

A、 圧力容器の脆性破壊の可能性について

I、 圧力容器破壊の可能性とその重大性

1、 圧力容器の脆性破壊と使用条件

加圧水型炉 (PWR) の圧力容器は約 20cm という厚手の鋼鉄で作られ、通常運転時に約 150 気圧の圧力に耐える十分な強度を有している。

ところが、停止時等 1 次冷却水温度が低いときに、1 次系の圧力を高くすると、急激に冷却水温度を要するこれは厳重に禁止されている。圧力容器に使われている材質が低温時には脆くなり脆性破壊に対して十分な強度を有しなくなっている。そのため原子炉圧力容器に許容される最高使用圧力や、水温の変化率は、その時の 1 次冷却水の温度に依存して決められている (図 1)。

2、 頻発する過圧事故

許容される最高使用圧力を越える圧力が 1 次系に及ぶ事故は、過圧事故 (over pressure event) と呼ばれているが、その原因事故はこれまで度々生じており、アメリカでは 30 数件の事故が報告されている。

このうちの事故で最も厳しいのは、ECCS の作動にともなう生じている。ECCS の作動したスクービル島原発 (TMI) 事故はその典型的な事例の一つである (図 2) TMI 事故では、圧力容器は許容圧力を大巾に上回る圧力を受けていたため、圧力容器破壊という事態も考えられた。もしこのままでは、TMI 事故は破局的な大事故を招きかねなかったであろう。

3、 中性子照射による圧力容器の脆化

圧力容器は使用と共に中性子照射を受け脆化が進行することは知られている。この脆化の進行は脆性遷移温度の上昇によって表わされる (表 1) が、その進行が予測可能であることが重要な情報が最近得られている。

過圧事故の頻発が脆化の予測外の促進とあって、圧力容器破壊の懸念される事態となっているのである。とくに今後原子炉がますます脆化がどんどん進行する事故に、この懸念は一層重大である。

4、 圧力容器破壊の重大性

圧力容器は万一の場合にも健全性を保つということは、原発設計の前提となっている。圧力容器破壊に対して有効な安全装置は設けられている。即ち、圧力容器が破壊すると大抵は充分な水位を確保することによって、ECCS も役に立ち炉心溶融は不可避となる。

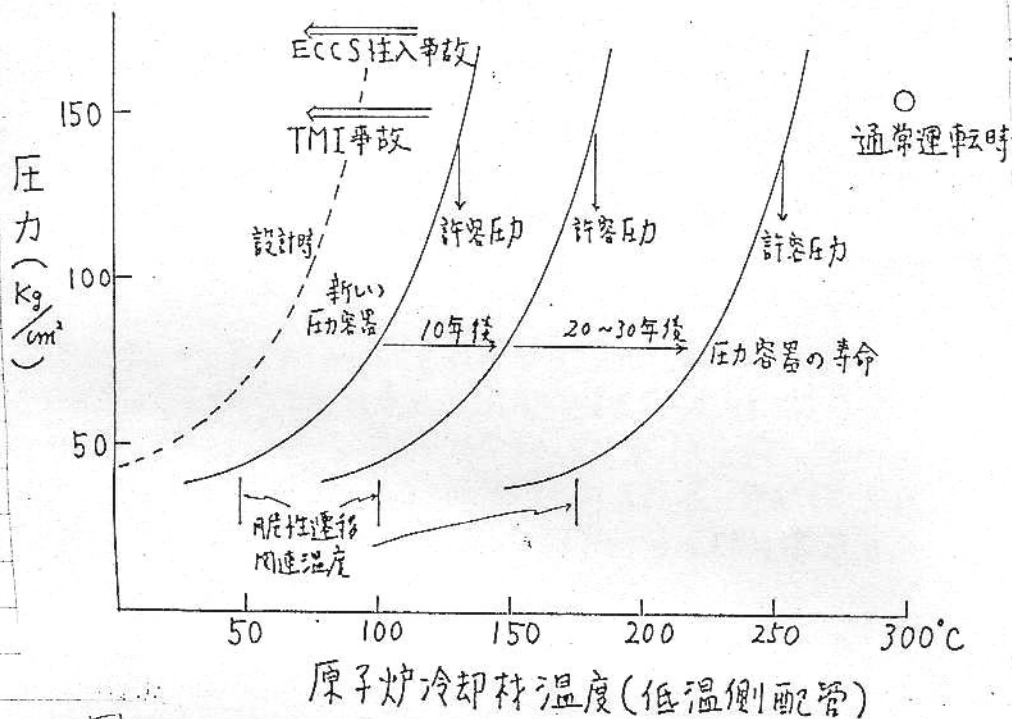


図1.

表1

Reference Temperature for
Nil-Ductility Transition

Plant	Initial RT_{NDT} at $\frac{1}{4}T$, °F*	Present RT_{NDT} at $\frac{1}{4}T$, °F*
Yankee Rowe	10	210
San Onofre	20	180
Connecticut Yankee	50	140
Indian Point 2	60	130
Indian Point 3	56	75
Turkey Point 3	3	125
Turkey Point 4	0	100
Palisades	20	90
Robinson 2	0	120
Point Beach 1	0	110
Point Beach 2	33	140
Oconee 1	40	100
Oconee 2	40	90
Oconee 3	40	80
Surry 1	9	100
Surry 2	0	75
Ginna	0	120
Prairie Island 1	0	70
Prairie Island 2	5	50
Three Mile Island 1	20	90
Zion 1	27	90
Zion 2	32	75
Kewaunee	0	50
Maine Yankee	-30	70
Rancho Seco	40	80
Arkansas 1	10	60
D. C. Cook 1	40	50
Calvert Cliffs 1	40	70
Beaver Valley 1	75	75
Trojan	40	50

*°C = (°F - 32) ÷ 1.8.

II. 脆性破壊とは

1. 脆性破壊問題の発端

(1) 脆性破壊による構造物破壊の事例

1919 ホストン 2,300,000 gal の糖蜜タンクの破壊

第2次大戦前、ヨーロッパ 溶接トラス橋の破壊

中、戦時標準船の脆性破壊

船舶の脆性破壊は現在も続いている。

1950年代 コックスの破壊

1962. ヌルボレン King 橋の落下

1967. Point Pleasant 橋の落下。(応力腐食割れによる 3mm のき裂)

(2) 破壊の原因：き裂による脆性破壊

脆性破壊理論の始まり (Griffith)

材料の理論的破壊強さと実験による破壊強さの異なるのは材料に
先天的欠陥 (き裂) によると考えた。

切欠靱性試験によるき裂の脆性破壊 (図2)

温度が低くすると脆化が増大する。

構造物は製造中に欠陥を導入され、使用中にき裂は成長する。

2. 脆性破壊のメカニズム (理論)

(1) 応力とひずみ (図3、表2)

比例限度

弾性限度

降伏点 ($\sigma_{0.2}$, σ_{ys})

極限強度 (引張り強度)

(2) 応力集中

切欠きによる応力集中 (図4)

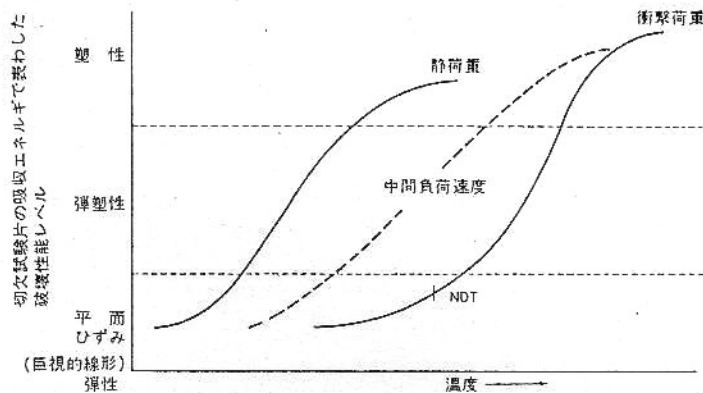


図2 切欠靱性試験結果と種々の荷重速度における性能レベルとの関係

表2 工業材料の弾性的ならびに機械的性質

材 料	縦弾性係数 E kg/mm ²	横弾性係数 G kg/mm ²	比例限度 σ_p kg/mm ²	降伏点 σ_s kg/mm ²	引張強さ σ_b kg/mm ²	備 考
スエーデン鋼	20 000	7 700	13~16	18~26	33~40	鋼ではポアソン比は0.28~0.35
軟 鋼	21 000	8 100	18~23	20~30	37~45	
硬 鋼	21 000	8 100	28~32	30~	48~58	
ばね鋼						
焼入れせず	21 000	8 500	50~	—	~100	
焼 入 れ	21 500	~8 800	75~	—	~170	
ニッケル鋼 (2~3.5%)	20 900	—	33~	38	56~67	
鋅 鋼	21 500	8 300	20~	21~	35~70	鋅鉄の圧縮強さは60~80kg/mm ²
鋅 鉄	10 000	3 800	なし	なし	12~24	黄銅の伸びは鋅物13%、りん青銅の伸び33%
黄 銅						
鋅 物	8 000	—	6.5	—	15	圧延14~24%
圧 延	—	—	—	—	45	銅の伸び33%
りん青銅	12 200	—	—	40	44	

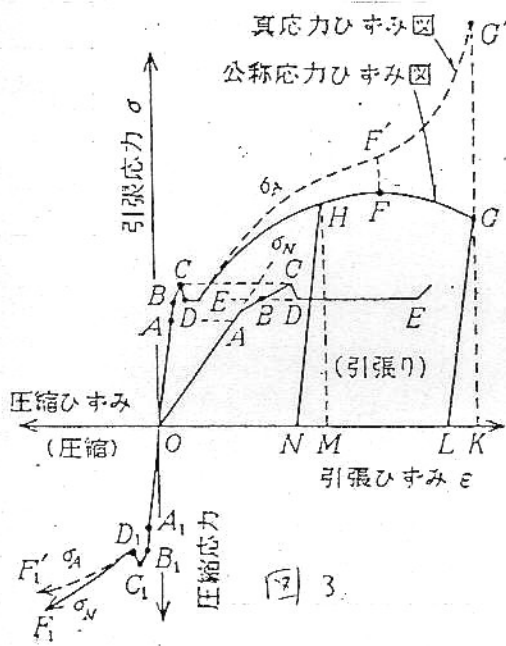


図3

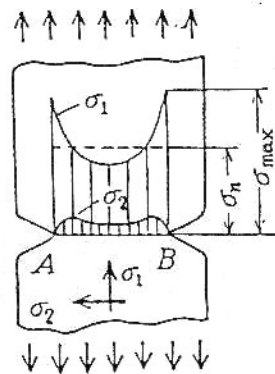


図4 切欠部に生ずる応力集中

(3) 線型弾性破壊力学 (脆性破壊の理論)

○ 3 裂材の応力解析 (図 5)

○ 3 裂を進展させる応力

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right)$$

$$= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad \theta = 0 \text{ に対して}$$

$$K_I = C \sigma \sqrt{\pi a}$$

a : 3 裂の大きさ

C : 3 裂の形状係数 ($C=1$ のとき)

○ K_I : 応力拡大係数 (Stress Intensity factor)

○ 3 裂先端附近の応力はパラメーター K_I によって決まる。

K_I は材質によらず、3 裂の形状のみ依存して応力と関係が示れる。

○ 脆性破壊の理論では応力 σ にあわせて応力拡大係数 K_I で議論する。

(4) 表面 3 裂に対する K_I 値 (図 6.7)

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$$

(5) 3 裂先端の変形と応力の大きさ (塑性、脆性による 3 裂効果の違い)

塑性変形のため $\gamma \rightarrow 0$ と仮定する ; 降伏応力 σ_y の場合は $\gamma = 1$ (弾性理論の修正)

塑性域の大きさ $\gamma = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2$, 変形拘束に対しては $1/3$

ガラスの切欠きによる切断 (殆んど塑性変形が起る)

(6) 応力拡大係数と破壊靱性

破壊力学の基本原則 ; 3 裂先端の応力拡大係数 K_I が一定値

K_{IC} に達したとき不安定破壊が起るといふこと。 (K_{IC} は引張り強さに相当)

K_{IC} : 限界応力拡大係数 (Critical Stress Intensity factor)

材料の靱性値 (material toughness, Fracture toughness)

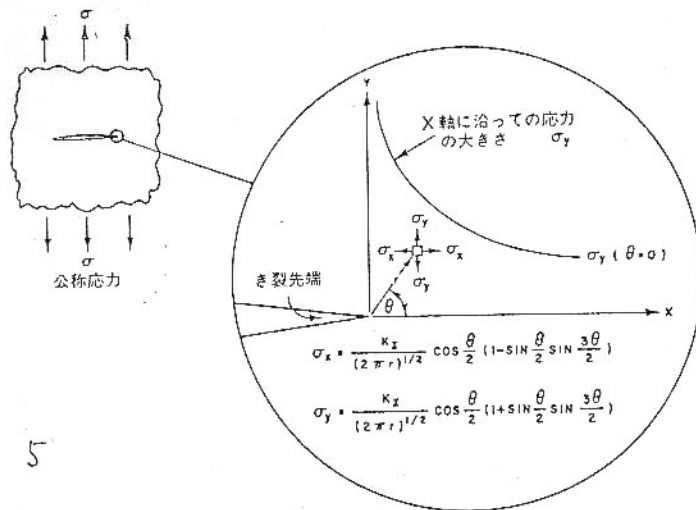


図 5

き裂先端の弾性応力場

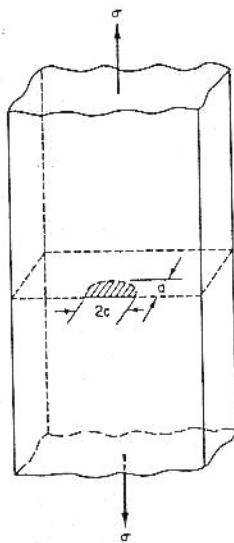
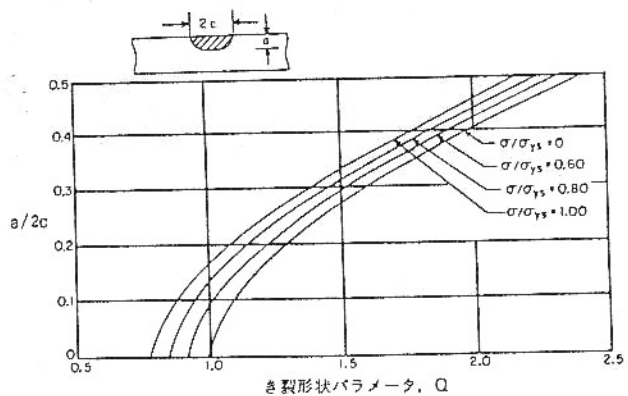


図 6 a 半楕円表面き裂をもった板



き裂形状パラメータと $a/2c$ の関係

図 6 b

(7) Griffithの理論 ; き裂の微小増分に対するエネルギー解析

○ $U = U_0 - U_a + U_r$

U_0 : き裂のないときの板の弾性エネルギー

$U_a = \frac{\pi A^2 c^2}{E}$; き裂により減少した弾性エネルギー

$U_r = 2\{2a(Y_e + Y_p)\}$; き裂により生じた弾性表面エネルギー, き裂に要する塑性変形エネルギー

○ き裂伸展の平衡条件 : $\frac{\partial U}{\partial a} = 0$

$$\therefore \sigma \sqrt{a} = \sqrt{2(Y_e + Y_p)E/\pi} \Rightarrow \frac{\pi \sigma^2 a}{E} = \frac{K_I^2}{E} = 2(Y_e + Y_p) \rightarrow K_{Ic}$$

き裂の伸展に対し、エネルギー解放率 と 材料の抵抗

(8) K_{IC} の実験により決定 (引張り強さ等と同じF3に実験により決定される)

。試験片と試験方法は図7参照

K_{IC} は不安定き裂の発生応力から $K_{IC} = C\sigma\sqrt{a}$ より求められる。

静的応力 K_{IC}

動的応力 K_{Id} : ひずみ計によりき裂発生時の相当静的応力が計算される。

。圧力容器材料に適用 K_{IC} に適用データと K_{ICR} 値 (図8)
 K_{ICR} 値は NDT の回数に依る。

(9) 種々の破壊靱性試験方法

実際の大型複雑構造物の使用時の温度、荷重速度での破壊靱性の測定は事実上不可能である。厚肉の原子炉圧力容器用鋼での靱性評価は K_{IC} の最小値 (K_{ICR} 曲線) をもとにしているが、実際の靱性評価は NDT (nil ductility transition) 温度やシャルピー (CVN) 衝撃試験での横断断面量や吸収エネルギーを用いている。

。Vノッチシャルピー衝撃試験 (Charpy V Notch) , 図9。
 振り子型ハンマーで衝撃を与える。

吸収エネルギー, ft-lb

横断断面量, mils.

(破面率, パーセント)

。NDT 試験 図10

。DT (dynamic tear) 図11

。各種靱性試験データと相関, 図12。

。RT_{NDT} の決定方法

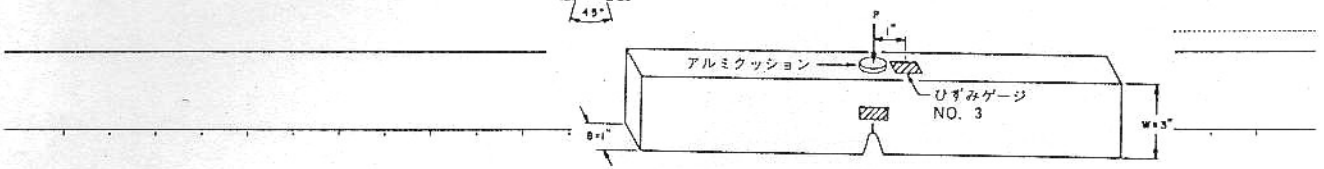
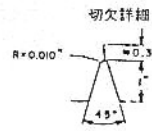


図 7

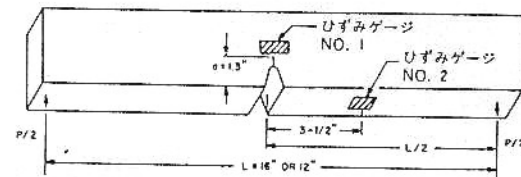
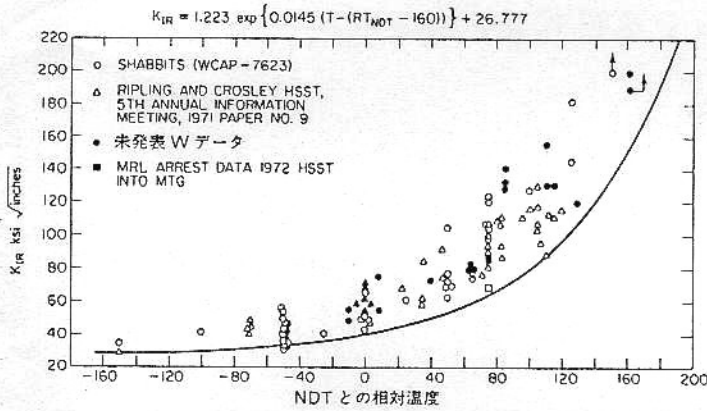


図 8

疲労き裂入り K_{IR} (動的 K_{IR}) 曲げ試験片



参考応力拡大係数 (K_{IR}) 曲線

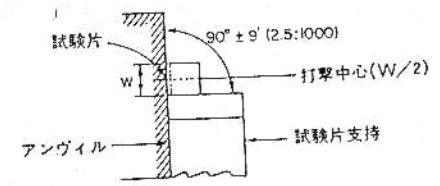
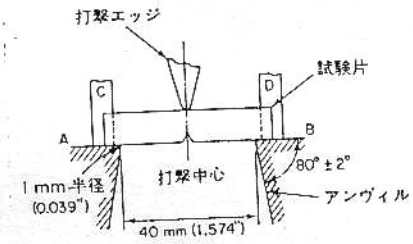
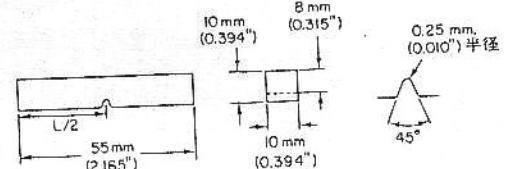


図 9

シャルピー V 切欠標準試験片

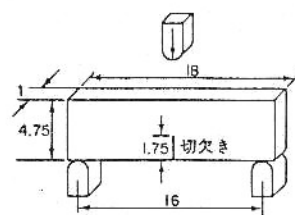
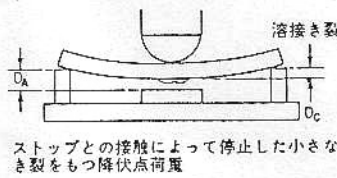
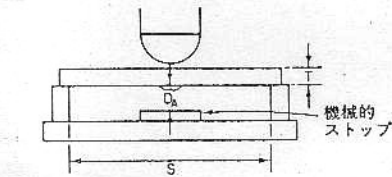


図 11. Dynamic Tear 試験法

図 10 NDT 温度試験片

Ⅲ. 压力容器脆性破壊防止の考え方

1. 中性子照射損傷による脆性促進

○ CVN 試験結果に及ぼす中性子照射の影響 図 13.

i) NDT 温度の上昇

ii) 上部棚エネルギーの減少.

} 圧力容器の寿命を制限.

○ 照射損傷による靱性 (toughness) の減少は RT_{NDT} の上昇で議論する.

$$RT_{NDT} = RT_{NDT}(0) + \Delta RT_{NDT} + 2\sigma^2 + \sigma_a^2$$

$$\Delta RT_{NDT} = 283 (f/10^{19})^{0.194} ; R.G. 1.99 \text{ for high Cu, Ni}$$

$$= (-10 + 470 \text{ Cu} + 350 \text{ Cu Ni}) (f/10^{19})^{0.27} ; \text{Guthrie trend curve}$$

f: fast neutron flux for $E > 1 \text{ MeV}$

RT, ΔRT の値については表 1, 表 3 参照.

2. 通常運転時の許容圧力の計算

i) 最大仮想欠陥の規定 表 2.

ii) K_I の計算

$$K_I = 2 K_{Ipr} + 1.25 K_{Ith}$$

$$K_{Ipr} = M_t \times \sigma_p$$

$$K_{Ith} = M_0 \times \Delta T$$

M_t (図 14), σ_p : 内圧に及ぼす膜応力.

M_0 (図 15), ΔT : 厚板の温度差

$\alpha, 1.5$: 安全係数
 K_{Ipr} : 内圧の膜応力による K_I
 K_{Ith} : 厚板の温度差の熱応力の K_I

iii) 許容された K_I ; $K_I = K_{IR}$

$$\therefore \sigma_p = (K_{IR} - 1.25 M_0 \Delta T) / 2 M_t$$

iv) 一方内圧 P に及ぼす膜応力

$$\sigma_p = (PD/2t) \times 1/100 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad \text{ここで } D: \text{内径, } t: \text{板厚}$$

$$\therefore P = \{ t (K_{IR} - 1.25 M_0 \Delta T) / M_t \cdot D \} \times 100 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$$

v) T 1, 2 号压力容器の設計仕様

最高使用圧力 $P = 1.25 \text{ kg/cm}^2$

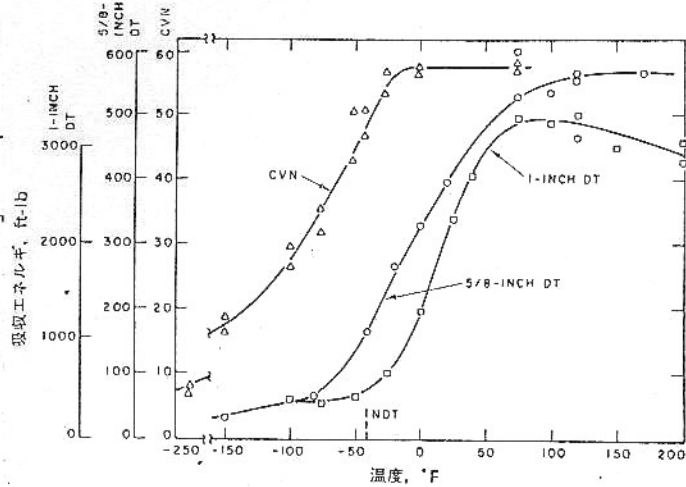
運転圧力 $= 1.57$

胴部寸法 $t = 19.7, D = 4611 \text{ mm}$

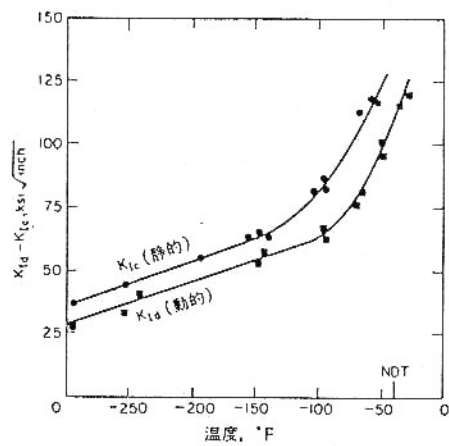
最小引張強度 56 kg/mm^2

降伏点 (σ_y) 35

設計応力強度 19



(a)



(b)

図 12

A 517 鋼についての CVN, DT および K_{IC} 試験結果

1. 構造材料に要求される性質

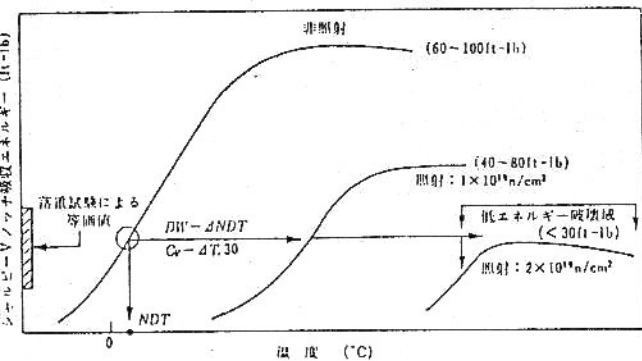


図 13

シャルピーVノッチ試験結果に及ぼす中性子照射の影響 (供試材: A302B 鋼)

表-3 T 235 の 1/2 部における RT_{NDT} の推定

EFY	照射量 10^{18} n/cm^2	母材 RT _{NDT}	材 RT _{NDT}	溶接部 RT _{NDT}
照射前	—	—	△ 22	△ 63
1.0	1.0×10^{18}	44	22	14 △ 49
3.06	3.1×10^{18}	61	39	41 △ 22
5	4.7×10^{18}	76	54	省 略
7	6.9×10^{18}	93	71	"
9	8.9×10^{18}	107	85	"
10	1.0×10^{19}	113	91	118 55

最大仮想欠陥寸法

表 4

板 厚 in	欠 陥 寸 法 (単位 in)
$t < 4$	
$4 \leq t < 12$	
$12 \leq t$	

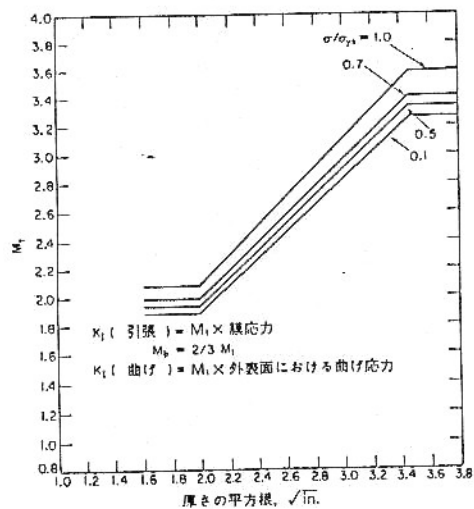
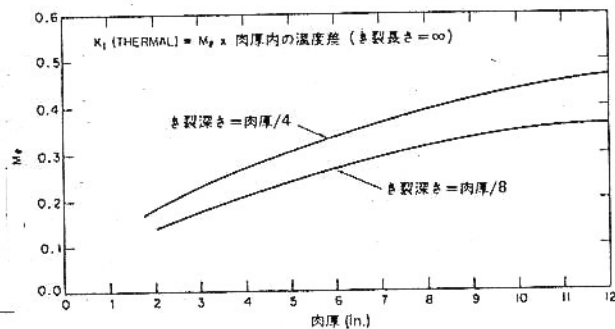


図 14

深さ $t/4$ 、長さ $11t$ の半楕円表面欠陥に対する
肉厚の平方根と M および M_p の関係

IV アメリカにおける PWR の加圧事故 (over pressure (cooling) transients)

(1) 主圧過圧事故 (over cooling)

PTS (Pressurized Thermal shock) が緊急停止事故として起こり、32例が identify されているが、そのうち重大なもの8例を表4に示す

(2) P.T.S. 事故の要因 (App A)

small break LOCA (RCP seal failure, PORV, SGTR) + ECCS

2次系故障 + ECCS,

V PTS 事故における圧力容器脆性破壊の可能性とその評価方法

(1) 圧力容器破壊に関する過圧事故の評価には多くの要因を考慮する必要

どのような事故か、事故の経過

圧力容器の内面付近の温度分布や中性子照射量

照射損傷に対する材料の感受性

欠陥の方向と大きさ

その他

(2) PTS 事故時圧力容器破壊のメカニズム

• PWR large LOCA 時のある時刻における vessel wall 内の物理量の分布 (図1)

温度分布と逆向に stress の分布がある

K_{II} はき裂の深さ依存に与えられる。

K_{IC} (K_{Ia}) 温度上昇と照射量の減少によって大きくなる。

$K_I \geq K_{IC}$ のところで crack は起り、 $K_I = K_{Ia}$ に達したとき crack の成長は止む。

K_{Ia} は crack arrest に関する応力拡大係数である。

• PTS 事故時の crack の成長は図17に示される

$K_I > K_{IC}$ の領域にある crack は成長し、 $K_{Ia} \geq K_I \geq K_{IC}$ の領域で initiate と arrest を繰り返してとんとん成長する。

• したがって Fracture toughness data (K_{IC} , K_{Ia} vs $T-RT_{NDT}$) は ASME Section IX に基く。

Plant and Year	$T_f(^{\circ}\text{F})$	$\beta(\text{min}^{-1})$	$P(\text{psig})$	RT_c	
THI (77)	225	0.04	2300	209	○
HR '75	250	0.02	500	354	△
Gienna (72)	325	0.12	1400	378	×
Rancho Seco (79)	285	0.10	2300	295	×
HR '70	295	0.08	2000	321	
HR '72	340	0.015	1000	381	
Crystal River (80)	250(?)	0.10	2300	(250)	
Prairie Island (77)	350	0.10	1000	(400)	

Date

RT_c is the RT_{NOT} that is necessary to prevent crack initiation based on actual Pressure and Temperature variations with time.

$$T = T_0 - (T_0 - T_f)(1 - \exp(-\beta t)), \quad T_0: \text{initial temp. } ^{\circ}\text{F}, \quad T_f: \text{final temp.}, \quad \beta = \text{cooldown parameter, min}^{-1}$$

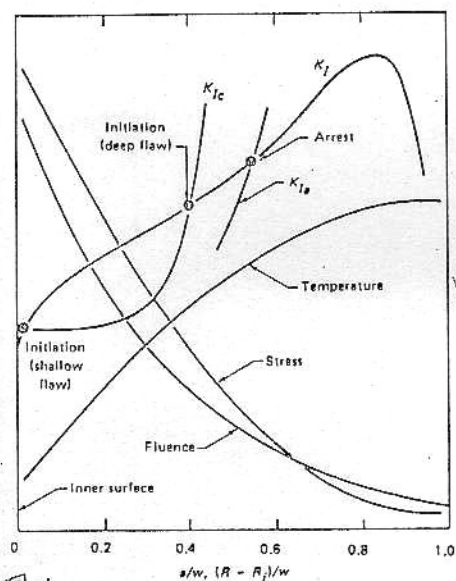


图 16

Fig. 16 Radial distributions in a vessel wall of several parameters related to fracture mechanics at a specific time during a PWR LOCA.

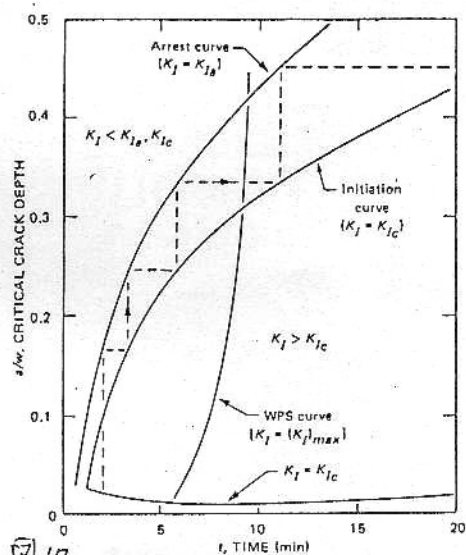


图 17

Fig. 17 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.

(3) 事故時における crack 発生の条件 (DRNLの解析時)

i) $T = T_0 - (T_0 - T_F)(1 - \exp(-\beta t))$; 最低温度と冷却速度

。上記の温度経過において crack 発生に関する DRNL の解析結果は図 18 に示される。

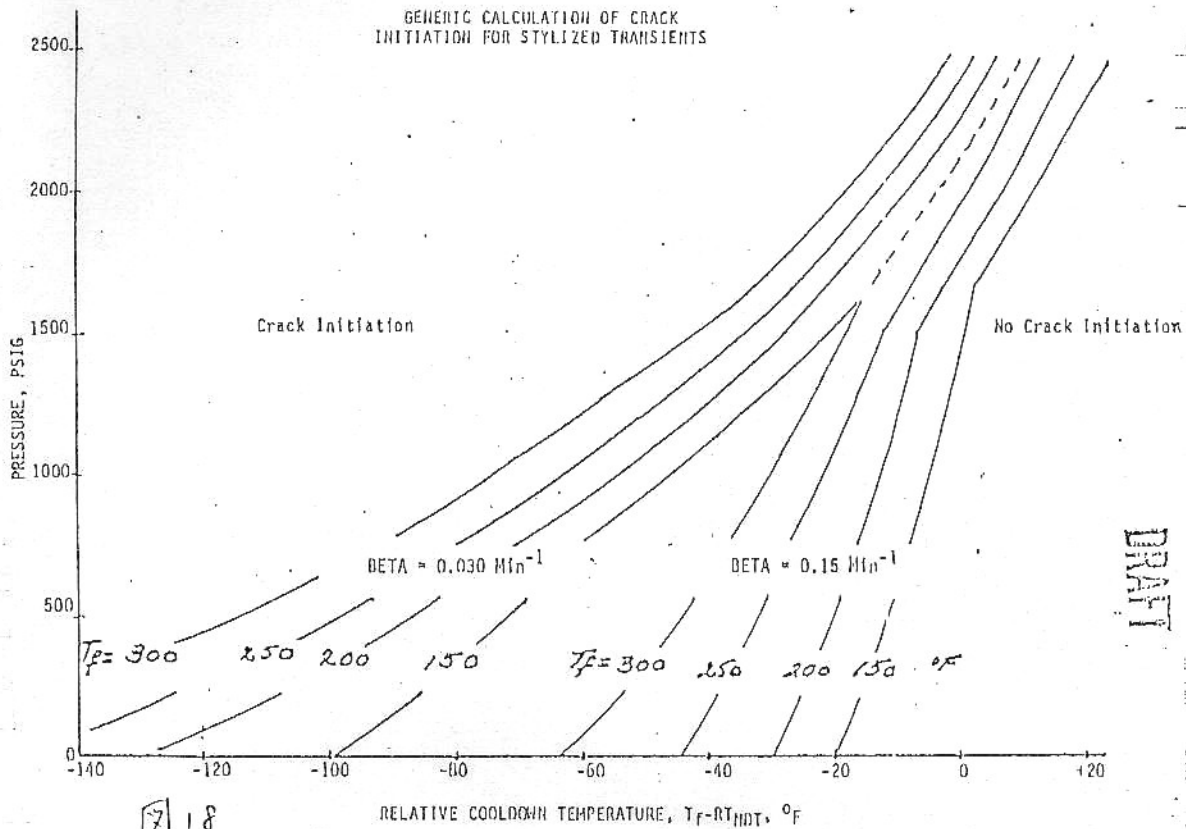
- 。この解析結果に $F = 0.15 \text{ min}^{-1}$, $\alpha = 200 \text{ psi/g}$, T_F は $250^\circ\text{F} \sim 300^\circ\text{F}$ という過冷却事故において鋭く割れの crack を仮定すると、最低温度は $(RT_{NDT} + 約 5^\circ\text{F})$ 以上でなければいられない。これは crack の発生が起るという結果が得られている。

ii) 表 4 に示される事例の事故について crack を発生させたいために必要となる RT_{NDT} ($= RT_c$) に関する DRNL の解析結果を表 4 の右欄に示す。

- 。この結果では TMI を除いて、 T_F は RT_c を下まわっており crack の発生 (initiate) が有り得たという評価にたっている。

(未完)

GENERIC CALCULATION OF CRACK
INITIATION FOR STYLIZED TRANSIENTS



App. A.

- H.B. ROBINSON ('75, RCP seal S.B. LOCA, ECCS)

at full power, RCP "C" seal not leakage or tech. spec. limit of 6 gpm を超えたり。
 原状復帰後 No. 2, No. 3 も破損, leakage: 350 gpm
- Rancho Seco ('78, Excess feedwater に 53 冷却, ECCS に 53 高圧, 1 時間で 502°F → 285°F, 2000 psi)

DC power to N.N.I. のショート. 制御室の多くの装置の電源喪失. 制御系への誤信.
 冷却は No. 1 SG への F.W. の再周回に生じた. 冷却により圧力が低下し E.C.C.S. 作動.
 ECCS により 2000 psi の圧力が回復. 制御室の装置は電源の回復後 1.5 時間 作動した後に停止.
- TMI ('79, PORV S.B. LOCA, ECCS に 53 高圧と冷却)

事故発生 3 時間後. 配管に滞留していた ECCS 注入水の圧力容器に流入した.
- Cryptal River 3 ('80, PORV S.B. LOCA, ECCS ...)

DC power supply for NNZ のショート. PORV 作動. 圧力低下により ECCS 作動.
 圧力 2400 psi まで上昇. 安全弁も作動. 1.5 時間後 normal operating condition 回復.
 炉心温度は 3 時間後 2300°F. 計算により推定.
- Prairie Island ('79, SG tube 破損, ECCS)
- Ginna ('82, SG tube 破損 + PORV, ECCS)