高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究*

(第 8 報, セン断曲げ座屈に対する熱荷重の影響)

中 村 秀 治^{*1}, 松 浦 真 一^{*1}
川 本 要 次^{*2}, 湯 原 哲 夫^{*2}

Studies on the Seismic Buckling Design Guideline of FBR Main Vessels

(8th Report, Effect of Thermal Loads on Shear-Bending Buckling Strength of Main Vessels)

Hideharu NAKAMURA, Shinichi MATSUURA,
Yoji KAWAMOTO and Tetsuo YUHARA

The problem of the effect of thermal loads on buckling strength is important in buckling research for fast breeder reactors, because axial temperature gradient is produced in the main vessel and a significant thermal stress is induced at the surface level of sodium. In this paper, we focus on two types of reactor vessels (loop-type and pool type) and investigate the effect of thermal loads accompanied by an axial temperature change near the sodium surface level. In addition, the reduction of the buckling strength due to the thermal loads is quantitatively evaluated.

Key Words: Fast Breeder Reactor, Cylindrical Shell, Inelastic Shear-Bending Buckling, Thermal Load

1. 緒 言

高速増殖炉は一次系機器の耐震性評価が重要であり, 炉容器円筒胴部の座屈耐力評価結果は設計に大きく影響する。すでに本研究第 1, 2, 3 報⁽¹⁾⁻⁽³⁾で述べたとおり, 「高速増殖炉座屈設計技術指針(案)」においては, 炉容器円筒胴部を対象として, 室温あるいは高温(500°C)一様条件下における座屈試験データに基づいた簡易評価式が示され, 許容座屈強度および耐震安全性評価が行えるように定められている。そこでは, 炉容器各部の温度分布による熱変形および熱応力は陽な形で考慮せず, 使用最高温度が一様に分布する円筒殻について座屈強度を評価することとしている。

炉容器胴部に生じる温度分布の内, 地震時座屈評価の観点から最も厳しいのは, ナトリウム液面近傍であり(図 1), 炉容器胴部の急激な軸方向温度分布は, 熱変形と熱応力および温度による材料特性の変化をもたらす。これらの影響は, 炉容器の耐震座屈設計上明らかにしなければならない課題であり, 実炉容器ではい

ずれの炉型(Pool 型, Loop 型)においても, 冷却材液面近傍に生じる温度分布によって, 図 2 に示すような軸方向に比較的大きな曲げ応力, 周方向に圧縮膜応力と曲げ応力が発生する。この熱応力は軸方向に $2\sqrt{Rt}$ (R : 半径, t : 板厚)程度の狭い範囲にのみ発生するため, この熱荷重作用範囲と座屈モードが重なったとき, 座屈荷重に影響が及ぶものと考えられる。したがって, 円筒殻の全面にせん断座屈変形の予想される Pool 型炉よりも, 相対的に細長い形状でルーフデッキ近傍に曲げ座屈変形の予想される Loop 型炉のほう

Fig. 1 Schematic view of FBR main vessel

* 原稿受付 1996 年 11 月 29 日.

^{*1} 正員, (財)電力中央研究所(〒270 11 我孫子市我孫子 1646).

^{*2} 正員, 三菱重工業(株)長崎研究所(〒851 03 長崎市深堀町 5 717 1).

が、より影響が大きいものと考えられる。

座屈強度に及ぼす熱荷重の影響について、既往の座屈評価基準類を参照すると、ASMEの鋼製格納容器の座屈設計指針であるCode Case N-284では、熱応力を不連続応力(Discontinuity Stress)として扱い、軸方向長さ $\sqrt{Rt}$ 間での膜応力の平均値を座屈強度に有効な応力とみなし、一次応力に加算して評価するように定めている⁽⁴⁾。一方、フランスの高速増殖炉の構造設計基準であるRCC-MRでは、熱応力を繰返し二次応力と考え、二次応力範囲と一次応力の比に応じて、Efficiency Diagramより座屈に対して有効な応力を算定し、座屈強度評価を行うように定めている⁽⁵⁾。高速増殖炉容器の使用条件、形状パラメータに対して、座屈強度に及ぼす熱荷重効果を考えた場合、上記の座屈強度評価基準はいずれも過度に保守的で、さらに検討を要する状況にあるものと思われる。

そこで、本論文では、高速増殖炉容器のナトリウム液面近傍に注目して、座屈強度に及ぼす軸方向温度分布に起因した熱荷重の影響について実験的に検討し、実炉容器の熱荷重効果を明らかにすることを目的としている。炉壁冷却方式の採用など、設計により熱荷重条件は変わりえるが、炉壁冷却ライナなしの最も厳しい条件を想定した座屈試験およびシミュレーション解析と実炉容器の評価解析を実施し、各座屈影響因子の

座屈強度に及ぼす影響を定量的に検討し、明らかにする^{(6)~(9)}。

以下、2章では、熱荷重を加えた円筒殻の座屈試験条件および結果を示し、3章で試験シミュレーション解析結果と試験結果の比較検討、および実炉容器の評価解析結果を述べ、4章でこれら検討結果の座屈設計法への反映について述べる。

2. 熱荷重を加えた円筒殻の座屈試験

2.1 試験条件 Pool型およびLoop型の原子炉容器の形状パラメータは、概略表1のとおりである。熱荷重を加えた円筒殻のせん断曲げ座屈試験体は、SUS304を用いて5体とし、表2に示すように、半径・板厚比(R/t)、筒長・半径比(L/R)、および曲げ・せん断比(H/R)が実炉容器とほぼ同じ条件となるように製作した。

想定される実証炉の形状は表5に示したとおりであり、実炉容器の温度条件はルーフデッキ下面で約50~100°C、ナトリウム液面近傍で500~550°C、ルーフデッキ下面から液面まで約1.7 m(Loop型)、および約2.0 m(Pool型)である。しかしながら、熱荷重効果の問題は相似則の異なる因子を含んでいるので、直接、試験結果から実炉容器の熱荷重効果をすべて推定できるような温度分布の設定は困難である。本座屈試験における温度条件は、高温一様と温度分布がある

Table 1 Approximate geometrical parameters of two types of reactor vessels

	pool-type	loop-type
R/t	200	100
L/R	1.0	1.5
H/R	1.5	2.0

Fig. 2 Thermal stresses near the sodium surface level of a loop-type vessel

Table 2 Test models geometry

Test Case		2 R (mm)	L (mm)	t (mm)	H (mm)
pool-type	No. 1	320	160	0.8	240
	No. 2	320	160	0.8	240
loop-type	No. 3	320	240	1.4	320
	No. 4	320	240	1.4	320
	No. 5	320	240	1.4	320

Fig. 3 Test setup

場合の2種類とし、温度分布は実炉容器に近い熱応力が試験体に生じるような条件を採用するものとした(表3)。

2・2 試験装置 座屈試験装置の概要を図3に示す。試験体の下端を固定し、上端に横方向荷重をスクリュージャッキにより一定速度で負荷する。

高温一様の温度条件は、高周波誘導加熱装置と試験体内部に設置した伝熱ヒータおよび試験体下部に設置したシースヒータにより実現し、急激な温度分布は高周波誘導加熱装置と試験体内部に設置した伝熱ヒータ、および試験体下部の循環冷却水の相対的位置関係を調整することにより実現している。

2・3 試験結果 試験体の温度分布は、軸方向には表3に示したとおりであり、すべての試験ケースについて、周方向にはほぼ一様であった。

せん断座屈の場合(No.1, No.2), 高温一様よりも温度分布を有する場合のほうが、むしろ座屈強度は若干高くなった。熱変形・熱応力による座屈強度低下よりも、高温領域の減少に伴う座屈強度の上昇が上回った結果である。曲げ座屈の場合(No.3, No.4, No.5)も、座屈強度は高温一様が最も低く、緩こう配、急こう配の順で高くなった(表3)。また、曲げ変形が大きく生じた位置は、高温領域のほぼ下端であった。

図4(a), (b)に示したとおり、载荷点における荷重-変位関係については、せん断座屈のNo.1とNo.2, 曲げ座屈のNo.3, No.4, No.5の間で、特に差は見られず、座屈発生前後の荷重上昇、荷重低下傾向の中に熱荷重による影響は見い出せなかった。

これらの結果は、せん断座屈、曲げ座屈ともに熱変形や熱応力の影響より、温度に依存した材料の降伏応力が最も支配的な要因であり、座屈荷重や座屈変形の発生位置も、高温領域の大きさや位置に密接に関係していることを示している。

Table 3 Experimental results of the test models

Test Case		Temperature Distribution	Temperature		Max. Load Q_{cr} (kgf)	Displacement at Q_{cr} (mm)
			Max. (°C)	Gradient (°C/mm)		
pool-type	No. 1	uniform	550	—	3170	0.51
	No. 2	with gradient	550	36	3370	0.50
loop-type	No. 3	uniform	550	—	6660	1.39
	No. 4	with gradient	550	15	6840	1.50
	No. 5	with gradient	550	25	6950	1.39

3. 試験シミュレーション解析 および実炉容器の評価解析

熱荷重効果の問題は相似則の異なる要因を含んでいるので、座屈試験結果から実炉容器の挙動を推定するのは困難である。試験シミュレーション解析を行い、解析法の検証を行った後、実炉容器相当モデルの座屈評価解析を行う。

3・1 試験シミュレーション解析

(1) 解析モデル

座屈試験ケース No.1, No.2, No.5 に対するシミュレーション解析を行う。解析コードはFINAS(Version 11.0)で4節点アイソパラメトリック要素QFLA4RTを用いた⁽¹⁰⁾。

解析モデルは、0-180°面対称の1/2モデルとし、円筒下端は完全固定、上端は剛なフランジを模擬した剛性の高い円筒リングを設け、上端における断面形状を保持するようにした。また、試験体下部の固定用バンドが設けられている箇所は半径方向の変形を拘束し

(a) The case of shear buckling (No. 1, No. 2)

(b) The case of bending buckling (No. 3, No. 4, No. 5)

Fig. 4 Load-displacement curves

Table 4 Numerical results and comparison with the tests

Test Case	Dimensions				Temperature		Imperfection (amplitude)	Experimental		Numerical	
	2R (mm)	t (mm)	L (mm)	H (mm)	Distribution	Tmax. (°C)		Maximum Load Q_{cr} (kgf)	Displacement δ at Q_{cr} (mm)	Maximum Load Q_{cr} (kgf)	Displacement δ at Q_{cr} (mm)
No.1	320	0.8	160	240	uniform	550	measured	3170	0.51	3290	0.45
No.2	320	0.8	160	240	with gradient	550	measured	3370	0.50	3310	0.50
No.5	320	1.4	240	320	with gradient	550	(max. 0.14 mm)	6950	1.39	7970	1.46

Table 5 Numerical analysis conditions and the results for full-scale vessels

Case No.	Dimensions				Temperature		Imperfection (amplitude)	Numerical		Remarks
	2R (m)	t (mm)	L (m)	H (m)	Distribution	Tmax. (°C)		Maximum Load Q_{cr} (tonf)	Displacement δ at Q_{cr} (mm)	
Pool-1	16	40	10	12	uniform	510	Buckling Mode (t/2)	7210	27.0	—
Pool-2	16	40	10	12	with gradient	510	Buckling Mode (t/2)	7210	27.4	—
Pool-3	16	40	10	12	with gradient	510	Buckling Mode (t/2)	7240	26.6	$\alpha = 0$
Loop-1	10.4	50	8.5	11.5	uniform	550	Buckling Mode (t/2)	4351	45.7	—
Loop-2	10.4	50	8.5	11.5	with gradient	550	Buckling Mode (t/2)	4506	45.1	—
Loop-3	10.4	50	8.5	11.5	with gradient	550	Buckling Mode (t/2)	4533	42.3	$\alpha = 0$

Note: α denotes a coefficient of thermal expansion.

Fig. 5 Comparison of the bulge deformation at maximum load point

た。

材料物性値は材料試験で得た応力-ひずみ関係を用い、初期不整は計測結果に基づいて与えた。

温度分布は、座屈試験時における各断面ごとの温度分布計測値の平均値を軸方向に分布させ、温度こう配を再現した。水平方向荷重は荷重点の高さが座屈試験条件と同じ荷重高さ半径比 (H/R) になるように与えた。

なお、温度こう配のあるモデル円筒部の下部は、熱変形・熱応力および曲げ座屈変形が再現できるように、要素の軸方向長さは、 $0.3\sqrt{Rt}$ を目安に分割した⁽¹¹⁾。

(2) 解析結果

最大荷重(座屈荷重)および最大荷重時の試験体変位を、実験結果と比較して表4に示す。荷重-変位関係は示していないが、初期こう配および最大荷重時の変位は、実験と解析で良い一致を示した。しかしながら、最大荷重については、No. 1, No. 2(せん断座屈)は実験と解析で良い一致を見たものの、No. 5(曲げ座屈)では解析のほうが約15%高い結果となった。一方、曲げ座屈変形については、高温領域の下端で曲げ座屈のしわの成長するようすがよくシミュレートでき(図5)、実験結果と良い対応を示した。なお、No. 1(高温一様)とNo. 2(温度分布)の最大荷重を比較すると、若干No. 2のほうが高く、実験と同じ結果が得られた。

以上の結果を踏まえ、解析で実炉容器の熱荷重効果が評価できるものと判断した。

3・2 実炉容器の座屈評価解析

(1) 解析モデル

六つの解析ケースの名称と温度分布条件を、下記のように定めた(表5)。

[Pool 型]

Pool-1: 高温一様分布の場合

Pool-2: 実炉容器相当の温度分布の場合

Pool-3: 実炉容器相当の温度分布の場合。ただし、熱膨張係数 $\alpha=0$ (材料特性の温度依存性は考慮するが熱変形と熱応力は考慮しない)。

[Loop 型]

Loop-1: 高温一様分布の場合

Loop-2: 実炉容器相当の温度分布の場合

Loop-3: 実炉容器相当の温度分布の場合。ただし、
熱膨張係数 $\alpha=0$ 。

実炉容器の座屈解析モデルの寸法は表5に示したとおりであり、要素分割、境界条件等は試験シミュレーション解析の場合と同様とした。初期不整は座屈モード形状とし、最大で板厚の1/2とした。材料物性は通産省告示501号⁽¹²⁾および高速原型炉高温構造設計方針材料強度基準(解説)⁽¹³⁾に準じ、各温度における最小強度を示すものを用いた(図6)。

(2) 解析結果

解析結果をまとめて表5に示した。また、Pool型

Fig. 6 Stress-strain relations of SUS 304

Fig. 7 Load-displacement curves of a pool-type full-scale vessel

の場合の荷重-変位関係を図7に、Loop型の場合を図8に示した。

まず、Pool-1, Pool-2, Pool-3でほとんど差のないことを指摘できる。せん断座屈の場合、座屈試験におけるのと同様、温度分布付きのほうが座屈荷重はわずかに高めの傾向にある。

曲げ座屈の場合、Loop-1(高温一様)の場合とLoop-2(実炉容器相当の温度分布)の場合を比較すると、Loop-1のほうが座屈荷重で約4%低い。また、Loop-2とLoop-3の違いはほとんどない。したがって、熱荷重効果の内、熱変形と熱応力の影響はほとんどなく、熱荷重効果は、材料特性の変化によって現れることが確認された。

4. 座屈設計法への反映

2, 3章で述べた座屈試験、解析結果に基づいて、炉容器の座屈設計における熱荷重効果の取扱いについて

Table 6 Buckling moments obtained by the tests (No. 3, No. 4, No. 5)

Test Case	Max. Load $Q_{\max}$ (kgf)	h : Buckling Point ¹⁾ (mm)	M ²⁾ (kgf-mm)
No. 3 (uniform)	6660	25	1.97×10^6
No. 4 (with gradient)	6840	30	1.98×10^6
No. 5 (with gradient)	6950	45	1.91×10^6

¹⁾ h means the height of wrinkle peak point from the bottom of a cylindrical shell.

²⁾ M means the buckling moment obtained by following equation: $M = Q_{\max} (H - h)$.

Fig. 8 Load displacement curves of a loop-type full scale vessel

Table 7 Comparison of buckling moments by the tests with the formula

Test Case	S_y	E	$\sigma_{b,cr}^e$	$\sigma_{b,cr}^p$	M_{cr}	M^3/M_{cr}
	(kgf/mm ²)				(kgf-mm)	
No. 3 (uniform)	17.4	13950	47.6	16.34	1.85×10^6	1.06
No. 4 (with gradient)	17.3	13900	47.4	16.25	1.84×10^6	1.08
No. 5 (with gradient)	17.3	13900	47.0	16.24	1.83×10^6	1.05

³⁾ M_{cr} means buckling moment obtained by Eq.(1)-(3) (See. References (1) and (2)). M is experimental result shown in Table 6.

以下に検討する。

せん断座屈が先行する場合、座屈モードに比べて熱応力および熱変形を受ける部分が狭いため、座屈現象はほとんど材料特性の温度依存性にのみ影響される。座屈荷重は高温領域の大きさと関係がある程度である。

熱荷重効果が相対的に大きい曲げ座屈の場合においても、座屈挙動が主に材料特性の温度依存性に影響される点は同様であるが、熱応力および熱変形の影響程度を試験結果に基づいて定量的に把握するため、座屈発生部位における座屈時モーメントを比較すると表6のとおりである。最も熱変形と熱応力が厳しくなる温度急こう配の場合(No.5)と、それらの影響のない場合(No.3)では、座屈時モーメントの違いはたかだか3%であり、この程度の座屈荷重低下に留まることがわかる。

次に、下式(1)～(3)の「高速増殖炉座屈設計技術指針(案)」における曲げ座屈強度評価値 M_{cr} と、試験による曲げ座屈モーメント M を比較すると表7のとおりである。

$$M_{cr} = \sigma_{b,cr}^p \pi R^2 t \quad \cdots \cdots \cdots (1)$$

ここで

$$\frac{\sigma_{b,cr}^e}{\sigma_{b,cr}^p} + \left(\frac{\sigma_{b,cr}^p}{1.27 S_y} \right)^2 = 1 \quad \cdots \cdots \cdots (2)$$

$$\sigma_{b,cr}^e = 0.6 \left[1 - 0.731 \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{1}{16} \sqrt{\frac{R}{t}} \right) \right\} \right] \frac{E t}{R} \quad \cdots \cdots \cdots (3)$$

S_y : 降伏応力

E : ヤング率

$\sigma_{b,cr}^e$: 弾性曲げ座屈応力

$\sigma_{b,cr}^p$: 塑性修正した曲げ座屈応力

表7に示すように、各試験ケースとも評価式によっ

て安全側に座屈強度が推定でき、熱変形および熱応力が座屈強度に及ぼす影響は、評価式の保守性の中に含まれる程度に小さいことがわかる。実炉容器のシミュレーション解析においても同様である。

したがって、高温一様温度分布の座屈荷重を基本とする限りにおいて、炉容器のせん断曲げ座屈に対して、熱変形と熱応力による熱荷重効果を陽な形で設計に取り入れる必要はないと判断できる。

5. 結 論

以上、高速増殖炉容器のせん断曲げ座屈に対する熱荷重の影響について検討結果を述べた。本論文の結論をまとめると以下のとおりである。

(1) Pool型炉に相当する炉容器では、半径・板厚比と曲げせん断応力比の関係からせん断座屈が先行するが、せん断座屈モードと炉容器基部で局所的に生じる熱荷重の作用範囲とはほとんど重ならないので、熱荷重効果は材料特性の変化のみと考えられる。実炉容器の温度分布を模擬した実験、および実炉容器相当円筒の解析においても、高温一様の場合を基準とすれば、熱荷重効果による座屈強度の低下は認められなかった。

(2) Loop型炉に相当する主容器では曲げ座屈が先行するので、曲げ座屈モードと容器の基部で局所的に生じる熱荷重の作用範囲は比較的近接している。したがって、Pool型炉に比べて、熱荷重による影響を受けやすいと考えられる。しかし、実炉容器の温度分布を模擬した実験、および実炉容器相当円筒の解析においても、高温一様の場合を基準に考えると、座屈強度の低下は認められなかった。

(3) これらの結果から、熱荷重影響因子(①材料特性(座屈評価式では降伏応力、ヤング率を考慮している。), ②熱変形, および③熱応力)の内、材料特性の温度依存性が支配的であり、Loop型炉相当の曲げ座屈に対しても熱変形および熱応力の影響はかなり小さいことが明らかになった。

(4) 座屈設計技術指針(案)では、基本的に高温一様の円筒殻として評価するので、材料特性の温度依存性は評価式の中で陽な形で考慮されている。一方、評価式の中に陽な形で考慮されていない熱変形および熱応力については、評価式の保守性の中に含まれる程度に小さいことを確認した。

最後に、本研究は通商産業省からの委託事業「高速増殖炉技術確証試験-薄肉構造物座屈評価技術確証試験フェーズI, II」(昭和162年度～平成5年度)の一環として行われたことを付記し関係各位に謝意を表します。

文 献

- (1) 秋山宏・ほか9名, 高速増殖炉の耐震座屈設計法に関する研究(第1報, 座屈設計技術指針(案)の骨子), 機論, **60**-575, A(1994), 204-211.
- (2) 松浦真一・ほか5名, 高速増殖炉の耐震座屈設計法に関する研究(第2報, 炉容器のせん断-曲げ座屈評価式), 機論, **60**-575, A(1994), 212-219.
- (3) 村上俊明・ほか4名, 高速増殖炉の耐震座屈設計法に関する研究(第3報, 円筒殻のせん断曲げ座屈に対する形状不整の影響), 機論, **60**-579, A(1994), 140-147.
- (4) ASME C. C N-284, *ASME Boiler and Pressure Vessel code Case N-284*, (1995), 476.
- (5) RCC-MR, *Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands*, A7(1985), 21.
- (6) Brochard, J., ほか3名, Thermal load influence on reduction of critical buckling loads, *9-th SMiRT*, E(1987), 209-218.
- (7) Nakamura, H., ほか2名, Plastic buckling of short cylinders with axial temperature distribution under transverse shearing loads, *9-th SMiRT*, E(1987), 219-224.
- (8) Kawamoto, Y., ほか3名, The effect of thermal loads on the buckling strength of a fast breeder reactor vessel, *10-th SMiRT*, E(1989), 251-255.
- (9) Kawamoto, Y., ほか2名, The effect of thermal loads on buckling strength of cylindrical shells, *12-th SMiRT*, E(1993), 269-274.
- (10) 動力炉核燃料開発事業団, FINAS Version 12.0 使用説明書, PNC TN9520 92-006, (1993-3).
- (11) 松浦真一・ほか3名, 高速増殖炉の耐震座屈設計法に関する研究(第5報, 座屈解析法の適用性評価), 機論, **61**-585, A(1995), 138-146.
- (12) 通商産業省, 発電用原子力設備に関する構造等の技術基準(通商産業省告示 501号).
- (13) 動力炉核燃料開発事業団, 高速原型炉高温構造設計方針材料強度基準等, PNC N241 84-08(2), (1984).