTNDT_s)_c$

$(RTNDT_s)_c$ への影響 3°C 以下 for $RTNDT_s - 21^\circ\text{C}, -7^\circ\text{C}, 4^\circ\text{C}$

$$\delta^\circ\text{C 以下 } \mu\text{m} \leq 0.15, \leq 0.076$$

2). 2 号炉で起こった PTS 事故 (1 号炉) の評価

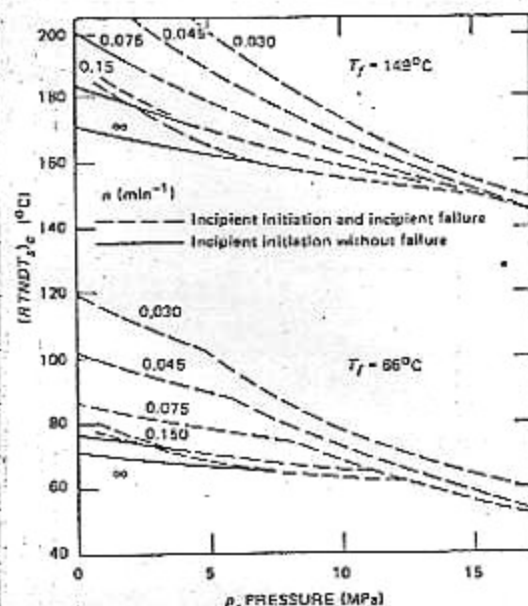
i). アメリカで 2 号炉で起こった PTS 事故 (1 号炉) に関して 実際に記録された事故記録に基づいた評価結果 (表 9)

ii). 2 号炉の原子炉に対する $(RTNDT_s)_A$ の値は与えられている RT_c より高いことは確実。したがって 破損は起こらないという評価結果になる。iii). しかし、アメリカでは 82 年 9 月現在で 2 号炉の原子炉は 120°C に達していると言われている。したがって、2 号炉の原子炉で TMI-2 のような事故が起れば圧力容器破損が起る可能性があるので Rancho Seco type の Transient での安全裕の余裕は少ないと見られている。

Table 1 Input Data for Parametric Analysis

Vessel dimensions, mm	
Outside diameter	4800
Inside diameter	4370
Cladding thickness	5.4
Flaw type	
Long, axial, through clad	
T_i , °C	288
T_f , °C	66, 93, 121, 149
n , min ⁻¹	0.015-∞
t_{max} , h	2, 1*
h_f , W·m ⁻² ·°C ⁻¹	5680, 1700*
p , MPa	0-17.2 in 1.72 increments
$RTNDT_c$, °C	-29, -7, 4

*Used in a few cases for comparison purposes.

Fig. 26 Summary of results for parametric analysis of overcooling transients showing $(\Delta RTNDT_c)_c$ vs. p for two values of T_f and five values of n and ignoring the beneficial effects of WPS.Table 2 Effect of h_f and t_{max} on Critical Values of $\Delta RTNDT_c$ Corresponding to Incipient Initiation Without WPS

T_f , °C	n , min ⁻¹	p , MPa	$(\Delta RTNDT_c)_c$, °C, for h_f/t_{max} , W·m ⁻² ·°C ⁻¹ /h			
			5680/2	1700/2	5680/1	1700/1
66	0.015	3.4	152	157	196	208
66	0.015	17.2	101	107	163	173
66	0.15	3.4	79	95	79	95
66	0.15	17.2	58	61	61	71
149	0.015	3.4	>220	>220	>220	>220
149	0.015	17.2	177	181	216	220
149	0.15	3.4	180	194	180	194
149	0.15	17.2	151	153	151	157

Plant and Year	T_f (°F)	β (min ⁻¹)	P (psig)	RT_c
THI (??)	225	0.04	2300	209
HER '75	250	0.02	500	354
Ginna (??)	325	0.12	1400	378
Rancho Seco (??)	285	0.10	2300	295
HRB '70	295	0.08	2000	321
HRB '72	340	0.015	1000	381
Crystal River (??)	250(??)	0.10	2300	(250)
Prairie Island (??)	350	0.10	1000	(400)

RT_c is the RT_{NOT} that is necessary to prevent crack initiation based on actual Pressure and Temperature variations with time. Stylized values of T_f , β , and P are shown from Section 2 but were not used in these calculations to determine RT_c .

3) 計算で予測された Overcooling Accidents に対する評価結果

i) Oconnee-1 (B&W 型) に対して計算で予測された事故経過に対する評価結果 (表 10)

クーレントリッパや主蒸気断管等、二次系の故障が severe PTS 事故を引き起こす可能性がある。

ii) 表 8 の結果から予測された異常運転回数 (表 11)

4) W.P.S. (warm prestressing) effect について

i) 材料は高温状態で大きな応力を受けた後では、主裂先端附近の靱性 (fracture toughness) は増大する (図 27, 28)

ii) stylized transient の場合 W.P.S. は期待される場合が多い (図

iii) 仮し、現実の P.T.S. の場合必ずしも期待できない。とくに再加圧が全打の場合には期待できない (図 29)

結論

1. これまで知られた過圧事故の評価
予測された Transient に対する評価
パラメータ簡易算の結果は、必ずしも圧力容器破損が現実的な
問題であることを示している。
2. ECCS 投入水による圧力容器の冷却効果は大きく、severe PTS が
生ずる可能性も含めて思わぬ事態が充分考えられた。
3. PTS は ECCS のうちの重大な問題である。また炉心冷却とは
予備的傾向を示す。必ずしも ECCS の

10

事 故	WPS の有無	き裂が最初に 進展する初期 き裂長さ $a/W^{1)}$	き裂が最初に 進展する時の 炉内面における 照射量の算出 $10^{18}n/cm^2$	き裂が最初に 進展する時の 炉内面における 照射量の算出 時間 min	き裂が最初に 進展した き裂長さ a/W	き裂が最初に 進展する初期 き裂長さ $a/W^{1)}$	き裂が最初に 進展する時の 炉内面における 照射量の算出 $10^{18}n/cm^2$	き裂が最初に 進展する時の 炉内面における 照射量の算出 時間 min
I.BLOCA ¹⁾	WPS 有	~0.04	0.4	5	0.15	0.02-0.22	0.9	1.5-5
	WPS 無	0.1	0.15	30	0.35	0.06, 0.18	0.2	40
Rancha Secchi ¹⁾ (RFT)	WPS 有	0.1	1.5	49	1.0	同	左	
	WPS 無	0.1	0.9	65	1.0			
タービントリップ ²⁾ (RFT)	WPS 有	0.06 ³⁾	0.2	22	1.0	同	左	
	WPS 無	0.15	0.3 ⁴⁾	60	1.0			
MSLB(RFT)	WPS 有	0.04	0.4	9	1.0	同	左	
	WPS 無	0.06	0.2 ⁴⁾	75	1.0			
MSLB(TRAC)	進展しない							
S.BLOCA	同 上 ²⁾							

- 1) 範囲を示していないものでも、その前後のある範囲のものはより高い照射量の場合には進展する。
- 2) このケースでは $a/W=0.9$ 以上を破断と見なすが、実際にはき裂は貫通しないと考えられる。
- 3) $a/W \geq 0.2$ は計算上無視。
- 4) 60分以降も計算すればこの値は低くなると思われる。
- 5) 解断の対象とした冷却開始後の時間が短いので、有意なものでない。
- 6) 照射量の大小関係が WPS 有と WPS 無で逆転しているが、初期き裂長さが違うため、き裂先端では必ずしも逆転しているとはいえない。

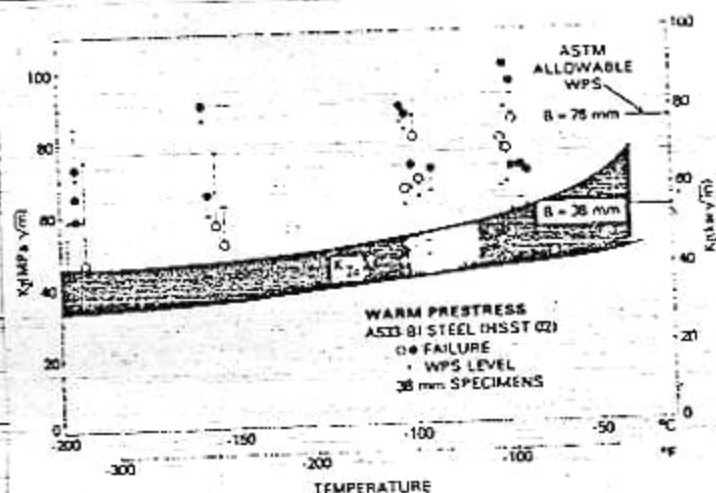


Fig. 27 Warm prestress trends for 38-mm-thick specimens. The open circles represent the LUCF unloading path; the filled circles represent partial unloading paths illustrated in Fig. 2. The K_{Ic} band is taken from Fig. 3.

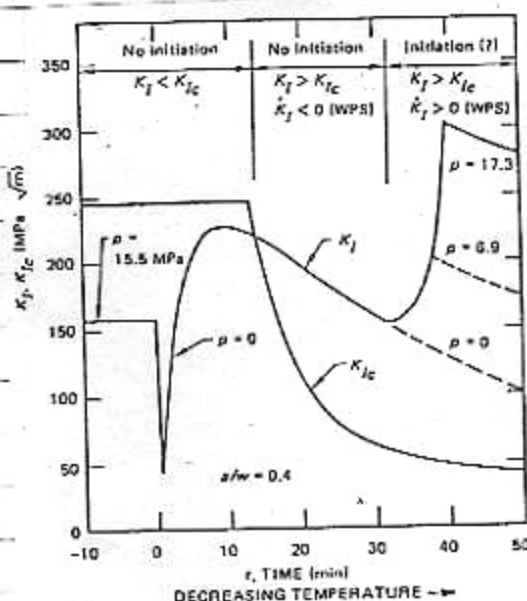


Fig. 28 Illustration of an overcooling transient loading representation and two types of WPS.

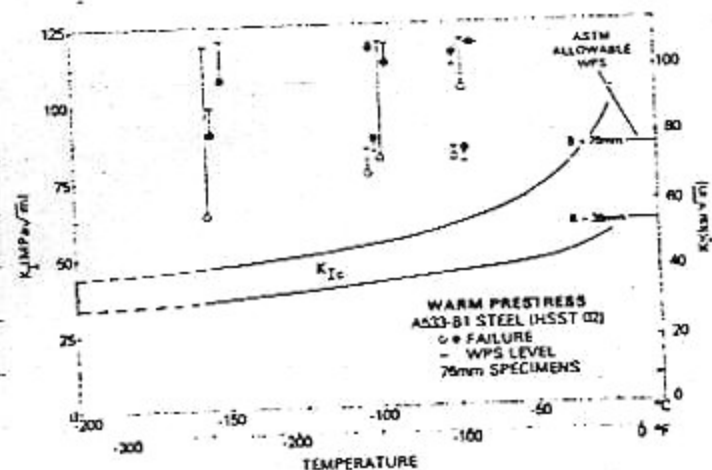


Fig. 29 Warm prestress trends for the 76-mm-thick specimens. The open circles represent the LUCF unloading path; the filled circles represent partial unloading path 2A in Fig. 2.