

JPDR 压力容器の照射ぜい化  
についての安全性評価

---

1971年3月

---

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

日本原子力研究所は、研究成果、調査結果などを JAERI レポートとして、つぎの 4 種に分けそれぞれの通し番号を付し、不定期に刊行しております。

- |         |                                |             |
|---------|--------------------------------|-------------|
| 1. 研究報告 | まとまった研究の成果あるいはその一部における重要な結果の報告 | JAERI 1001- |
| 2. 調査報告 | 総説・展望・調査の結果などをまとめたもの           | JAERI 4001- |
| 3. 年報   | 研究・開発その他の活動状況などの報告             | JAERI 5001- |
| 4. 資料   | 施設の概要や手引きなど                    | JAERI 6001- |

このうち既刊分については「JAERI レポート一覧」にタイトル・要旨をまとめて掲載し、また新刊レポートは「研究成果要旨集」(隔月刊)で逐次紹介しています。

これらのリスト・研究報告書の入手および複写・翻訳などのご要求は、日本原子力研究所技術情報部(茨城県那珂郡東海村)に申しこんでください。

---

Japan Atomic Energy Research Institute publishes the nonperiodical reports with the following classification numbers:

1. JAERI 1001- Research reports
2. JAERI 4001- Survey reports and reviews
3. JAERI 5001- Annual reports
4. JAERI 6001- Manuals etc.

Requests for the above publications, and reproduction and translation should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan

JAERI 1202 正 誤 表

ページ	行 など	誤	正
4	Fig. 3	(main stem pipe)	(main steam pipe)
11	Fig. 21, 4)5)	surveillance	surveillance
17	Table A-5	Bass metal	Base metal
"	Fig. A-6	Remavk	Remark
"	Fig. A-7(a)	parent test piece (P. T. P)	production test piece (P. T. P)
"	Fig. A-7(b)	"	"

## JPDR 圧力容器の照射脆化の安全性評価

### 要 旨

JPDR 圧力容器の中性子照射による脆化について3回の監視試験を行ない、NDT 遷移温度の上昇および上部だなエネルギーの低下から、圧力容器の脆化に関する安全性を評価した。検討結果はつぎのとおりである。

- 1)  $2 \times 10^{19} \text{n/cm}^2 (> 1 \text{MeV})$  照射後の NDT 遷移温度のシフトは約  $100^\circ\text{C}$  である。
- 2) 上部だなエネルギーの低下は母材、熱影響部、溶着鋼のうち、最も低い溶着鋼の吸収エネルギーから評価した。その結果、 $1 \times 10^{19} \text{n/cm}^2 (> 1 \text{MeV})$  で  $40 \text{ft}\cdot\text{lb}$  ( $5.5 \text{kg}\cdot\text{m}$ ) の限界条件を満足することが明らかとなった。

以上の結果から、JPDR 圧力容器は JPDR-II 改造後も十分使用に耐えられるとの結論を得た。

1970 年 5 月

日本原子力研究所東海研究所

原子炉工学部

藤村理人、古平恒夫

生田目宏、鈴木公明\*

## Evaluation of Integrity for Fast Neutron Irradiation Embrittlement of JPDR Pressure Vessel

### Summary

JPDR has operated for a total of 14,096 hrs. (18,501 MWD) at the equivalent full power of 45 MWth from 1963 to 1969.

JAERI is now proceeding with the project to double-up the thermal power of JPDR (JPDR-II) program. In order to confirm the integrity of its pressure vessel concerning the neutron irradiation embrittlement, the surveillance test has been performed three times up to the present.

From the results of surveillance test, the followings were concluded.

1. The shift of the NDT temperature of JPDR pressure vessel steel (A 302B) due to irradiation is between the Carpenter's sensitive and insensitive curves, and agrees with Steele's data at  $260^\circ\text{C}$ . After irradiation to  $2 \times 10^{19} (> 1 \text{MeV})$ , the shift would be about  $100^\circ\text{C}$ .
2. The reduction of upper-shelf energy for the weld metal and heat affected zone follows the relationship derived by Burghard, but for the base metal it becomes extremely small. And the upper shelf energy of JPDR pressure vessel weld metal, whose energy is the lowest, satisfies the assumed limiting energy value,  $40 \text{ft}\cdot\text{lb}$  ( $5.5 \text{kg}\cdot\text{m}$ ), after irradiation to  $1 \times 10^{19} \text{n/cm}^2 (> 1 \text{MeV})$ .
3. From the assessment of both the shift of NDT temperature and the reduction of upper shelf energy, it was concluded that pressure vessel could be operated with safety for about ten years at equivalent full power (45MWth) operation.

May 1970

Tadato FUJIMURA

Hiroshi NAMATAME

Tsuneo KODAIRA

Kōmei SUZUKI\*

Division of Reactor Engineering

Tokai Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

\* (株) 日本製鋼所 The Japan Steel Works, Ltd.

## Abstract

### 1. INTRODUCTION

The Japan Power Demonstration Reactor (JPDR) is the first boiling water reactor in Japan; the reactor went into operation in 1963. JPDR is owned by the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), and has been operated to obtain some experiences on light-water cooled power reactors. The reactor was constructed by the General Electric Co., but the reactor pressure vessel was fabricated by a Japanese firm, using the domestic materials. The reactor has operated for a total of 14,096 hrs. (18,501 MWD) at the equivalent full power of 45 MWth from 1963 to 1969.

JPDR has contributed to ensure the integrity of the pressure vessel and its components for the power reactors, which are being constructed one after another in Japan. JAERI is proceeding now with the project to double-up the thermal power of JPDR (JPDR-II program). In order to confirm the integrity of its pressure vessel concerning the neutron irradiation embrittlement, JAERI has already performed three times of surveillance test. From the results of the surveillance test, it was shown that the pressure vessel would last to operate for about ten years at the equivalent full power under the existing conditions.

### 2. RESULTS OF SURVEILLANCE TEST

During operation of this reactor, two kinds of troubles concerning the pressure vessel integrity occurred unfortunately, one concerns the reduction of fatigue strength in the part of nozzles conceived to be caused by hair cracks in the stainless steel overlaid welds, and the other is neutron irradiation embrittlement on the pressure vessel steel and its welds near the reactor core. For the former problem, JAERI has performed low-cycle fatigue tests with laboratory small specimens and cyclic pressure loading tests with three vessel models. By these tests, it was ensured that the reactor vessel integrity would be sufficiently maintained. The latter problem was resolved, as described below.

#### 2.1 Program of Surveillance Test

The surveillance test program for JPDR pressure vessel is summarized in **Table. 1**. Each irradiation capsule contained twelve V-Charpy test specimens and three tensile specimens. Irradiation capsules were located just inside the shroud and inside the vessel wall, as close to the reactor core as possible, and also in the main steam pipe, where the capsules were given equivalent thermal cycles to those of the pressure vessel, but without neutron irradiation. **Fig. 1** shows the locations of test coupons in the pressure vessel. In the first surveillance test three kinds of test coupons were taken out from inside the shroud and from the main steam-pipe, in June 1966, and in the second test for those from inside the vessel wall, in April 1967, and in the third test for those from inside the shroud again, in June 1969.

#### 2.2 Dosimetry at the Irradiation Positions

When JPDR was designed, the fast neutron flux distribution ( $>0.1$  MeV) in the pressure vessel was calculated by the General Electric Co.'s code. However, the results of dosimetry at the irradiation positions differed remarkably from the calculated values by the GE's code. JAERI made efforts to obtain the accurate values both by experiments and calculations using JAERI's code. **Fig. A-1** (Appendix) shows a comparison of the results by GE's code and the experimental values for the fast-neutron flux distribution in JPDR pressure vessel. Inside the shroud (Position A), the difference between two calculations was not so large, but inside the vessel wall (Position B), the difference was fairly large, that is, JAERI's calculation value of the fast-neutron flux ( $>0.1$  MeV),  $3 \times 10^{10}$  n/cm<sup>2</sup>·sec. is about three times larger than that by GE's code,  $1.1 \times 10^{10}$  n/cm<sup>2</sup>·sec. On the other hand, JAERI's experimental value,  $6.17 \sim 8.83 \times 10^{10}$  n/cm<sup>2</sup>·sec. is about two to three times larger than the value by JAERI's code. JAERI considered that the experimental values were correct, since the values were obtained by

major collaborative works in the JAERI to evaluate accurately the fast-neutron flux distribution in the JPDR pressure vessel. **Table A-1** (Appendix) shows the results of the dosimetry based on the experiment in the surveillance test.

### 2.3 Results of Surveillance Test

**Fig. A-6** (Appendix) shows the materials for the pressure vessel components, and also the nil-ductility transition (NDT) temperatures at the pre-operational condition of these materials.

In **Fig. 2** are summarized the results of the whole surveillance test, that is, post-irradiation V-Charpy tests on the base metal, weld metal, and heat-affected zone. The shift of 30 ft·lb (4.2 kg·m) transition temperature, Tr30, did not differ considerably among three kinds of test coupon. On an assumption that Tr30 is equivalent to NDT temperature, as the initial NDT temperature of base metal is the highest among the test coupons, it is adequate to evaluate the irradiation embrittlement of JPDR pressure vessel from that of the base metal. **Fig. 15** shows the shift of Tr30 for the base metal caused by neutron irradiation. The data of JPDR surveillance test were between the Carpenter's sensitive and insensitive curves [12], and agreed with Steele's data [11] at 260 °C, the irradiation temperature. In **Fig. 16** the results are compared with those for other light-water cooled reactors [13]; the data of JPDR have the same tendency as the other BWR reactors. **Fig. 17** shows the influence on the reactor operation due to the neutron irradiation embrittlement of the JPDR pressure vessel. The initial NDT temperature of the vessel wall near the reactor core was about 20 °C; the results of surveillance tests showed that for the assumed reactor life, at full power, of twenty years, the NDT temperature would be about 120 °C, assuming  $\Delta\text{Tr}30=100$  °C for fast-neutron dose,  $2 \times 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup> (>1 MeV). Therefore, at the end reactor life, this NDT temperature would be sufficient to avoid a brittle fracture of the pressure vessel on operating. Nevertheless, it is necessary to take cautions, the pressure vessel is to be pressurize-tested, or the reactor is to be shut-down near the end of reactor life. The shift of NDT temperature is considerably large in the initial stage of operation (the fast-neutron dose subjected by the vessel wall:  $\sim 10^{18}$ - $10^{19}$  n/cm<sup>2</sup>); from this fact, the pressurizing test temperature of JPDR pressure vessel must be changed to a higher temperature side in some cases.

In addition to the shift of transition temperature, the reduction of upper-shelf energy due to irradiation should be noticed, concerning unstable fracture behavior of the pressure vessel; this reduction of upper-shelf energy was especially measured in the third test; the results are shown in **Table 3**.

According to BURGHARD *et al.* [9] the reduction of upper shelf energy due to irradiation is formulated as follows:

$$\Delta E/E = -5.70143 - 0.145 \log \phi_i \quad (1)$$

where,  $\Delta E$  is the reduction of upper-shelf energy,  $E$  is the initial upper-shelf energy, and  $\phi_i$  is fast neutron dose (>1 MeV).

However, the equation (1) was found to be incorrect by the present authors. The following equation is correct:

$$\Delta E/E = -6.0695 + 0.145 \ln \phi_i \quad (2)$$

For the base metal specimens of JPDR pressure vessel, the initial upper-shelf energy was 11.9 kg·m at 100 °C as the average value. In the third test (the fast-neutron dose:  $2.6 \times 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup>), the upper-shelf energy was reduced to 11.2 kg·m at 240 °C, therefore this result did not agree with the corrected equation (2). As shown in **Fig. 19** the reduction of upper-shelf energy in JPDR pressure vessel steel is extremely small, and this fact is rather common to irradiation data obtained in Japan, as shown in this figure. So the tendency of reduction of upper-shelf energy is indicated by the following equation:

$$\Delta E/E = -2.63287 + 0.063 \ln \phi_i \quad (3)$$

However, the reduction of upper-shelf energy in the weld metal and heat-affected zone of JPDR pressure vessel is fit for the equation (2) as shown in **Fig. 20**

If the limit in the reduction of upper-shelf energy concerning unstable fracture of pressure vessel steel is assumed to be 40 ft·lb (5.5 kg·m), the upper-shelf energy of JPDR pressure vessel welds, where the energy value is the lowest in three kinds of test coupons, will satisfy this limiting energy at  $1 \times 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup>, fast-neutron dose (>1 MeV) as shown in **Fig. 21**.

### 3. CONCLUSIONS

From the results of surveillance test, the followings were concluded;

1. The shift of the NDT temperature of JPDR pressure vessel steel (A302B) due to irradiation is between the Carpenter's sensitive and insensitive curves, and agrees with the Steele's data at 260 °C. After irradiation to  $2 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  ( $>1 \text{ MeV}$ ), the shift would be about 100 °C.

2. The reduction of upper-shelf energy for the weld metal and heat-affected zone follows the relationship derived by BURGHARD, but for the base metal it becomes extremely small. And the upper-shelf energy of JPDR pressure vessel weld metal, whose energy is the lowest, satisfies the assumed limiting energy value, 40 ft·lb (5.5 kg·m), after irradiation to  $1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  ( $>1 \text{ MeV}$ ).

3. From the assessment of both the shift of NDT temperature and the reduction of upper-shelf energy, it was concluded that the pressure vessel could be operated with safety for about ten years at equivalent full power (45 MWth) operation.

## 目 次

1. はしがき	1	3.2.1 設計遷移温度の上昇について	9
2. 監視試験結果の総括	2	3.2.2 上部だなエネルギーの低下について	10
3. 監視試験結果の評価	5	4. 原子炉運転条件への影響	12
3.1 評価の基準	5	5. あとがき	12
3.1.1 ぜい性破壊遷移温度について	5	文 献	12
3.1.2 上部だなエネルギーについて	7	付 録 ドジメトリーおよびJPDR 圧力容器	
3.1.3 溶接継手について	8	の運転前のぜい性破壊特性について	
3.1.4 USAEC の臨時規制	9	の記録	14
3.2 JPDR 圧力容器の安全性の評価	9		

## Contents

1. Introduction	1	3.2.1 Shift of design transition	
2. Summary of surveillance test results	2	temperature	9
3. Evaluation of surveillance test results	5	3.2.2 Reduction of Charpy upper	
3.1 Basis for evaluation	5	shelf energy	10
3.1.1 Brittle fracture transition		4. Effect to reactor operating condition	12
temperature	5	5. Postscript	12
3.1.2 Upper shelf energy	7	References	12
3.1.3 Weld joint	8	Appendix: Dosimetry and brittle fracture	
3.1.4 Tentative regulations of USAEC	9	properties of JPDR pressure vessel	
3.2 Evaluation of integrity on JPDR		in pre-operation	14
pressure vessel	9		



# 1. は し が き

JPDR は 1969 年末までに運転時間数にして 14,096 時間、熱出力 18,501 MWD の運転経験をもっている。プラントは一般に、運転寿命 10 万時間を一つの目標として設計されるが、JPDR の運転時間が 1 万時間を越えた時点において、圧力容器の安全性を検討することは今後の同プラント運転の安全性確保のために重要なことと考えられる。JPDR 圧力容器の健全性については、監視試験により確認することが設計当初から計画された。同監視試験は、動力炉において一般に実施されているものである。しかしながら、年々、原子炉圧力容器の安全性

に関する研究開発が進展するにともなって、健全性の確認方法または判断基準が若干変わってきている。このため、設計当初（昭和 38 年以前）計画された監視試験計画は TABLE 1 に示すとおりであるが、実際は同表に記入してあるように、計画の試験年次を大巾にくりあげて、現在まですでに 3 回の監視試験と 1 回の臨時試験を実施している。これらの試験の結果をもとにして、ほぼ 14,000 時間運転時点における JPDR 圧力容器の照射ぜい化傾向を整理し、将来の照射ぜい化の進展に対する JPDR 運転の安全性を評価した。

TABLE 1 Surveillance program for JPDR pressure vessel

Specimens location		Inside of shroud			Inside of vessel wall			Main steam pipe			Remark
Fast neutron flux (>1MeV)		4.4×10 <sup>11</sup> n/cm <sup>2</sup> ·sec			2.1×10 <sup>10</sup> n/cm <sup>2</sup> ·sec			0			JAERI's calculation
Accelerated ratio to vessel wall		26			1.25			—			
Kinds of specimens		Base metal	Weld metal	Heat affected zone	Base metal	Weld metal	Heat affected zone	Base metal	Weld metal	Heat affected zone	
Surveillance schedule (year)	1st	⊗1 S	⊗1	⊗1				⊗2	⊗2	⊗2	
	2nd	⊗3 S	⊗3	⊗3							
	4th	⊗3	⊗3	⊗3				○	○	○	
	8th				○ S	○	○				
	16th				○ S	○	○	○	○	○	
	32th				○	○	○				

- 1) Neutron flux of the vessel wall is 1.7×10<sup>10</sup>n/cm<sup>2</sup>·sec (1MeV<) at 12.5MWe operation.
- 2) Symbol X shows "already performed the test" and the right side numbers show the order of tests.
- 3) Symbol S shows "the charge of ASTM standard specimens".

TABLE 2 Details of performed surveillance test

Test	Date	Time (hr)	Fast neutron dose (n/cm <sup>2</sup> >1MeV)	Capsule number	Specimens	Specimens location	Purpose
1st (I)	June,1966	7335 (9485MWD)	1.2×10 <sup>19</sup>	B-2 W-1 H-1	Base metal Weld metal HAZ	Inside of shroud	Confirmation of irradiation embrittlement at 10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup>
			0	B-8 W-7 H-7	Base metal Weld metal HAZ	Main Steam pipe	Confirmation of thermal cycle effect
2nd (II)	Apr.,1967	9694 (122,282 MWD)	1.3×10 <sup>18</sup>	B-6 W-6 H-6	Base metal Weld metal HAZ	Inside of vessel wall	Confirmation of irradiation embrittlement of pressure vessel itself
Temporary test	Nov.,1968	3960 (7446MWD)	1.4×10 <sup>19</sup>	SH-1	Comparative specimen (ASTM standard)	Inside of shroud	Comparing standard specimens with specimens of JPDR pressure vessel
3rd (III)	June,1969	12554 (16,440 MWD)	2,31-2,94×10 <sup>19</sup>	B-1 B-3 W-2 W-3 H-3	Base metal Weld metal HAZ	Inside of shroud	Reaffirmation of irradiation embrittlement at 10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup> and evaluation of upper shelf energy

## 2. 監視試験結果の総括<sup>1)</sup>

JPDR 圧力容器の監視試験は定期的に現在まで3回実施し、また、この間に標準照射試片による臨時試験を1回実施している。それぞれの監視試験における実施状態を TABLE 2 に示す。なお試片カプセルの照射位置を Fig. 1 に示す。

これらの監視試験における、照射後 V-シャルピ衝撃試験の結果を Fig. 2 に、照射後引張り試験の結果を、Fig. 3 に示す。また第3回監視試験では、とくに照射後 V-シャルピ試験について上部だなエネルギーの測定を行なったが、その結果を TABLE 3 に示す。

このほか、シュラウド内側に挿入した ASTM 標準試片を1回取出して照射後試験を実施している。その結果を照射後 V-シャルピ衝撃試験については Fig. 4 に、照射後引張り試験結果については Fig. 5 に示す。

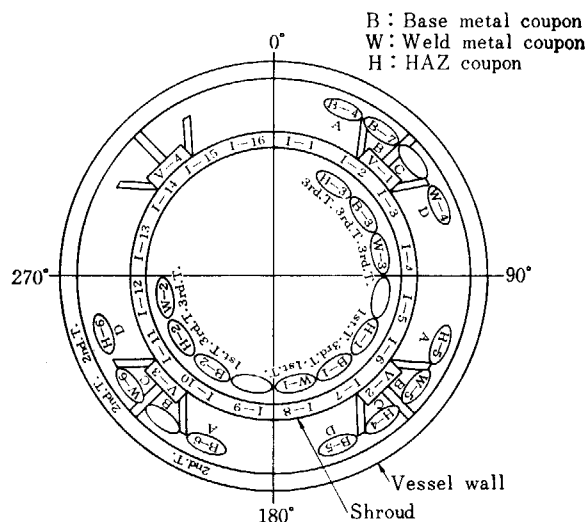


Fig. 1 Location of surveillance coupons.

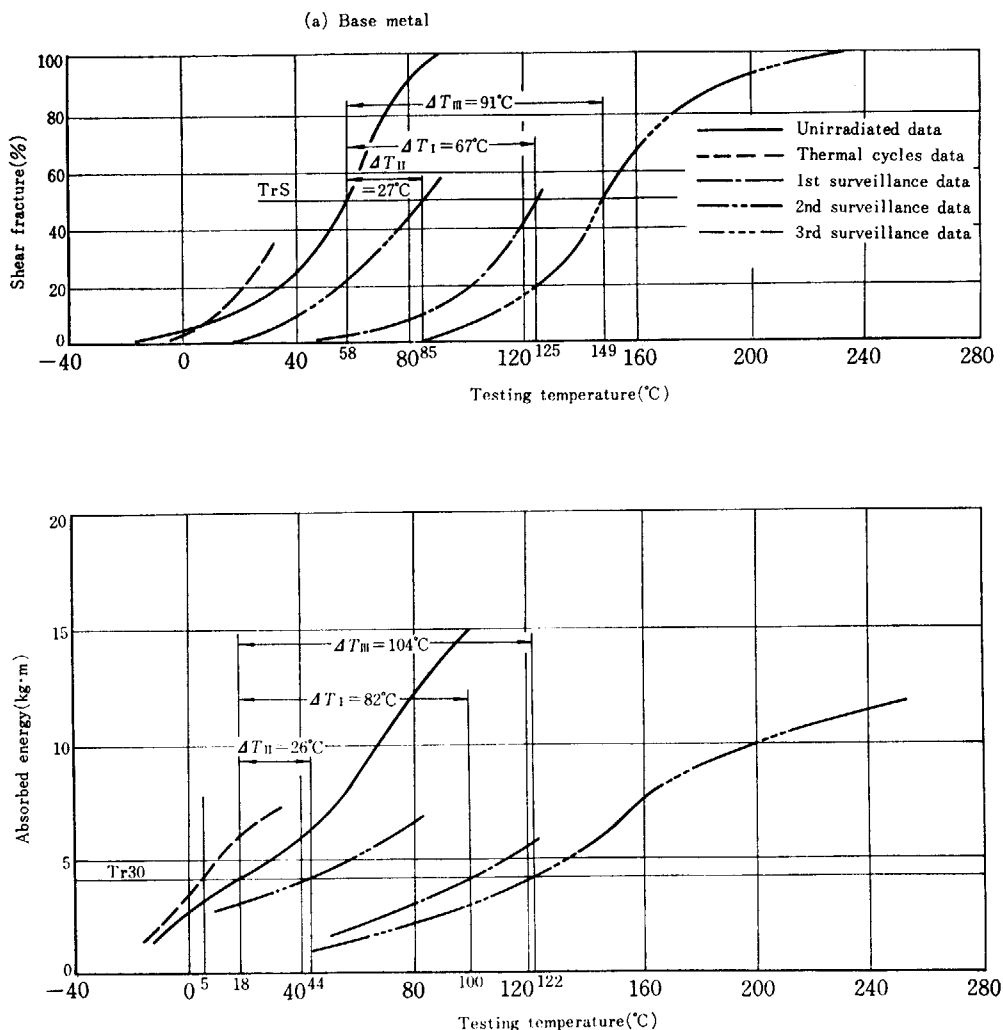


Fig. 2 Results of post-irradiation Charpy-V test. (1)

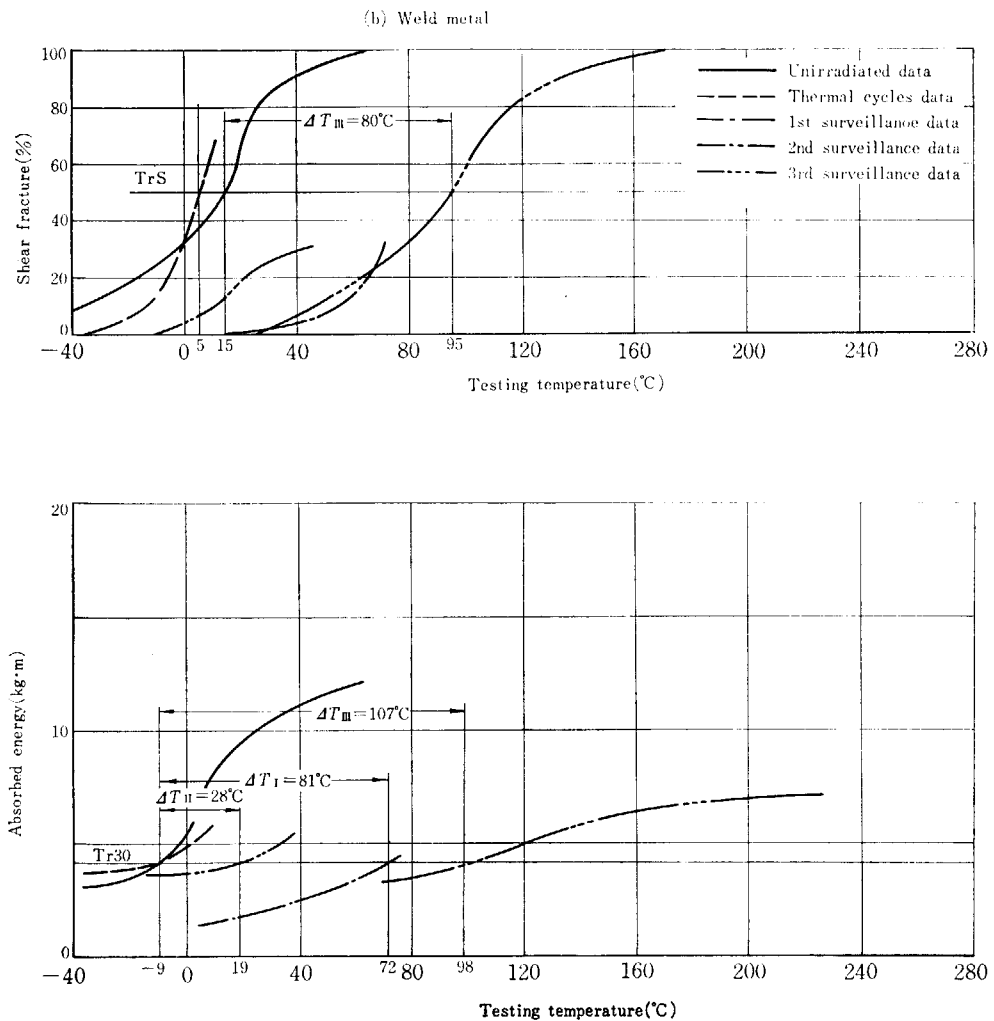


Fig. 2 Results of post-irradiation Charpy-V test.(2)

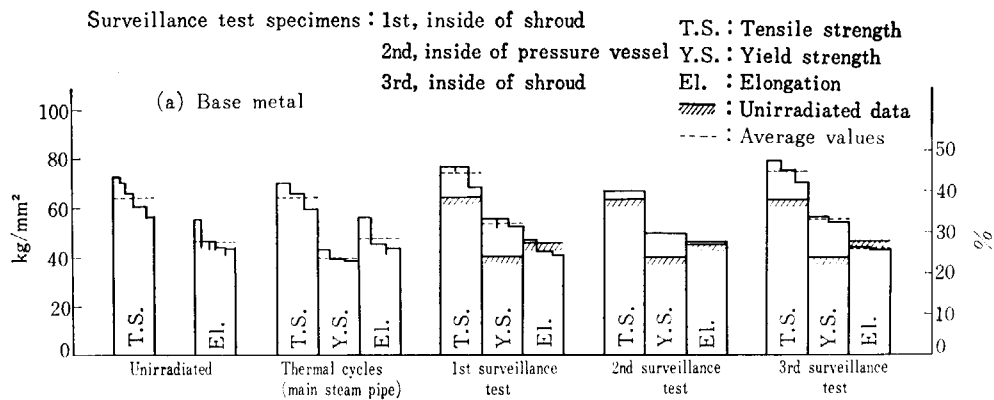


Fig. 3 Results of post-irradiation tensile test.(1)

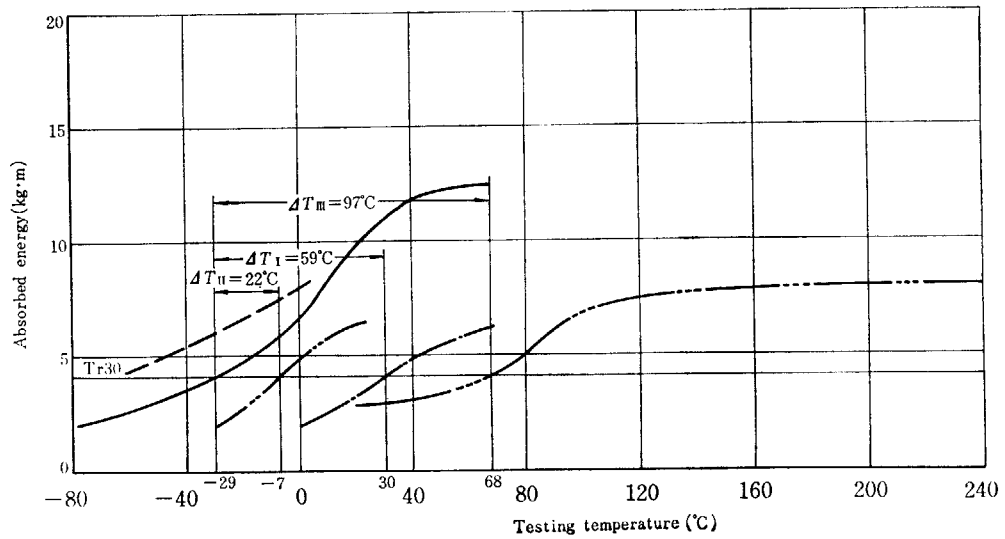
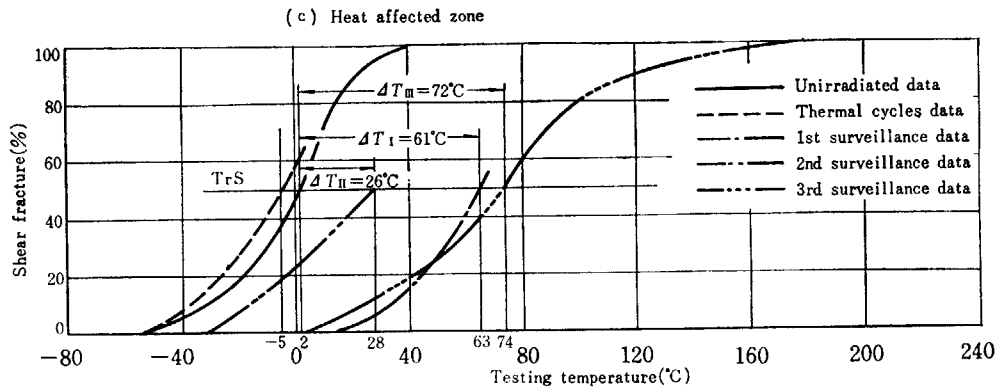


Fig. 2 Results of post-irradiation Charpy-V test.(3)

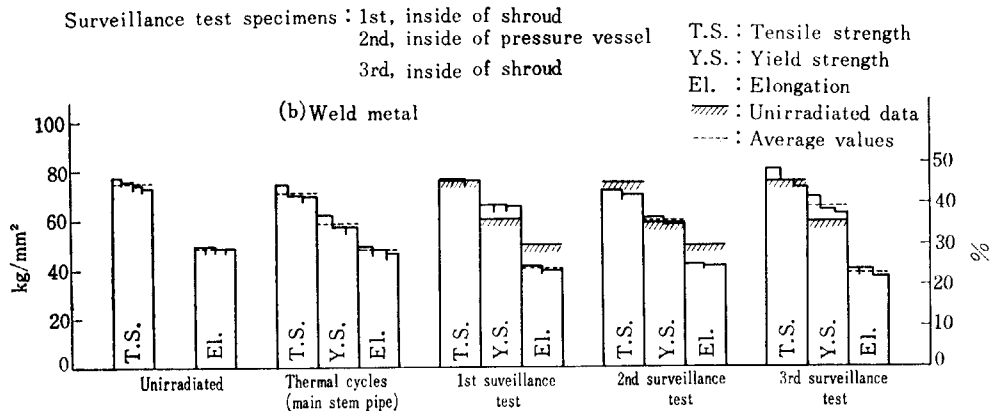


Fig. 3 Results of post-irradiation tensile test.(2)

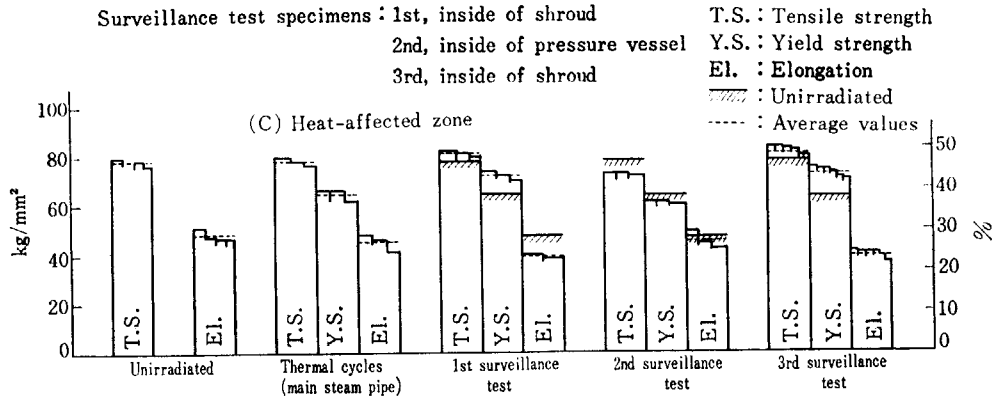


Fig. 3 Results of post-irradiation tensile test.(3)

TABLE 3 Upper-shelf energy of pressure vessel steels in 3rd. JPDR surveillance test.

	Absorbed energy by Charpy-V-Notch test (kg·m)	
	Unirradiation	Post-irradiation ( $2.6 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ )
Base metal	9.8—14.0 mean: 11.9	9.0—12.8 mean: 11.2
Weld metal	11.2—11.6 mean: 11.4	6.6—7.6 mean: 7.2
Heat-affected zone	11.7—12.7 mean: 12.2	7.5—9.0 mean: 8.3

Tests were performed at 240°C for the base metal specimens, and at 200°C for the weld metal and heat-affected zone specimens, respectively. At these testing temperature the fracture behaviors showed 100% shear mode in any specimens.

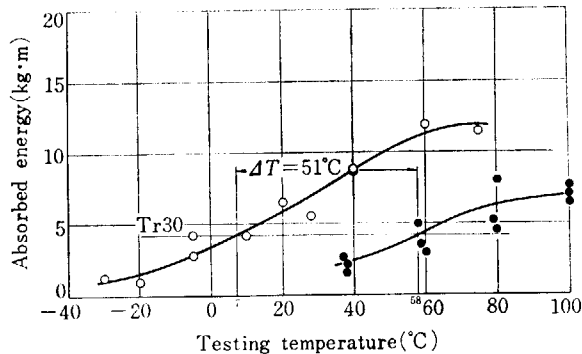
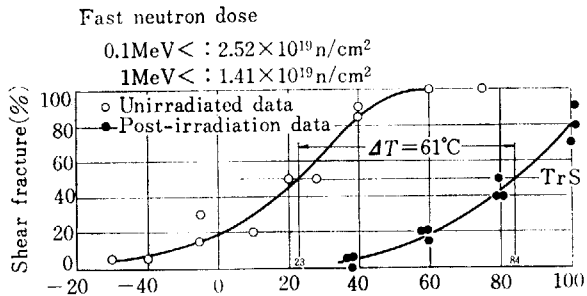


Fig. 4 Charpy-V impact test results of ASTM standard specimen.

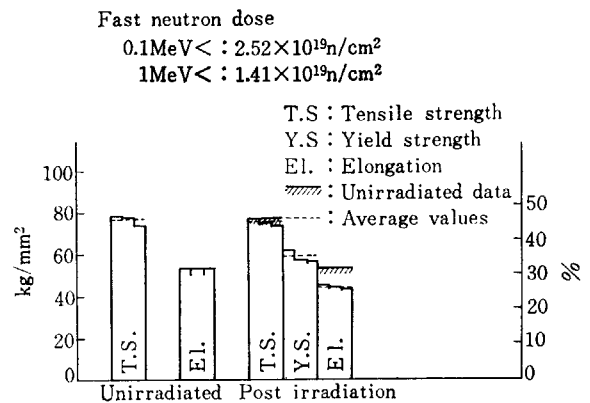


Fig. 5 Tensile test results of ASTM standard specimen.

### 3. 監視試験結果の評価

#### 3.1 評価の基準

原子炉圧力容器の照射ぜい化についての安全性評価の基準は、各国において、ぜい性破壊についての研究動向が異なるため、それぞれ多少の差違が存在する。しかしながら、その評価基準は大勢として一致しているので、JPDR 圧力容器の安全性評価には、もっとも普遍的な評

価基準を採用することにした。

##### 3.1.1 ぜい性破壊遷移温度について

圧力容器のぜい性破壊防止のため、ぜい性破壊遷移温度を限定することが一つの基準として考慮されている。構造物のぜい性破壊遷移温度の規定のしかたは、種々議論のわかれるところであるが、一般に、きわめて強く安全性を要求する構造物では、き裂伝播停止温度 (Crack

Arrest Temperature, CAT) を基準として採用し、同温度以上で設計し、使用することがもっとも保守的な安全基準として採用されている。しかしながら、この CAT は構造物に対する作用応力により異なるので、構造部材の降伏応力における CAT を弾性破壊遷移温度 (Fracture Transition Elastic, FTE) と定義している。しかしながら、構造部材は局部的に塑性歪を生ずることが認められているので、このような構造部材については塑性破壊遷移温度 (Fracture Transition Plastic, FTP) と定義した温度を安全限界温度と考えねばならない。いずれにしても構造物の設計、使用条件に応じて、それぞれの構造部材の設計遷移温度 (Design Transition Temperature, DTT) を求めて、これをぜい性破壊に対する安全限界温度としている。

このような構造物の DTT をそれぞれの構造物について求めることは不可能であるから、小型および大型試験片による試験によって、代表的構造部材について DTT を求めるのが普通である。また大型試験片による試験については構造物のそれぞれの製造工程で求めることは、鋼材の所要量が増大することおよび試験設備がぼう大になることなど経済的観点から、小型試験片による試験によって、DTT を決定しなければならないことが多い。小型試験片は、従来から、経験上、データの豊富な V-シャルピ試験および落重試験\* による方法がもっとも簡便である。また落重試験によれば、ぜい性破壊遷移温度として無延性遷移温度 (Nil Ductility Transition Temperature NDT) を求めることになっている。PELLINI ら<sup>2)</sup>は、

$$\text{NDT} + 60\text{degF} = \text{FTE}$$

$$\text{NDT} + 120\text{degF} = \text{FTP}$$

であることを述べ、これらの温度を構造部材の応力状態に応じて DTT として採用することを求めている。この考え方は、ASME の原子炉圧力容器設計コードに導入されている。しかしながら、アメリカ国内でも  $\text{NDT} + 60^\circ\text{F}$  ( $120^\circ\text{F}$ ) の  $60\text{degF}$  ( $120\text{degF}$ ) はマージンであると考えている向きもある。これは鋼種または板厚によっては、 $\text{NDT} + 60\text{degF}$  が FTE と必ずしも一致しない (とくに 4 インチ以上の厚板鋼材で一致しない) ことによるものである。わが国、アメリカ以外の国の研究者のなかには NDT そのものの意義に疑問を提示している研究者もある。

V-シャルピ衝撃試験は古くからぜい性破壊判定の試験方法として広く採用されているが、試験方法が単純で衝撃荷重による破壊試験であるため、求められるいくつかの遷移温度の意義について多種多様な考え方が提出されている。いずれも、大型または中型試験の結果と対応せしめて、はじめてその意義を有するものである。

PELLINI らが落重試験によって求めた NDT と V-シャルピ値の良好な対応は、主として板厚 4 インチ (100

\* 落重試験は小型試験というよりむしろ中型試験というべきであろう。

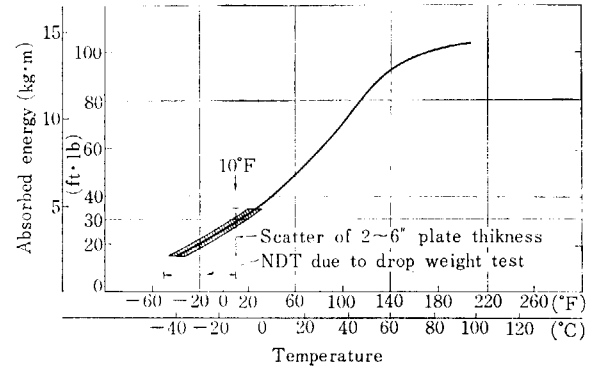


Fig. 6 Relation between transition temperature of Charpy-V notch test and NDT due to drop weight.

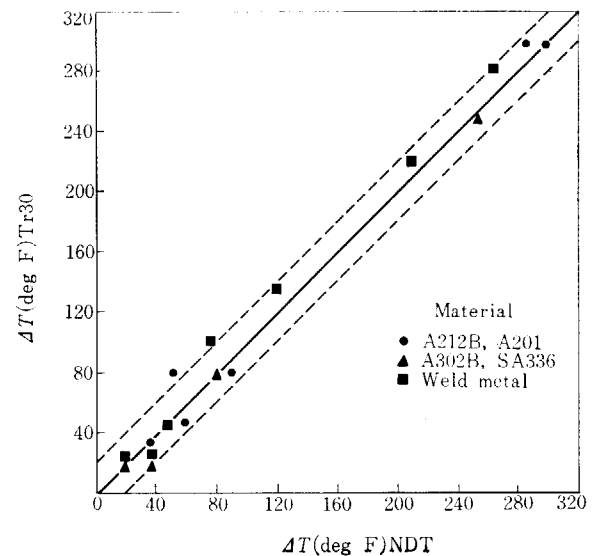


Fig. 7 Equivalence of the NDT and Charpy-V curve  $\Delta T$  shifts due to irradiation.

mm) までの材料についてであるが<sup>3,4)</sup>、A 302B 鋼については Fig. 6 に示したように、NDT に対して V-シャルピ衝撃試験で求めた  $30\text{ft}\cdot\text{lb}$  ( $4.2\text{kg}\cdot\text{m}$ ) 遷移温度 Tr30 が保守的に一致するのとべている。しかしながら、最近の研究では 4 インチ以上の厚板について、この相関は必ずしもよい一致で得られていない。

次に、照射試験において、照射ぜい化による遷移温度の上昇率がぜい性破壊試験方法によって異なると、問題はきわめて複雑になるが PELLINI ら<sup>5)</sup>は Fig. 7 に示すように、照射ぜい化による遷移温度の上昇は、落重試験と V-シャルピ衝撃試験ではきわめてよく一致することを示している。この他、HARRIES<sup>6)</sup>らの試験においても同様な結果が得られている。このことは、監視試験など照射ぜい化傾向を求める照射試験では、遷移温度の上昇は V-シャルピ衝撃試験で求めれば十分であることを示している。

このように、照射ぜい化によるぜい性破壊遷移温度の上昇は、原子炉の運転にどのような影響をおよぼすかが原子炉の安全性を確保する上に問題となる。一般に、原子炉運転温度は  $300^\circ\text{C}$  前後である。照射ぜい化によ

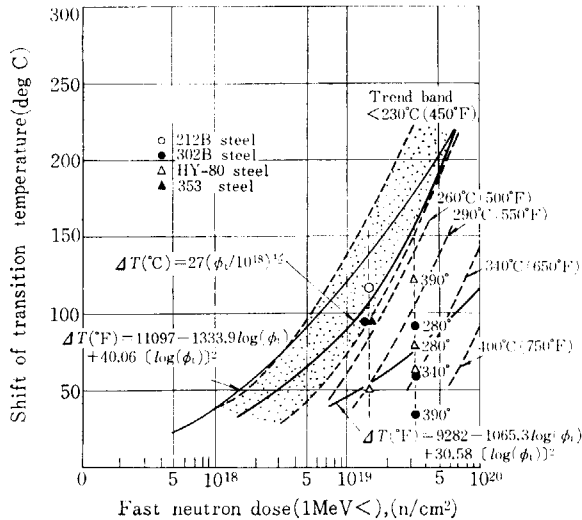


Fig. 8 Tendency of irradiation embrittlement.

Reference

- 1) STEELE L. E.: Nucl. Eng. Des. (1966)
- 2) CARPENTER G. F. et al.: Nucl. Sci. Eng. (1964)
- 3) NICHOLS R. W. et al.: ASTM STP 341 (1961)

て、DTT が 300°C に達することはまず考えられない。すなわち、Fig. 8 に示した原子炉压力容器用鋼材の照射ぜい化傾向からみると、初期ぜい性破壊遷移温度が常温前後であれば、照射ぜい化による遷移温度の上昇が 250 degC であるためには速中性子照射量は約  $10^{20}$ n/cm<sup>2</sup> でなければならない。一般に、原子炉压力容器がうける速中性子照射量は  $\sim 10^{19}$ n/cm<sup>2</sup> であるから、原子炉寿命末期といえども、運転中にぜい性破壊事故を生ずることは皆無と考えてよい。しかしながら、原子炉運転において、燃料交換、定期検査などで压力容器の上蓋を着脱したときは、リーク試験(原子炉運転再開直前の加圧試験)が実施される。また、過圧試験を压力容器の健全性実証のために必要とするときも同様である。このような場合には、付属ボイラによる加熱が実施されるのみで、核加熱は実施することができない。このため、その試験温度

は一般にできるだけ低い温度で実施することが望ましく、この時点においては、ぜい性破壊が構造安全上問題となる。

軽水の沸点は常圧において 100°C であるから、100°C 以上に加熱する場合は加圧する必要がある。Fig. 9 は压力容器鋼材の照射ぜい化挙動を代表的に示したものであるが、設計、使用温度がいかに低くても作用応力が小さければぜい性破壊を生じない限界応力がある。この応力値は鋼種によって異なるが一般に 5kg/mm<sup>2</sup> と考えてよい<sup>7)</sup>。すなわち、压力容器を 100°C 以上に加熱して、压力容器に 5kg/mm<sup>2</sup> 以上のフープ応力を生じない加圧限界は、A 533 鋼材で ASME コード、Sec III 設計の場合、ほぼ 20kg/cm<sup>2</sup> となる。この圧力における飽和温度は 210°C である。この温度が定期検査における簡便な加圧試験の温度限界と考えるのがよい。しかしながら、压力容器寿命末期において、照射ぜい化の進展した压力容器の加圧試験については、水圧にみあった温度上昇を行なえばぜい性破壊の心配は一応ないが、大型压力容器を均一に加熱して、試験時間内に一定温度に保持することは技術的に困難で経済性がともなわないことが多い。

また、Fig. 9 で明らかなように、スクラムなどの温度状態においては、内圧と熱応力の重量した応力がぜい性破壊危険域の下限界に対して十分低いことが要求されねばならない。

3.1.2 上部だなエネルギーについて

Fig. 10 に示すように、鋼材が速中性子照射をうけると、V-シャルピ衝撃試験における上部だなエネルギーが激減する。この低下は中性子損傷の独特の現象で、一般に今まで知られている同一鋼種、同一熱履歴の鋼材の冷間加工履歴ではあらわれない現象である。しかしながら、最近高張力鋼の開発が進むにつれて、熱処理を誤った場合、または溶接熱影響部にこのような上部だなエネ

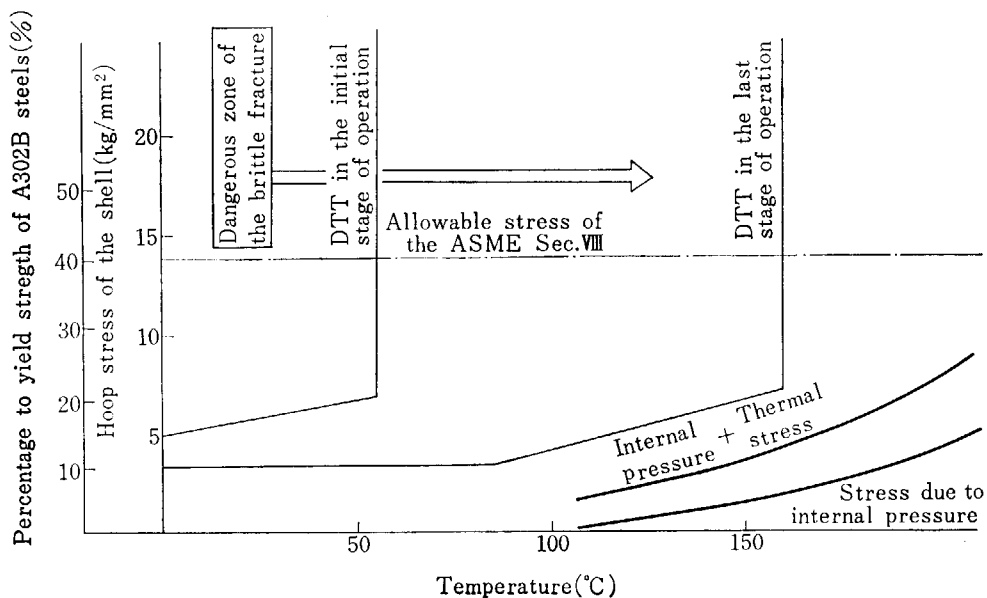


Fig. 9 Expansion of the dangerous zone of the brittle fracture due to irradiation.

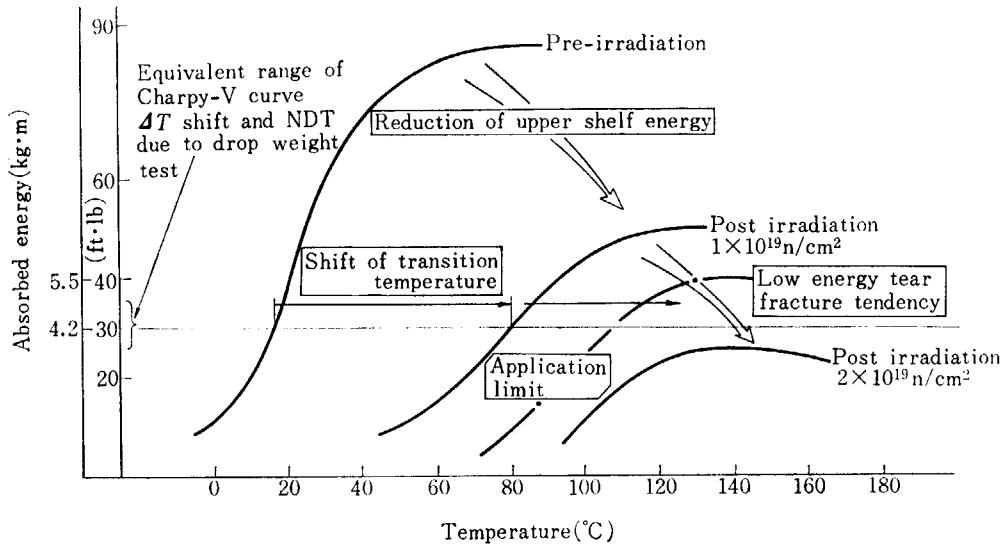


Fig. 10 Change of the Charpy-V impact properties due to irradiation.

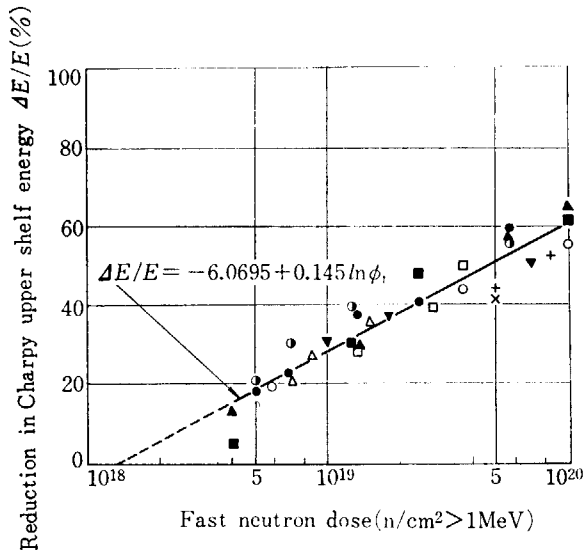


Fig. 11 Percent reduction in upper shelf fracture energy as a function of neutron dose.

ルギの激減状態があらわれる<sup>8)</sup>。このような上部だなエネルギーの激減した鋼材でつくった構造物では、低エネルギー破壊 (Low Energy Tear Fracture) がおきている。

照射ぜい化した圧力容器の低エネルギー破壊を防ぐためには、V-シャルピ衝撃試験の上部だなエネルギーについて規制することが必要である。

照射ぜい化による鋼材の上部だなエネルギーの低下状態を Fig. 11 に示す<sup>9)</sup>。すなわち、 $1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  の速中性子照射量をうけると、上部だなエネルギーはほぼ 1/3 低下する。一般に、鋼種をとわず低エネルギー破壊は V-シャルピ試験で衝撃値 30ft·lb (4.2kg·m) を下まわるとき生じるとされている。

### 3.1.3 溶接継手について

溶接継手については、圧力容器設計基準として母材と同等の性能を保証することが原則となっている。しかしながら、現実はこの要求をみたすことは困難であって、

母材と溶接継手の状態についての優劣が混交することが多い。溶接金属はできるだけ状態をよくしようとすることから、一般に母材より合金成分の高い溶接材料を使用することが多い。このため、施工法確認試験では十分満足な継手性能を示すが、運転におよぼす照射ぜい化傾向についてまでは十分検討されていない。

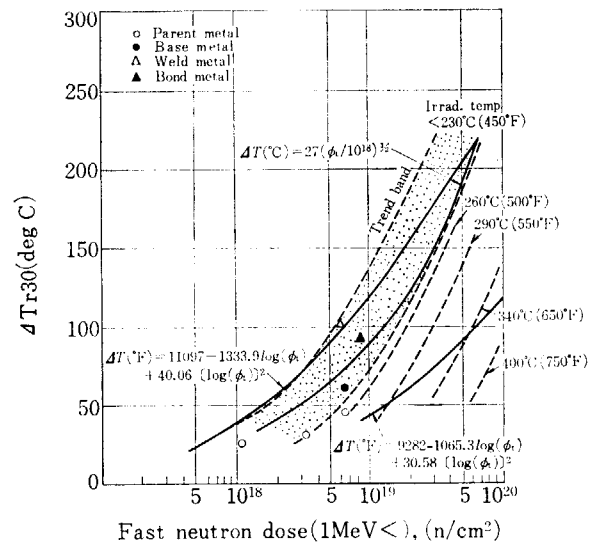


Fig. 12 Result of irradiation embrittlement test on the A 302 B steel and its welds.

すなわち、照射ぜい化による遷移温度の上昇は、Fig. 12 のように一般に母材より大きい<sup>10)</sup>。このため、Fig. 13 に示すように、運転開始時には溶接継手のぜい性破壊遷移温度が母材より低くても、運転末期においては溶接継手の照射ぜい化が母材より進むため、溶接継手の遷移温度によって圧力容器の健全性を判断する必要がでてくる。

上部だなエネルギーは、運転開始前の値が、母材、溶接鋼、熱影響部で異なり、Fig. A-7 に示すように溶接継手は一般に吸収エネルギー値が低くなりがちであることに留



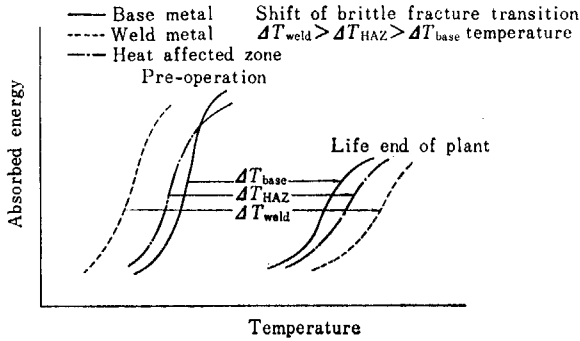


Fig. 13 Shift of brittle fracture transition temperature on the neutron irradiation.

意しなければならない。

3.1.4 USAEC の臨時規制

USAEC は、1967 年に“原子力発電所建設のための一般設計指針”として 64 項目の指針を提案した。そのなかで、照射ぜい化に関するものとして、指針 35 に、圧力容器のうち反応度事故などで生ずる荷重を塑性変形で吸収する部材、たとえば容器フランジ部などは NDT +120 degF を設計遷移温度 (DTT) とすること、また、弾性変形で吸収する部材は NDT+60degF を設計遷移温度とすることをすすめている。さらに指針 50 では、格納容器の設計遷移温度は NDT+30 degF とすることを推奨している。

また、同年に出された USAEC の“ASME 基準で建造する原子炉圧力容器のための臨時付加指針”では、さらに詳細な規制を推奨している。すなわち、

- (1) 主フランジとそれに接続するシエルおよびヘッドは、設計遷移温度が 10°F(-12°C) 以下であること、
  - (2) 炉心に近いシエル材料については設計遷移温度が 10°F(-12°C) 以下であること、
  - (3) その他の圧力容器材料については設計遷移温度が 40°F(4°C) 以下でなければならない、
- としている。

この他に、V-シャルピ衝撃試験における、中性子照射効果による鋼材の上部だなエネルギーの低下に関連して次のように規定している。

- (4) 炉心に近いシエル材料 (溶接部、熱影響部を含む、タテ方向) については 160°F (71°C) 以下の温度で 60ft·lb(8.3kg·m) 以上、
  - (5) ヘッド材料 (溶接部、熱影響部を含む、ヨコ方向) については、160°F(71°C)以下の温度で、40ft·lb(5.5 kg·m) 以上、
  - (6) ボルト材 (タテ方向) については、160°F(71°C) 以下の温度で 40ft·lb(5.5kg·m) 以上、
- でなければならない。以上の 6 項目の要求を図示すると Fig. 14 のようになる。

これらの照射ぜい化の監視は >1MeV の速中性子が、原子炉寿命中に  $1 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$  以上曝射される部材に適用することを推奨している。

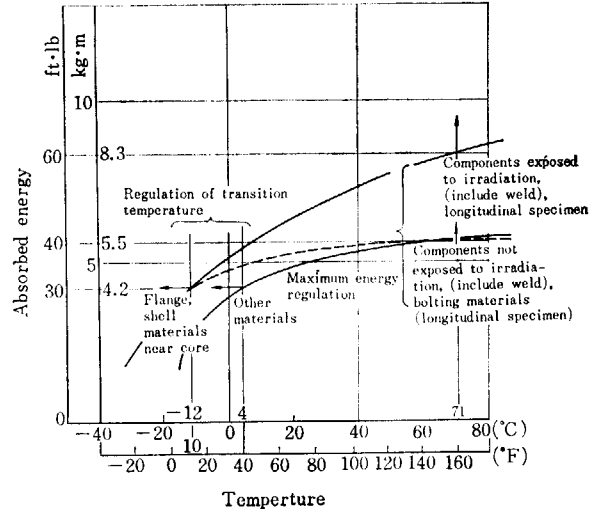


Fig. 14 Tentative regulation to pressure vessel materials by USAEC.

3.2 JPDR 圧力容器の安全性の評価

3.2.1 設計遷移温度の上昇について

JPDR における監視試験の結果 (Fig. 1~3) をまとめてぜい性破壊遷移温度の上昇 (NDT- $\Delta T_r$  30 の上昇) を照射量について示すと、Fig. 15 のようになる。すなわち、速中性子照射量を計算するエネルギー・レベルを 0.1 MeV 以上にとるか 1MeV 以上によるかによって、その差は大きく異なってくるが、一般に照射ぜい化傾向は 1MeV 以上のエネルギー・レベルをとった速中性子照射量によって評価しているため、ここでも 1MeV 以上の速中性子についての照射量によって評価する。JPDR 監視試験においても、中性子照射量を求めるにあたって、原研としては種々の検討が進められた。

ぜい性破壊遷移温度の上昇傾向は、一般に知られているような、STEELE ら<sup>11)</sup>の照射温度 260°C 前後の傾向と一致している。研究炉における照射試験結果に比較すれば、その上昇率はかなり鈍化している。そして、いわゆ

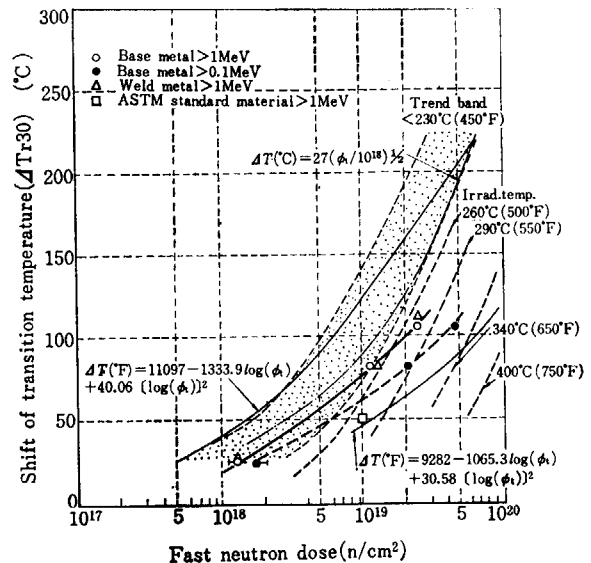


Fig. 15 Irradiation embrittlement of JPDR pressure vessel.

る CARPENTER<sup>12)</sup> の照射敏感曲線  $\Delta T(^{\circ}\text{F})=11097-1333.9\log(\phi_i)+40.06[\log(\phi_i)]^2$  よりも、照射鈍感曲線  $\Delta T(^{\circ}\text{F})=9282-1065.3\log(\phi_i)+30.58[\log(\phi_i)]^2$  に近い傾向を示している。

これを、アメリカにおける JPDR と同型炉、Dresden-I 炉および Big Rock Point 炉の照射ぜい化傾向と比較すると Fig. 16<sup>13)</sup> に示すようになる。これらの炉と JPDR を比較するとドジメトリにおける諸定数のとり方などについての差を考慮すればほぼ同等の照射ぜい化傾向と考えられる。

ASTM 標準試片の JPDR における照射ぜい化傾向は圧力容器材料に比較して小さい結果となっている。

JPDR の運転前における圧力容器の機械的特性および

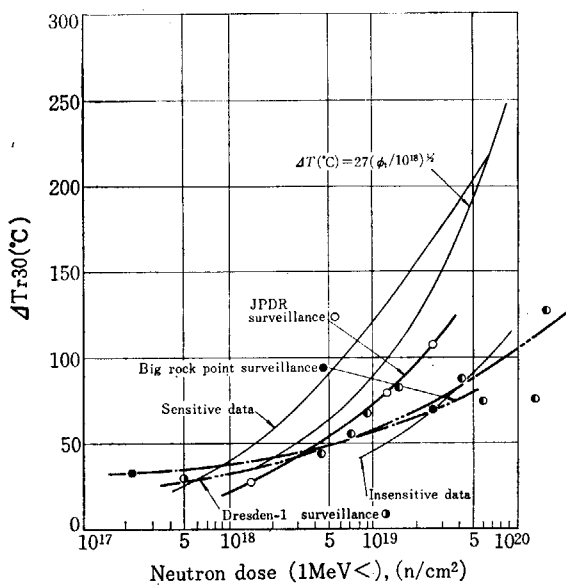


Fig. 16 Comparison of results of surveillance test in several reactors.

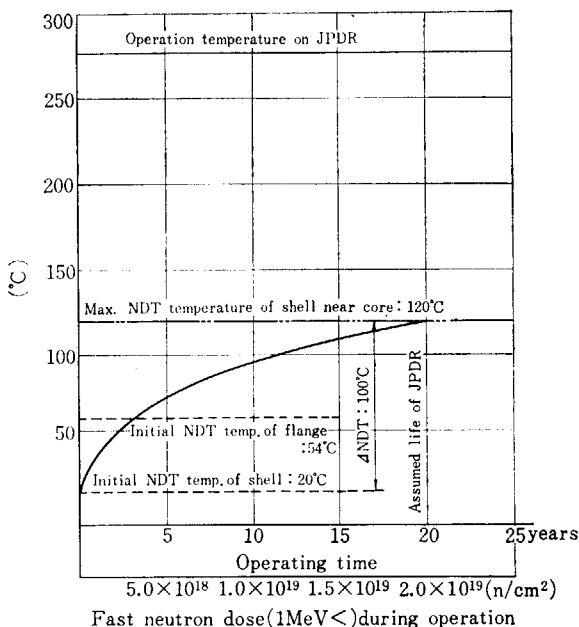


Fig. 17 Shift of NDT temperature on JPDR pressure vessel.

製造履歴についてのデータは付録に示すとおりであるが、同データをもとにして、JPDR の圧力容器の仮定寿命を想定すると Fig. 17 に示すようになる。すなわち、JPDR-I (熱出力 45MW) の 100%出力運転において、運転期間 20 年間に、圧力容器の炉心にもっとも近接したシェルの方ける速中性子照射量は  $2 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  と推定され、この期間の照射ぜい化は母材について、100deg C の上昇と考えられるので、照射ぜい化設計遷移温度 DTT ( $[\text{NDT 温度} = \text{Tr}30] + 34 \text{deg C}$ ) はほぼ 154°C となるであろう。\*この DTT は運転温度より十分低い温度であるので運転中に圧力容器のぜい性破壊事故は全く生じる可能性はない。JPDR-II 計画の実施にあたっては、炉心が変更され、速中性子束分布などが変わるであろうが、出力 2 倍増により速中性子束も 2 倍になるとすれば、運転期間 20 年の仮定は 10 年となり、同様の評価となる。

一方、圧力容器の炉心近接シェルの速中性子照射量を  $1 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  におさえることを基準として安全性を評価すれば、JPDR 圧力容器の仮定寿命は JPDR-I で 10 年、JPDR-II で 5 年である。

以上の評価は運転効率を 100%とした保守的評価であるが、実際は運転効率がさらに低減されることが明らかであるので、この評価は保守的な安全性を十分実証している。

また、圧力容器は成形時にヨコ板を使用し、照射試片はタテ板を使用していることについて評価の補正の問題があるが、付録 Fig. A-2 に示したように、ぜい性破壊遷移温度に関する限り、タテ板、ヨコ板とも一致しているのでここでは補正しないで評価したが、そのために不安全評価になるとは考えられない。

3.2.2 上部だなエネルギーの低下について

V-シャルピ衝撃試験における上部だなエネルギーの低下が、低エネルギー破壊との関連で問題になってきたのは、ここ数年来のことである。このため、JPDR 建設時点における監視試験計画には上部だなエネルギーの測定は考慮されていない。このため第 2 回監視試験までは試片数が少ないため上部だなエネルギー測定を行なわなかった。第 3 回監視試験において、初めて原子炉安全審査専門委員会の要求により実施した。

TABLE 3 にその測定結果を示す。V-シャルピ試験上部だなエネルギーの低下については BURGHARD (Fig. 11 参照) により検討されているが、他の国内外の照射データ<sup>10, 14, 15, 16)</sup>と比較検討し、安全性の評価を行なった。

Fig. 18 は母材、溶着鋼および熱影響部について速中性子照射による上部だなエネルギーの低下を求めたものである。Fig. 19 はそのうち、母材についてまとめたものであるが、BURGHARD の結果よりかなり上部だなエネルギーの低下は小さいことがわかる。なお図中の直線、 $\Delta E/E =$

\* 溶着鋼、熱影響部はぜい性破壊遷移温度が母材より低いので、DTT としては母材のぜい性破壊遷移温度を採用した。

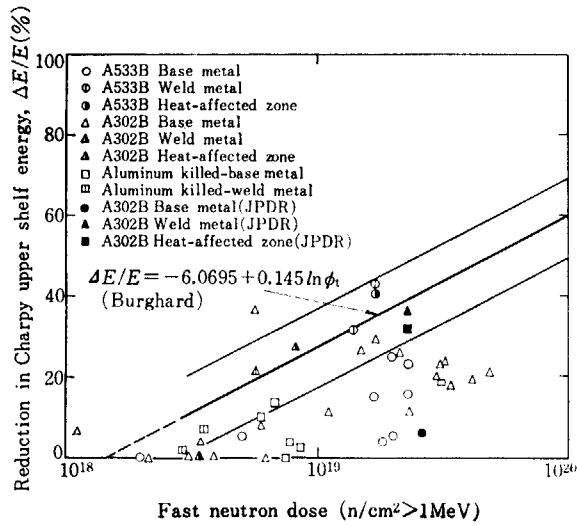


Fig. 18 Percent reduction in upper shelf fracture energy as a function of neutron dose in various pressure vessels.

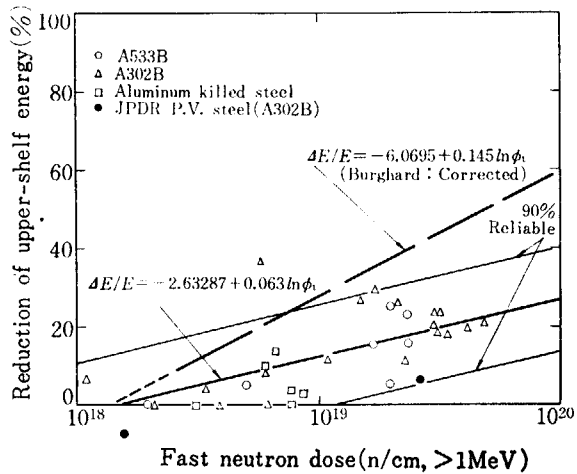


Fig. 19 Reduction of upper-shelf energy by irradiation (base metal)

$-2.63287 + 0.063 \ln \phi_i$  は最小自乗法により求めたものであり、90%信頼範囲は標準偏差より計算した。本結果より JPDR 母材の評価を行なった。また同図より明らかかなように  $10^{18} \text{ n/cm}^2$  の速中性子照射量では上部だなエネルギーの低下は生じないといえる。

Fig. 20 は溶着鋼および熱影響部について上部だなエネルギーの低下を求めた結果であるが、Burghard 修正式とほぼ一致することから、Burghard 修正式を用いて溶着鋼および熱影響部の評価を行なった。なお、この場合も速中性子照射量  $10^{18} \text{ n/cm}^2$  では上部だなエネルギーの低下は生じないと考えてよい。

Fig. 21 は 3.1.4 にのべた USAEC の臨時規制 (Fig. 14 および Fig. 18~20) をもとにして、JPDR 圧力容器の母材、溶着鋼および熱影響部の上部だなエネルギーの低下について評価を行なったものである。

上部だなエネルギー 40ft·lb (5.5kg·m) が保守的に低エ

\* Fig. 10に示すように一般のぜい性破壊における低エネルギー破壊の限界値は、鋼種に関係なく 30ft·lb (4.2kg·m) といわれている。

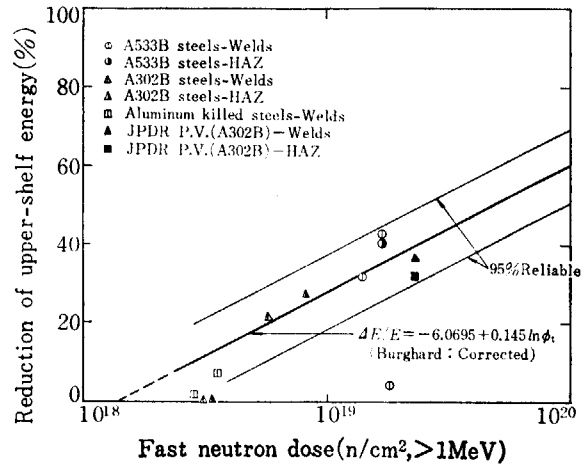


Fig. 20 Reduction of upper-shelf energy by irradiation (weldments)

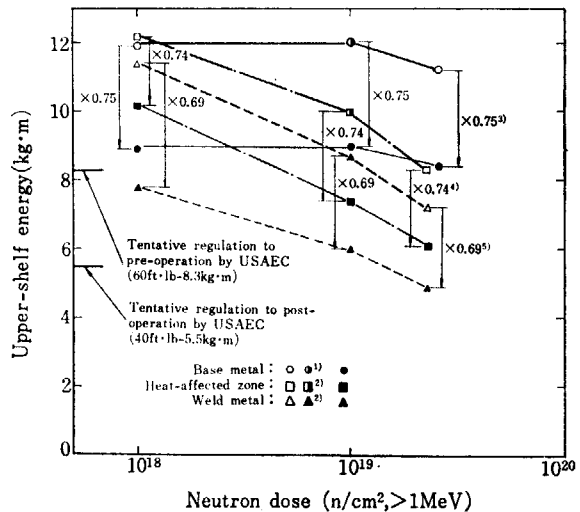


Fig. 21 Evaluation on the reduction of upper-shelf energy. Remark:

- 1) Assumed by  $\Delta E/E = -2.63287 + 0.063 \ln \phi_i$
- 2) Assumed by  $\Delta E/E = -6.0695 + 0.145 \ln \phi_i$
- 3) Exchanged to transverse direction data from roll direction data
- 4) 5) Exchanged to production test data from surveillance test data

エネルギー破壊の限界値\* とするならば、運転開始前の母材の上部だなエネルギーはタテ材について 12kg·m 程度であり、ヨコ材についてはとくにデータがないが推定では 60ft·lb (8.3kg·m) をこえており、 $1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  の速中性子照射をうけても前述の検討 (Fig. 19) から推定して 40ft·lb (5.5kg·m) より低下することはない。熱影響部についても同様のことがいえる。

溶着鋼についてはタテ材、ヨコ材を区別する必要はないが、製造試験片と監視試験片の V-シャルピ衝撃値の差の較正 (Fig. A-7 参照) を考慮すると、運転前においては 60ft·lb (8.3kg·m) より若干低い値となる。しかしながら、Burghard 修正式 (Fig. 20 参照) より推定した  $1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  における上部だなエネルギーは、40ft·lb (5.5kg·m) をこえており、照射後においても低エネルギー破壊を生じないじん性を圧力容器鋼材が保有することが明らかである。

#### 4. 原子炉運転条件への影響

運転当初における設計遷移温度 DTT はフランジ部の NDT をとって 54°C であり、加圧時における最低試験温度は規制によりそれより 60degF (34degC) 高い 88°C である。

圧力容器の照射ぜい化が進展すると、この DTT 規制温度は改変しなければならない。とくに初期において照射ぜい化は急速に進むので 100% 出力換算で JPDR-I では運転開始より 3 年後 (現在まで約 1.5 年経過と考え

られる)、JPDR-II 改造後約 0.5 年で、DTT に関係した試験温度は安全のため  $70+34\text{degC}=104^\circ\text{C}$  に改変する必要がある。

以上のように加圧時における試験温度が高くなるにつれて、圧力容器の加熱、冷却過程において、容器に 5kg/mm<sup>2</sup> 以上の応力を残留せしめたまま、同試験温度以下になるような運転はさけなければならない。

#### 5. あとがき

JPDR はわが国における沸騰型軽水炉の先駆をなすものであって、本報告書は今後運転に入る圧力容器の健全性の評価につながるものである。原研では、圧力容器の健全性について、照射ぜい化の観点ばかりでなく、クラッドき裂の進展性についても評価し、実験解析の結果、JPDR-II 改造後においても十分使用に耐えることを実証した。

しかしながら、これらの安全性の実証は応力容器がここ 5 年以内に大きな破壊事故を生じないことを実証したものであって、さらに長期的な展望としては、今後進展するいくつかの試験研究を積重ねなければ確実なことは断定できない。

原研における研究開発の使命の一つに、原子力の安全性の評価、確認がある。本成果は、今後運転が開始される軽水炉の安全性評価の基礎となると考えられる。

なお、昭和 44 年 3 月、通商産業省の要請に応じて、日本高圧力技術協会 (会長: 木原博東京大学教授) が検討した "JPDR 圧力容器鋼材 NDT 温度と安全性との関係についての調査" があるが、同報告と本報告に大きな見解の差はない。

#### References

- 1) JPDR 圧力容器の監視試験結果については次の報告がある。
  - ① "JPDR 圧力容器鋼材の NDT 温度に関する調査報告", JAERI-memo 2946
  - ② 藤村: "原子炉圧力容器の監視試験の動向", 日本原子力学会誌, Vol. 10, No. 6, 337 (1968)
  - ③ "JPDR 圧力容器鋼材 NDT 温度と安全性との関係についての調査", 日本高圧力技術協会 (1969)
- 2) ① PELLINI W. S. and PUZAK P. P.: "Practical Considerations in Applying Laboratory Fracture Test Criteria to the Fracture-Safe Design of Pressure Vessel," NRL-Report-6030 (1963)
- ② PELLINI W. S. *et al.*: "Review of Concepts and Status of Procedures for Fracture-Safe Design of Complex Welded Structures Involving Metals of Low to Ultra-High Strength Levels," NRL-Report-6300 (1965)
- 3) PUZAK P. P. and PELLINI W. S.: "Evaluation of the Significance of Charpy Tests for Quenched and Tempered Steels," *Welding Journal*, vol. 35, No. 6, (1956) p.275S
- 4) PELLINI W. S. and PUZAK P. P.: "Practical Considerations in Applying Laboratory Fracture Test Criteria to the Fracture-Safe Design of Pressure Vessels," *Trans. ASME, Journal of Engineering for Power*, vol. 86, (Oct. 1964) p. 429
- 5) PELLINI W. S., STEELE L. E. and HAWTHORNE J. R.: "Analysis of Engineering and Basic Research Aspects of Neutron Embrittlement of Steels," NRL-Report-5780 (1962)
- 6) HARRIES D. R. *et al.*: "Irradiation Behavior of Steel as a Structural and Cladding Material," *Proceedings of the Third International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy* vol. 9, p/162, (Geneva, 1964) p. 232
- 7) KIHARA H. and MASUBUCHI K.: "Effect of Residual Stress on Brittle Fracture", *Welding Journal*, vol. 38, No. 4 (1959) p.159S
- 8) STEELE L. E.: "Neutron Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessel Steels," *Atomic Energy Review*, vol. VII, No. 2, (IAEA, Vienna, 1969)
- 9) BURGHARD H. C. Jr. and NORRIS E. B.: "The Effect of Neutron Irradiation on the Fracture Characteristics of Pressure-Vessel Steels," *an ASME Publication*, 1967
- 10) 藤村, 中崎, 生田目: "原子炉圧力容器鋼材 (A 302 B 鋼) 溶接継手の中性子照射試験", *溶接学会誌*, vol. 38, No. 6, (1969) p. 608
- 11) STEELE L. E.: "Radiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessel Steels," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 3, (1966) p.287
- 12) CARPENTER G. F.: "Anomalous Embrittling Effects Observed During Irradiation Studies on Pressure Vessel Steels," *Nuclear Science and Engineering*,

- vol. 19, (1964) p. 18
- 13) CHARLES Z. S. *et al.*: "Fracture and Results of Several Programs of Radiation-Damage Surveillance of Power Reactor Pressure Vessels," Trans. ASME, Journal of Basic Engineering, (1967) p. 221
- 14) HAWTHORNE J. R. and POTAPOVS U.: "Initial Assessments of Notch Ductility Behavior of A533 Pressure Vessel Steel with Neutron Irradiation," NRL-Report-6772, (1968)
- 15) 川崎, 藤村, 中崎, 生田目: "原子炉構造用鉄鋼材料の照射脆化の研究", 鉄と鋼, vol. 51, No. 13, (1965) p. 2328
- 16) KAWASAKI M. and FUJIMURA T.: "Neutron Irradiation Embrittlement of Structural Steels in Nuclear Power Reactor," Trans. Iron and Steel Inst. of Japan, vol. 8, (1968) p. 48

# 付 録

## 1. ドジメトリーについて

JPDR の設計時に GE は高速中性子分布 (>0.1MeV) について GE のコードにより計算を行なっている。しかしその後の運転時の実測結果とかなりの相違が認められた。原研は GE コードと実測値の相違を少なくし、正確なドジメトリーを行なうため努力を重ね、原研コードを開発した。

Fig. A-1 に圧力容器内における実測値、原研コードおよび GE コードによる結果を比較して示す。シュラウド内部 (A位置) では原研および GE コードによる計算結果の差はさほどではないが、圧力容器壁 (B位置) では両者間でかなり大きな相違がある。すなわち原研コードによる 0.1MeV 以上の高速中性子束の計算値は  $3 \times 10^{10}$  n/cm<sup>2</sup>·sec であり、GE コードによる値が  $1.1 \times 10^{10}$  n/cm<sup>2</sup>·sec であるから約 3 倍となる。一方実測値は  $6.17 \times 8.83 \times 10^{10}$  n/cm<sup>2</sup>·sec であり、原研コードによる計算値に比べて約 2~3 倍大きくなることわかる。

したがって本監視試験においては、実測値が正確であるという判断から、純鉄モニターより照射量を評価した。

TABLE A-1 は過去 3 回の監視試験における照射量測定結果を示す。

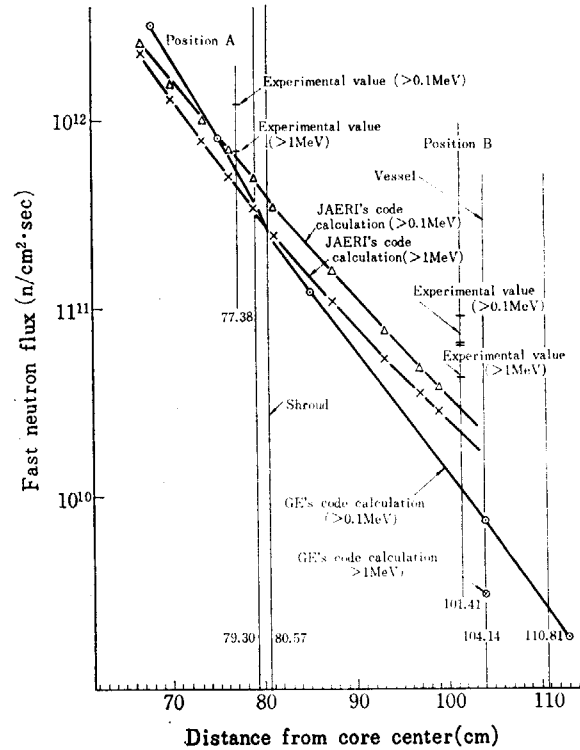


Fig. A-1 Radial distribution of fast neutron flux in JPDR pressure vessel.

TABLE A-1 Results of dosimetry in surveillance test

Location of tested coupons	1st surveillance test		2nd surveillance test		3rd surveillance test	
	Inside of shroud		Inside of vessel		Inside of shroud	
	Dose of tested coupons (n/cm <sup>2</sup> )					
	>0.1MeV	>1MeV	>0.1MeV	>1MeV	>0.1MeV	>1MeV
Calculated value	$7.11 \times 10^{19}$	$7.83 \times 10^{18}$	$6.61 \times 10^{17}$	$4.96 \times 10^{17}$	—	—
Experimental value	2.22 ~ $2.23 \times 10^{19}$	1.24 ~ $1.25 \times 10^{19}$	1.46 ~ $2.09 \times 10^{18}$	1.05 ~ $1.50 \times 10^{18}$	4.13 ~ $5.27 \times 10^{19}$	2.31 ~ $2.94 \times 10^{19}$

TABLE A-2 Tensile properties of JPDR pressure vessel steel

Charge No.	Location	Diameter		Yield strength		Ultimate tensile strength		Elongation GL=2 in. %	Bend property 180°, D=3
		mm	in	kg/mm <sup>2</sup>	psi	kg/mm <sup>2</sup>	psi		
36E 743	Top	12.82	0.505	43.3	61620	58.5	83100	33.5	good
	Bottom	12.80	0.504	42.0	59670	58.2	82880	35.7	
36E 727	Top	12.80	0.504	48.2	68510	61.4	87300	31.8	good
	Bottom	12.80	0.504	48.2	68510	60.6	86190	31.0	
36E 861	Top	12.80	0.504	47.4	67410	61.4	87300	31.8	good
	Bottom	12.80	0.504	46.6	66300	60.3	85640	32.1	
Specification				35.2	50000	56.3 -70.3	80000 -100000	20 <	

2. JPDR 圧力容器の運転前のぜい性破壊特性

本項の JPDR 圧力容器運転前のぜい性破壊特性は、照射ぜい化についての安全性評価の根拠になったデータをまとめたものである。

2.1 素材の機械的性質

2.1.1 素材の引張特性 (TABLE A-2)

2.1.2 素材のV-シャルピ衝撃特性 (TABLE A-3)

2.1.3 素材のロール方向およびロール直角方向のV-シャルピ衝撃値の比較 (TABLE A-4, Fig. A-2)

2.2 製造熱履歴の影響

2.2.1 製造熱履歴による容器材 (A302B 鋼) の引張り特性の変化, V-シャルピ衝撃試験における 30ft·lb 遷移温度 (Tr 30) と -12°C (10°F) における衝撃値の変化 (Fig. A-3)

2.2.2 製造熱履歴によるV-シャルピ衝撃特性曲線の変化 (Fig. A-4)

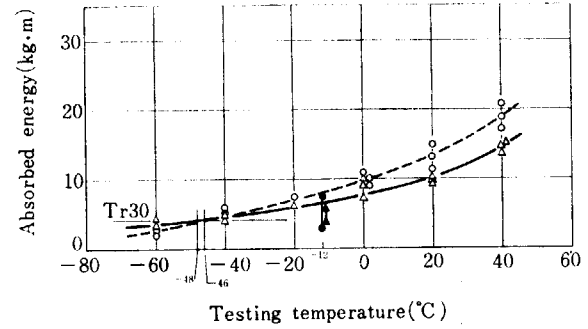
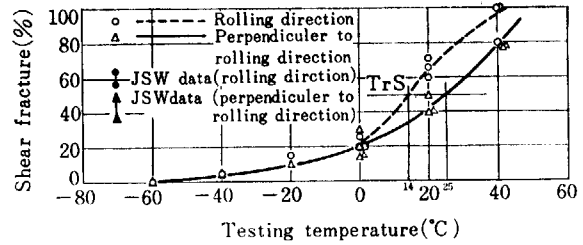


Fig. A-2 Charpy-V notch impact properties of JPDR pressure vessel steel.

TABLE A-3 Charpy-V notch impact properties of JPDR pressure vessel steel

Location		Top (kg·m)				Bottom (kg·m)			
Charge No.	Orientation	1	2	3	Mean	1	2	3	Mean
36E 743	Long.	7.4	5.9	7.1	6.8	5.3	3.0	5.8	4.7
	Trans.	5.7	5.8	5.7	5.7	5.1	5.1	5.0	5.1
36E 727	Long.	6.5	6.1	5.9	6.2	5.8	5.8	5.8	5.8
	Trans.	4.6	4.9	5.1	4.9	4.7	4.7	5.0	4.8
36E 861	Long.	6.2	5.6	5.0	5.6	5.1	4.5	4.5	4.7
	Trans.	4.4	3.8	4.1	4.1	3.9	4.3	3.7	4.0
Specification		Average values of each specimen: 25 ft. lb (3.5kg·m) Minimum value of one specimen: 20 ft. lb (2.8kg·m)							

TABLE A-4 Results of Charpy-V impact test on remainder material of JPDR pressure steel

1. Parallel to rolling direction

Specimen No.	Testing temp. °C	Absorbed energy		Shear fracture	
		kg·m	Mean	%	Mean
L-21 22 17	40	20.5		100	
	40	17.0	18.8	80	93.3
	40	18.8		100	
14 20 3	20	11.3		60	
	20	12.9	13.0	65	65
	20	14.8		70	
12 23 15	0	10.9		20	
	0	8.9	9.7	20	21.7
	0	9.4		25	
13	-20	7.4		15	
11 4	-40	5.5		5	
	-40	5.2	5.4	5	5
7 24	-60	2.9		0	
	-60	2.3	2.6	0	0
Tr30=-46°C		TrS=14°C			

2. Perpendicular to rolling direction

Specimen No.	Testing temp. °C	Absorbed energy		Shear fracture	
		kg·m	Mean	%	Mean
S-17 8 6	40	14.0		80	
	40	14.4	14.3	80	80
	40	14.4		80	
22 11 7	20	9.4		40	
	20	10.4	9.9	50	43.3
	20	9.9		40	
2 24 5	0	9.7		30	
	0	9.1	8.7	20	21.7
	0	7.3		15	
4	-20	6.3		10	
15 2	-40	5.1		5	
	-40	4.3	4.7	5	5
9 19	-60	4.0		0	
	-60	3.2	3.6	0	0
Tr30=-48°C		TrS=25°C			

2.3 初期 NDT 温度

2.3.1 GE-日立の公式データ (Fig. A-5)

2.3.2 原研における公式 NDT (Tr30)温度 (TABLE A-5)

2.3.3 JPDR 圧力容器各部の NDT 温度 (Fig. A-6)

2.3.4 本体付試験片と監視試験片のシャルピ衝撃値の比較 (Fig. A-7)

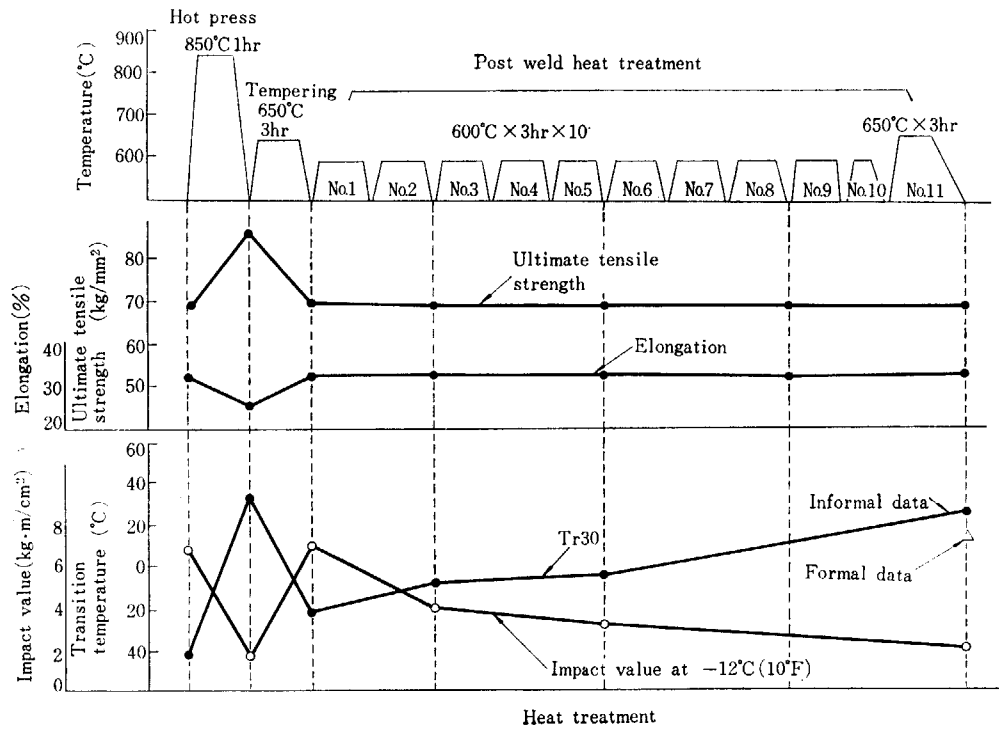


Fig. A-3 Mechanical properties change due to thermal cycles of JPDR pressure vessel steel.

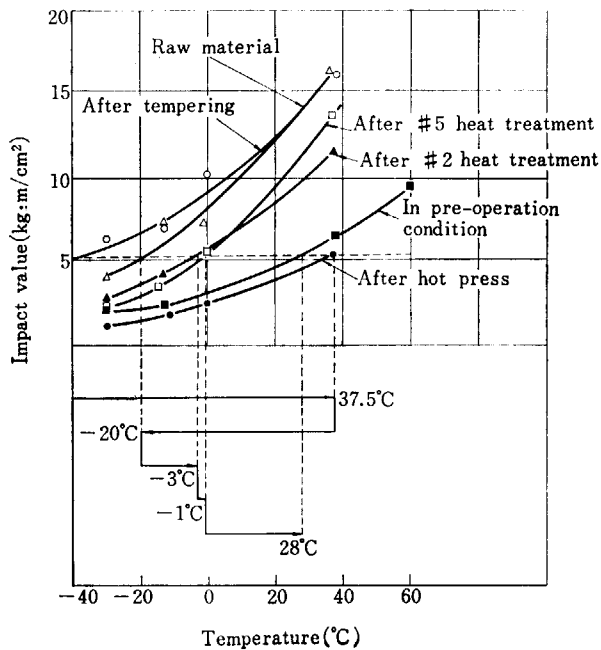


Fig. A-4 Charpy-V curve change due to thermal cycles.

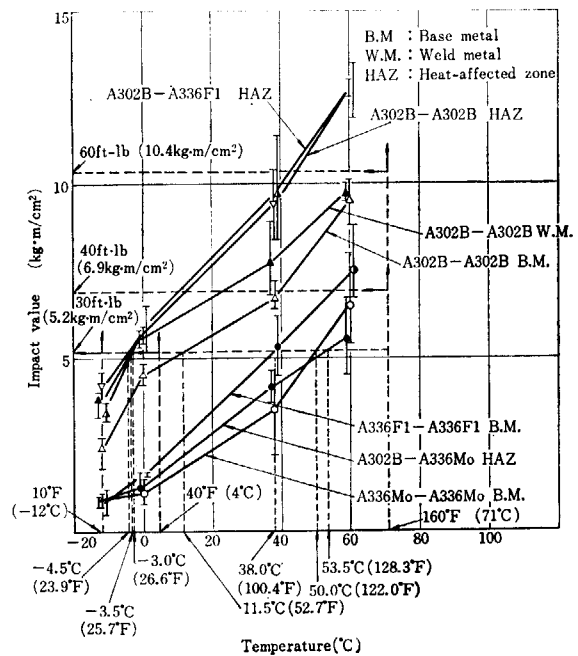
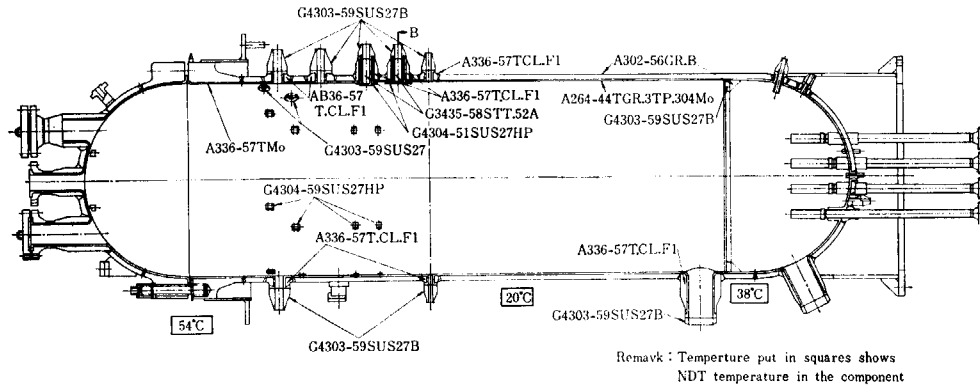


Fig. A-5 Charpy-V impact property of JPDR pressure vessel components.



TABLE A-5 Initial transition temperature of shell near core in pre-operation

Material	Tr30 (°C)	Impact value -12°C (10°F) kg·m/cm <sup>2</sup>
Raw material (as fabricated)	-46	5.6-8.9
Base metal	12±8	1.8 2.6 Mean 2.4 2.7
Weld metal	-2±3	3.3 3.3 Mean 3.5 4.0
Heat-affected zone	-4±3	3.9 4.2 Mean 4.2 4.6
Forging (heat-affected zone)	±23 54-8	0.7 0.9 Mean 0.9 1.0



Remark: Temperature put in squares shows NDT temperature in the component

Fig. A-6 Pre-operational NDT temperature in components of JPDR pressure vessel.

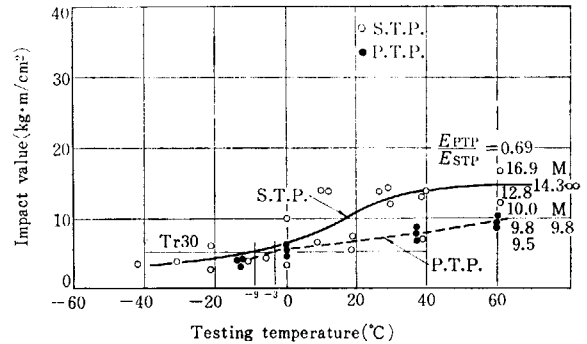
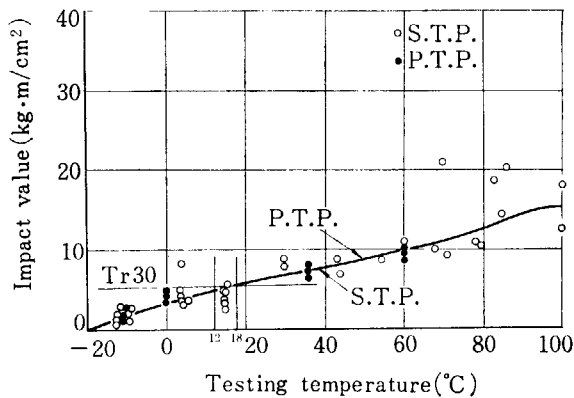
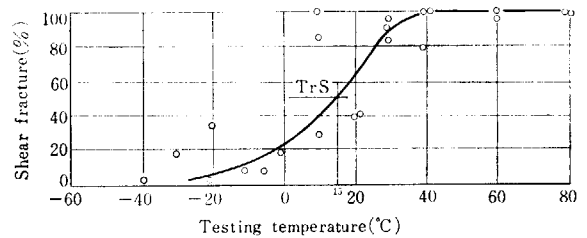
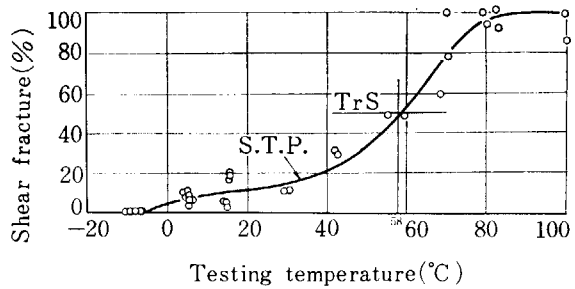


Fig. A-7(a) Comparison of parent test piece (P. T. P.) with surveillance test piece (S. T. P.) or Charpy-V impact property of JPDR pressure vessel's base metal.

Fig. A-7(b) Comparison of parent test piece (P. T. P.) with surveillance test piece (S. T. P.) on Charpy-V impact property of weld metal.