高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究*

(第 9 報, 弾塑性地震応答下における座屈の評価)

萩原 豊^{*1}, 山本 広祐^{*1}, 川本 要次^{*2}
中川 正紀^{*3}, 秋山 宏^{*4}

Studies on the Seismic Buckling Design Guideline of FBR Main Vessels

(9th Report, Buckling Evaluation under Elastic-Plastic Seismic Response)

Yutaka HAGIWARA, Kohsuke YAMAMOTO, Yoji KAWAMOTO,
Masaki NAKAGAWA and Hiroshi AKIYAMA

Plastic shear-bending buckling under seismic loadings is one of the major problems in the structural design of FBR main vessels. Pseudo-dynamic and dynamic buckling tests of cylinders were performed in order to study the effects of nonlinear seismic response on buckling strength, ductility, and plastic response reduction. The buckling strength formulae and the rule for ductility factors both derived from static tests were confirmed to be valid for the tests under dynamic loads. The displacement-constant rule for response reduction effect was modified by acceleration amplification factor in order to maintain applicability for various spectral profiles of seismic excitations. The response reduction estimated by the proposed rule was reasonably conservative for all cases of the pseudo-dynamic and the dynamic tests. Finally, a seismic safety assessment rule was proposed for plastic shear-bending buckling of cylinders, which include the proposed response reduction rule.

Key Words: Buckling, Plasticity, Nonlinear Problem, Seismic Design, Cylindrical Shell, Fast Breeder Reactor

1. 緒 言

高速増殖炉の原子炉容器は比較的薄肉な円筒構造であるため、地震時のせん断-曲げ座屈に対する評価法の構築が重要な課題となっている。このため、本研究の第 1 報⁽¹⁾で述べられているとおり、通産省の委託に基づく確認試験が行われ、「高速増殖炉座屈設計技術指針(案)」が提案された。円筒のせん断-曲げ座屈強度については、静的座屈試験に基づく評価式を用いて精度良く推定できることが、本研究の第 2 報⁽²⁾で示されているが、地震動による動的荷重の下で生ずる座屈現象に対する適用性を確認する必要がある。

また、本研究で対象とする構造では、座屈による最大荷重の発生前に円筒胴部が塑性域に至るため、地震動による動的応答の下で塑性エネルギー吸収を生じ、線形弾性系と比較して加速度応答および地震荷重が低減することが期待される。この応答低減効果を耐震設計に反映すれば、より薄肉な原子炉容器が成立可能と

なり、耐震性を確保しつつ熱応力を低減することができ、高速炉容器の応答低減効果については、Kokubo ら⁽³⁾、藤田ら⁽⁴⁾、Kawamoto ら⁽⁵⁾、Katayama ら⁽⁶⁾の研究があるが、少数の実験結果に基づき定性的指摘をするに留まっている。このため、応答低減を耐震設計に反映するためには、種々の構造諸元や入力地震動条件を考慮した実験を行い、一般性のある定量的評価手法を確立する必要がある。

以上の観点から、著者らは準動的載荷装置および振動台を用いて、地震動による繰り返し慣性力載荷の下での座屈試験を行い、その結果に基づき座屈強度と応答低減の評価を行った。本論文では、まず 2 章で応答低減の基本的概念と用語の定義を示した後、3 章・4 章で準動的試験ならびに振動台試験の条件と結果を示す。以降、上記の試験結果を踏まえて、5 章・6 章・7 章で地震応答下での座屈強度と応答低減について論じる。

なお、本論文では下記の諸元を満たす円筒構造を対象としている。

- ・半径 R と板厚 t の比 (R/t): 50 ~ 400
- ・筒長 L と半径 R の比 (L/R): 1 ~ 5
- ・最大曲げ応力と最大せん断応力の比 (一端固定, 他端自由の場合, 荷重高さ H と半径 R の比) (H/R): 1 ~ 5
- ・材料: SUS304, 316FR ・温度条件: 室温 ~ 550℃

* 原稿受付 1998 年 2 月 9 日。

^{*1} 正員, (財)電力中央研究所(〒270-1194 我孫子市我孫子 1646)。

^{*2} 正員, 三菱重工業(株)長崎研究所(〒851-0392 長崎市深堀町 5-717-1)。

^{*3} 正員, (株)日立製作所機械研究所(〒300-0013 土浦市神立町 502)。

^{*4} 東京大学工学部(〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)。

2. 応答低減と塑性率

地震時に弾塑性挙動を示す構造物では、復元力-変位関係のヒステリシスによりエネルギー吸収を生じ、応答加速度および地震荷重が低減する場合がある。この応答低減効果は、Veletsos・Newmark⁽⁷⁾が線形系に対する非線形系の応答の比を表す簡便な応答低減則を提案して以来、数多くの耐震設計基準に取り入れられてきた。本研究でも、応答低減則の適用により、設計を合理化することを目指している。

ここで、地震動による部材力（円筒に作用するせん断力・曲げモーメント等）の応答低減を論ずるにあたり、まず塑性変形を経験していない初期状態における、構造物の微小変形範囲内の力学特性に等価な線形弾性振動系を、「初期の線形系」と定義する。次に、任意の地震動条件のもとでの初期の線形系に対する実際の構造物の部材力の比を「応答低減効果」と定義する。最後に、実際の構造物に座屈を生ずる入力地震動条件の下での応答低減効果をもって「応答低減係数 D_s 」を定義し、式(1)で表す（図1(a)）。

$$D_s = Q_{cr}/Q_e = A_e/A_{cr} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 Q_{cr} ：座屈強度、 A_{cr} ：実際の構造物に Q_{cr} を生じさせる入力加速度、 Q_e ： A_{cr} により初期の線形系に発生する部材力、 A_e ：初期の線形系に Q_{cr} を生じさせる入力加速度、とする。

応答低減係数 D_s を簡便な評価式で求めることができれば、初期の線形系について線形弾性の地震応答解析で求めた地震荷重に D_s を乗ずることにより、応答低減を考慮した合理的な耐震設計法を構築することができる。また、Veletsos・Newmark⁽⁷⁾以来、応答低減則は塑性率で表現される場合が多い。本研究でも、座屈現象に特化した塑性率の一形式として、式(2)により非線形係数 μ を定義する（図1(b)）。

$$\mu = \delta_{cr}/\delta_e = \delta_{cr}/(Q_{cr}/k_0) \dots\dots\dots (2)$$

Fig. 1 Response reduction factor and nonlinearity factor

ここで、 δ_{cr} ：座屈変位（載荷点における座屈時の円筒の相対変位）、 δ_e ：初期の線形系に座屈強度に等しい荷重を生ずる時の変位、 k_0 ：初期剛性とする。

3. 準動的座屈試験

3.1 試験方法 地震動による繰り返し慣性力載荷の下での座屈現象について、座屈強度、塑性率、応答低減の評価を行うため、まず準動的制御による座屈試験を行った。本試験では、図2に示す試験装置に円筒試験体の下端を固定し、上端にはピンを介して油圧加振機によりせん断力を載荷した。原子炉構造は高温で運転されるため、円筒は内部から電気ヒータにより加熱し、全体を一様に昇温した。

準動的試験では、対象構造物を非線形1質点系モデルに置換し、制御用計算機にプログラムする。ここで、復元力は加振機内蔵の荷重計により計測される試験体への載荷荷重とし、質量・減衰は評価対象とする構造物と固有振動数・減衰比が一致するように設定する。また、外力として入力地震動の加速度時刻歴が与えられる。制御用計算機は、上記の数値モデルを中央差分法により時間積分して、現在の試験体の応答および入力地震動から次の時間ステップの応答変位を計算し、載荷変位として試験体上端に与える。これにより、対象構造物の非線形地震応答が、時間を引き延ばした形で実験的に再現される。なお、準動的制御は仮動的制御（Pseudo-dynamic control）とも呼ばれる場合がある。

3.2 試験条件 高速増殖炉容器にはオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 や 316FR が用いられるため、試験体は SUS304 製とした。試験体構造は、両端に剛性の高いフランジを付加した単純な円筒であり、タンク型・ループ型各々の原子炉容器構造に対応する形状・載荷条件とした。試験温度は 500℃ 一様とした。準動的制御における質量は、試験体の固有振動数 f_0 が、原子炉容器の1次のはりモードの固有振動数と同等となるように設定し、減衰比 h は設計用の値に合わせて 1% と

Fig. 2 Pseudo-dynamic test apparatus

した。入力地震動には、模擬地震動による原子炉建屋の原子炉容器据付け床上の応答加速度時刻歴を、目標とする応答変位が生ずるよう係数倍して用いた。図3に、4章の動的座屈試験に用いたものと併せて、入力地震動の絶対加速度応答スペクトルを示す。入力地震動のうちTK4、CONST、FR4は原子炉建屋—地盤連成系の地震応答解析により作成された原子炉容器据付け床上の模擬地震動であり、TK4とCONSTは硬い岩盤を、FR4は比較的柔らかい岩盤を想定している。また、ENVELOPEは、TK4・CONST等を応答スペクトル上で包絡するように数値的に合成された模擬地震動である。試験

体は同一形状のものを2～4体用意し、入力地震動振幅を変えて試験を行った。表1に試験条件の一覧を示す。

3.3 試験結果 主要な試験結果の一覧を表2に示す。また、載荷点における荷重—変位履歴曲線の一例を図4に示す。座屈による最大荷重に至る前に、顕著な荷重変位関係のヒステリシスを生じ、円筒の塑性化により振動エネルギーが吸収されたことが図4より判る。また、図5には、準動的試験結果における入力地震動の最大加速度と載荷点の水平相対変位の関係の一例を、初期の線形系（1自由度系）の応答解析結果と対比して示す。図5のケースでは、初期の線形系に座屈強度に等しい部材力を生ずる入力加速度 A_e は 970cm/s^2 である。一方、座屈を生じた試験体における座屈変位 δ_{cr} は平均 2.5mm であり、試験体の応答変位がこの値に至る入力加速度 A_{cr} （すなわち、試験体にちょうど座屈を生ずる入力加速度）は、試験結果（図5中の○のプロット）の線形補間から 2004cm/s^2 と推定される。 A_{cr} は A_e の約2.1倍であり、応答低減係数 $D_s = A_e/A_{cr} = 0.48$ に相当する顕著な応答低減が生じている事が判る。

Table 1 Conditions of the pseudo-dynamic buckling tests

Case	Models	Material	Temp. ℃	E GPa	$\sigma_{0.2}$ MPa	R mm	t mm	L/R	H/R
HT100/TK4	HT-103, HT-104	SUS304	500	160	166	500	5.0	1.5	2.0
HT200/CON	H01H, H02H H03H, H04H	SUS304	500	152	169	500	2.5	1.0	1.5
HT200/TK4	H201, H202	SUS304	500	152	178	500	2.5	1.0	1.5
HT200/ENV	H204, H205	SUS304	500	152	178	500	2.5	1.0	1.5

E : Young's modulus, $\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress (Yield stress)

Fig. 3 Acceleration response spectra of seismic input

Fig. 4 Load-displacement relation (HT-103)

4. 振動台加振による動的座屈試験

4.1 試験方法 準動的試験は比較的大きな試験体に適用可能であるが、長時間を要するため多数のケースの実施は難しい。このため、振動台による動的座屈

Table 2 Results of the pseudo-dynamic buckling tests

Case	Seismic Input	f_0 Hz	h %	Q_{cr} kN	μ	D_s	Buckling Mode
HT100/TK4	TK4	6.50	1.0	703	1.8	0.58	Bending
HT200/CON	CONST	6.58	1.0	335	1.6	0.48	Shear
HT200/TK4	TK4	6.50	1.0	330	1.6	0.60	Shear
HT200/ENV	ENVELOPE	6.50	1.0	329	1.6	0.59	Shear

Fig. 5 Displacement response (H200/CON)

試験を併せて行ってデータの拡充を図った。図6に、動的座屈試験のための装置を示す。円筒試験体の下端を固定し、低摩擦のリニアベアリングで支持された鋼製の錘を、载荷棒を介して試験体上端に接続した。载荷棒の両端には、試験体上端の回転を拘束しないようラジアルベアリングが取り付けられ、内蔵した荷重計により試験体に作用する水平力を計測することができる。試験は室温および高温で行われ、高温試験時は試験体全体を電気炉で囲むことにより全体を一様に昇温した。試験装置は全体として非線形な1質点系を構成しており、これを電気油圧式振動台により水平1方向に地震動で加振することにより、錘の慣性力を試験体に載荷し座屈を生じさせた。

Fig. 6 Dynamic buckling test apparatus

Table 3 Conditions of the dynamic buckling tests

Case	Models	Material	Temp. ℃	E GPa	$\sigma_{0.2}$ MPa	R mm	t mm	L/R	H/R
AL/ENV	AL-1~3	A3003P-O	Room	64.7	44.1	317.5	1.6	1.01	1.51
AL200/FR4	AL200-1~4	A3003P-O	Room	67.2	43.1	317.5	1.6	1.01	1.51
AL267/ENV	AL267-1~3	A3003P-O	Room	72.6	40.2	317.5	1.2	1.01	1.51
AL267/FR4	AL267-4~6	A3003P-O	Room	72.6	40.2	317.5	1.2	1.01	1.51
AL100/ENV	AL100-1~4	A3003P-O	Room	66.7	39.2	250	2.5	1.50	2.14
AL100/FR4	AL100-5~8	A3003P-O	Room	66.7	39.2	250	2.5	1.50	2.14
AL156/ENV	AL156-1~4	A3003P-O	Room	67.2	43.1	250	1.6	1.50	2.14
AL156/FR4	AL156-5~7	A3003P-O	Room	73.5	40.2	250	1.6	1.50	2.14
HS167/ENV	HS167-1~4	SUS304	500	157	163	200	1.2	1.00	1.50
HS100/ENV	HS100-1~4	SUS304	500	158	167	200	2.0	1.50	2.50

E : Young's modulus, $\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress (Yield stress)

Fig. 7 Load-displacement relation (AL267-3)

4.2 試験条件 試験体は、高温試験 (500℃一様)

ではSUS304製、室温試験では低強度アルミ合金A3003P-O製とした。A3003P-O材の室温下での材料特性は、ヤング率に対する降伏応力の比および降伏後のひずみ硬化特性が、SUS304・316FRの高温 (500℃) 下の設計用の特性と類似しており、座屈への塑性の影響が実機と同等となることが期待できる。試験体は、準動的試験と同様、両端に剛性の高いフランジを付加した単純な円筒である。試験体に接続した錘の重量は、ケースHS100/ENVのみ10000kg、他は5000kgとした。加振には図3に示した入力地震動のうちENVELOPEとFR4を用い、時間軸を試験体系と実機 (原子炉容器) の固有振動数 (6.5Hz) の比により縮尺して、時間ならびに振動数を実機と相似とした。このため、試験時にはまず微小振幅での加振を行って、試験体系の線形1質点系としての固有振動数 f_0 および減衰比 h を確認した。

各試験ケースは同一諸元の3~4体の試験体と1種類の地震動の組み合わせで構成し、うち1体は漸増加振、他は一気加振とした。ここで、漸増加振とは、微小振幅から徐々に加振振幅を増加しつつ何度も繰り返し地震動による加振を行う方法であり、全体的傾向を把握するために行った。一方、一気加振とは、微小振幅で

Table 4 Results of the dynamic buckling tests

Case	Seismic Input	f_0 Hz	h %	Q_r kN	μ	D_s	Buckling Mode
AL/ENV	ENVELOPE	18.7	0.7	38.6	2.1	0.33	Shear
AL200/FR4	FR4	18.6	0.9	38.0	2.0	0.82	Shear
AL267/ENV	ENVELOPE	16.5	0.8	23.5	1.6	0.44	Shear
AL267/FR4	FR4	16.5	0.9	23.5	1.9	0.90	Shear
AL100/ENV	ENVELOPE	17.3	1.0	52.1	3.5	0.34	Bending
AL100/FR4	FR4	17.3	0.9	55.7	3.6	0.42	Bending
AL156/ENV	ENVELOPE	14.4	0.9	28.8	2.1	0.38	Bending
AL156/FR4	FR4	14.3	0.8	27.5	2.8	0.72	Bending
HS167/ENV	ENVELOPE	20.4	1.3	63.7	1.2 1.4*	0.55	Shear
HS100/ENV	ENVELOPE	13.0	1.3	104.4	1.6 1.8*	0.56	Bending

μ -values were observed at the weight except for the values with "*" which were observed between the flanges of the cylinders.

Fig. 8 Response reduction effect (AL267/ENV)

加振を行って固有振動特性を計測した後、ただちに振幅の大きい地震動で加振し、試験体に座屈前後の大変形を生じさせる方法である。座屈強度・非線形係数・応答低減係数の評価は一気加振結果に基づいて決定した。表3に試験条件の一覧を示す。

4・3 試験結果 表4に主要な試験結果の一覧を示す。また、図7に載荷点における荷重-変位履歴曲線の一例を、図8に応答変位と応答低減効果の関係を示す。図7、図8より、動的座屈試験においても、座屈前の荷重変位関係のヒステリシスにより顕著な応答低減が生じていることが判る。

5. 座屈強度評価式の適用性

5・1 座屈強度評価式 本研究の第2報⁽²⁾で提案されているせん断-曲げ座屈強度評価式の適用性を、準動的座屈試験・動的座屈試験結果との比較により検証する。水平せん断力を一点に作用させる場合、上記の評価法では式(3)、(4)により塑性の影響を考慮したせん断座屈強度・曲げ座屈強度 Q_s , M_b が求められ、さらに式(5)を解くことにより、せん断座屈と曲げ座屈の相互作用を考慮した座屈強度 Q_{cr} が評価される。式(5)は、本研究で実施された静的座屈試験結果のほぼ下限に相当する。

$$\tau_{cr}^e = 0.8 \frac{4.82}{(L/\sqrt{Rt})^2} \sqrt{1 + 0.0239 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right)^3} \frac{Et}{R}$$

$$(\tau_{cr}^p / \tau_{cr}^e) + (\sqrt{3} \tau_{cr}^p / 1.27 \sigma_y)^2 = 1$$

$$Q_s = \tau_{cr}^p \pi R t \dots \dots \dots (3)$$

$$\sigma_{h,cr}^e = 0.6 \left[1 - 0.731 \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{1}{16} \sqrt{\frac{R}{t}} \right) \right\} \right] \frac{Et}{R}$$

$$(\sigma_{h,cr}^p / \sigma_{h,cr}^e) + (\sigma_{h,cr}^p / 1.27 \sigma_y)^2 = 1$$

$$M_b = \sigma_{h,cr}^p \pi R^2 t \dots \dots \dots (4)$$

$$(Q_{cr}/Q_s)^5 + (Q_{cr}H/M_b)^5 = 1 \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 E :ヤング率、 σ_y :降伏応力、とする。

5・2 地震応答下での座屈強度 準動的座屈試験・動的座屈試験で得られた座屈強度を、式(5)による評価値で正規化した結果を図9に示す。図9の横軸の塑性化パラメータ λ は式(6)で定義される。 λ は弾性座屈応力に対する降伏応力の比に比例する無次元量であり、この値が小さいほど座屈への塑性の影響が大きい。

$$\lambda = (\sigma_y/E) (R/t) \dots \dots \dots (6)$$

地震応答下での塑性座屈では、繰り返し塑性に基づく硬化と変形が座屈前に生じ、これが座屈強度に影響を及ぼすことが考えられる。しかし、図9では準動的座

屈試験・動的座屈試験の結果に対しても、式(5)は静的試験の場合と同様座屈強度のほぼ下限に相当する値を与えており、弾塑性地震応答下でも適用可能であることが確認された。

6. 非線形係数(塑性率)の評価

6・1 非線形係数評価式の設定⁽⁸⁾ 応答低減係数による耐震設計を適用するためには、非線形係数 μ の評価法が必要である。このため、Matsuura ら^{(9)~(11)}、Murakami ら^{(12)~(14)}、Kawamoto ら⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾が実施した、SUS304・316FR 製円筒の静的座屈試験結果(単調載荷)のうち、単純な円筒以外の形状を持つ試験体、意図的に温度分布や形状不整を加えた試験体、切削加工により製作した試験体を除いた、表5に示すデータを対象として非線形係数を評価した。図10に示すとおり、上記試験結果における非線形係数は塑性化パラメータ λ の増加に対して単調に減少する傾向を示した。そこで、図10の試験結果の勾配にほぼ合致し、その下限に適合するように非線形係数の評価式を式(7)により定めた。

$$\mu = 1 + 1.5 \exp(-8\lambda) \dots \dots \dots (7)$$

6・2 準動的試験・動的試験による検証 座屈前の荷重変位履歴による繰り返し塑性は、非線形係数に影響を及ぼす可能性がある。しかし、式(7)は静的試験結果の下限式であり、荷重変位履歴の影響は考慮されていない。このため、準動的座屈試験・動的座屈試験で得られた非線形係数(表2、表4参照)と式(7)の比較を行った結果を図11に示す。図10と図11を比較すると、非線形係数の下限に関しては、準動的座屈試験・動的座屈試験の結果は静的試験結果と同等であり、地震応答による繰り返し塑性を考慮しても、式(7)により非線形係数を安全側に評価できることが確認された。

Fig. 9 Buckling strength in the pseudo-dynamic and dynamic tests

7. 応答低減効果の評価

7-1 変位一定則の適用 準動的座屈試験・動的座屈試験では顕著な応答低減が確認され、多くの試験ケースで、実際に座屈が生ずるまで、円筒の応答変位は初期の線形系の応答変位を下回った (図5)。このような場合には Veletsos・Newmark⁽⁷⁾の変位一定則が安全側の近似となる。変位一定則は実際の非線形な構造物と初期の線形系の応答変位を同等と仮定した場合の、部材力と加速度に関する応答低減則であり、式(8)により表現することができる。

$$D_s = 1 / \mu \dots\dots\dots (8)$$

Veletsos・Newmark⁽⁷⁾は、変位一定則は長周期の構造物に

適合し、加速度応答が卓越する周期領域ではエネルギー一定則が適合するとした。このため、多くの耐震設計基準でエネルギー一定則が用いられている。しかし、Newmark・Riddell⁽¹⁷⁾は後に、加速度応答が卓越する周期領域でも、減衰が小さい場合には変位一定則に相当する傾向が見られることを示した。一方、高速増殖炉容器の耐震設計では減衰比として1%が用いられ、準動的試験および動的試験でもこれを参照して減衰比を1%としている。以上より、本研究では式(8)の変位一定則を基本とし、次節に示すとおりこれに地震動特性を加味することにより、応答低減則を構成するものとした。

7-2 地震動特性の考慮 準動的座屈試験・動的座屈試験で評価された応答低減係数と非線形係数の関係を図12に示す。図12より、同じ試験体条件でも入力地震動が異なると応答低減係数に顕著な違いがあり、入力地震動がFR4の場合などでは、変位一定則は応答低減係数を過小に評価することが判る。

図3に示したように、原子炉構造への入力地震動は、建屋や地盤条件により様々な応答スペクトル特性を示す。図12は、地震動の卓越周期が長い場合や構造物の固有周期がスペクトルの谷に位置している場合には、

Table 5 Static buckling test results on nonlinearity factor^{(9) ~ (16)}

Material	Temp.	E GPa	$\sigma_{0.2}$ MPa	R mm	t mm	L/R	H/R	μ	Mode	Ref.
SUS304	Room	210.7	300.9	400	3.94	1.0	1.0	2.37	S	
SUS304	500	172.5	185.2	400	3.99	1.0	1.0	2.75	S	
SUS304	Room	212.7	288.1	500	3.01	1.0	1.0	1.42	S	
SUS304	500	165.6	173.5	500	3.01	1.0	1.0	1.75	S	
SUS304	500	153.9	165.6	500	2.49	1.0	1.6	1.87	S	(9)
SUS304	Room	185.2	254.8	500	1.21	1.0	1.0	1.09	S	
SUS304	Room	185.2	254.8	500	1.18	1.0	1.0	1.11	S	
SUS304	500	152.9	153.9	500	1.17	1.0	1.0	1.06	S	
SUS304	500	152.9	153.9	500	1.18	1.0	1.0	1.28	S	
SUS304	Room	195.2	304.8	300	3.01	2.0	2.0	2.25	B	
SUS304	Room	195.2	304.8	300	3.02	2.5	2.5	1.90	B	
SUS304	Room	197.6	269.5	300	1.48	1.5	1.5	1.20	S	
SUS304	Room	197.6	269.5	300	1.49	2.0	2.0	1.23	S	(10)
SUS304	Room	197.6	269.5	300	1.51	2.5	2.5	1.19	B	
SUS304	Room	197.6	269.5	300	1.48	3.0	3.0	1.18	B	
SUS304	Room	195.3	269.5	300	0.72	2.5	2.5	1.04	S	
316FR	Room	182.8	302.8	400	3.89	1.0	1.0	2.64	S	
316FR	500	151.9	163.7	400	3.98	1.0	1.0	3.13	S	
316FR	Room	182.8	302.8	400	3.99	1.5	2.0	2.78	B	(11)
316FR	500	151.9	163.7	400	3.94	1.5	2.0	3.13	B	
SUS304	Room	189.1	318.5	500	3.04	1.0	1.2	1.66	S	(12)
SUS304	Room	189.1	299.9	500	1.97	1.0	1.2	1.21	S	
SUS304	Room	189.1	298.9	250	1.47	1.0	1.2	1.51	S	
SUS304	500	159.7	169.5	251	1.20	1.0	1.5	1.33	S	(13)
SUS304	500	159.7	166.6	252	1.50	1.0	1.5	1.74	S	
SUS304	500	159.7	160.7	252	1.93	1.0	1.5	2.03	S	
SUS304	500	159.7	182.3	300	2.91	1.5	2.0	2.07	B	
SUS304	500	159.7	182.3	300	2.91	1.5	2.5	1.91	B	
SUS304	500	159.7	182.3	300	2.91	1.5	3.0	2.21	B	
SUS304	500	159.7	182.3	300	2.91	2.0	2.0	2.22	B	
SUS304	500	159.7	182.3	300	2.91	2.0	2.5	1.85	B	
SUS304	500	157.8	181.3	300	1.89	1.5	2.0	1.57	B	
SUS304	500	157.8	181.3	300	1.89	1.5	2.5	1.42	B	(14)
SUS304	500	157.8	181.3	300	1.89	2.0	2.0	1.45	B	
SUS304	500	158.8	186.2	300	3.01	2.0	3.0	1.89	B	
SUS304	500	158.8	186.2	300	3.01	2.0	5.0	1.75	B	
SUS304	500	158.8	133.3	300	5.87	2.0	2.0	8.00	B	
SUS304	500	158.8	133.3	300	5.94	2.0	3.0	4.81	B	
SUS304	500	158.8	133.3	300	5.91	2.0	5.0	4.32	B	
SUS304	500	158.8	133.3	300	5.86	1.5	1.5	10.4	S	
SUS304	530	153.9	143.1	160	0.78	1.0	1.5	1.70	S	(15)
SUS304	550	136.2	170.5	160	1.40	1.5	2.0	2.33	B	(16)
SUS304	Room	186.2	265.6	160	0.77	1.0	1.5	1.44	S	

$\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress, S: Shear buckling, B: Bending buckling

Fig. 10 Nonlinearity factor μ (Static tests) Fig. 11 Nonlinearity factor μ (Pseudo-dynamic and dynamic tests)

線形地震応答自体が小さいため、塑性による著しい応答低減は期待できないことを示している。しかし、変位一定則にはこのような地震動特性の影響は考慮されていない。

一方、応答低減は線形系の応答が大きいほど顕著になるため、応答低減係数は線形系の加速度応答倍率に対して負の相関を示す。また、線形系の加速度応答倍率と応答低減係数の積に相当する、座屈時における試験体の実際の加速度応答倍率は、準動的・動的座屈試験の殆どのケースで2を下回った。このため、本研究では対象構造物の曲げせん断はりとしての一次固有周期 T_0 における、入力地震動による線形1質点系の加速度応答倍率を用いて変位一定則を修正し、式(9)により応答低減係数を評価することとした（図13）。

$$D_s = \begin{cases} 1/\mu & ; S_A(T_0)/ZPA \geq 2\mu \\ 2ZPA/S_A(T_0) & ; 2 < S_A(T_0)/ZPA < 2\mu \text{ (9)} \\ 1 & ; S_A(T_0)/ZPA \leq 2 \end{cases}$$

ここで、 $S_A(T)$ は周期 T における入力地震動の絶対加速度応答スペクトル（減衰比1%）、 ZPA （Zero Period

Fig. 12 Effect of seismic input characteristics on response reduction

Fig. 13 Response reduction rule ($\mu = 2$)

Acceleration) は周期0における $S_A(T)$ またはこれと等価な入力地震動の加速度時刻歴の最大値である。

図13に示すように、式(9)は、加速度応答倍率が 2μ 以上の場合のみ変位一定則を適用し、それ以下では変位一定則より安全側の評価を与えるように設定されている。

7.3 応答低減係数評価式の検証 準動的座屈試験・動的座屈試験各ケースの加速度応答倍率について、初期の線形系の解析値、試験での実際の計測値、変位一定則による推定値、および式(9)による推定値の比較を図14に示す。図14より、変位一定則では非安全側の評価となる場合があるが、加速度応答倍率による制限を課した式(9)による応答低減係数は、全ての試験ケースについて実際の非線形応答よりも安全側の評価値を与えていることが判る。

Fig. 14 Comparisons of the response reduction rule for the test results

7.4 応答低減を考慮した耐震座屈設計 以上の結果を踏まえ、本研究では地震荷重下の円筒のせん断-曲げ座屈に関わる安全性判定を、式(10)に基づいて行うことを提案する。式(10)は式(5)の座屈強度評価式と部分安全係数法を基礎として、これに応答低減係数 D_s と上下動による応答増幅係数 C (上下動による水平応答の増幅効果を表す係数であり、第7報⁽¹⁸⁾で詳細に論じた。)を導入したものである。

$$\left(D_s C \alpha \frac{Q_i}{Q_s/v_s}\right)^5 + \left(D_s C \alpha \frac{M_i}{M_b/v_b}\right)^5 < 1 \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 α : 荷重安全係数、 Q_i ・ M_i : 線形地震応答解析による円筒の水平せん断力ならびに曲げモーメント、 v_s ・ v_b : せん断座屈ならびに曲げ座屈に関わる強度安全係数、である。

式(7), (9), (10)は高速増殖炉座屈設計技術指針 (案)⁽¹⁾に反映されており、これらを用いることにより、円筒の地震時のせん断-曲げ座屈について、塑性エネルギー吸収による応答低減を考慮した合理的な耐震性評価を行うことができる。

8. 結 言

高速増殖炉容器を対象として、円筒構造の地震時のせん断-曲げ座屈に及ぼす弾塑性動的応答の影響を明らかにするため、準動的載荷装置および振動台を用いて、地震動による繰り返し慣性力載荷の下での座屈試験を行い、その結果に基づき塑性エネルギー吸収による応答低減効果を考慮した耐震座屈設計手法を提案した。得られた結論は以下のとおりである。

(1) 円筒のせん断-曲げ座屈強度は、地震応答下で座屈前に繰り返し塑性を生ずる場合も、静的荷重の場合と同等であり、本研究の第2報⁽²⁾で提案された静的座屈試験に基づく座屈強度評価式により、精度良く評価できることを示した。

(2) 座屈現象に関する塑性率である非線形係数を、円筒の半径対板厚比と材料物性値を用いて推定する評価式を、試験結果に基づいて提案した。

(3) 地震時に円筒に作用する力が、座屈前の塑性エネルギー吸収によって顕著に低減する事を試験により確認し、線形応答に対する非線形応答の比を表す応答低減係数を、非線形係数と地震動特性に基づいて定量的に推定する評価式を提案した。

(4) 線形地震応答解析と応答低減係数に基づき、弾塑性地震応答下の座屈に関する安全性の判定を行う方法を提案した。

最後に本研究は通商産業省からの委託研究「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」

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す。

文 献

- (1) 秋山・ほか9名, 高速増殖炉容器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), 1690-1697.
- (2) 松浦・ほか5名, 高速増殖炉容器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), 1698-1705.
- (3) Kokubo, K., ほか4名, Buckling Behaviors of Short Cylindrical Shells under Dynamic Loads, *9th-SMiRT*, E (1987), 167-172.
- (4) 藤田・ほか2名, 地震動を受ける円筒殻の座屈に関する実験的考察 (第1報, 曲げ荷重による塑性座屈), 機論, **55**-515, C (1989), 1634-1637.
- (5) Kawamoto, Y., ほか3名, Buckling Behavior of Cylindrical Shells under Seismic Loading, *ASME PVP*, **175** (1989), 97-104.
- (6) Katayama, H., ほか7名, Dynamic Buckling Test Using Scale Model for LMFBR Structure, *11th-SMiRT*, K1 (1991), 415-420.
- (7) Veletsos, A. S. and Newmark, N. M., Effect of Inelastic Behavior on the Response of Simple Systems to Earthquake Motions, *Proc. of 2nd WCEE*, II (1969), 895-912.
- (8) Hagiwara, Y., ほか3名, Dynamic Buckling Strength and Nonlinear Response of Fast Breeder Reactor Main Vessels under Earthquake Loading, *JSME Int. J.*, **B**, **36**-3 (1993), 476-484.
- (9) Matsuura, S., ほか5名, Shear Buckling of 304S.S. Cylinders Having Radius-to-Thickness Ratio of 100 Thru 400 Transverse Shearing Loads, *10th-SMiRT*, E (1989), 229-234.
- (10) Matsuura, S., ほか4名, Buckling Strength Evaluation of FBR Main Vessels under Lateral Seismic Load, *11th-SMiRT*, E (1991), 269-280.
- (11) Matsuura, S., ほか8名, Seismic Stability Assessment of FBR Main Vessels, *ASME PVP*, **312** (1995), 237-245.
- (12) Murakami, T., ほか4名, Buckling of Short Cylinders with Elliptical Head and Core Support Structure Under Transverse Shearing Loads, *10th-SMiRT*, E (1989), 223-228.
- (13) Murakami, T., ほか4名, The Effect of Geometrical Imperfection on Shear Buckling Strength of Cylindrical Shells, *11th-SMiRT*, E (1991), 287-292.
- (14) Murakami, T., ほか4名, The Effects of Geometrical Imperfection on Buckling Strength of Cylindrical Shells in Bending, *12th-SMiRT*, E (1993), 257-268.
- (15) Kawamoto, Y., ほか3名, The Effect of Thermal Loads on the Buckling Strength of a Fast Breeder Reactor Vessel, *10th-SMiRT*, E (1989), 251-255.
- (16) Kawamoto, Y., ほか2名, The Effect of Thermal Loads on Buckling Strength of Cylindrical Shells, *12th-SMiRT*, E (1993), 269-274.
- (17) Newmark, N. M. and Riddell, R., A Statistical Study of Inelastic Response Spectra, *Proc. 2nd U. S. Nat. Conf. Earthq. Eng.* (1979), 495-504.
- (18) 中川・ほか4名, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第7報, 上下動による水平方向の地震応答増幅の評価), 機論, **63**-606, A (1997), 399-404.