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)

中川正紀^{*1}, 福山満由美^{*1}, 石浜清^{*2}
萩原豊^{*3}, 秋山宏^{*4}

Studies on the Seismic Buckling Design Guideline of FBR Main Vessels (7th Report, Horizontal Response Amplification Due to Vertical Excitation)

Masaki NAKAGAWA, Mayumi FUKUYAMA, Kiyoshi ISHIHAMA,
Yutaka HAGIWARA and Hiroshi AKIYAMA

The buckling strength of the cylindrical part of a reactor vessel is a critical factor in the seismic design of a fast breeder reactor. The buckling design research program has been carried out to establish seismic design guidelines for a fast breeder reactor. The effects of axial load on horizontal seismic responses in pre- and post-buckling states of thin cylindrical shells under horizontal and vertical seismic loads are investigated. Pseudo-dynamic buckling experiments are performed to study the dynamic buckling characteristics of thin cylindrical structures when subjected to seismic loads. The axial seismic loads reduce the lateral load-carrying capacity of the shells in the pre- and post buckling regions so that they amplify the horizontal response displacement. An amplification factor that accounts for the effects of the vertical loads is presented and its validity is verified experimentally.

Key Words: Fast Breeder Reactor, Seismic Design, Buckling, Cylindrical Shell, Biaxial Seismic Load, Pseudo-Dynamic Experiment

1. 緒 言

高速増殖炉(FBR)の原子炉容器は, 冷却材として液体ナトリウムを高温, 常圧状態で用いるため, 容器の構造強度は地震荷重および熱荷重によって支配される。特に地震力に対する座屈強度が強度評価上重要な因子となっている。この種の構造物に対する設計技術を確立することを目的に, 通産省委託研究「発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験)」(昭和62年度～平成5年度)が行われた⁽¹⁾⁽²⁾。その成果の集大成として座屈設計技術指針(案)がまとめられ, 第1報⁽³⁾で報告されている。

耐震設計においては, 構造物の座屈強度の評価とともに, 地震時に発生する荷重や変形を精度よく算定することが重要である。円筒構造が座屈に至るまでには弾塑性変形が部分的に生じるが, この影響を考慮して地震荷重下に発生する応答を求める手法を確立することは, より精度の高い耐座屈設計を行う上で有用であ

る。第1報に述べた設計技術指針(案)では, 地震時の繰返し荷重下の塑性変形によるエネルギー吸収の効果を, 線形系の応答に対する応答低減として発生荷重を算定しており, 弾塑性応答を考慮した耐震設計体系となっている。

本論文では, 弾塑性領域における円筒構造の上下地震動による水平方向の荷重耐力低下と, 応答の増幅について実験的に現象を解明するとともに, これを模擬する非線形振動解析を行って, 設計指針で用いる応答増幅係数の評価式を提案することを目的としている。

2. 水平上下地震荷重下の 円筒の座屈問題

円筒構造物の座屈強度に関しては, これまでにも多くの研究がなされており, 原子炉容器を対象とする本試験研究においても, 地震荷重を受ける円筒構造物の座屈強度が明らかにされてきた⁽⁴⁾。このなかで, 設計で考慮される領域が, 弾性領域から座屈に至るまでの弾塑性変形領域にまで拡張されてきた⁽⁵⁾。弾塑性変形領域では, 上下地震動によって生じる軸圧縮力が水平方向の荷重耐力に影響を及ぼすものと考えられる。つまり, 水平荷重耐力の低下によって, 水平地震力のみを受けた場合よりも大きい変形が生じ, 座屈限界加速

* 原稿受付 1996年3月13日。

^{*1} 正員, (株)日立製作所機械研究所 (〒300 土浦市神立町502)。

^{*2} (株)日立製作所日立工場 (〒317 日立市幸町3-1-1)。

^{*3} (財)電力中央研究所 (〒270 11 我孫子市我孫子1646)。

^{*4} 東京大学工学部 (〒113 東京都文京区本郷7-3-1)。

度が低下する。この上下動による効果を、水平方向の応答増幅と考え、水平、上下地震荷重下の座屈強度設計に導入することとした。

水平地震荷重下での座屈に及ぼす上下地震動の影響を把握するために、二軸加振機を用いた準動的座屈試験を行うとともに、これを模擬する弾塑性応答解析を行う。座屈挙動は円筒の寸法形状に依存するために、ここでは、実機で想定される2種の炉型式の寸法形状について検討する。一つは、筒長の短い円筒で横荷重に対してせん断座屈が生じる形状、もう一つは、比較的筒長が長く、横荷重に対して曲げ座屈モードの崩壊が生じる形状のものである。

3. 二軸加振準動的座屈試験

3.1 準動的加振試験法 原子炉容器の非線形地震応答特性を検討するには、動的な加振試験が必要である。一般的には振動台を用いた加振試験が行われているが、試験設備の規模の制約により、小形の試験体に限られている⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁹⁾。さらに、小形の縮尺モデルで試験が可能な振動数領域にするために、大きな慣性力負荷が必要となる。このため、試験体の構造が複雑になり、本研究で目的とする二軸の加振を精度よく行うことは困難である。これに代わる試験方法として、準動的加振試験を用いる。この試験法は、加振試験で計

測される情報をオンラインで計算機に取り込み、振動応答を計算する部分構造合成振動解析法の一つである⁽⁷⁾。既知の構造部分は解析モデルとして計算機にもち、円筒部分の変位-荷重関係の非線形特性を加振試験から得る。運動方程式を微小時間刻みごとに解くための復元力として、試験体から計測される反力を用いることで、微小時間刻み後の応答変位を計算することができる。加振試験では、得られた応答変位を実現するように静的に試験体を加力すればよいので、比較的規模の小さい設備で、動的な試験を模擬することができる。

FBRの原子炉構造を対象とした場合、座屈が生じる容器の円筒部の復元力特性を実験から求め、それ以外の構造部分の解析モデルを既知とすることで、原子炉構造全体系の地震応答特性を求めることができる。これまでに、原子炉容器に着目した地震波加振試験に準動的試験が適用されている^{(9)~(12)}。

3.2 円筒試験体と解析モデル 円筒試験体は想定されるFBR原子炉容器の胴部の約1/25縮尺モデルで、半径、板厚比(R/t)が200で、円筒長さ、半径比(L/R)が1.0のモデルAと、それぞれが100, 1.6のモデルBの2種類とした。いずれもアルミ板をロール加工により円筒状に巻いて周方向の一箇所を溶接したもので、円筒両端を剛なフランジに固定した。真円に対する不整量は溶接線部分を除いて板厚の50%の範囲内であった。溶接線の位置は、加振方向に対して30度回転させた位置として、この部分の不整の影響を無視できるようにした。円筒試験体の仕様を実機と比較して表1に示す。

準動的試験の解析モデルとしてFBRの原子炉構造の水平、上下の各方向の振動に卓越する振動モードに等価な1自由度モデルを用いた。実構造と試験体との相似則に基づいて換算した解析モデルの定数を表2に示す。加速度の相似比が1となるよう、時間軸を1/5に縮小している。1自由度モデルの等価質量を支配する質量の大きい炉心は、容器の円筒部のほかに炉心支持構造物等を介して支持されているため、座屈試験の対象とする円筒部以外部分の剛性を直列ばねとして計算上考慮している。表中の値は円筒部分を弾性としたときの全支持剛性を示している。

3.3 試験装置と試験条件 試験に用いた二軸加振装置を図1に示す。2台の加振機により、円筒試験体を、水平と上下の2方向から同時に加振する。水平方向の加振には100 kNの、上下方向には30 kNの油圧加振機を用い、加振機と試験体は、水平と上下の方向の干渉を避けるためリンクで接続されている。試験

Table 1 Principal parameters of test model

	Model A		Model B	
	Prototype	Model	Prototype	Model
Material	Type 304 SS	Aluminum	Type 304 SS	Aluminum
Young's modulus : E (GPa)	159.	72.6.	159.	72.1
Yield stress: σ_y (MPa)	108.	42.6	108.	40.2
Radius : R (mm)	8000.	320.	5000.	200
Thickness : t (mm)	40.	1.6	50.	2.0
Length : L (mm)	8000.	320.	8000.	320.
Loading Height : H (mm)	12000.	480.	12000.	480.

Table 2 Vibration conditions of pseudodynamic test

	Model A		Model B	
	Horizontal :X	Vertical :Z	Horizontal :X	Vertical :Z
Mass : M (kg)	1.67×10^3	1.47×10^3	1.0×10^3	1.0×10^3
Stiffness : K (MN/m)	69.6	118.	41.7	167.
Natural frequency : f_0 (Hz)	32.5	45.0	32.5	65.0
Damping factor : ζ	0.01	0.01	0.01	0.01

体に加わる荷重はロードセルで、加振点の変位は非接触形の変位計で測定する。

試験で用いた入力地震波は FBR の耐震設計用に提案されている地震動である。この入力地震波では、上下動の主要動が水平方向で座屈が生じる時間域に一致していないので、モデル A のケース A8 とモデル B のすべてのケースでは、上下動の時間軸を移動させた入力条件で実験を行っている。水平動の入力レベルは、座屈を生じるように加速度振幅を拡大して入力する。試験条件を表 3 に示す。表 3 中の記号は試験の条件を略して示すもので、Hor. は水平地震入力、S2 は上下地震動の限界地震レベル、 $n \times S2$ は S2 レベルの n 倍の入力を示す。原子炉容器は上部から釣り下げられた構造であるため、自重相当の引張荷重が容器円筒

部に作用する。Fs はこの張力を考慮した場合である。

3・4 試験結果 準動的地震波加振試験終了後、加振軸直交方向から見た試験体の状況を図 2 に示す。モデル A では円筒側面部に斜めのしわが生じるせん断座屈モードで座屈している。モデル B では、加振軸方向の円筒下部に象足形といわれる変形が現れ、曲げ座屈モードで座屈していることがわかる。加力点における水平方向の荷重-変位関係の一例を図 3 に示す。最大耐力である座屈荷重に達した後は構造耐力が低下するが、応答変位は有限値にとどまり、地震荷重の変

Table 3

(a) Test conditions for model A

Test case No.	Input max. accel. (cm/s ²)		Static tensile force (kN)	Symbol
	Horizontal	Vertical		
A1	1500	-	-	Hor.
A2	2250	-	-	Hor.
A3	2000	-	14.7	Hor.+Fs
A4	2000	210	14.7	Hor.+S2+Fs
A5	1850	210	-	Hor.+S2
A6	2000	210	-	Hor.+S2
A7	2000	315	-	Hor.+S2x1.5
A8	2000	210	-	Hor.+S2

(b) Test conditions for model B

Test Case No.	Input max. accel. (cm/s ²)		Static tensile force (kN)	Symbol
	Horizontal	Vertical		
B1	2700	-	12.7	Hor.+Fs
B2	2700	420	-	Hor.+2xS2
B3	3500	420	-	Hor.+2xS2
B4	3500	820	-	Hor.+4xS2
B5	4000	-	-	Hor.
B6	4000	1050	-	Hor.+5xS2

Fig. 1 Test apparatus

(a) Model A (Case A8)

(b) Model B (Case B6)

Fig. 2 Deformation after buckling test

Fig. 3 Load-displacement relations (Case B6)

動により履歴特性を示している。

各加振条件における水平方向の最大応答変位と発生荷重、最大軸圧縮荷重を表4に示す。座屈が生じたケースについては、最大発生荷重が座屈荷重となる。

水平方向の入力加速度振幅と最大応答変位の関係を図4に示す。図4中の δ_{cr} は、座屈荷重に到達したときの変位である座屈変位を表す。図4には4章で述べる非線形応答解析結果も合わせて示す。図4(a)に示すモデルAの場合、水平方向の加振レベルが同一であっても、上下動により円筒に加わる軸方向の圧縮力が大きくなるほど、水平方向の最大応答変位が大きい。試験ケースA4、A6、A8は水平地震波の入力加速度は同一であるが、試験ケースA4では、軸方向に一定の張力を加えているため、上下地震動により生じる変動圧縮力は打ち消されている。試験ケースA8では、上下地震動の時間軸を移動させていることにより、水平方向の座屈が生じる加振時間領域において、同じレベルの上下地震動で加振した試験ケースA6よりも大きな軸圧縮力が作用するために、応答変位が大きくなっている。

図4(b)にモデルBの結果を示す。試験ケースB3とB4は、同一の水平入力で上下地震動のレベルが異なる場合である。両ケースとも座屈変位付近の変位応答を生じているが、試験ケースB4ではケースB3の2倍の上下入力レベルとしているにもかかわらず、最

大応答変位の差異はほとんど現れていない。試験ケースB5とB6は座屈変位を越える変位応答が生じる入力となっており、ケースB5が水平入力のみに対し、ケースB6では限界地震動S2レベルの5倍の上下動を同時に加えた場合で、水平方向変位が増大している。個々の試験体の強度のばらつきにより、座屈前の上下動の影響が小さい領域では、上下動地震力が大きい場合であっても変位応答が大きくない場合も生じている。

上下圧縮力が作用している試験ケースの荷重-変位関係には、圧縮荷重による水平耐力の低下がみられる。水平動により生じた運動エネルギーを支えるには、水平耐力の低下を補う大きな変形が必要となるために、上下動が作用しない場合と比較して応答変位が増加する、と考えることができる。このように、上下動による軸圧縮荷重が水平方向の変位を増幅する作用により、座屈限界に達する水平入力加速度が低下するといえる。

Table 4 Test results

(a) Model A

Test case No.	Horizontal response			Max. axial compressive load (kN)
	Max. displacement (mm)	Max. load (kN)	Buckling load (kN)	
A1	0.83	35.7	-	-
A2	6.10	40.6	40.6	-
A3	1.97	40.0	40.0	-
A4	1.98	40.6	40.6	10.8
A5	1.31	41.6	41.6	25.5
A6	3.01	41.8	41.8	25.5
A7	3.34	45.7	45.7	38.4
A8	4.01	37.7	37.7	25.6

(b) Model B

Test case No.	Horizontal response			Max. axial compressive load (kN)
	Max. displacement (mm)	Max. load (kN)	Buckling load (kN)	
B1	2.33	38.0	(45.2)	-
B2	1.87	38.0	(43.5)	16.2
B3	3.87	43.9	43.9	14.6
B4	3.73	45.7	45.7	26.8
B5	4.58	46.1	46.1	-
B6	5.85	44.4	44.4	37.8

() measured by static loading test after pseudo-dynamic test

(a) Model A

(b) Model B

Fig. 4 Maximum horizontal displacement

実験的に上下動の影響を受ける程度は、水平応答との重なりや、試験体ごとの強度のばらつきによって異なるので、上下動の影響を抽出し、定量化するには解析的な検討が必要である。さらに、座屈強度評価上、上下動による水平座屈限界加速度の低下を、応答増幅として考慮する必要があるため、おのおのの加振条件について座屈限界加速度を定める必要がある。実験では限られた入力データのしか得られないので、座屈発生点近接の応答を4章に述べる非線形応答解析により求めることにする。

4. 応答増幅の検討

4.1 非線形応答解析 水平、上下各方向の解析モデルを準動的試験で用いた1自由度系とし、水平方向の円筒部分の荷重-変位関係を履歴形の復元力特性でモデル化して非線形応答解析を行った。水平、上下方向の変位をそれぞれ X, Z とすると、運動方程式は次式で表される。

$$M_x \ddot{X} + C_x \dot{X} + F_x(X, F_z) = -M_x \ddot{Y}_x \cdots \cdots (1)$$

$$M_z \ddot{Z} + C_z \dot{Z} + F_z(Z) = -M_z \ddot{Y}_z \cdots \cdots (2)$$

ここで M は質量、 C は減衰定数、 $\ddot{Y}$ は地震入力加速度、 F は復元力を示し、添字は方向を示す。水平方向の復元力 F_x を水平変位のみならず、上下方向の復元力 F_z の関数とすることで上下動との相互作用を考慮している。上下方向の剛性には水平方向の弾塑性変形の影響が小さいとしてここでは、線形の復元力で近似した。よって、

$$F_z = K_z Z \cdots \cdots (3)$$

ここで、 K_z は線形ばね定数である。

上下動による水平荷重の低下を、実験的に定めた荷重低下率 R_d を用いて表し、上下圧縮荷重が加わったときの水平復元力を次式で定めた。

$$F_x = F_{x0} - R_d \cdot F_z \cdots \cdots (4)$$

ここで、 F_{x0} は上下動がない場合の復元力で、水平入

力のみを加振条件下の試験により得られた平均的な骨格曲線(単調荷重載荷時の荷重-変位曲線)を用いて、載荷経路に依存する履歴形の復元力特性⁽⁸⁾を適用した。荷重低下率 R_d は、

$$R_d = (\text{水平荷重の低下分}) / (\text{上下圧縮荷重})$$

と定義し、別途行った一定圧縮荷重下の静的加力試験の結果等を参考に、水平変位の関数として求めた。荷重経路が、骨格曲線上にある場合は図5に示す変位に依存した R_d を用い、すでに経験した変位領域にある場合には加力過程が目指す骨格曲線上の荷重値に R_d が加わるものとした。弾性領域および、除荷過程にある場合、また、引張荷重状態では、荷重低下はないものとした。

ある一定の上下動入力下における水平方向の入力加速度振幅と最大応答変位の関係の解析結果を実験結果と比較して図4に示す。太い実線で水平単独入力の場合を、それ以外は上下動のある場合を示す。上下動が大きくなるに従い、同じ水平入力下でも応答変位が大きくなるのがわかり、座屈発生点近傍の現象としては上下動の影響でより小さい水平加速度で座屈変位 δ_{cr} に至ることがわかる。

図4(a)に示すモデルAの解析結果から、応答変位が弾塑性変形領域に入ると、上下動による水平応答変位の増幅が現れる。解析結果は実験結果とよく一致しており、上下荷重の効果を荷重低下率でモデル化した解析結果は、二軸加振下の応答をよく模擬しているといえる。図4(b)に示すモデルBの解析結果から、水平応答変位が上下動により増幅される傾向は応答が座屈変位の8割程度になったところから顕著になる。試験ケースB5の場合は、解析に用いた平均的な骨格曲線と比較し、試験体の座屈強度が強く、応答変位が小さくなっているものである。本解析結果を用いることで、試験体の個々の強度のばらつきの影響を差し引いて上下動の影響を把握することができる。

4.2 応答増幅係数 構造設計に用いるには、上下動による増幅を適切な算出式により推定する必要がある。ここでは、上下動による水平応答変位の増幅を円筒の弾塑性変形によって吸収されるエネルギーと関係づけて評価することにする。水平上下同時加振下の円筒の吸収エネルギーを E_d とすると、

$$E_d = E_h + E_v \cdots \cdots (5)$$

ここで、 E_h は水平加振のみの場合の吸収エネルギー、 E_v は上下動による吸収エネルギーの増加分を示す。

弾塑性応答領域の吸収エネルギーを、弾性応答のひずみエネルギーに関係する量である変位と関係づけて、応答変位の二乗に比例すると近似すると、応答変

Fig. 5 Reduction ratio of the horizontal load

位の応答増幅係数 C は次式で表される。

$$C^2 = \frac{E_d}{E_h} = 1 + \frac{E_v}{E_h} \quad \dots\dots\dots (6)$$

エネルギー増分の比を、入力地震動の加速度応答スペクトル値に弾性固有周期を乗じて得られるスペクトル比の二乗で近似して、

$$\frac{E_v}{E_h} = \frac{\{T_v \cdot v S_A(T_v)\}^2}{\{T_0 \cdot S_A(T_0)\}^2} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、原子炉構造の振動に卓越する水平方向の固有周期 T_0 における水平地震動の加速度応答スペクトル値を $S_A(T_0)$ 、同じく、上下方向の固有周期 T_v における上下地震動の加速度応答スペクトル値を $v S_A(T_v)$ とする。上下動による水平方向の吸収エネルギーの増加分として、上下動のもつ入力エネルギーに相当するエネルギーが寄与すると仮定したものである。よって、応答増幅係数 C は、

$$C = \sqrt{1 + \left(\frac{T_v \cdot v S_A(T_v)}{T_0 \cdot S_A(T_0)} \right)^2} \quad \dots\dots\dots (8)$$

となる。

入力地震動の応答スペクトルから求めたスペクトル比をパラメータとして、 C を図6に示す。また、図6中には上下動のエネルギーの1/2が応答増幅に寄与するものとして、スペクトル比の二乗に係数1/2を乗じて求めた応答増幅係数 C' を細線で示す。

試験結果に基づく応答増幅係数 C_{exp} は、実験データを補完する解析結果を基に座屈変位に到達する水平入力地震動の加速度を定めて、上下動なしの場合の座屈到達加速度の上下動ありの座屈到達加速度に対する比として求めた。

図6に得られた試験結果を式(8)で求めた予測結果とあわせて示す。上下動の時間軸を移動させて、水平方向で座屈する近傍で上下動が加わる厳しい加振条件の場合、 C_{exp} は太線で表される C とほぼ一致している。上下動がそのままモデルAに加わった場合の結果は、上下動のエネルギーの1/2が増幅に寄与とした C' とほぼ一致している。耐震設計に用いるには上下動による増幅を安全側に見積もる応答増幅係数として、上下動の全エネルギーが水平応答増幅に寄与するものとした評価式で求めた係数を用いることが妥当である。

応答増幅係数は水平、上下入力地震動の重ね合わせ、および円筒形状、荷重条件(座屈モード)に依存する。本報では2種類の円筒形状を対象とし、上下動の重なりが厳しい加振条件を設定して応答増幅係数を検討した。係数の設定には今回の試験で用いた形状の範囲外の場合には実験等で確認する必要がある。

Fig. 6 Amplification factor

5. 結 論

高速増殖炉容器を対象とした円筒構造の水平地震下の座屈に及ぼす上下動の影響を明らかにするため、二軸加振準動的座屈試験およびこれを模擬する地震応答解析を行い、応答増幅係数の評価式を提案した。得られた結論は以下のとおりである。

(1) 上下動による圧縮荷重は、座屈前後の弾塑性領域において、水平荷重耐力を低下させ、水平方向の応答変位の増幅に寄与する。

(2) 圧縮荷重による水平荷重耐力の低減を荷重低下率としてモデル化した2自由度系の応答解析により、試験結果をシミュレートすることができる。

(3) 入力地震動の応答スペクトルを用いて求めた応答増幅係数により、上下動による応答増幅を評価することができ、水平、上下地震荷重下の座屈強度評価に適用できる。

最後に、本研究は、通商産業省からの受託研究「発電用新型炉技術確証試験(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) Akiyama, H., ほか7名, Demonstration test and research program of buckling of FBR, 10th SMiRT, E (1989), 215-222.
- (2) Akiyama, H., ほか8名, Outline of the seismic buckling design guideline of FBR—a tentative draft—, Nucl. Eng. Des., 140 (1991), 319-330.
- (3) 秋山宏・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), 204-211.
- (4) 松浦真一・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2報, 炉容器のせん断・曲げ座屈評価式), 機論, 60-575, A (1994), 212-219.
- (5) Nakagawa, M., ほか5名, Post buckling behavior of short cylindrical shells under lateral seismic loads, 10th SMiRT, E (1989), 235-240.

- (6) Hagiwara, Y., ほか3名, Post buckling behavior during earthquakes and seismic margin of FBR main vessels, *ASME PVP Conference*, **175** (1989) 91-96.
 - (7) Takanashi, K. and Nakashima, M., Japanese activity on on-line testing, *J. Eng. Mech., ASCE*, **113-7** (1987), 1014.
 - (8) Hagiwara, Y., ほか3名, Dynamic buckling and non-linear response of fast breeder reactor main vessels under earthquake loading, *JSME Int. J., Ser. B*, **36-3** (1993), 476-484.
 - (9) Kokubo, K., ほか5名, Corroboration of dynamic characteristics of FBR main vessels by pseudo-dynamic and dynamic buckling experiments, *11th SMiRT*, E (1991), 251-256.
 - (10) Ishihama, K., ほか6名, Corroboration of dynamic characteristics of FBR main vessels by pseudo-dynamic experiments, *Seismic and Environmental Qualification of Equipment (Inst. Mech. Eng.)*, (1992), 19-26, London.
 - (11) Nakagawa, M., ほか5名, Pseudo-dynamic Buckling Experiments on Thin Cylindrical Shells under Biaxial Seismic Loads, *Nucl. Eng. Des.*, **157** (1995), 27-36.
 - (12) Nakagawa, M., ほか4名, Effect of Vertical Seismic Load on Shear-bending Buckling Strength of Thin Cylindrical Shells, *ASME PVP Conference*, **312** (1995), 75-82.
-