

UDC 543.422 : 543.7 : 669.1 : 669.71

展 望

原子力用鋼材の問題点と将来*

藤 村 理 人**

Future Aspect of Structural Steels for Nuclear Power Plants

Tadato FUJIMURA

1. 原子力発電プラントの開発動向と課題

フランス、イギリスにおいて、西暦 1956 年（昭和 31 年）ガス冷却型発電炉が運転を開始してから、1977 年において、世界の運転中の動力用原子炉は 201 基（106 080 MWe）に達した。日本はアメリカ、イギリス、ソ連に次いで世界第 4 位で、14 基（7 990 MWe）である。この発電量は、1975 年における日本の全発電量の約 8 %をまかなっている。日本のエネルギー状況から考えれば、年成長 20% で 1985 年に 36 000 MWe の原子力発電設備にすることが最低の目標であるが、この目標はなかなか厳しい開発環境となつていく。

このような背景をもとにして、1985 年より 2000 年にかけての日本のエネルギー状況の逼迫がほぼ想定されるので、原子力発電所の 1 基の容量は、図 1 に示すように急速に大型化されてきた。すなわち 1975 年より運転開始された発電プラントは 1 基 800~1 100 MWe の大型発電所で、化石燃料発電所の最新鋭大型プラントと競う電気出力となつていく。

このような大型原子力発電所の健全性を保証するためには、1 次冷却系を構成する圧力バウンダリ*をもつとも重要な構造部材と考えて、同部材に使用する鋼材とその溶接部の健全性を第 1 に保証することになっている。

具体的にその保証する方法を述べるならば、まず圧力バウンダリの破局的破損（Catastrophic Failure）確率を $10^{-7}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ に抑制することにある。この確率は西暦 2000 年において、世界で 10 000 基の原子炉が稼動するであろうと考え、その時点において原子炉の破局的破損がおきるとしても 1000 年に 1 回という低い確率であるという論理で公衆の原子力発電所の安全性についての合意を得ようとするものである。

現在原子力発電所において、もつとも恐れられている

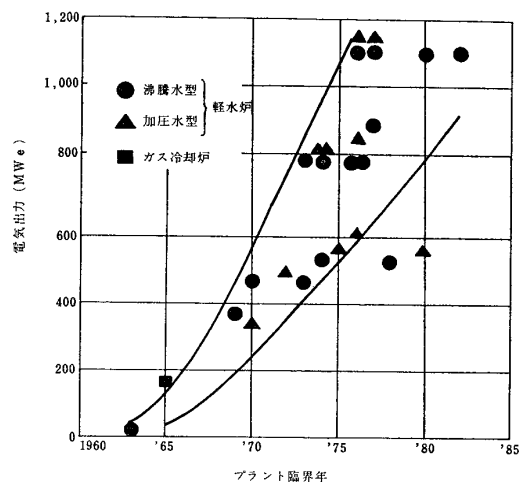


図 1 日本の発電用動力炉の大型化の傾向

破損は圧力容器の破損である。この原子炉圧力容器は加圧水型軽水炉の場合、径 4.4 m、高さ 13 m、容量 180 m³、重量 390 t の大型容器であつて、現在の安全解析思想では破局的破損を想定せず、代替的に大口径配管の瞬時破断を最大事故と仮想して安全解析を進めている。

しかしながら大型圧力容器の健全性が、果たして $10^{-7}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ という低い破局的破損確率を保証しているであろうか。アメリカ原子力安全保証委員会の 1974 年における報告¹⁾によると、原子力以外のプラントにおける圧力容器、ボイラの破損確率は、99% 信頼度において、 $1 \times 10^{-5}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ であり、原子力プラントでは、ASME Code Sec. III および Sec. XI のような原子力専用の最新設計技術を駆使して、圧力容器を建造した場合 $1 \times 10^{-6}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ であろうと推定している。図 2 はこのような調査の結果を図示したものであるが、因みに回転機械*の例としてタービンの破局的破損によるミサイル発生確率²⁾を比較して示した。タービンの破損確率に

* 1 次冷却系の熱輸送材（軽水、重水またはガス）の圧力を閉じこめる構造部材をいう。

* Active Components といつている。タービン、ポンプなど。

* 昭和 53 年 1 月 27 日受付 (Received Jan. 27, 1978) (依頼展望)

** 高温構造安全技術研究組合 (Technical Research Association for Integrity of Structures at Elevated Temperatures Service, Nikko Build., 3-1-9, Kanda-Surugadai, Chiyoda-ku, Tokyo 101)

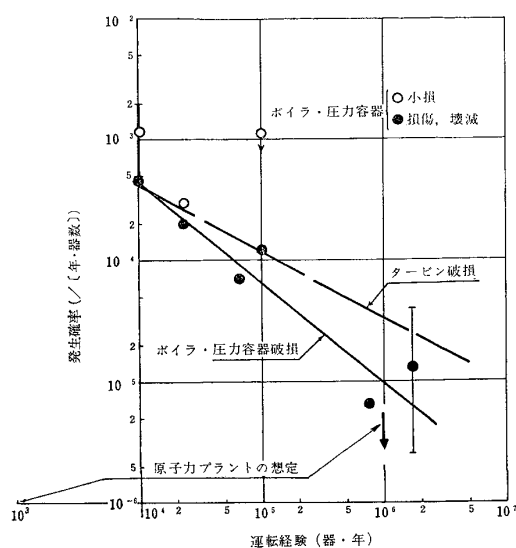


図 2 原子力以外のボイラ・圧力容器の事故の発生確率

比較すれば、静置機械 (Static Components) である圧力容器の破損確率は小さい。

さて原子力プラントにおける圧力容器の破損確率が、 $10^{-6}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ であるというのはあくまで状況判断による想定である。原子炉圧力容器の破局的破損は過去において1度も発生していないが、また一方、稼働経験も 10^8 (年・器数) を超えていない。原子力以外の圧力容器ボイラの稼働経験が 10^6 (年・器数) になっているのに比べれば、原子力プラントの稼働はまだ未知数で健全性を確率的に論ずることは困難である。

原子力技術関係者が原子力発電所の健全性を保証する上で、もつとも苦しむのはこの点にある。しかしながら稼働 (年・器数) のみは原子力発電所が多数建設され、運転経験を積む以外にはいたし方のないものである。それにしても西暦2000年において、ようやく 10^5 (年・器数) になるに過ぎない。その時点で破局的破損がゼロであつても、まだ $10^{-6}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ を直接的に保証することにはならないのである。

このような現状にあつて、圧力バウンダリの破局的破損確率を $10^{-7}/(\text{年} \cdot \text{器数})$ にする技術的努力はきわめて厳しいものがある。すなわち現状の原子力技術を1桁以上レベルアップすることが要求されていることを銘記しなければならない。

以上のような前提において、圧力容器鋼材の技術開発の課題は次のように考えられる。

(1) 鋼種の改良努力

軽水炉圧力容器鋼材についていえば、現用 A533B 鋼をさらに性能のよい鋼材に改良する努力が必要である。それはより高強度、高靱性鋼の採用である。大型圧力容器の製造にあつては、必然的に大型材料が必要となる。それは溶接線を極力少なくすることが経済性と健全性とともに向上するからである。またいつばう現在使用され

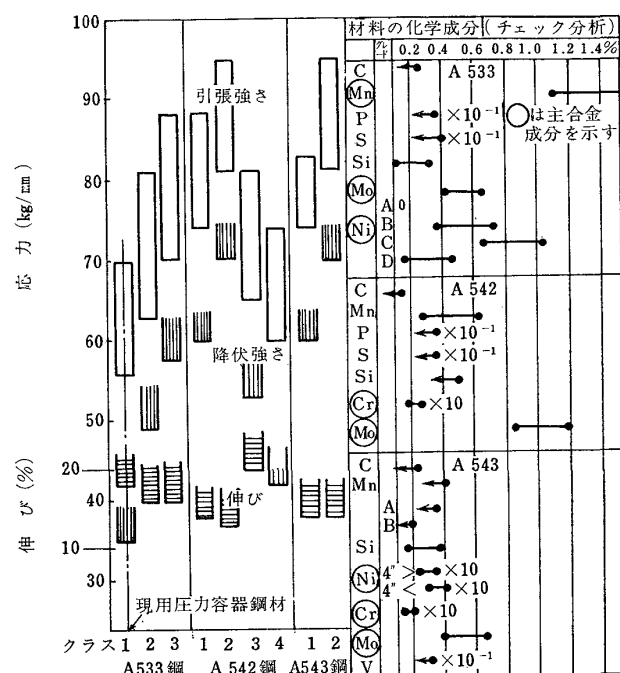


図 3 現用圧力容器鋼材と将来候補鋼材

ている耐荷重設計法では、高強度材料を使用して板厚を減少せしめ、軽量化をはかるよう指向されている。図3は将来使用されると考えられる候補の鋼材を示したものである。この3鋼種は、いずれも焼入れ・焼もどし熱処理材で、A533鋼 (Mn-Mo-Ni 低合金鋼)、A542鋼 (Cr-Mo 低合金鋼) と、A543鋼 (Cr-Ni 低合金鋼) である。A533鋼はアメリカにおいて、ボイラ鋼材として定評のあつた Mn-Mo 低合金鋼 A302 鋼の改良材で、Ni が添加され大型材の焼入れ特性の改良と耐中性子照射特性の改良が行われた。同鋼種のグレードB、クラス1は現在軽水炉圧力容器で専ら使用されてきた。クラス2、3の高強度材料は溶接継手の性能がいまだ十分ではない。A542鋼は 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼で、ヨーロッパ、日本では古くから実績のある容器材料である。この鋼種に類する鋼材は原子力用以外では相当な実績がある。課題は焼もどし脆化および水素脆化対策と考えられており、他の性能は申し分ない。A543鋼はアメリカ海軍によつて開発された HY 80 鋼である。軍用実績において高く評価されているが、溶接継手性能を保証するための努力が要求されている。

(2) 鍛造材の使用

前述したように溶接継手線を少なくすることが、大型、肉厚圧力容器の成形加工において、健全性を高めることに連がる。とくにタテ溶接継手はフープ荷重 (主荷重) をうけもつことになるので、この継手を省略することは健全性を保証する上で大きな効果がある。すなわち溶接継手の中性子照射ぜい化問題は、消去することができるし、欠陥想定による破壊靱性評価をいちじるしく軽減できることになる。ここに圧力容器の胴成形を厚鋼板によ

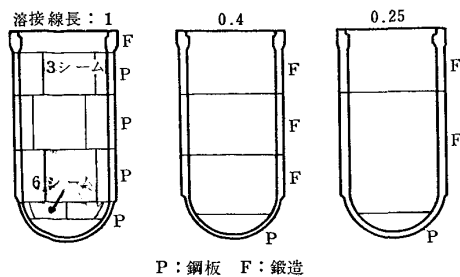


図4 大型圧力容器における鍛造材の使用による溶接線の減少(石川らによる)

るより、鍛造材におきかえる方がよいとする結論が得られるリング鍛造材を使用した場合、図4に示すように溶接継手線をPWRで75%減少することができる³⁾。このことは、経済性の向上に影響することはいうまでもない。

2. 構造設計からみた材料技術への要求

1. で述べたように、原子力プラントのコンポーネントについては専用の構造設計コードをもっている。同コードは最新の学理と技術の集大成であるが、アメリカにおけるASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. III, Nuclear Power Plant Components, Division 1が代表的である。日本では残念ながら、このコードのように体系的に整合されたすぐれた構造設計基準が作成されていない。それはアメリカでは民間の協会、American Society of Mechanical Engineers (ASME) が機能的に活動して設計の合理化に努力しているのに対して、日本では学会そのものに設計基準を考える積極性がなく、かつ設計コードが法規で律せられているので即応的に合理化ができず、古い基盤の上に新しい学理、技術をつなぐことを考えるので矛盾の多い設計基準になつていく。このような現状は、一方ではASME Codeに盲従し、一方では、古い設計基準も満足させねばならない無駄の多い設計を進めることになつていく。

ASME Code自体も必ずしも完全なものでなく、さらに改良されるべきものであるが、少なくとも設計思想に一貫性がある。その設計思想は保守思想(Conservatism)である。この保守思想は改良主義であつて、新しい学理技術が実証的に保証された場合には漸進的に設計基準に取入れていく。しかも設計基準の合理化のためには大型機器・構造において材料の選択、施工技術および検査技術の間に整合性をもたねばならない。材料のみ進歩しても、その工作技術がおくれているときは、優れた材料といえどもコードに組込むことをさけている。

構造設計における保守思想と合理化の整合について具体的に述べるならば、その第1は設計理論における最大せん断応力理論の導入にある。従来の設計手法は、構造物の延性挙動を前提として、最大主応力理論を採用してきた。すなわち多軸応力場において、変形・破損を生ずるか

表1 ASME Code Sec. IIIにおける許容応力強さ S_m の決め方

フェライト鋼	オーステナイト鋼
鋼材はASTMで規格化した材料、溶接材料はAWSで規格化した材料より選定する。	
使用温度限界は700°F (317°C) 以下、ボルト鋼では800°F 以下	使用温度限界は800°F (427°C) 以下
1) 常温での最小引張強さの $1/3$ 2) 高温での引張強さの $1/3$ 3) 常温での最小降伏強さの $2/3$ 4) 高温での降伏強さの $2/3$ 常温高温それぞれの求め方の低い値をとる。 ボルト鋼は除く。	フェライト鋼における 1) 2) 3) の決め方と降伏強さの90%のなかで低い値をとる。

クリープ速度依存性およびクリープ破断強さを考慮した許容応力強さは規定しない。

否かは最大主応力に支配されるので、最大主応力を許容応力値内に抑えこむことにより構造設計を進めてきた。しかしながら最近の学理では最大せん断応力方向に変形・破損を生ずることが明らかとなつてきた。ここに設計手法に“応力強さ(Stress Intensity)”が設計応力指標として導入された。この応力強さは最大せん断応力そのものではなく、同応力の2倍という、設計手法上のいわば便宜的応力指標に過ぎない。ところがこの応力指標を使用すれば、従来のコードで定められた“許容応力”を同じ数値で“許容応力強さ”に読替えることができるという簡便さがある。このような合理化が新しい設計法を生むことになつた。なお、最近では歪エネルギー論の方がよく構造物の変形・破損を説明できることが明らかとなつていくが、設計手法としては複雑になること、疲れ解析などで手におえなくなるなどの理由から、歪エネルギー理論より保守的な設計となる最大せん断応力理論を設計の基礎理論としている。

第2の斬新な構造設計のポイントは許容応力強さを従来の設計コードのように一つの材料について固定化しないで、負荷される荷重の破損、変形への影響度に応じて許容応力値を大きくしたり小さくしたりしていることである。もつとも重要な負荷応力の制限は、全般1次膜応力強さに対する許容応力強さ制限値 S_m である。この S_m はフェライト鋼とオーステナイト鋼について表1のような決め方になつていくが、その前提は設計標準材料による構造は図5に示すような変形・破損挙動をするものと考えている。すなわち降伏応力強さ S_y は引張応力強さ S_u の $1/2$ と考えている。とすれば求める S_m は降伏強さ基準であれ、引張強さ基準であれ同じ値となる。オー

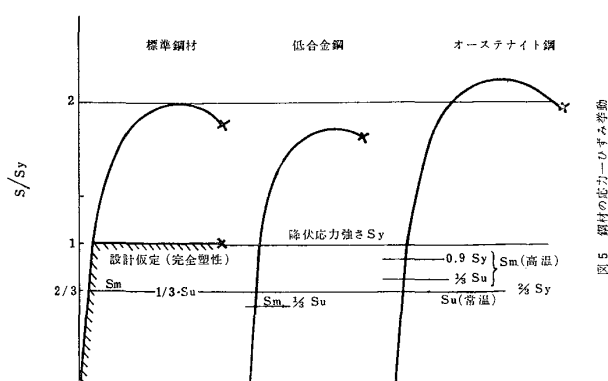


図 5 鋼材の応力-ひずみ挙動

ステナイト・ステンレス鋼のように S_y/S_u が 0.5 以下の材料は高温で $0.9 S_y$ を S_m 値として導入する場合がある。これはステンレス鋼が高価材料であることにもよるが、加工硬化の大きいこと、延性に富み不安定破壊を生じないことなどを総合的に評価して、できるだけ高い S_m 値を設定して高級材料の使用を容易にしている。いっぽう高強度鋼では降伏強さの高いことにより、 S_m 値は有利に設定できるが、延性の不足、不安定破壊の防止のためまえから引張強さ基準で S_m 値はひかえめに設定されることになる。

構造物では多軸荷重と多種の種別荷重が作用する。その一つが曲げ荷重である。引張荷重（全般膜応力成分）については S_m 値を比較的低い値に弾性的に抑えこみ構造全体が使用寿命（ $\sim 10^5$ h）において 1% 以下の変形に抑制されることを設計の目標としている。しかしながら曲げ荷重は構造物の形状不連続があれば必ず発生する。この曲げ荷重による応力を S_m 値で抑えこむ設計は構造肉厚が過大になり経済性を損うばかりでなく、高温で使用される部材にいたずらに大きな熱応力（2 次応力）を発生させることになる。曲げ応力はいわゆるヒンジ型の応力で部材の表面では大きな引張応力値となるが、裏面では圧縮応力となつてバランスする応力である。このような応力による構造物の崩壊は図 6 に示すように、引張膜応力のみによる崩壊荷重の 1.5 倍となる。この事実をふまえて 1 次曲げ応力が作用するとき、その部材に作用する 1 次引張応力を加えて、 $P_m + P_b < 1.5 S_m$ という高い弾性応力ベースの許容応力強さ制限を設定している。

次に 2 次応力が 1 次応力とともに作用する場合は、さらに応力制限は高く $3 S_m$ としている。2 次応力というのは熱応力とか、局部発生応力のように、発生した部材が変形してしまえば緩和してしまう局部拘束型の応力である。すなわち局部の変形に寄与するが、全体変形には影響することは少ない。例示するならば、压力容器に取付けた配管と接続部のノズルの内表面などに発生する応力である。このような部材では形状の不連続性によつて高い弾性応力が発生する。しかしながら 2 次応力の高い

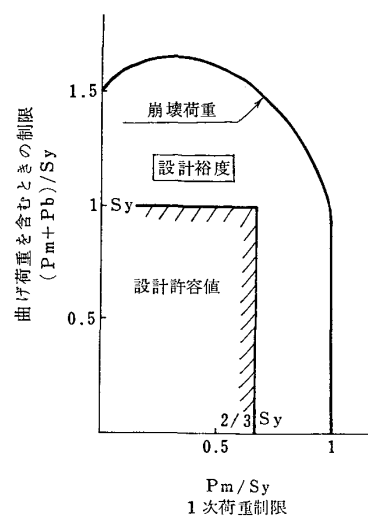


図 6 1 次引張荷重と曲げ荷重の制限

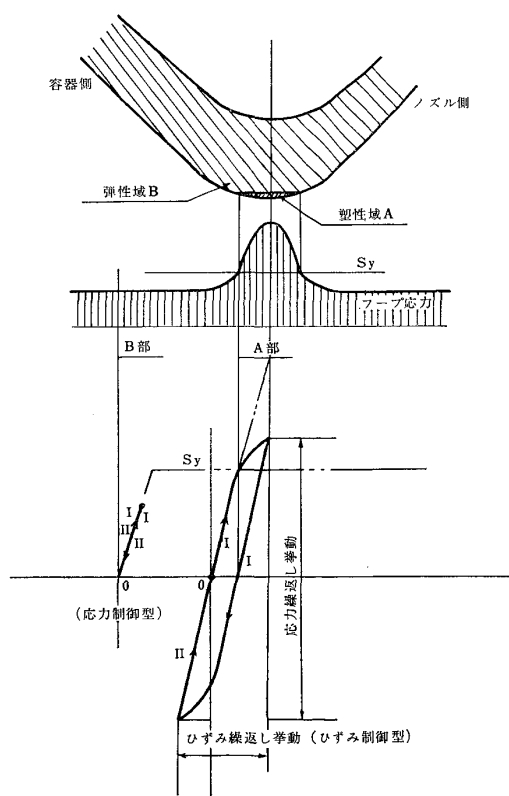


図 7 2 次応力発生部材の応力-ひずみ挙動

部分は局部に限定され、その周辺は 1 次膜応力強さの制限によつて変形が生じない。図 7 はその状態を示す。この場合はシェーク・ダウン効果を期待すれば、局部そのものに繰返し荷重が作用しても、変形は進行性とならない。シェーク・ダウン効果というのは同図に示すように第 I 回負荷で局部 A にのみ大きな 2 次応力が発生しても、周辺 B は弾性挙動により、除荷の場合歪がゼロにもどる。このとき A では圧縮応力を生ずることになり、第 II 回負荷以後は、圧縮-引張り挙動となつて $2 S_y$ の弾性挙動が期待できることになる。これがシェークダウン効果であ

り、設計に取り入れて $3S_m$ という高い弾性応力制限にしても、大きな変形を生じないことの保証となつている。

第3のポイントは異常状態(Emergency Condition)、損傷状態(Faulted Condition)に対する構造設計法である。異常状態というのは原子炉を緊急停止する必要がある場合であるが、このような状態は寿命中数多く発生することはないので、定常または変動状態より高い評価制限値を許しているが、いつぼうその後の運転に損傷が残らないことを設計目標とし、かつ寿命中の異常状態は、25回を超えてはならない。さらに損傷状態についてはさらに高い荷重制限値を許している。これはプラントが壊滅するような極大荷重が加えられた場合、大きな破壊に至らず、原子力プラントの究極の安全性を確保することを前提とした設計思想によるものである。

このような高い許容応力強さ制限を使う最新の構造設計理論は、あくまでも使用する材料の健全性に全幅の信頼をおいた極限設計手法なのである。最近の材料製造技術の進歩により、材料の性能に安定性が保証されてきたためである。とくに進歩した非破壊検査技術により、材料の表層の無欠陥が期待できることを重視している。また百歩譲つて材料の表層に“きず”があつても延性の十分な材料は静的荷重に対して切欠き硬化型となつて、大きな劣化効果とならない。しかし繰返し荷重、衝撃荷重などの動的荷重に対しては“きず”の許容寸法について別に論じなければならないことはいうまでもない。また使用中における環境による材料の表層の性質劣化は、現在の設計コードでは律しきれないので別途評価している。

3. 将来への課題

最近原子力発電所における圧力バウンダリにおいて、相当数の小損事故(Non-critical Incident)が発表されている。小損事故は破局的事故へ発展しないので、現用の構造設計法を抜本的に改訂する必要はないが、 10^{-7} (年・器数)といった低い破損確率を保証するためには、小損事故といえども無視することなく、原因を究明し、処理しなければならない。システム設計の不備に起因するものを除き、材料性能の将来への課題は材料の破壊靱性値の向上にある。極限設計を進めるためには、前項でも述べたとおり表層が無欠陥であり、内部欠陥の大きさが板厚の2%以下の材料が材料メーカーより压力容器製造メーカーに送りこまれることが原則となつている。製造メーカーは成形加工において、溶接継手部の性能が母材と同等であることを保証し、母材と同様に欠陥の存在

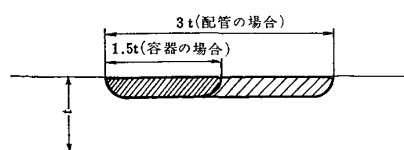


図8 構造部材の想定欠陥

しないことを保証すること、さらに材料の性能を加工履歴によつて劣化せしめないことに全力を注がねばならない。このようにして最終的には過圧力試験によつて実証的に構造安全性を保証するのが、現在の压力容器および配管構造の品質保証法である。

しかしながら最近の構造物の健全性は図8に示すように深さは板厚の1/4、長さは板厚の1.5倍(配管では3倍)の大きな表層切欠きを想定して、評価することになっている。この想定切欠きは、表層は無欠陥、内部欠陥の大きさは板厚の2%という検査技術から得られた結果からみれば、あまりにも保守的であるといえるが、構造強度上欠陥が問題になる大きな応力を発生する部材は、検査の施しにくい形状をしていることが多く、かつ使用環境によつて、構造物の供用中に表層にわれが入り、ある程度進行することは覚悟しなければならない。新しい設計理論では腐食しろと継手効率の考え方をとらない。これは極限設計の原則として、強度評価と矛盾するぜい肉をはぶくためである。

以上述べたような現状を考えるならば、ある程度大きな想定切欠きで構造物の靱性を評価する保守的方法が理解されるであろう。ここで加圧水型軽水炉(PWR)の压力容器の胴部の、中性子照射ぜい化について、ASME Code Sec. III Appendix Gで提案している靱性評価法について述べてみたい。この評価法はまだ任意採用基準で問題点をいくつかかかえている。原子核燃料炉心に近接している容器胴はほぼ $5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2 (> 1 \text{ MeV})$ の速中性子照射をうけると想定している。この部材はもつとも破壊靱性評価が厳しくなるので、ノズルなど複雑な荷重を発生する部材は取付けず、構造不連続にならない設計としている。前述のように構造不連続があると、2次応力が発生し、曲げ応力評価などについて非弾性解析が必要となること、ピーク応力の繰返しによる低サイクル疲労解析が必要になるなど設計解析が複雑になる。平坦な胴では1次膜応力による引張り応力を主として2軸応力評価で簡易化できる。このような炉心近接胴には製造した板、鍛造材のうち、もつとも材質のよい鋼材をあてることになつている。この部材について破壊靱性値 K_I を保守的に評価するため、コードでは K_{IR} 曲線を設定している。本来、 K_I 値は鋼種によつて異なるが、現在ではA533B鋼が压力容器鋼材として専用されているので、 K_{IR} 曲線は同鋼でつくられている。 K_{IR} は K_{Ic} , K_{Id} , K_{Ia} など種々の定義による破壊靱性値のなかでひかえめな値を採用している。この K_{IR} を用いて、

$$2^* K_{Im} + K_{It} < K_{IR} \dots \dots \dots (1)$$

という評価を行う。すなわち容器胴に発生する1次膜応力成分と熱応力成分 (K_{It}) の和が K_{IR} より小さくなるような K_I 値の範囲内で運転または試験をせよということになる。原子炉の運転温度は 300°C 前後であるから、

* 運転状態では安全係数は2であるが、試験状態では1.5である。

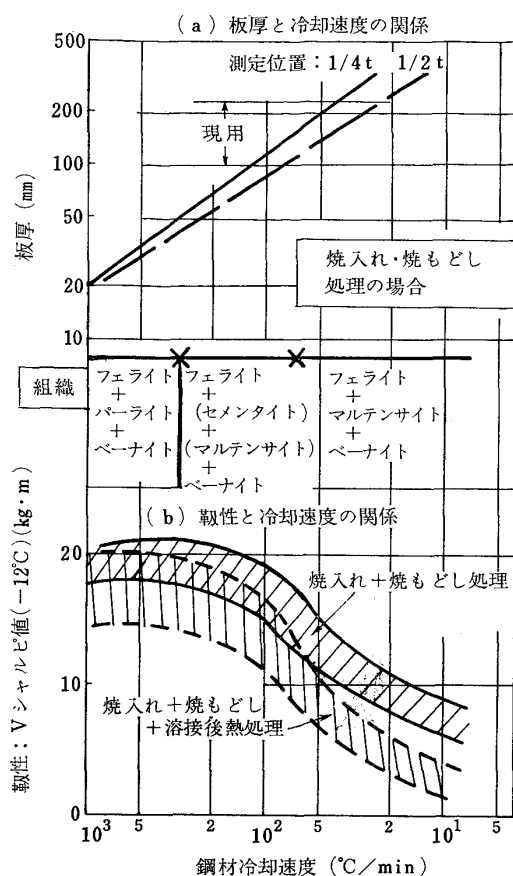


図 9 533 B 鋼の冷却速度と靱性の関係

この温度での K_{IR} は十分大きく、まず制限値としては問題にならないから、問題は試験状態、すなわち完工加圧試験（設計圧力の1.25倍）と供用中加圧試験（運転圧力 $\times$ 1.1倍）の課題である。これら一連の過圧力試験では、压力容器が大きいことから、高い金属温度に保持することは望ましくない。できれば常温で試験することが望ましい。常温では K_{IR} 値は約 $300 \text{ kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ である。板厚 $t = 200 \text{ mm}$ の容器の場合、容器のうける応力強さが $18 \text{ kg}/\text{mm}^2$ とすると、 $1.5 K_{Im} + K_{It}$ は $440 \text{ kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ となり、常温では加圧試験は不可能で 40°C 以上の温度で試験をしなければならない。このことは容器製造メーカーにとって技術上の課題となるので、材料製造メーカーにさらに材料の高い K_I 値を要求することになる。

この ASME Code Sec. III, Appendix G の破壊靱性評価法は余りにも保守的であると批判されている。この評価法でさらに靱性が中性子照射により低下することを考慮することになれば、材質保証のための条件があまりにも現実ばなれとなつて経済性はおろか技術的にも対処のしようが、困難になるかも知れない。とはいうものの压力容器の破局的破損確率を $10^{-7}/(\text{年}\cdot\text{器数})$ 以下に抑制するためには破壊靱性評価はいちじるしく保守的にならざるを得ないであろう。A533B C11 鋼の大型鋼材、

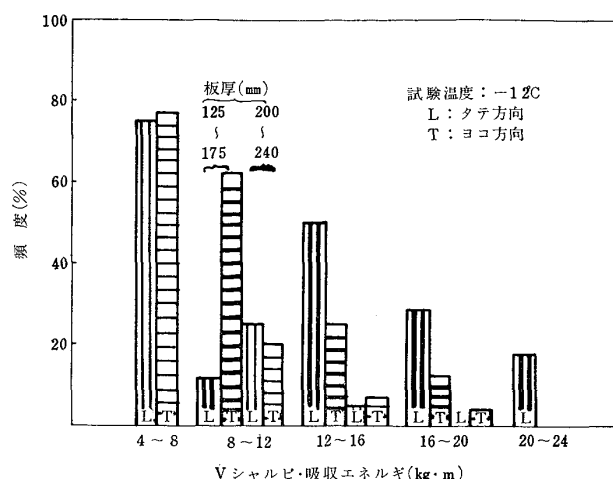


図 10 A533B 鋼の板厚による靱性値の比較

とくに板厚 200 mm を超える鋼材では、図 9 4) に示すように焼入れ・焼もどし処理において、焼入速度は $20 \sim 40^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 程度しか期待できない。金属組織は（フェライト + パーライト + ベーナイト）の混晶となり、靱性の劣化が大きくなる。このように A533B 鋼の 1000 MWe 級压力容器で使用する $200 \sim 250 \text{ mm}$ 超厚板では破壊靱性評価上は限界にきていると考えてよい。压力容器の破壊靱性を改良するためには、高強度鋼による薄肉化（新鋼種の採用）とリング鍛造の応用を考えるのが妥当であるが、著者はさらに原子炉出力を $500 \sim 800 \text{ MWe}$ に中型化して、鋼材の靱性を保証することを提案している⁵⁾。図 10 は $200 \sim 240 \text{ mm}$ の超厚板と $125 \sim 175 \text{ mm}$ の厚板の靱性をシャルピー衝撃値により比較したものであるが、 200 mm 以下の厚板がすぐれていることはいうまでもない。このように考えれば、材料工学的立場から、軽水動力炉の標準化は、 $500 \sim 800 \text{ MWe}$ であることが望ましいといえる。

4. 結 言

今より 20 年前、原子力開発の初期において、わが国の原子力鋼材の研究開発は活発をきわめ、日本の原子力鋼材は海外においてもすぐれた評価が与えられた。現在 1000 MWe をこす大型原子力発電所の信頼性が保たれているのは当時の研究の遺産である。しかしながらここ 5 年、わが国の原子力鋼材に関する研究プロジェクトは影をひそめ、アメリカにおける超厚板研究計画 (HSST 計画) の成果をトレースしたり、ASME Code の破壊力学的評価手法を机上で討議しているに過ぎない。このように低迷した原因は、原子力界において原子力用鋼材の性能向上に対する認識が低下していることにもよるが、研究開発関係者のリーダーシップの不足が第 1 にあげられよう。

わが国で、1985 年に累積 36000 MWe (約 50 基)、2000 年には 300000 MWe (約 400 基) の原子力発電

所が建設されて、運転されねばならない現状の認識のなかで、高速増殖炉の建設を含めて、大型原子力用鋼材の研究開発が改めて組立てられることを切望するものである。

文 献

1) ACRS, USAEC: Nuclear Eng. and Design,

28 (1974), p. 147

2) S. H. BUSH: Nuclear Safety, 14 (1973)

3) K. ISHIKAWA, E. ANDO: Nuclear Eng. Inter., (1977), p. 49

4) 大西敬三, 塚田尚史, 島崎正英, 鈴木公明: 鉄と鋼, 62(1976), p. 1744

5) 藤村理人: 高圧力, 15 (1977), p. 281