

第1号発電用原子炉の压力容器用鋼板の脆性破壊強度について

池田 一夫*

岩井 宣雄*

木原

博**

茨城県東海村に建設された日本原子力発電株式会社
の第1号原子炉に使用した原子炉压力容器用鋼板の初期脆性破壊強度を、中型および大型 Robertson 試験によってしらべ、原子炉完成後の Pressure test 時の温度決定の資料を得るとともに、中性子照射による脆化のかわりに高温予歪による脆化を、小型試験としてのVノッチシャルピー試験結果から検討し、両者を比較した。

1. 緒 言

1956年英国から最初の原子力発電炉を導入することがきまり、日本原子力発電株式会社が設立され、現在電気出力166,000kWのコールダー・ホール改良型原子炉が、東海村において建設中である。日本原子力発電株式会社の2号炉は、日本海に面した敦賀地区に建設されることがきまっており、このほか3電力会社の計画をふくめて、ここ数年のうちに日本の原子力発電は、100万kWをこえることが予想される。⁽¹⁾

このような大型原子炉を建設するためには、設計上いくつかの点について検討しなければならないが、とくに脆性破壊に対する考慮が必要とされる。

完成後に実施される pressure test 時に脆性破壊を生じてはならず、使用中における中性子照射脆化による遷移温度の上昇について、適格な見積もりをすることが極めて重要である。

2. 脆性破壊強度の基準

一般に鋼材の脆性破壊特性として、脆性破壊発生特性および伝播停止がしらべられるが、原子炉压力容器用鋼板の場合には、その安全性確保の意味から後者を pressure test の温度決定の基礎とすることが、日英両国の専門家の間でとりきめられた。

Nichols⁽²⁾ からもその点を強調しており、常に压力容器を脆性亀裂が伝播しうる最高温度以上に保つことを要求している。

米国において設けられている使用温度を、NRL 落重試験のNDT温度プラス60°F以上に保つべきであるという基準も、同様の考え方によるものである。⁽³⁾

この目的にそっていくつかの試験方法が提案されているが、つぎの3試験法が大型試験として最も良くしらべられている。

3. 亀裂伝播停止試験法

1. Robertson 試験 (温度勾配型および平坦型)
2. 二重引張試験 (同上)
3. ESSO試験 (同上)

これらはただ亀裂の発生方法が異なるだけで、いずれも応力と亀裂の停止温度の関係をあたえる。さきに著者の1人⁽⁴⁾は、温度勾配型 ESSO試験をもちいて脆性亀裂の伝播および停止特性をしらべたが、ここでは压力容器のガスダクトの部分で切りとった板厚92mmの鋼板から、Robertson 試験片を採取して亀裂停止温度を決定した。

すなわち、まず板厚50mmの厚板について温度勾配および平坦温度型の中型 Robertson 試験をおこなったのち、板厚80mmのものについて同様に大型 Robertson 試験をおこない、板厚効果などを検討した。

4. 初期脆性破壊伝播停止特性

4.1 供試鋼材

東海村発電所用の鋼板は、原子炉压力容器用として要求される諸特性のうち冷却ガスに対する耐蝕性のほか、とくに極厚板の溶接性と低温切欠靱性ができるだけすぐれたものが必要であり、アルミキルド細粒鋼である Colvilles 社製 Coltuf 28 鋼板が採用されたが、

* 船体構造部

** 東京大学 工学部船舶工学科

表1 化学成分および機械的性質

Chemical Compositions (%)				
C	Si	Mn	P	S
0.11/0.12	0.22/0.23	1.22/1.25	0.013 /0.015	0.018 /0.021

Tensile Properties			Notch Ductility		
Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	E. L. (%)	E-40 (kgm)	vT _{rs} (°C)	pT _{rs} (°C)
32.9/36.6	47.6/50.1	33.0 /41.0	5.2/8.8	-45	-25

材質の点から、その後日本製鋼所製原子炉圧力容器用鋼板 (Coltuf 28 同等種) にきりかえられた。これらの鋼板の化学成分および機械的性質を、表1に示す。

実際の使用状態を考慮して、応力緩和処理済みの容器のガスダクトを切りぬいた鋼板から試験片を採取した。

しかがって実際の板厚は 92mm であるが、曲がりをとるために機械切削し、大型試験片では板厚を 80 mm, 中型試験片では 50mm とした。

4.2 試験片

鋼板の脆性破壊伝播停止特性をしらべる試験法とし

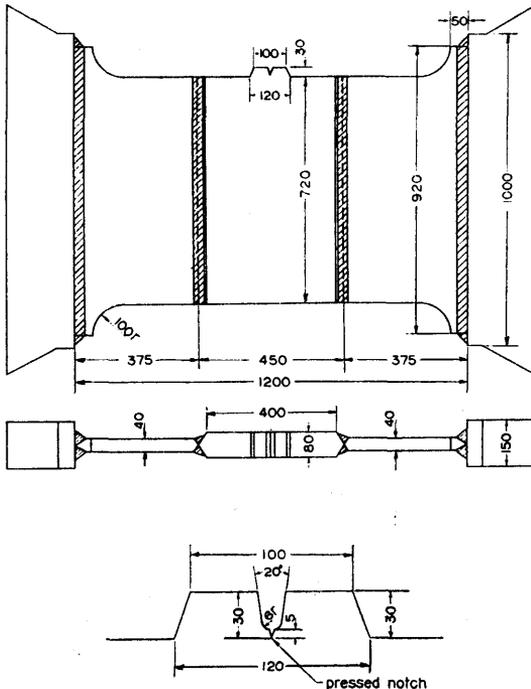


図1 大型試験片

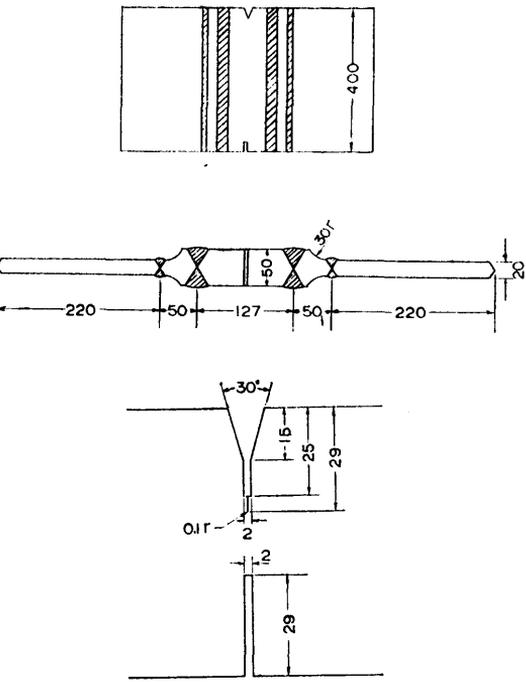


図2 中型試験片

て技術導入先の英国で広くもちいられている Robertson 試験が採用された。

大型試験片は図1に示すように切欠としてプレスノッチをもちい、250°C × 1時間の歪み時効をおこなって脆性亀裂の発生を容易にした。中型試験片は図2に示すようにESSO試験片と同じ切欠で、とくに切欠底部を局部的に焼入れして脆化させて、小さい打撃エネルギーで脆性亀裂の発生を可能にした。これらは英国でもちいられている切欠とは異なっているが、脆性亀裂の伝播停止特性をしらべる場合には、亀裂発生部の切欠形状や亀裂発生法は影響しないので上記の切欠をもちいた。これらの試験片は、いずれも Robertson 試験の特徴である試験片端部溶接残留応力を除去するために塑性変形させる薄板を溶接しているの、Robertson 試験片と称することができる。

4.3 試験方法

中型試験の場合、運輸省船舶技術研究所 船体構造部の 300 ton 構造物試験機をもちい、大型試験の場合、同所 溶接工作部の 4000 ton テストリグをもちいた。

いずれの場合も試験片の亀裂伝播線上に12点鉄 - コ

ンスタンタン熱電対をパーカッションにより溶接して温度分布を計測した。

脆性亀裂の発生装置として、中型試験の場合は窒素ガス圧をもちいる高圧打撃装置を使用して 100 kgm の打撃エネルギーをあたえ、大型試験の場合は落重装置により 120kgm の打撃エネルギーをあたえることにより亀裂を発生させた。

原子炉の Pressure test 時の、鋼材の応力 15 kg/mm^2 の場合の脆性亀裂停止温度をもとめるためには、原厚に近い板厚 80 mm の大型 Robertson 試験での停止温度をしらべる必要がある。しかし供試材の大きさおよび数量に制限があるので、まず板厚 50mm の中型 Robertson 試験をおこなった。すなわち、温度勾配型の試験を平均応力 12.8 および 8.5 kg/mm^2 でおこない、停止亀裂長さとして試験片の幅の比により応力値を修正して、応力 - 停止温度曲線をもとめた。

つぎにこれによって、平坦温度型の中型 Robertson 試験の平均応力 12.8 kg/mm^2 の場合の停止温度を推定し、その温度をさむ上下の温度で平坦型の試験をおこなって停止温度をもとめた。

この中型試験による板厚 50mm の場合の平坦型の停止温度を参考にして、板厚 80mm の平坦温度型大型 Robertson 試験をおこなって、平均応力が 15 kg/mm^2 の場合の停止温度をもとめた。なお参考のために温度勾配型大型試験を 1 枚追加した。

4. 4 中型 Robertson 試験結果

機械切削により板厚を 50mm に減厚した試験片による試験結果は、つぎの通りである。

(a) 温度勾配型 Robertson 試験

応力が 12.8 kg/mm^2 の場合の温度勾配型 Robertson 試験の温度分布を、図 3 (b) に示す。図中に shear lip の幅が増加しはじめた位置までの亀裂長さ (l_s) と温度、亀裂停止位置と温度を示す。図より停止亀裂長さによる修正応力が 17 kg/mm^2 の場合の、脆性亀裂停止温度 T_{AG} は 18°C である。

つぎに応力が 8.6 kg/mm^2 の場合について温度勾配型の試験をおこなったが、図 3 (a) に示すように停止温度は 13°C 、亀裂長さが 240 mm であるので、修正応力は 10.4 kg/mm^2 となる。これらより温度勾配

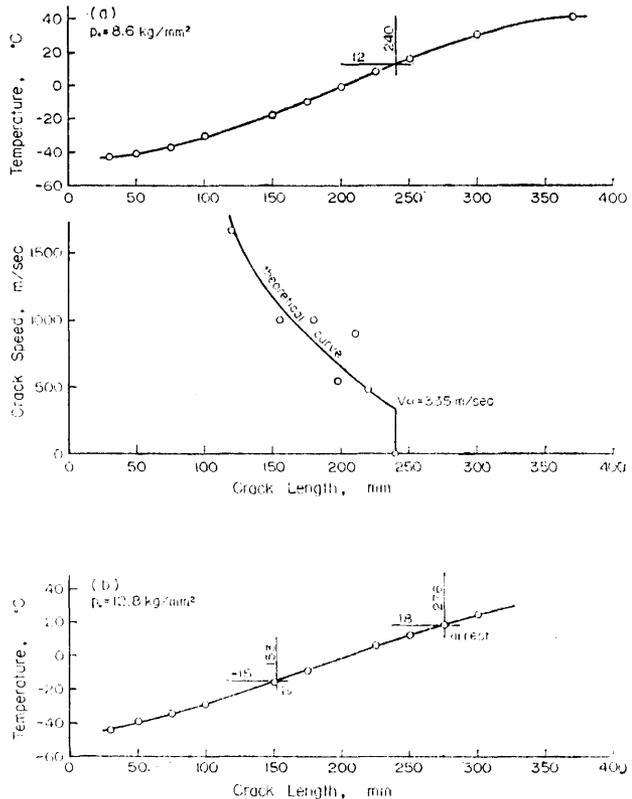


図 3 中型試験 (勾配型) の温度分布および亀裂伝播速度と亀裂長さの関係

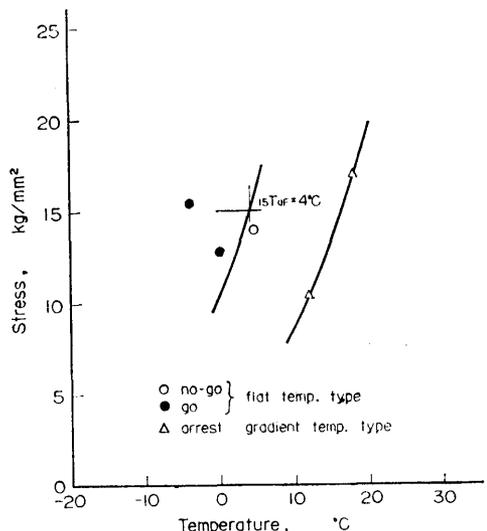


図 4 中型試験 (勾配型および平坦型) の応力 - 停止温度曲線

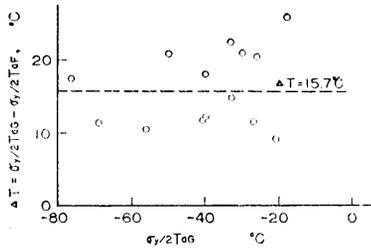


図5 勾配型(日本の定義)および平坦型二重引張試験の停止温度 T_{aF} , T_{aG} 間の差⁽⁵⁾

型の応力-停止温度曲線は、図4のようになる。図より応力 15kg/mm^2 における停止温度 $15T_{aG}$ は 17°C になる。

なお、試験片での停止亀裂長さによる修正応力係数はつぎのようになる。すなわち、一様応力 p_0 に対して有限幅の場合は亀裂先端において応力集中度が高くなり、一様応力が p の場合に相当する応力を生じる。この比 p/p_0 は亀裂長さ l と全幅 B の比 $\gamma=l/B$ の関数 $f(\gamma)$ であるが $f(\gamma)$ は次のようになる。

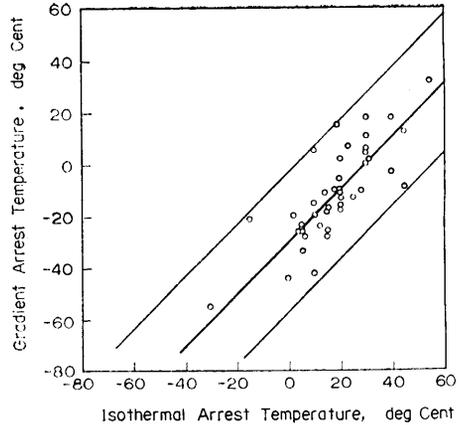


図6 勾配型(英国の定義)および平坦型 Robertson 試験の停止温度 T_{aG} , T_{aF} の関係⁽²⁾

$$p = p_0 f(\gamma) \left. \begin{aligned} f(\gamma) &= \sqrt{\frac{2}{\pi\gamma} \tan \frac{\pi\gamma}{2}} \end{aligned} \right\} \dots\dots (1)$$

通常、日本でもちいられている定義、すなわち脆性亀裂停止位置からもとめた勾配型停止温度 (T_{aG}) を基準にして、平坦型の停止温度 (T_{aF}) をもとめるために、日本溶接協会鉄鋼研究委員会の資料⁽⁵⁾をもちいた。両温度間の差は図5より次式であらわされる。

$$T_{aF} = T_{aG} - 16(^{\circ}\text{C}) \dots\dots (2)$$

したがって、 T_{aF} の推定値は 1°C である。

一方、英国でもちいられている定義、すなわち shear lip の幅が増加しはじめた位置からもとめた勾配型停止温度 (T_{aG}) を基準とする場合には、Nichols ら⁽²⁾による図6をもちいた。この場合には次の関係がある。

$$T_{aF} = T_{aG} + 20(^{\circ}\text{C}) \dots\dots (3)$$

したがって、この場合の T_{aF} の推定値は 5°C である。これらにより T_{aF} は $1\sim 5^\circ\text{C}$ であると推定される。

(b) 平坦温度型 Robertson 試験

つぎに、実際に平坦温度型 Robertson 試験をおこなって停止温度 T_{aF} をもとめた。図7に平坦型の温度分布を示す。応力はいずれも 12.8kg/mm^2 である。

同(b)図の場合には十分良好な平坦型の温度分布を示していないが、試験片の幅の60%

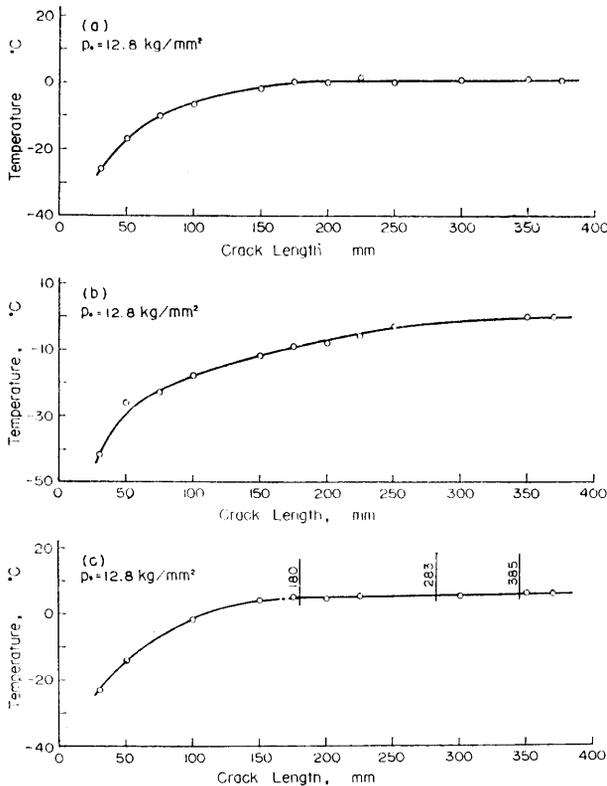


図7 中型試験の平坦型温度分布

で温度が -4°C であったので、これを有限幅の影響をいれて修正すると、図4に示すように応力 15.5 kg/mm^2 、温度 -4°C で G_0 というデータになる。

図7(a)は平坦温度が 0°C で伝播した場合の温度分布を示す。図7(c)は亀裂が3段階で止まったもので、最初に 180mm の位置で停止したことが、写真1からわかる。図7(c)に亀裂が停止した位置を、それぞれ示す。

これらのデータを応力と温度で示すと、図4のようになる。同図から応力が 15kg/mm^2 での平坦温度型の停止温度は 4°C であって、前述の勾配型からもとめた推定値によく合うことがわかる。

4.5 大型 Robertson 試験結果

大型試験片をもちいた Robertson 試験では、応力ほどの場合も pressure test の応力 15kg/mm^2 をもちいた。

板厚 50mm の中型 Robertson 試験の結果、応力 15kg/mm^2 の場合の勾配型停止温度 ${}_{15}\text{T}_{aG}$ は 17°C であったので、これから板厚効果を考慮して、板厚が 80mm の場合の温度勾配型の停止温度を推定しなければならぬ。これまでわが国でおこなわれた板厚効果の研究としては、日本造船研究協会第37研究部会⁽⁶⁾および日本溶接協会鉄鋼研究委員会⁽⁵⁾の温度勾配型二重引張試験による研究があるが、これらはそれぞれ最大板厚が 50mm および 45mm で、図8に示すような板厚の影響がしられている。

したがって今回のように板厚が 50mm をこえる場合の、日本での実験データは皆無である。機械切削の場合の板厚効果を示す図8からみて板厚が 30mm をこえると、板厚の影響がなくなることが考えられる。

また英国での板厚が $25\sim 75\text{mm}$ の場合の実験結果では、板厚増加にともなう停止温度 T_{aG} の上昇は 0.4°C/mm であるという報告と、上昇しないという報告がある。

したがって、板厚 80mm の大型 Robertson 試験の温度勾配型停止温度 T_{aG} を推定する際、これらのうち、どのデータをもとにすべきか問題になったが、一番安全側にとって停止温度が 0.4°C/mm の上昇率を示すものと考え、応力が 15kg/mm^2 の場合の温度勾配型停止温度 ${}_{15}\text{T}_{aG}$ は 29°C と推定される。したがって平坦温度の場合、停止温度 ${}_{15}\text{T}_{aF}$ の推定値は 13°C となる。

実際におこなった平坦温度型試験の結果を図9に示す。図から pressure test 時の応力における平坦型停

BBZ1 12.8 kg/mm^2 5°C

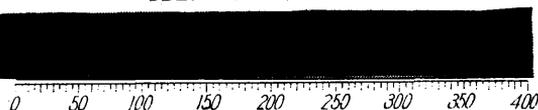


写真1 中型試験の平坦型試験片の破面

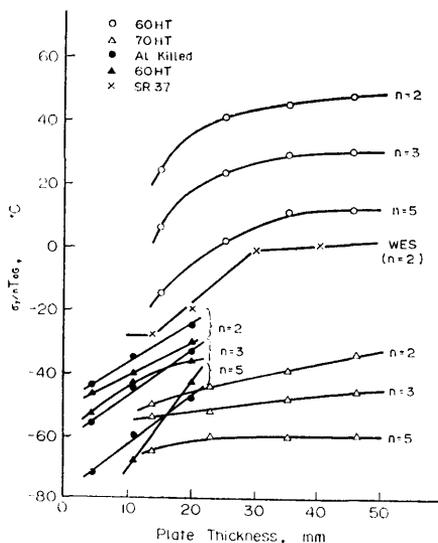


図8 勾配型停止温度と板厚の関係 (機械切削の場合)⁽⁵⁾

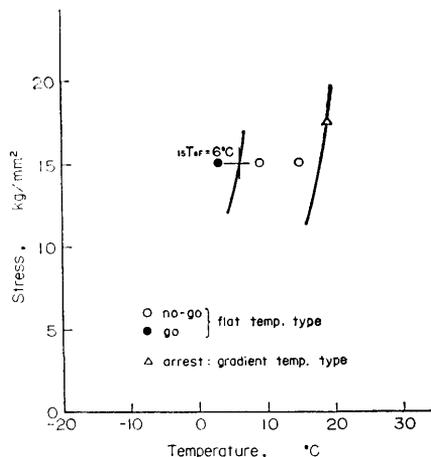


図9 大型試験 (勾配型および平坦型) の応力-停止温度曲線

止温度 ${}_{15}\text{T}_{aF}$ は、 6°C とみなされる。したがって、前述の中型試験結果と、英国でのべられている温度上昇率 0.4°C/mm をもとにして推定した値よりも 6°C 低い。

その後、もう1枚の試験片をもちいて、温度勾配型

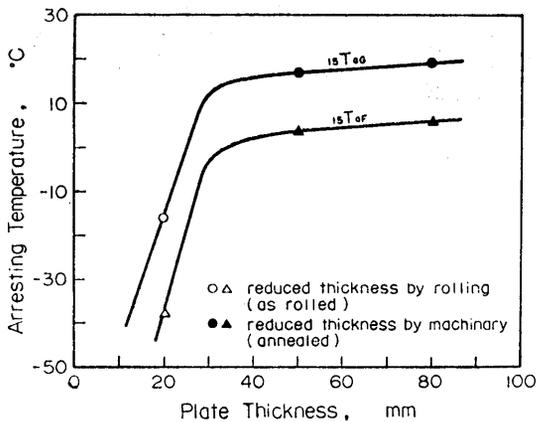


図10 勾配型および平坦型の停止温度と板厚の関係

Robertson 試験をおこなった結果、停止温度は 19°C であり、亀裂長さは 408mm であるので、修正応力は $17.5\text{kg}/\text{mm}^2$ になる。この停止温度は前述の中型試験結果からもとめた推定値よりも約 10°C 低くなっており、板厚増加による遷移温度上昇率が $0.4^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ ではなく、 30mm 以上の板厚ではほとんど遷移温度は変化しないというデータの方がよいことがわかる。

4.6 遷移温度

さきに、日本原子力発電 A T 委員会での試験で供試

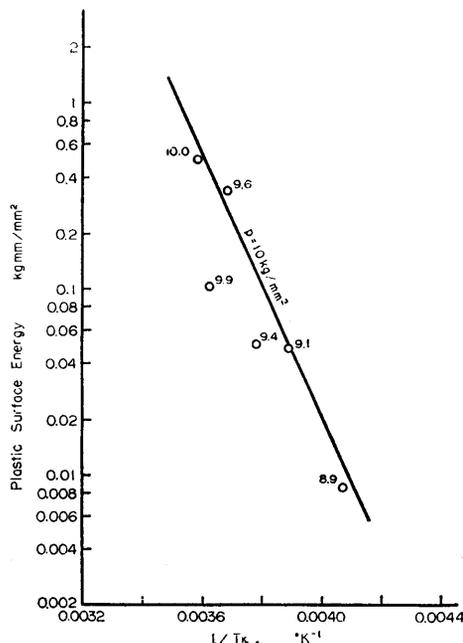


図11 塑性表面エネルギーと絶対温度の逆数の関係 (板厚50mmの場合)

材と同種の鋼材を再圧延して、板厚 20mm とした試験片について温度勾配型および平坦型の E S S O 試験がおこなわれた。⁽⁷⁾ ただし、大型および中型試験にもちいた供試材のような焼なましはおこなわれていない。この場合の勾配型および平坦型停止温度は、それぞれ -16°C および -35°C である。

圧延により板厚を減少させると、機械切削による場合よりも細粒化されて切欠靱性は良くなる。日本造船研究協会第37研究部会⁽⁶⁾の研究によると、板厚を減少させるのに、機械切削による場合、板厚 30mm 以下では約 $1.5^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ の割合で温度勾配型停止遷移温度が直線的に低下するが、圧延による場合は平均変化率が $3^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ の割合で遷移温度が低下する。

A T 委員会での板厚 20mm および著者らの板厚 50mm , 0mm の温度勾配型および平坦温度型の停止温度 T_{AG} , T_{AF} を図10に示す。図より、板厚が 20mm から 50mm に増加した場合、 T_{AG} は -16°C から 17°C に上昇している。

前述のように板厚 30mm 以下で圧延により減厚した場合の変化率が $3^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ であることから、板厚 30mm では 14°C と推定され、 30mm , 50mm および 80mm の遷移温度から、板厚 30mm 以上での遷移温度上昇率は約 $0.1^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ になる。

温度勾配型停止温度 T_{AG} と平坦型 T_{AF} の差は A T 委員会の板厚 20mm の場合 18°C であり、著者らの板厚 50mm および 80mm の場合、それぞれ 14°C および 13°C となっており、前述の日本溶接協会鉄鋼研究委員会の板厚 20mm の場合の結果は平均 16°C となっている。したがって T_{AG} と T_{AF} との差は板厚にかかわらず、ほぼ一定とみなしてよいであろう。

4.7 塑性表面エネルギー

鋼材の材質の優劣を示すものとして塑性表面エネルギー、すなわち新しい破面を形成するに要するエネルギーの大きさが重要な意味をもっている。高速で伝播中の脆性亀裂の場合の塑性表面エネルギーを亀裂伝播速度の計測値からもとめる方法が、さきに著者の 1 人⁽⁸⁾により提案された。脆性亀裂伝播速度の計測には、箔歪みゲージを亀裂線上に貼付し、亀裂の進行につれての動的歪み - 時間曲線から歪みゲージ間の経過時間をもとめ、歪みゲージ間の距離から平均速度をもとめた。

亀裂伝播速度が V のときに運動エネルギーを考慮した動的エネルギー条件の実験式を、一様温度型の E S S O 試験での計測値からもとめると次式のようにな

る。

$$\frac{\pi p^2 l}{E(1+m\alpha^2)^2} = 2S \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 p =応力、 l =亀裂長さ、 E =ヤング率、 S =塑性表面エネルギー、 $\alpha=V/c$ 、 c =平面縦波伝播速度、 m =定数で100としてよい。

板厚が 50 mm の試験片において平均応力 8.5 kg/mm² の場合 (停止位置における修正応力値は 10.4 kg/mm²) の温度分布および亀裂伝播速度の計測結果を 図 3 (a) に示す。

図より、亀裂伝播速度は高温側に亀裂がすすむにつれて低下し、限界速度に達すると急激に停止することがわかる。この速度以下では脆性亀裂が伝播できないという限界亀裂伝播速度は 330m/sec で、板厚 20 mm の場合には 360m/sec であった。

(4)式をもちいて各亀裂長さ と 亀裂伝播速度の関係から塑性表面エネルギーをもとめ、その対数と、亀裂長さ位置に対応する絶対温度の逆数の関係をもとめ 図 11 に示す。図より両者の間に直線関係があり、次式によりあらわされる。

$$S = S_0 e^{-\frac{k}{T_K}} \dots\dots\dots (5)$$

ただし、材料定数 S_0 および k の値は 表 2 に示されている。なお、前述の限界亀裂速度から、(4)式によって停止位置の限界塑性表面エネルギーをもとめると 1.0 kgmm/mm² となる。

4. 8 Pressure test 時の温度

日本原子力発電の第 1 号発電用原子炉圧力容器用鋼板の脆性破壊停止温度は、6°C と推定された。これをもとにして、日本原子力発電は安全を期して最低 20°C の温度で pressure test をおこなうことを決定した。

pressure test は昭和39年 1 月下旬におこなわれ、ブースターによって内圧を 25 気圧まで加圧した。200 カ所に貼付した歪みゲージによって平均 15 kg/mm²、最大 24kg/mm² の応力が記録されたが、dye check によっても微小亀裂も見出だされなかった。すなわち pressure test は成功袖に終了した。

表 2 塑性表面エネルギーの材料定数 S_0, k (板厚 50mm の場合)

t (mm)	p (kg/mm ²)	S ₀ (kgmm/mm ²)	k (°K)
20	15	7.66×10 ⁹	5.56×10 ³
50	10	1.91×10 ¹²	8.06×10 ³

5. 中性子照射と高温予歪脆化

原子炉圧力容器は操業中に中性子の照射をうけるので、設計の際にその影響を見積もらなければならない。

実際の原子炉の脆性破壊特性をしらべるには、大型試験をもちいるのがのぞましい。しかし、中性子照射をうけた鋼板に関する大型試験は多額の費用と時間、大型試験機などを要するので工業的試験として、あるいは原子炉のモニターとして脆化をチェックするためには V ノッチシャルピー試験片を使用することがのぞましい。

さきに日本原子力発電 A T 委員会 で中性子照射による脆化のかわりに、高温予歪による脆化を V ノッチシャルピー試験によりしらべたので、これらを英国および米国において中性子照射による脆化をしらべた試験結果と比較検討した。

Cottrell⁽⁹⁾は、遷移温度の上昇 ΔT と中性子線量 ϕt (10^{18} neutrons/cm² を単位にする) の関係を次式であたえた。

$$\Delta T = 17.5(\phi t)^{1/3} \dots\dots\dots (6)$$

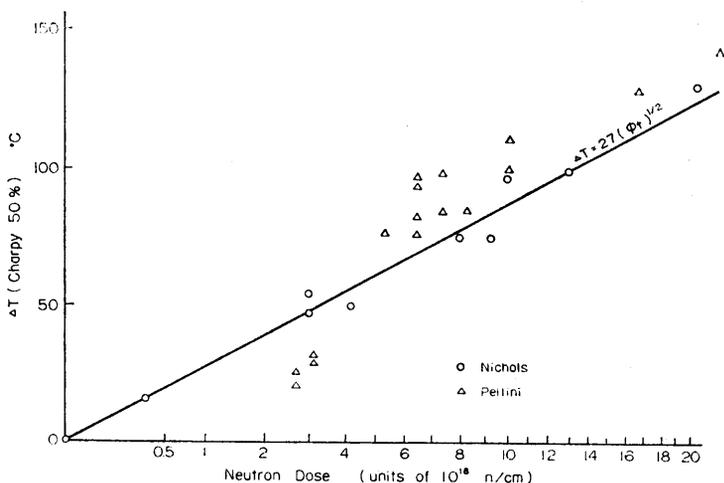


図 12 V シャルピー破面遷移温度上昇量と中性子線量の関係⁽²⁾⁽³⁾

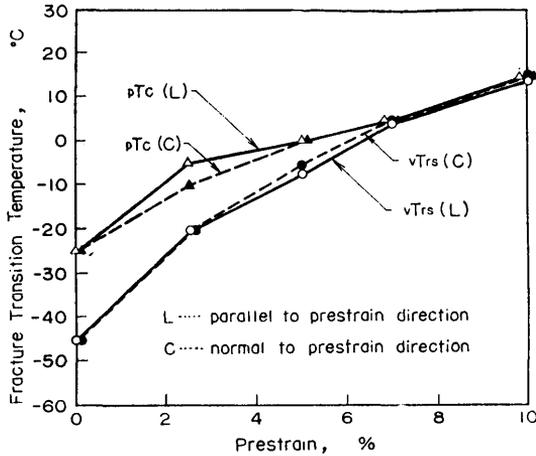


図13 230°Cでの予歪量と破面遷移温度の関係

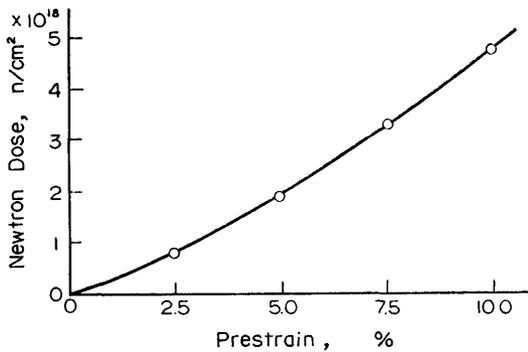


図14 230°Cでの予歪量と中性子線量の関係
(同一遷移温度上昇量)

しかし最近の実験によれば、 ΔT は $(\phi t)^{1/2}$ に比例する結果が出ている。

Nichols ら⁽²⁾によると、コールドホール原子炉でのアルミキルド細粒鋼に関する照射実験でも図12に示すように、Vノッチシャルピー遷移温度の上昇が、 $(\phi t)^{1/2}$ に比例することがみとめられている。

米国においても Pellini ら⁽³⁾により、中性子照射によるVノッチシャルピー遷移温度上昇の実験がおこなわれている。このうち Nichols らの実験と比較的鋼種および照射条件の似ているもの (A201, A212-B) を、図12にあわせてプロットした。同図から大体 5×10^{18} neutrons/cm² 以上の中性子線量に対しては、 $\Delta T \propto (\phi t)^{1/2}$ の関係が成り立つようであるが、 3×10^{18} neutrons/cm² 前後のデータはそれよりも小さい。

寺沢、大谷ら⁽⁴⁾ は高温予歪が最も鋼材を脆化させるのは、200~300°Cでの予歪であることを示した。AT委員会⁽⁷⁾ では第1号発電用原子炉の使用温度が

230°Cであることを考慮して、原子炉にもちいられたアルミキルド細粒鋼について 230°Cにおいて 2.5~10%の塑性歪みをあたえたのち脆性試験をおこなった。それによると図13に示すように、塑性歪みの増加につれて遷移温度は直線的に上昇する。

同じ遷移温度上昇量に対応する予歪量と、中性子照射量の関係を図14に示す。10%の高温予歪による遷移温度の上昇は 150°Cで、 4.8×10^{18} neutrons/cm² の中性子照射による値と等しくなっている。

6. 結 論

日本原子力発電の第1号原子炉圧力容器用鋼板について、中型および大型 Robertson 試験をおこなって脆性破壊伝播停止特性と板厚効果をしらべた結果、板厚 92m の原厚の場合の pressure test 時における応力での平坦温度型停止温度は 6°Cと推定され、最低 20°C で pressure test が実施され成功袖に終了した。

またアルミキルド鋼の場合 10%の予歪による遷移温度の上昇は 150°Cで、 4.8×10^{18} neutrons/cm² の中性子照射による値に等しい。

本試験研究の一部は日本原子力発電株式会社の依頼によるものであり、本報告の発表およびAT委員会における資料の引用を許可されたことに対し、深く感謝する次第である。

なお、実験を実施するにあたっては、船舶技術研究所船体構造部 中島、北村、高橋各技官、村上、浜野両君および溶接工作部小倉部長、大熊、三好両技官の協力を得たことを記し、感謝の意を表する。

本研究の一部は東京大学船舶工学科学生岡林邦夫君の卒業論文の一部としておこなわれた。

参 考 文 献

- (1) U. Hashimoto, H. Kihara and Y. Ando, Welding Problems Associated with Construction of Nuclear Power Station in Japan (未発表)
- (2) R. W. Nichols and D. R. Harries, Brittle Fracture and Irradiation Effects in Ferritic Pressure Vessel Steels ASTM 1962
- (3) W. S. Pellini, L. E. Steele and J. R. Hawthorne, Analysis of Engineering and Basic Research Aspects of Neutron Embrittlement of Steels, Welding Journal, Oct. 1962, p 455 s
- (4) 秋田好雄, 池田一夫, 脆性亀裂の伝播と停止に

関する研究—とくに温度勾配つき ESSO 試験について, 造船協会論文集 第112号 昭和38年6月

(5) 日本溶接協会鉄鋼研究委員会, 溶接構造物のぜい性破壊防止のための鋼材の材質判定基準の確立に関する研究, 昭和37年

(6) 日本造船研究協会 第37研究部会, 超大型船の建造に際しての厚板の切欠脆性に関する研究, 日本造船研究協会報告 第30号 昭和35年10月

(7) The Committee of Arresting Temperature of Crack Propagation in the Japan Atomic Power Company, Studies of Crack Arresting Temperature for Tokai Reactor Pressure Vessel

Steel, I. I. W. Document No. IX-367-63

(8) 池田一夫, 脆性破壊伝播に関する研究(第4報) 脆性破壊伝播速度および動的応力の計測, 造船協会論文集, 第106号, 昭和35年1月

(9) A. H. Cottrell, U. K. A. E. A. Conference on Brittle Fracture in Metals, (1957), U. K. A. E. A. Report I. G. 145 (RD/C), May 1959

(10) 寺沢一雄, 大谷碧, 吉田俊夫, 寺井清, 高温予歪が鋼の切欠靱性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第109号, 昭和36年6月

(1964.9. Vol.2 No.5 高圧力掲載)

JPDR の 運 転

高 田 良 夫*

Operation of JPDR

Yoshio TAKADA

Operation experience in JPDR was discussed. Stepwise sequences of plant start-up, shut-down and scram recovery were briefly stated.

Problem area in water treatment, which is important in direct cycle boiling water reactor, were pointed out. Method of routine check and maintenance of equipment were reviewed.

ま え が き

JPDR で実施している運転操作、点検、保修等について概観する。初臨界以降の平均燃焼度は170MWD/t. 程度に過ぎず、運転上の経験も十分に蓄積されたとはいいい難いが、わが国最初の動力炉である点で、なんらかのご参考になれば幸いである。ちなみに1964年3月31日までの運転実績はつぎのとおりである。

原子炉総運転時間	833.9 hr
原子炉通気時間	629.9 hr
原子炉総出力	713.3 MWD
臨界回数	365 回
発電機総運転時間	404.0 hr
発電々力累計	3,888 MWh

1. 起 動 操 作

数週間発電を行なっていない状態からプラントを起動する場合を例にとると、大体3日間前から各系統の機器チェックを開始する。その主な内容は

弁チェック：系統の弁の開閉状態が起動可能になっているかを所定のチェックシートによって確認する。安全系統の弁、スイッチ類で誤動作を避けるため錠をかけるよう規定されているものが、実際に施錠されているかどうか等も確かめる。

計器チェック：特に原子炉安全系統の計器について作動状態を確かめる。たとえば中性子計測器の電圧、ディスクリミネータの設定点、警報、トリップ作動点

の値、感度の検定、スクラム信号を出す計器類のチェック、原子炉主操作スイッチのインターロックのチェック、スクラム空気弁の作動遅れ時間の測定等である。チェックシートは弁、計器あわせて60枚くらいあるが、停止期間が短ければそれに応じて内容が簡略化される。

化学分析：原子炉水の純度が規定値になっていることを制御室の計器および実験室の分析により確認する。特に電気伝導度 ($\leq 1.0 \mu\text{V}/\text{cm}$)、塩素 ($\leq 0.01 \text{ ppm}$)、シリカ ($\leq 0.01 \text{ ppm}$)、ボロン ($\leq 0.01 \text{ ppm}$) に注意する。塩素量は原子炉冷却系統にステンレス鋼が多用されているので監視の必要がある。ボロンは、高圧ボイゾン系から弁の漏洩等によって1次系に混入していると中性子経済が悪くなるので問題である。出力を上昇させると冷却系の各部分に付着していた不純物が炉水中に出てきて、浄化脱塩器等の負荷が増加するので、予備の樹脂の補給、再生は起動前に行なっておく。

補機：給水、蒸気系統、排ガス系統を除く大部分の補機は、発電の有無にかかわらず常時運転しているので、上記の確認が終了後、復水器真空ポンプを起動し、タービン発電機のターニングを開始してから、原子炉の臨界操作に移ることができる。

臨界操作：特殊な試験を行なう時を除いては制御棒の引抜き順序は1種類に限定している。炉心周縁の制御棒から順に5cm ずつ引き抜いて臨界に近づける(全行程150cm, 本数16)。臨界に達したことは、中性子記録計の指示の増加時間から周期を算出して確認

* 東海支所

する。最初に制御棒を抜き始めてから約 10 min 間で臨界に達する。

圧力上昇操作：常温でも反応度の温度係数はわずかながら負であるので、炉水を予熱する必要はなく、核加熱により安定に定格圧力 61.5 kg/cm^2 まで圧力上昇させることができる。この間の熱出力は定格の 15% 以下である。冷却材の温度上昇率を 55°C/hr 以下にすることを規準にしているので、最も早い場合には 5 hr くらいで定格圧力になる計算であるが、実際にはつぎのような理由で熱出力だけを任意に上昇させることができないので、もっと長くかかる傾向にある。

原子炉圧力容器壁温度：制御棒軸シール冷却水が下方から流入し、一方蒸気流量が少ないため容器頭部の加熱が遅れ勝ちになるなどの理由で、器壁長手方向の温度は均一な割合では上昇しない。このため停止時熱交換器系のポンプを使用して炉水の循環を助けたり、主蒸気管のドレイン弁から蒸気を復水器に放出して、容器頭部の蒸気に運動を与え、この部分の加熱を早める操作を行なうことがある。いずれにしても容器の不均一膨脹による応力を少なくするため、各部分の温度差が規定の値より大にならないようにするためには、常時温度記録計を監視して出力を調節してやる必要がある。

主復水器真空：直接サイクルの原子炉では、蒸気が放射性を持っているので、これに直接大気中に放出するのは不都合であり、蒸気逃し弁の排気、ドレイン等はタービン復水器に導いている。したがって、復水器に充分の高真空（定格 720 mmHg ）が得られていない状態は heat sink の密封が不完全であるとみなしうる。そこで真空度が一定値（ 560 mmHg ）より悪いままで原子炉圧力を 14 kg/cm^2 以上に上昇させると、スクラムするような回路が構成されている。機械的真空ポンプは規定の真空を作れるだけの能力は持っていないので、原子炉圧力が上昇し始めたらタービン軸に衛帯蒸気を供給してラピンスパッキンからの空気の流入を防止する。また空気抽出器に蒸気を送って真空度を上昇させる。空気抽出器は供給蒸気圧が高いほど有効であるが、上記のスクラムがあるので任意に上昇させることはできない。したがって、炉出力は空気抽出器に充分の蒸気を供給し、かつ真空低下スクラムを起さないように調節する必要がある。原子炉が低圧の時、出力を上昇させすぎると循環が不安定になるので、この面でも出力は制約を受ける場合がある。

JPDR の復水器はボイラープラントの脱気器に相当

する機能も有しているので、低出力時には加熱用蒸気を原子炉から導いて脱気作用を助ける。またホットウェルが比較的大きく作られていて、系統の水量の変動を吸収するが、別に復水貯蔵タンクから水を供給したり、逆に捨てたりしてホットウェルの水位を保持する。貯蔵タンクの水はホットウェルの水より低温なので、これが流入すると復水温度、真空度に影響する。その他いろいろの関連があって原子炉圧力上昇中は復水器まわりで行なう操作が多い。

関連系統：上記の操作と平行して、給水ポンプ起動、蒸気管の加熱、ドレン抜き等の操作が行なわれるが、細かい点までは触れない。空気抽出器の排気は加熱器、再結合器、復水器を通してガスと水に分離され、ガスは圧縮機により放射能減衰用のタンクに圧縮貯蔵した後、煙突から捨てる。水は主復水器にもどす。これら排ガス系統は空気抽出器使用に先立って作動させておく。もっとも現在までのところ核分裂生成物はガス中には認められず、短半減期の ^{13}N だけが存在するので、タンクに加圧貯留は行なわず、ただ通過させて減衰時間をかせぐだけで充分許容値以下になる。

タービン起動：定格圧力に達したらタービンの暖機を開始する。冷態起動の場合は約 50 min 間の暖機で回転上昇を開始し、さらに 1 hr で定格 $3,000 \text{ rpm}$ にもって行く。危険回転数、各部温度に対する配慮等通常の蒸気タービンと同様である。

発電機併入負荷上昇：発電機を同期併入した後、負荷制限器の設定点を上げてタービン制御弁の開度を増加して負荷をとる。定格出力まで約 30 min 間で上昇できる。発電機負荷上昇中、原子炉は手動または自動制御装置で制御棒を引き抜いて出力を上昇させ、原子炉圧力が一定に保たれるようにする。原子炉自動制御装置は炉圧を検出して、これがあらかじめ設定した値に保たれるように制御棒を動かすもので、40%程度以上の負荷をとっている時に使用している。

負荷上昇方法には、上とは逆に原子炉出力に発電機出力を追従させる方式もある。すなわち、初圧調整装置（タービン入口蒸気圧力が一定になるようにタービン制御弁を開閉する制御器）を作動させ、制御棒を手動で引き抜いて原子炉出力を上昇させれば、タービンはこれに見合うだけの負荷をとり、原子炉圧力は一定に保たれる。

また、タービンバイパス弁を使用して、原子炉出力一定のまま発電機負荷だけ増加させる方法もある。こ

のバイパス弁は原子炉の全蒸発量でも消化できる大容量のものであって、油圧作動の応答の早い弁であるから、原子炉圧力が設定値より増加した場合に、蒸気を復水器にダンプする逃し弁として使用するものであるが、手で開閉して負荷調節を行なうこともできる。すなわち、原子炉出力をあらかじめ所定の値まで上昇させ、余分の蒸気はバイパス弁で復水器に捨てておく。タービンの負荷上昇に応じて弁を閉じて原子炉圧力を一定に保てば、原子炉の操作は行なわずに負荷上昇ができる。

2. 停止操作

発電機の負荷を減少し解列した後、制御棒を一斉挿入して原子炉を停止する。減圧はタービンバイパス弁を手動で調節し、原子炉蒸気を復水器に導いて冷却することによって行なう。あまり急速に蒸気を捨てると圧力容器各部の温度差が大きくなるので、炉水温度と容器壁温度に注意しながら弁開度を調節する。容器温度が完全に定常状態まで冷却するのは約2日間かかる。早く冷却したい時は停止時熱交換器によって炉水を循環冷却すればよい。

3. スクラム回復操作

現在までにスクラムは36回報告されている。そのうち半数以上は中性子計測系の感度切換スイッチの切換えを間違えたもので、操作員が習熟して出力試験を開始してからはこの原因によるものはない。その他は試験の目的で行なったもの、停電によるもの、過渡状態の試験中原子炉高圧、高中性子束でスクラムしたものである。これらの原因解析は運転上興味のある点であるが、相当長い記述を要するので、ここではスクラム後の回復操作について述べる。

始動時のように原子炉温度が低い場合はスクラムを起しても回復は容易であるが、負荷をとっている場合は手早く必要な操作を行なわないと原子炉圧力が低下して、ますます回復に必要な時間が長くなる。スクラムの原因が明らかで、その原因が取り除かれたらば、安全系をリセットしてつぎのような操作を行なう。

原子炉圧力の低下率をなるべく少なくするため、空気抽出器の蒸気を止めて浄化脱塩器も停止して原子炉の熱損失を少なくする。ただしタービンの衛帯蒸気は供給しておかないと、空気が軸に沿ってケーシングに流入し、ロータが局部的に冷えて、再起動後振動発生

の原因となることがある。臨界になる制御棒の位置は前回の起動でわかっているから、通常操作では少しずつ抜いて行く制御棒も1度に抜く。ただしキセノンの蓄積があるから、完全に同じような状態は再現されない。スクラム後、原子炉圧力温度は低下しつつあるから反応度は逆に増加しつつあり、制御棒を挿入してこれを補償してやらないと炉周期が短くなり過ぎることがある(大体50sec以上が望ましい)。通常の起動時とは炉容器中の減速材の密度が異なるから、中性子計装系の応答も異なってくる。制御棒を動かして増倍係数を増加させて計器が応答することを確認してから臨界操作を行なう。炉圧が上昇し始めたら空気抽出器を使用して復水器真空を高めた後、浄化脱塩器を使用状態にする。3hr以内に圧力が定格値まで回復した場合には、暖機を行なわずタービンを起動し、約10min間で定格回転数まで上昇させてよい。

4. 水処理

直接サイクルの原子炉は、作動流体が1系統であるから、炉自体の機構は簡単であるが、反面、補助装置が多少複雑になる。その1例は水処理であって、原子炉を通過した流体がプラント全体を流れるため、各部の放射線レベルを低く保つには、適当な水処理、排水方法を実施しなければならない。水処理は4系統の脱塩器と2系統のフィルタで行なっている。原子炉水は炉停止時でも、全出力時給水流量の5%程度を浄化脱塩器と称する混床式脱塩器に循環させて清浄にし、出力運転時にはこの脱塩器を通過させてホットウェルに導いている。樹脂は放射能が高いので劣化したものも再生せず、地下貯蔵タンクに廃棄している。燃料交換等で原子炉容器の頭部を外すと炉水が汚れやすく、樹脂が早く劣化する傾向があるようである。

復水脱塩器は復水ポンプ出口にあり、原子炉停止中でもポンプは運転して復水全量を浄化している。混床式脱塩器で樹脂が劣化した場合は再生して使用する。出力運転中、復水系統の配管各部から集った異物が蓄積して差圧が上昇し勝ちで、脱塩器出口圧力、したがって主給水ポンプの吸込み圧力が低下し、保護回路が作動してポンプが停止してしまうため炉水位が低下し、スクラムを避けるため、負荷低減をせざるをえなかったことがある。

補給水脱塩器はプラントに水を供給する3床式脱塩器である。再生用カ性ソーダの配管が冬期凍結して困ったことがあったが、順調に運転している場合は80t

/day までの能力があり、建設中配管のフラッシング等に多量に脱塩水を必要とする場合でも、これに応ずることができた。

液体廃棄物脱塩器と液体廃棄物フィルタは廃棄物系統に使用され、前者は混床式で樹脂が劣化した場合は再生して使用する。後者は珪材にケイ藻土を使用するプリコートフィルタである。液体廃棄物処理のやり方は、放射能が高く純度の比較的良好な機器ドレイン等と、放射能はそれほど高くないが純度の悪い床廃水、脱塩器再生廃水等とが、それぞれ別のタンクに一たん収容され、前者はフィルタと脱塩器、後者はフィルタのみを通してサンプルタンクに移して混合分析して、放射能が $10^{-3} \mu\text{c}/\text{cc}$ 以下で、化学的純度も原子炉水に使用可能な程度に良好なものは復水系統にもどして再使用し、純度の悪いものは復水器冷却用の海水で薄めて許容濃度以下にして海洋投棄する。現在までのところ、高くても $10^{-5} \mu\text{c}/\text{cc}$ 程度であるので、薄めた状態では充分許容値より低い。平均の海洋投棄量は 20 t./day 程度である。

燃料プールフィルタは使用済み燃料を収容するプールの水を浄化するプリコートフィルタである。透明度が悪いと内容物が見にくいので、常時戸過しておかなければならないが、オープンタンクであるので汚れ方も早い。

これらの水処理系統は互いに密接に関連している。2, 3 の例をあげれば、復水脱塩器の機能が完全でないと炉給水の純度が下がり、したがって炉水の純度が下がる。炉水の純度が下がれば浄化脱塩器の負荷が増加して樹脂の劣化が早くなり、比較的早くこれを廃棄せねばならない。また廃棄物フィルタがうまく作動しないで、しばしば逆洗して珪材の交換を必要とするようになったとすると、この逆洗水はまた結局は廃棄物系に流入し、廃棄物フィルタ自身の負荷を増加させることになる。かりに廃棄物脱塩器の機能が充分でないと、廃棄物系統から再使用のため復水系統にもどす水の量が減り、海洋投棄する量が増すため、これを補充する脱塩水を作る補給水脱塩器の負荷が増す。このように一部の装置に故障があると、その影響が広く波及する。

これらの水処理系統には特に本質的な困難はないのであるが、上記のように相互の関係が密接であるのと、トラップやフィルタ等の分解掃除の時放射線レベルが高く（といっても数 mrem/hr）、放射線遮蔽内の狭いコンパートメントで作業せねばならないのでやり

にくい。

5. 燃料交換

試運転終了後原子炉から3本のペレット型燃料アセンブリを取り出し、代わりに2本のスウェージ型燃料アセンブリと1本の計装燃料アセンブリ（流量計、熱電対がついている）を挿入した。燃料交換の最初のステップは原子炉容器頭部の取外しである。容器頭部の放射化による放射線レベルは作業上ほとんど支障ない程度であった。燃料交換の方式は原子炉水位を上昇させて水を遮蔽体とし、格納容器の天井旋回クレーンにより移送用コフィンを吊って、炉と貯蔵プールとの間の燃料移動を行なうもので、コフィンの位置ぎめ、ツカミの着脱等は操作員の見当にたよるので若干の熟練を要するが、常に燃料を直視できるので確実性はある。旋回クレーンの安全度は最も重要であるので、作業に先立って荷重試験、インターロック回路の点検を行なう（たとえばコフィンを吊ったクレーンが炉心の真上に来ると、制御棒は全部自動挿入され、臨界になっている炉心に燃料を追加するのを避ける等の保護回路がある）。操作員は燃料プール内で実物大の模擬燃料により、操作の練習とコフィンの試験を行なってから、実物の操作にかかる。燃料取り出しについて述べると、コフィンを炉心上に吊り下げて所定のレベルまで水に漬ける。コフィン自蔵のウィンチで燃料を内部に吊り込み、コフィンの底を閉じて水漬けになった燃料をそのままプールに移動し、底を開いてウィンチで燃料を所定の格納棚に納める。新燃料を炉心に挿入する場合は上記の反対のを行なう。いってみればこれだけのことであるが、水中に数m吊り下がった燃料を、正確に所定位置に円滑に挿入するのは、いっほど簡単ではなく、多少の忍耐力と予想していたより長い時間を必要とする。しかしこれは熟練度に依存する面が多いので、現在までの経験だけから作業能力を論ずるのは早計であろう。燃料が所定位置に挿入されたことを確認した後、容器頭部を取り付けて各部分の漏洩を点検するため水圧試験を行なう。水圧試験に先立って容器をフランジ材の NDT 温度より 33°C 高い 86°C まで暖房用蒸気によって加熱し、加圧は非常用給水ポンプによって行なう。特に頭部フランジの O リング制御棒軸シール部の漏洩の有無に注意する。新しい燃料を挿入した場合は、停止反応度マージン等の反応度特性を試験してから運転を開始する。

6. 点検調整

常時運転している機器、計器、制御器等は故障の発見が早い、非常の場合だけ作動する保護装置、安全装置、予備機器等は定期的に点検を行なって、常に確実に作動しうる状態に置いておくことが必要である。点検の内容はつぎのようなものである。

- (1) 機器の自動起動の確認
- (2) 電氣的インターロックの確認
- (3) 計器の設定点の確認
- (4) 予備機の運転
- (5) 非常事態を模擬して保護装置が作動するかどうかの確認

これらは燃料交換のための停止期間（大体年に1回程度）に全系統にわたって徹底的に行なうが、特に重要なものは簡単な試験を頻繁に行なう。その頻度は

毎日 非常用ディーゼル発電機起動試験、タービンバイパス弁作動試験、中性子計装のスクラム信号発生点確認、スクラム用空気弁の作動時間遅れの測定、タービンソレノイド・トリップ試験、主塞止弁作動試験。

毎週 タービントーニング、タービン補助油ポンプ自動起動、タービン非常調速器エクササイザ、抽気逆止弁試験、消火ポンプ自動起動試験、発電機ブラシ点検、電池点検等。

毎月 2次バイパス弁（原子炉高圧で作動する逃し弁）試験、高圧ポイズン系試験、格納容器隔離弁試験、格納容器・炉心スプレスのポンプ・電動弁の自動作動試験、非常用給水ポンプ試験、閉回路冷却系ポンプ自動起動、空気圧縮機自動起動、直流系統機器試験、低圧ポイズン系ポンプ試験、放射線モニタ検定等。

大体上記のような規準で実施しているが、運転状態によってはできないものもある。異常を発見した場合は必要な調整を行なう。

7. 補修作業

運転開始後日も浅いので、故障修理の状態を統計的に整理して示すことはできない。計器の調整と放射線下の作業についてのみ断片的ではあるが触れておく。

中性子計器は炉心の燃焼が進むにつれて中性子分布が変わってくるので、熱出力と比較して時々校正する必要がある。増幅器の感度は変えず、カウンタ・ヘッドの位置を調整して行なっている。これは原子炉が全出力近くで運転中に実施する。ケーブル雑音でスクラムさせたりするのはつまらないから、接続部の防湿等には注意を要する。

プロセス関係の計器では、同じ現象を2つ以上の計器で測定し、それぞれに別の機器（たとえば警報とスクラム）を行なわせている場合は、特に校正をよく行なっておかないと（警報なしでスクラムするような）チグハグな動作をするおそれがある。

弁のグラウンド、フランジ部からの蒸気の漏洩を絶無にすることは不可能で、運転中の増締めが必要になる場合がある。蒸気管のある部屋は立入り時間制限の目的で施錠しているが、このため監視の程度が他の部分より少なくなり、故障の発見が遅れ勝ちになるがやむをえないであろう。現在までのところ蒸気中に核分裂生成物は認められないので、蒸気の漏洩のある場所での修理作業も、衣服と靴の交換だけで実施している。

む す び

約半年間の JPDR の運転を通じて、いわゆる Conventional と称せられる部分に意外に問題が多いのを痛感する。他の技術分野で蓄積された知識の原子力分野への正しい適用が、運転と限らず動力炉の発達の重要な側面であると考えられる。

末筆ながら本稿の作成についてご便宜を賜った日本原子力研究所動力炉管理部の諸氏に感謝します。

(1964. 6. 原子力学会誌掲載)

遮蔽理論における中性子の取扱い

片 岡 巖*

放射線遮蔽理論における中性子に対する考え方の特長と、その取扱いの現状を述べる。会員、特に遮蔽以外の分野で中性子理論を扱っておられる会員による研究協力や助言は従来からも得られたが、この報告が、こうした問題に関心を持つ会員が増える1つの端緒になれば幸いである。理論に限定しても包含される分野は広い。ここでは著者が直接たずさわった部分に重点を置いて述べることにする。

我国の遮蔽研究の現状では、ガンマ線関係の実験が多く、中性子に関する実験は少ない。すでに稼働中の原子炉や加速器、それに遮蔽実験のために建設中のJRR-4が活用され、測定器や測定技術が開発されて中性子遮蔽に関する実験的研究が広く行なわれる動きは、やっと始まった所であると云えよう。さらに、大型計算機の利用経験も1、2年に過ぎない我国では、独自の理論的發展も今後に残されている。こうした時期に、遮蔽理論における中性子の取扱いについて会員の討論の機会が得られる意義は小さくないと思われる。

米国の13人の研究者によって遮蔽の基本的問題点の検討が行なわれた¹⁾。それらも興味ある問題ではあるが、ここではやや異なった面から遮蔽理論での中性子の扱いを展望する。すなわち、

1. 放射線遮蔽で対象となる中性子の特長、問題点。
2. 中性子の「深い透過」についての理論。
3. 組分け拡散法および除去理論について。

の順序で述べる。線源としてはおおむね核分裂線源が想定されており、現象としては透過減衰が主となる。その他の問題、例えば高エネルギー中性子の扱い、中性子散乱、ダクト等の不連続部における中性子の振舞いなど興味ある問題も多いが、これらは別の機会に報告があることと思うのでここでは触れない。

§ 原子炉の遮蔽において、それ自身が人体に対する線量に多く寄与するとして問題になるのは速い中性子

である。しかし乍ら、一方では遅い中性子と遮蔽構造物との反応による、いわゆる2次ガンマ線が原子遮蔽体外での線量の大部分を占めるのが実情である。このため、遮蔽体内での中性子の空間的なエネルギー分布をも知る必要が生ずる。

所で、遮蔽問題での中性子の振舞いが、炉心における中性子の行動と相違する大きな点は、線源から問題としている点に至る透過距離が長いことである。この「深い透過」(deep penetration)が遮蔽問題に現れる中性子の第1の特長である。

つぎに、遮蔽体を構成する原子の断面積のエネルギー依存性、特に水素の断面積が中性子のエネルギーが低下するに従って急激に大きくなるために、深い透過を行なうのは速い中性子である。これ等は非衝突中性子、または極めて小角度の散乱を経た中性子であるため、長い透過後の速中性子の運動方向は、前方に鋭いピークをなす。〔非等方性〕

深い透過、運動の非等方性ならびに散乱の非等方性によって、age理論もしくはこれに基づく種々の理論ならびに組分け拡散理論は、この種の中性子に対して満足すべきものとは云えなくなる。このようにして、中性子の深い透過を扱う理論が登場する。

遮蔽体内での速い中性子の衝突が急激なエネルギー低下を生ずる事実留意しつつ、中性子の運動の非等方性を重視すると除去理論に到達する。この場合の解は線源から外方に向って順次独立に求められる。

速い中性子が一旦減速を始めると急激にエネルギーが低下し吸収される。速中性子の自由走行距離に比較して、減速距離ならびに遅い中性子の拡散距離が極めて小さいので、遅い中性子の分布はその媒質に応じた一種の平衡状態に達する。この場合、遅い中性子の局所的な変動はあるにしても、絶対的な値は、その点の極めて近傍での速中性子束の量によつて決まる。こうして遅い中性子の理論的な扱いは、通常の、例えば組分け拡散法などによって行なえる。

また遮蔽体内での中性子の減衰量は、場合によって

* 原子力船部

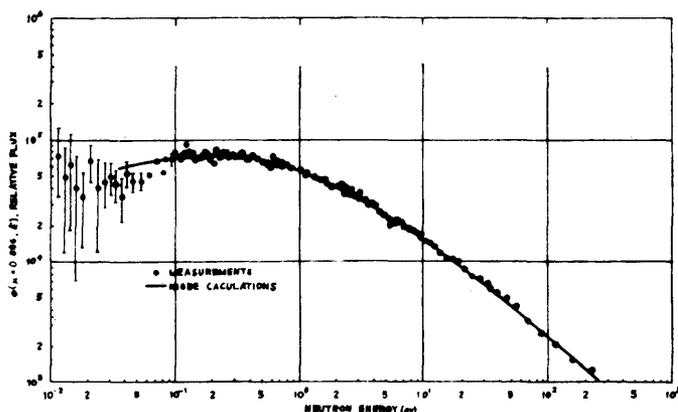


Fig.1 Energy Spectrum of Neutrons Leaking at an Angle of 30 deg from a 10cm-Thick, Lih Slab. Comparison of Experiment with NIOBE Calculations

異なるのは云うまでもないが、原子炉では $10^8 \sim 10^{14}$ にも達する。理論の適否、もしくは使用する核データの僅かの誤差も結果に大きな差となって現らわることが知れよう。

§ 中性子の深い透過において非等方性が顕著となることはすでに述べた。ここで、よく行なわれる、中性子束の Legendre 展開について検討しよう。すなわち、

$$\phi(z, \mu, u) = \sum_l \frac{2l+1}{4\pi} \phi_l(z, u) P_l(\mu)$$

しかるに中性子束の方向性が極度に強くなると、その方向成分は $\delta(\mu-1)$ に近づく。ところが、

$$\delta(\mu-1) = \sum_l \frac{2l+1}{2} P_l(\mu)$$

であるから Legendre 展開の高次の項が小さいとして無視することが困難になる。したがって、Legendre 展開の低次の項を取った理論式は、深い透過の問題には適用し難いわけである。事実、 P_1 近似は、距離 Z が、 $Z \ll 2\tau/D$ の場合に適用される。同様にして、小さい n の P_n 法（および原理は異なる S_n 法も）極めて深い透過の問題の解法としては満足すべきものとは云えない。

このような展開項数を増加させる方向の1つの試みに、NIOBE コードに採用された解析法がある。Legendre 展開項数は 13 まで、方向メツシュは 16 までとれる。

ORNL での実験結果との比較によると²⁾ Fig. 1 の

様に低エネルギーでのエネルギースペクトルが、また別に角分布もよく一致することが示されている。船舶技研に設置された計算機 (NEAC 2206) 用に NIOBE 相当のコードを作製し、数値実験を行なったが、高いエネルギーの中性子の深い透過には満足すべきものではない。現在、基礎式の扱い自体にも検討を加えている。

しかし乍ら、Legendre 展開項をさらに増加する方向で問題を解決しようとするのは、計算時間の飛躍的な増大を招いて実際上実行不可能となる。展開項数を無限大として解析的に解こうとすることに相当するのが Wick の方法³⁾ である。これより

りやや近い距離を扱うのが Bethe 等の方法⁴⁾ である。上述の2つの方法では断面積が一定もしくは、単調変化であるとした。エネルギーによる断面積の変化も採り入れたのが Holte⁵⁾ の方法であるが、これらの方法は実際の遮蔽問題に適用し難い様である。しかし乍らこれらの解法によって、極めて深い透過での中性子の振舞いについての一般的傾向、例えば中性子の減衰が指数関数型に近づくことを始めとして多くの知識が得られた。

Spencer, Fano の moment 法⁶⁾ は、無限媒質との制限はあるが、遮蔽計算に適用されて、エネルギースペクトルやその空間分布について多くの資料を提供した⁷⁾。殆んど唯一の Boltzmann 方程式の解法である。

Monte Carlo 法も、深い透過の問題を扱うことのできる可能性を持った方法である。幾つかの計算例はあるが、透過距離が長くなるにつれて統計的誤差が増大する。これを減少させる技法も提案され、それらの比較も行なわれている⁸⁾。その他、Conditional Monte Carlo 法⁹⁾や、解析的な推定を組み合わせた方法¹⁰⁾なども有望であろう。

一般に、ある物体層での放射線の透過散乱を記述する operator を H とすると、多重層での operator は、 $H = H_n H_{n-1} \cdots H_2 H_1$ で表わされることは早くから知られていた。この H の具体的内容、それを求める方法が種々考えられる。Transmission Matrix¹¹⁾ が試みられ、また Monte Carlo を利用する応答 Matrix 法¹²⁾ はガンマ線には成功したが、中性子に対して

は今の所、速い中性子に対してのみ適用されている。

§ 以上述べて来たのとはやや異った立場がある。すなわち速い中性子群 (removal group) を除去理論で扱い、それ以下の中性子群を組分け拡散法で計算する方法である。組分け拡散の技法および核データは炉心計算のものと同用できる。従って除去理論の考え方で、拡散群への接続が新しい課題となる。この解法は設計に広く用いられている。

さきに述べたように、深い透過では中性子束が指数関数的に減衰することが示された。また、速い中性子が遮蔽体中の原子と衝突した場合、拡散群に減速される過程を考慮していわゆる removal cross section の考え方が生ずる。removal cross section を、

$$\sigma_r(E) = \sigma_{in}(E) + \sigma_a(E) + \sigma_e(E)(1 - \bar{\mu}(E))$$

とするのが AVERY 等¹³⁾の方法である。遮蔽体内での熱中性子束は、実測値とよく一致した。また removal group のエネルギースペクトルを、moment 法による計算値と比較したのが Fig. 2 である¹⁴⁾。

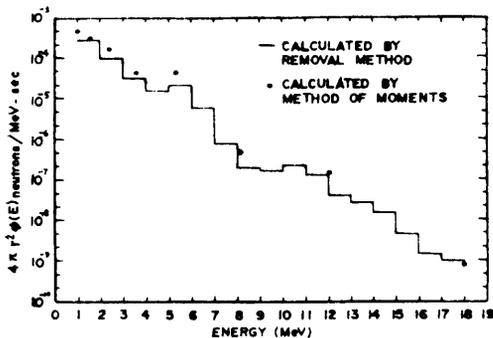


Fig.2 Neutron Flux Spectrum at 112.5 cm from a Point Fission Source in Graphite

遮蔽体内での速い中性子のエネルギースペクトルが決まると、エネルギー依存の removal cross section から、いわゆる effective removal cross section が求められる¹⁵⁾。

特に水素が多く存在する場合のエネルギースペクトルは、比較的短い透過距離で安定する。一方中性子の遮蔽体には通例多くの水素が含まれているので、ORNLを主体として多く発表された effective removal cross section¹⁶⁾は広く使用されている。

この effective removal cross section を使用し、拡散群を2組とし、半経験的に求めた組常数を使用する方法¹⁷⁾もよい結果を示す。Fig. 3 は Avery 等の方法と比較した、熱中性子束の計算結果である。

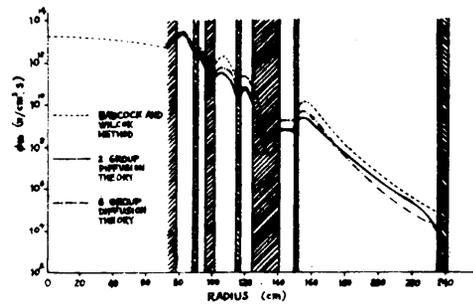


Fig.3

また水中での点減衰核を使用して、体積線源にわたって積分する方法も広く行なわれる。

Albert-Welton¹⁸⁾, その改良式¹⁹⁾の他、距離の指数関数の2項ないし、3項の和で近似する方法も行なわれる。この係数を一種の修正された removal cross section と云うことがある。

多数組拡散による熱中性子束を、点減衰核による計算値で補正する方法²⁰⁾および P_n, S_n 法に適用してやや一般化した計算法²¹⁾もよい結果を示す。

最後に、遮蔽理論に関連する核データの整備の問題に触れたい。高速計算機の利用に伴って、遮蔽の理論計算に採り入れられる現象が増大し、要求される核データも高度のものになりつつある。我国でもシグマ委員会が発足し、国際機関と協力して活動が始められた。遮蔽に関する会員もこれに参加しておられるので、これらの希望も伝えられることは思うが、遮蔽研究者としても協同して必要なデータのリストアップを行ない、委員会に積極的に働き掛ける必要があろう。

参考文献

- 1) R. Aronson et. al; TID-14558 (1962)
- 2) V. V. Verbinski; ORNL-3193 (1961)
- 3) G. C. Wick; Phys. Rev. 75, 738 (1949)
- 4) H. A. Bethe et. al; Phys. Rev. 80, 11 (1950)
- 5) G. Holte; Ark, Fys. 2,523 (1951); 3,209 (1952)
- 6) L. V. Spencer et. al; J. Res. Nat. Bur. Standards 46,446 (1951)
- 7) A. D. Krumbein; NDA-92-2 (1957)
- 8) S. B. Layno; Trans. Am. Nucl. Soc. 5, 224 (1962)
- 9) D. W. Drawbaugh; Nucl. Sci. Engng. 9,

- 185 (1961)
- 10) M. H. Kalos; Nucl. Sci. Engng. 16, 111 (1963)
- 11) D. Yarmush et. al; WADC - TR - 59 - 772 (1960)
- 12) I. Kataoka; 日本原子力学会, 計算コード専門委資料, C-77 (1963)
- 13) A. F. Avery et. al; AERE-R-3216 (1960)
- 14) A. F. Avery et.al; Trans. Am. Nucl. Soc. 5, 400 (1962)
- 15) J. Bourgeois et. al; A. CONF/P/1190 (1958)
- 16) G. T. Chapman et. al; ORNL-1843 (1955)
- 17) C. Cooper et. al; A. CONF/P/84 (1958)
- 18) R. D. Albert et. al; WAPD-15 (1950)
- 19) A. W. Casper; XDC-60-2-76 (1960)
- 20) D. C. Anderson et. al; WAPD-TM-193 (1959)
- 21) J. W. Haffner; Nucl. Engng. Sci. Conf. Preprint V-84 (1959)
- (1963. 9. 第3回炉物理分科会発表)