屋根型円筒ラチスシェルの自由振動特性の違いが
TMD による地震応答低減に与える影響INFLUENCE OF FREE VIBRATION CHARACTERISTICS OF CYLINDRICAL LATTICE SHELL
ROOFS ON SEISMIC RESPONSE REDUCTION BY PLURAL TMDs

熊谷知彦*, 下山拓也**, 小河利行***

Tomohiko KUMAGAI, Takuya SHIMOYAMA and Toshiyuki OGAWA

TMD is fit for the vibration control of spatial structure because it is possible to install TMDs by a single supporting point. Therefore, there are many studies on spatial structure with TMD. The authors have verified the influences of the number and position of installed TMDs, the period and phase characteristics of earthquake motions and input directions of input waves on seismic response reduction effects. However, influence of free vibration characteristics of cylindrical lattice shell roofs on vibration control effects by plural TMDs have never been examined. From these backgrounds, the purpose of this study is investigation of seismic response reduction effects by plural TMDs for cylindrical lattice shell roofs which have different half open angles and ratios of natural period of supporting substructure to that of roof structure.

Keywords : Cylindrical lattice shell roof, Plural TMDs, Seismic response reduction, Free vibration characteristics, Response spectrum analysis, Parallel multi-mass system

屋根型円筒ラチスシェル, 多重 TMD, 地震応答低減, 自由振動特性, 応答スペクトル解析, 並列多質点系

1. 序

空間構造物は大規模なイベントスペースやスタジアムから小・中規模な学校体育館などで広く活用されており, 大地震や台風などの災害時には避難所や災害本部などの防災拠点としても利用されるため, 人命保護と機能維持に対する社会的要求が高い。そのため, 空間構造物への応答低減機構の適用に関する数多くの研究が行われている¹⁾。これらの研究で用いられる応答低減機構の1つとして, 質量, 復元装置, 減衰装置の3要素からなる, パッシブ型の制振装置である TMD (Tuned Mass Damper) が挙げられる。TMD は構造物に対して, 1~3% 程度の質量で制振効果を得ることができるという利点を有する。また, TMD は1つの支点で設置可能であるため, 設置の自由度が高く, 形状が複雑な振動モードが励起される空間構造物に適した制振装置と考えられる。

空間構造物への TMD の適用に関して, 以下のような研究がなされている。アーチ構造物に TMD を適用した研究としては, 薛ら^{2),3)} が縦方向に振動する TMD を開発し, アーチ模型の振動台実験を行うことで, 周波数領域と時間領域でその制振効果について考察している。吉中ら^{4),5)} は, 最適条件式⁶⁾⁻⁹⁾ を用いて設計した TMD と広い周期帯を制御可能である MTMD (Multiple TMD) をそれぞれアーチモデルへ適用し, 制振効果を分析している。TMD の設計に使用した最適条件式は定点理論または, 主系に N 個の TMD を設置した

際の応答曲線における, $(N+1)$ 個の極値のばらつきと極大値を小さくするという考え方に基づいている。また, 固有周期が近接した複数のモードが励起される空間構造物に適した TMD の設計法を提案し, 解析的かつ実験的に振動制御の有効性を確認している。津田, 大崎¹⁰⁾ は多方向の振動制御を目的とした TMD をアーチフレームモデルに適用し, 種々の地震動に対する制振効果について解析的に検討している。著者ら¹¹⁾ は, アーチ構造物を対象として単一のモードを制御対象とする最適条件式⁶⁾⁻⁹⁾ に基づいた複数個の TMD を設置し, 振動制御を試みている。また, 単層ラチスドームに TMD を適用した研究としては, 以下のものが挙げられる。山田大彦ら¹²⁾⁻¹⁴⁾ は, 単層ラチスドームを対象として, 複数の TMD を設置し, TMD の設置位置および設置数, 動作方向, ドームの1次固有振動数に対する TMD の固有振動数の比をパラメーターとして, 制振効果を解析的に検討している。吉中ら^{15),16)} は, スパン 60m の中規模単層ラチスドームに MTMD を適用し, MTMD 設置後のモード形状の変化に対応することが可能な新たな MTMD の設置方法を提案し, その有効性を確認している。また, 屋根型円筒ラチスシェルの TMD を適用した研究としては, 以下のものが挙げられる。吉中ら¹⁷⁾ は, 単層円筒ラチスモデルに MTMD を分散配置した場合に, 構造物全体の応答を制御可能であることを確認している。著者ら^{18),19)} は, 屋根型円筒ラチスシェルに最適条件式⁶⁾⁻⁹⁾ に基づい

* 明治大学理工学部建築学科 准教授・博士(工学)

** ジェイアール東日本建築設計事務所 修士(工学)
(元明治大学大学院 大学院生)

*** 東京工業大学 名誉教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Arch., School of Science and Technology, Meiji University, Dr. Eng.

JR East Design Corporation, M. Eng.

(Former Grad. Student, Meiji University)

Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

た TMD を設置し、複数のモードの制御を試みている。その結果、TMD の設置位置および設置数、入力地震波の周期・位相特性、入力方向の違いが応答低減効果に与える影響を明らかにしている。さらに、並列多質点系を用いて、屋根型円筒ラチスシェルに TMD を適用した場合の応答低減率をエネルギー吸収率との関係から評価する方法を提案している。このように、空間構造物に適した TMD の設計方法、設置位置、設置数などについての研究は意欲的に行われている。一方で、空間構造物の振動特性は構造物のスパン、ライズ、屋根構造と下部構造における構造特性の関係などにより大きく変化するため^{20)・25)}、空間構造物への TMD の適用に関する研究においては、構造物の形状や構造特性に応じた分析が必要である。しかしながら、制御対象とする空間構造物の形状や構造特性が異なることにより変化する自由振動特性に着目し、TMD の制振効果について論じた研究は見当たらない。

そこで本研究では、屋根型円筒ラチスシェルを対象として、水平方向入力に対して励起される鉛直応答を TMD により制振する場合に、半開角および屋根構造と下部構造の固有周期比が異なることにより変化する自由振動特性が TMD の応答低減効果に与える影響を分析する。半開角を変化させることで、文献 22) で確認されている半開角が大きくなるにつれて屋根構造の鉛直応答が大きくなるという特性が、TMD の応答低減効果に与える影響を分析する。なお、本研究では構造物の応答が弾性範囲内であるときに TMD を適用した際の制振効果を検討する。まず、地震応答を制御する場合に適した、TMD により制御対象とするモードの選択方法を提案する。次に、自由振動特性が異なる屋根型円筒ラチスシェルに TMD を設置することによる、最大鉛直応答、および全節点の全解析ステップにおける鉛直応答の二乗値の総和の平方根の低減効果を分析する。さらに、屋根構造と下部構造の固有周期比と TMD による応答低減率の関係から、TMD による応答低減効果が高い固有周期比の範囲について検討する。最後に、TMD を設置した屋根型円筒ラチスシェルを並列多質点系に置換することで、TMD による最大鉛直応答および全節点の全解析ステップにおける鉛直応答の二乗値の総和の平方根の低減率の評価を試みる。

2. 屋根型円筒ラチスシェルの数値解析概要

2-1. 解析モデル

図 1 に解析モデルの形状、表 1 に形状諸元および総質量、表 2 に部材諸元を示す。対象構造物は、学校体育館規模の屋根型円筒ラチスシェルとする。境界条件は柱脚部で固定とし、屋根構造と下部構造は剛に接合されている。屋根架構の半開角 θ は 20, 30, 40deg. の 3 種類、屋根構造と下部構造の曲げ剛性はそれぞれ下記的设计を行ったモデルを基準に 1 倍、10 倍、100 倍に変化させる。なお、部材断面積は変化させない。屋根構造の剛性が 10 倍、100 倍のモデルは表 3 に示したデプス d / スパン L_x 比程度の二層円筒ラチスシェルに相当する。モデル名は $F\theta$ (20, 30, 40) - 屋根構造の剛性倍率 (1, 10, 100) - 下部構造の剛性倍率 (1, 10, 100) とする。モデルを構成する部材は全て円形鋼管とする。基準となる曲げ剛性が 1 倍のモデルにおける部材設計は、ラチス材、境界部材 (妻面アーチ、妻面梁、桁行梁、束材) で構成される屋根構造と、柱、梁 (妻面梁、桁行梁) で構成される下部構造に分けて行う。屋根構

造は、固定荷重に対して、鋼構造設計規準²⁶⁾における部材安全率 $\nu = 2.5$ とした短期許容応力度設計により、部材安全率がほぼ一様となるように部材断面を決定する。なお、鋼材のヤング係数 E は 206000N/mm^2 、 F 値は 235N/mm^2 とする。また、基準となる曲げ剛性が 1 倍のモデルに対しては、文献 27) に従い、全体座屈耐力の検定を行い自重に対する安全性を確認している。下部構造は、ベースシア係数 $C_0 = 0.3$ のせん断力および固定荷重に対して、弾性範囲であるように設計する。固定荷重は、屋根構造 1.18kN/m^2 、下部構造 0.98kN/m^2 とし、固定荷重に相当する質量を、各節点に集中質量として与える。なお、本文中では図 1 に示す節点名を用いる。

2-2. 解析方法

解析方法は、線形固有値解析、応答スペクトル解析、幾何学的非線形性を考慮した動的弾性応答解析である。応答スペクトル解析は式 (1), (2) を用いて行う。

図 1 対象構造物 (屋根型円筒ラチスシェル)

表 1 形状諸元および総質量

半開角 θ [deg.]	20	30	40
x 方向スパン L_x [m]	36		
y 方向スパン L_y [m]	48		
曲率半径 R [m]	53	36	28
ライズ H [m]	3.17	4.82	6.55
支持柱長さ H_s [m]	6.0		
総質量 M_0 [t]	277	290	307

表 2 部材諸元

	半開角 θ [deg.]	部材細長比 λ	外径 D [cm]	厚さ t [cm]	断面積 A [cm ²]	断面二次モーメント I [cm ⁴]
ラチス材	20	18.0 ~ 33.3	31.85	0.35, 0.55, 0.80	34.6, 54.1, 78.0	4296, 6625, 9411
	30	26.6 ~ 50.9	21.63	0.35, 0.55, 0.95	23.4, 36.4, 61.7	1325, 2025, 3306
	40	34.4 ~ 68.8	16.83	0.40, 0.70, 1.15	20.6, 35.5, 56.6	697, 1156, 1750
妻面アーチ		17.4 ~ 18.5	50.80	1.00	156.5	48520
妻面梁		41.9 ~ 46.2	40.64	1.10	136.6	26724
桁行梁		28.4	40.64	0.80	100.1	19874
束材		26.6 ~ 99.2	19.07	0.40	23.5	1023
柱		34.0	50.8	0.85	133.4	41611

※ヤング係数 E は全ての部材において $206000\text{ [N/mm}^2\text{]}$ とする。

表 3 デプス / スパン比 (d/L_x)

半開角 θ [deg.]	屋根の面外剛性		
	1 倍	10 倍	100 倍
20	-	1/52	1/16
30	-	1/77	1/24
40	-	1/101	1/32

$${}_k A_j^V = |{}_k \beta \cdot {}_k u_j^V \cdot {}_k S_A| \quad (1)$$

$${}_k D_j^V = |{}_k \beta \cdot {}_k u_j^V \cdot {}_k S_D| \quad (2)$$

ここに、 ${}_k A_j^V$ 、 ${}_k D_j^V$ は k 次モードの j 節点における最大鉛直応答加速度、最大鉛直応答変位、 ${}_k \beta$ は k 次モードの刺激係数、 ${}_k u_j^V$ は k 次モードの j 節点における固有ベクトルの鉛直方向成分、 ${}_k S_A$ 、 ${}_k S_D$ は k 次モードの固有周期における加速度応答スペクトル、変位応答スペクトルの値である。

動的弾性応答解析には数値積分法として Newmark β 法 ($\beta = 1/4$) を用いる。解析時間刻みは 0.005s とする。構造物の減衰には Rayleigh 型を用いる。荷重入力は、 $t = 0.0 \sim 1.0$ s の間で固定荷重を加え、その後 $t = 1.0 \sim 4.0$ s の間で荷重を固定し、静的釣合を得た後、 $t = 4.0$ s 以降で動的荷重を加える方法により行う。その際の減衰定数 h は、 $t = 0.0 \sim 4.0$ s では固定荷重を加えた後の静的釣合を得るために 100% (臨界減衰) とし、動的荷重を加える $t = 4.0$ s 以降では一般的な鉄骨構造の減衰に Rayleigh 型を用いる場合に設定する 1 次と 2 次のモードに対し 2% とする。

2-3. 入力波

入力地震波は図 1 に示すように水平 x 方向に入力する。地震波は、観測地震波である El Centro NS(1940)、Taft EW(1952)、Hachinohe NS(1968)、JMA Kobe NS(1995) に観測地震波の位相特性を採用した模擬地震波の 4 波を加え、計 8 波とする。模擬地震波は告示 1461 号 (国交省) で規定される II 種地盤用の増幅係数に基づき、告示 1457 号 (国交省) で規定される表層地盤の増幅特性を考慮し作成する。本研究では、1 次モードと 2 次モードに対して $h = 0.02$ の減衰を有する鋼構造骨組を対象とするため、減衰に伴う加速度の低減率を考慮し、加速度応答スペクトルを修正する。修正した目標加速度応答スペクトルを表 4 に表す。観測地震波の最大入力加速度 A_g は 100cm/s^2 に基準化する。図 2 に本研究の入力地震波の加速度応答スペクトルを示す。 S_A は加速度応答スペクトルの値である。

表 4 目標加速度応答スペクトル ($h = 0.02$)

周期 T [s]	$T \leq 0.16$	$0.16 \leq T \leq 0.864$	$0.864 \leq T$
加速度 $[\text{cm/s}^2]$	$120 + 1125T$	300	$259 / T$

図 2 入力地震波の加速度応答スペクトル

3. TMD による制御対象モードの選択方法

線形固有値解析および応答スペクトル解析により、TMD を用いて制御するモード (以下、制御対象モードと呼ぶ) を決定する。空間構造物は高次のモードを含む複数のモードの有効質量比が大きくなる特性を有する。既往の研究では有効質量比の大きなモードを制御対象モードとする場合が多く見られるが、有効質量比の大きな高次のモードを制御対象とすると、応答加速度は大きいものの、応答変位が低次モードに比べて小さくなる。そのため、構造物の応答変位に対する TMD の相対変位が小さくなり、応答低減効果が低くなることを確認している。このような TMD の特徴を踏まえて、文献 18) では、加速度応答スペクトルを一定 (1.0cm/s^2) としたときの式 (2) による略算値である最大鉛直応答変位の値が大きいモードを制御対象とした。しかし、地震応答を制御する場合には地震波の応答スペクトルを考慮した制御対象モードの選択方法が適していると考えられる。また、1 つの節点の最大応答だけでなく、構造物全体の応答から制御対象モードを選択する必要がある。そこで、本研究では地震波の応答スペクトルを考慮した新たな制御対象モードの選択方法を提案する。提案する制御対象モードの選択手順は次の通りである。

- 1) 式 (2) および表 4、図 2 に示した告示第 1457、1461 号に基づいた加速度応答スペクトルを用いて応答スペクトル解析を行い、各モードの全節点数 N_j の最大鉛直応答変位の和 $\sum_{j=1}^{N_j} {}_k D_j^V$ を略算する。
- 2) 有効質量比の合計が 99% に達するモード次数 N^m までの各モードの全節点の最大鉛直応答変位の和の合計 $\sum_{k=1}^{N^m} \sum_{j=1}^{N_j} {}_k D_j^V$ を算出する。
- 3) 手順 1)、2) で算出した値を式 (3) に代入し、 K 次モードの最大鉛直応答変位の割合 ${}_k R_D^V$ を算出する。本研究では、 ${}_k R_D^V$ が 10% より大きいモードを制御対象とする。

$${}_k R_D^V = \frac{{}_k D_j^V}{\sum_{k=1}^{N^m} \sum_{j=1}^{N_j} {}_k D_j^V} \quad (3)$$

表 5 および図 3 に提案した方法に従い選択した $F * \cdot 1 \cdot 1$ ($*$ は 20, 30, 40)、 $F20 \cdot 100 \cdot 1$ 、 $F30 \cdot * \cdot 1$ 、 $F30 \cdot 1 \cdot *$ ($*$ は 10, 100) の制御対象モードを示す。表 5 中には各モデルの制御対象モードの自由振動特性、式 (3) で算出した最大鉛直応答変位の割合 ${}_k R_D^V$ および式 (4) を用いて算出した最大鉛直応答加速度の割合 ${}_k R_A^V$ 、全制御対象モードにおける最大鉛直応答加速度、変位の割合の合計を示す。

$${}_k R_A^V = \frac{{}_k A_j^V}{\sum_{k=1}^{N^m} \sum_{j=1}^{N_j} {}_k A_j^V} \quad (4)$$

有効質量比が大きくとも、 ${}_k R_D^V$ が大きくなるとは限らないことがわかる。また、全制御対象モードにおける最大鉛直応答の割合の合計が大きいモデルの応答低減効果は高くなることが予想される。各モデルの全制御対象モードにおける最大鉛直応答変位の割合の合計は 70% 以上となっている。半開角が異なる $F20 \cdot 1 \cdot 1$ 、 $F30 \cdot 1 \cdot 1$ 、 $F40 \cdot 1 \cdot 1$ を比較すると、 $F20 \cdot 1 \cdot 1$ は $F30 \cdot 1 \cdot 1$ 、 $F40 \cdot 1 \cdot 1$ に比べて最大鉛直変位の割合が大きいモードの数が少なくなっており、振動の腹の数が 2 つであり形状が単純なモードが卓越する。屋根構造の剛性比が異なる $F30 \cdot * \cdot 1$ ($*$ は 1, 10, 100) を比較すると、屋根構造の剛性が大きくなるにつれて、逆対称 1 波モードの有効質量比および ${}_k R_A^V$ 、 ${}_k R_D^V$ が大きくなり、モード形状が単純化される。 $F30 \cdot 100 \cdot 1$ では屋根構造が逆対称 1 波モードかつ下部構造がスウェイするモードが励起される。なお、半開角が小さい $F20 \cdot 100 \cdot 1$ では屋根構造がほ

表 5 各モデルの制御対象モード
(i) F * -1-1 (*は 20, 30, 40)

モデル名	F20-1-1		F30-1-1			F40-1-1		
モード次数	1 次	4 次	1 次	4 次	7 次	1 次	3 次	7 次
モードの腹の数	2	2	2	2	4	2	4	4
固有周期 T [s]	0.642	0.356	0.958	0.456	0.356	1.031	0.607	0.388
減衰定数 h [%]	2.00	2.32	2.00	2.33	2.82	2.00	2.22	2.89
有効質量比 [%]	12.5	77.8	5.8	43.1	45.6	4.9	21.4	58.2
有効質量比の合計 [%]	90.3		94.5			84.5		
最大鉛直応答加速度の割合 κR_A^V [%]	26.9	30.2	13.3	33.0	27.7	9.6	24.2	25.3
最大鉛直応答加速度の割合の合計 [%]	57.1		74.1			59.1		
最大鉛直応答変位の割合 κR_D^V [%]	66.0	22.9	51.8	29.1	13.3	39.2	34.2	14.6
最大鉛直応答変位の割合の合計 [%]	88.9		94.2			87.9		

(ii) F30-1-*, F30-* -1 (*は 10, 100)

モデル名	F30-10-1		F30-100-1		F30-1-10		F30-1-100	
モード次数	1 次	3 次	1 次	5 次	1 次	5 次	1 次	5 次
モードの腹の数	2	2	2	2	2	4	2	4
固有周期 T [s]	0.431	0.269	0.291	0.130	0.820	0.400	0.711	0.388
減衰定数 h [%]	2.00	2.18	2.00	2.47	2.00	2.40	2.00	2.35
有効質量比 [%]	51.1	45.5	96.4	3.5	4.4	6.1	4.3	5.3
有効質量比の合計 [%]	96.6		99.9		10.5		9.6	
最大鉛直応答加速度の割合 κR_A^V [%]	44.5	38.8	53.8	46.2	6.9	8.5	9.4	11.1
最大鉛直応答加速度の割合の合計 [%]	83.3		100		15.4		20.5	
最大鉛直応答変位の割合 κR_D^V [%]	72.5	24.6	85.4	14.6	56.5	16.5	62.1	21.8
最大鉛直応答変位の割合の合計 [%]	97.1		100		73.0		83.9

図 3 制御対象モードの形状

とんど振動せず、下部構造がスウェイするモードが卓越する。下部構造の剛性比が異なる F30-1-* (*は 1, 10, 100) を比較すると、F30-1-1 に比べて F30-1-10, F30-1-100 の有効質量比および全制御対象モードにおける最大鉛直応答加速度の割合の合計は小さくなる。これは、 κR_D^V が小さい高次のモードが卓越しているためである。

4. TMD の設計および設置方法

各 TMD の同調比および減衰比の算出方法について説明する。本研究では、TMD の設置数を 2 個とする二重 TMD, 4 個とする四重 TMD を対象とし、それぞれ異なる最適条件式を用いて設計する。式 (5) ~ (7) に TMD の質量比, 同調比, 減衰比を示す。

$$\text{質量比: } \mu_N = \frac{m_T}{M_{jk}} \quad (5)$$

$$\text{同調比: } \gamma_N^{(n)} = \frac{\omega_0}{\omega_T} = \frac{T_T}{T_0} \quad (6)$$

$$\text{減衰比: } \zeta_N^{(n)} = \frac{c_T T_T}{4m_T \pi} \quad (7)$$

ここに、 n は TMD の固有周期が長い順に並べたときの順番、 N は TMD の設置個数、 m_T は TMD の 1 個当たりの質量、 M_{jk} はモードの最大振幅点の等価質量、 T_T は TMD の固有周期、 T_0 は制御対象とするモードの固有周期、 c_T は TMD の減衰係数である。

多自由度系モデルの TMD の設計においては、主系の質量には等価質量を用いる方法が一般的である²⁸⁾。そこで本研究では、質量比の算定には等価質量 M_{jk} を用いる。ここに、 j は節点番号、 k はモード次数である。文献 28) では、複数の TMD を同一の節点に設置し、設置点の等価質量を用いて TMD の質量比を算出しており、全ての TMD の質量比は同じ値を用いている。しかし、複数の TMD を異なる節点に分散設置した場合にどのように等価質量を設定するかは提案されていない。本研究では、複数の TMD を異なる節点に分散設置するが、全ての TMD の質量比を統一するため、等価質量は TMD の設置位置によらず、各モードの固有ベクトルの鉛直方向成分の最大値を 1 としたときの固有ベクトルが最大の節点における値とする。TMD の同調比および減衰比は、既往の研究で示されている最適条件式である式 (8) ~ (11) を用いて算出する。二重 TMD では定点理論に基づく最適条件式⁸⁾を用いる。四重 TMD では、主系に N 個の TMD を設置した際の応答曲線における、 $(N+1)$ 個の極値のばらつきと極大値を小さくするという考え方に基づいた最適条件式⁹⁾を用いる。二重 TMD, 四重 TMD では同調比の算出に式 (8) および表 6, 減衰比の算出に式 (11) および表 7 をそれぞれ用いる。ただし、二重 TMD の 2 番目の TMD の同調比には式 (9), 四重 TMD の 4 番目の TMD の同調比は式 (10) を用いる。

【同調比】

・二重 TMD, 四重 TMD

$$\frac{1}{\gamma_N^{(n)}} = a(\mu_N + b)^c \quad (8)$$

表 6 一般式 (同調比) の係数

		a	b	c
二重 TMD	$\gamma_2^{(1)}$	0.4032	0.1300	-0.4340
	$\gamma_4^{(1)}$	0.2193	0.0699	-0.5487
	$\gamma_4^{(2)}$	0.2721	0.1301	-0.6289
四重 TMD	$\gamma_4^{(3)}$	0.7697	0.8667	-1.9992

・二重 TMD の 2 番目の TMD

$$\frac{1}{\gamma_2^{(2)}} = -0.72\mu_2 + 1.04 \tag{9}$$

・四重 TMD の 4 番目の TMD

$$\frac{1}{\gamma_4^{(4)}} = 1.1327\exp(-0.9314\mu_4) - 0.0953\exp(-72.417\mu_4) \tag{10}$$

【減衰比】

・二重 TMD, 四重 TMD

$$\zeta_N^{(n)} = (d\mu_N)^e - f \tag{11}$$

表 7 一般式（減衰比）の係数

		d	e	f
二重 TMD	$\zeta_1^{(2)}$	0.0222	0.0700	0.5050
	$\zeta_2^{(2)}$	0.2000	0.3770	0.0380
四重 TMD	$\zeta_3^{(4)}$	1.3066×10^{-4}	0.0772	0.3040
	$\zeta_4^{(4)}$	1.9270×10^{-3}	0.1355	0.1786
	$\zeta_5^{(4)}$	2.9512×10^{-2}	0.2405	0.0883
	$\zeta_6^{(4)}$	0.2877	0.4319	0.0248

表 8 に TMD の設計値を示す。モードの腹の数が 2 つのモードには二重 TMD, 4 つのモードには四重 TMD を適用する。TMD の質量は各モードの等価質量 M_{jk} に対する各モードを制御する TMD の合計質量 $m_T \times N$ の比が 6% となるように設定する。なお、各モデルに設置する TMD の総質量はシェル構造物の総質量 M_0 の 1~3% となる。本研究で適用する TMD の質量の設定方法では、制御対象モードの数が少なくなるほど、構造物の総質量に対する TMD の総質量の比が小さくなるため、構造物への負担およびコストが低減する。図 4 に各モデルの TMD の設置位置を示す。TMD の設置位置は文献 18),19) により構造物全体の応答の低減が確認されているモードの全ての振動の腹とする。モードの振動の腹は図 3 に示したように AOA' 上に位置している。周期の長い TMD から順に、A から A' 点に向かって分散して設置する。本研究では、水平方向入力に対して励起される鉛直応答の制振を行うことを目的としているため、設置方向は鉛直下向きとし、振動方向は鉛直方向のみとする。解析では TMD を 1 方向バネでモデル化し、実際に TMD を製作する際には、ガイドにベアリングを使用して、水平方向の振動を拘束する等が考えられる。

5. TMD による地震応答の低減効果

本章では、屋根型円筒ラチスシェルの自由振動特性および応答スペクトル解析により略算した全制御対象モードにおける最大鉛直応答の割合の合計と TMD による地震応答の低減効果の関係について分析する。さらに、屋根構造と下部構造の固有周期比と応答低減率の関係から TMD による応答低減効果が高い固有周期比の範囲について検討する。

5-1. 最大鉛直応答の低減効果

図 5 に F * -1-1 (* は 20, 30, 40) および F30- * -1, F30-1- * (* は 10, 100) の Hachinohe NS 模擬波に対する AOA' 上の最大鉛直応答加速度倍率 A_r^V/A_g , 最大水平応答加速度倍率 A_r^H/A_g を示す。表 5 および図 3 に示したように、F20-1-1, F30-10-1, F30-100-1 は逆対称 1 波のモードのみが卓越し、F30-1-1, F30-1-10, F30-1-100,

表 8 TMD の設計値

モデル名	TMD 名	主系の等価質量 M_{jk} [kg]	TMD の質量 m_T [kg]	TMD の固有周期 T_T [s]	主系の固有周期 T_0 [s]	構造物の総質量に対する TMD の総質量の比
F20-1-1	TMD_1d1, 2	39713	1191	0.630, 0.718	0.642	0.013
	TMD_4d1, 2	21444	643	0.350, 0.399	0.356	
F20-10-1	TMD_2d1, 2	45732	1372	0.330, 0.376	0.336	0.018
	TMD_4d1, 2	38279	1148	0.195, 0.223	0.199	
F20-100-1	TMD_1d1, 2	49152	1475	0.261, 0.298	0.266	0.011
F20-1-10	TMD_1d1, 2	37147	1114	0.563, 0.642	0.574	0.016
	TMD_10q1~4	34560	518	0.202~0.258	0.219	
F20-1-100	TMD_1d1, 2	37845	1135	0.527, 0.601	0.537	0.016
	TMD_10q1~4	33725	506	0.196~0.250	0.213	
F30-1-1	TMD_1d1, 2	34943	1048	0.941, 1.073	0.958	0.021
	TMD_4q1~4	38883	583	0.420~0.537	0.456	
	TMD_7q1~4	29827	447	0.310~0.396	0.356	
F30-10-1	TMD_1d1, 2	45870	1376	0.423, 0.483	0.431	0.015
	TMD_3d1, 2	28672	860	0.264, 0.301	0.269	
F30-100-1	TMD_1d1, 2	47600	1428	0.286, 0.326	0.291	0.018
	TMD_5d1, 2	41614	1248	0.128, 0.145	0.130	
F30-1-10	TMD_1d1, 2	33802	1014	0.805, 0.918	0.820	0.015
	TMD_5q1~4	39788	597	0.369~0.471	0.400	
F30-1-100	TMD_1d1, 2	32735	982	0.698, 0.796	0.711	0.015
	TMD_5q1~4	38509	578	0.358~0.457	0.388	
F40-1-1	TMD_1d1, 2	33237	997	1.012, 1.154	1.031	0.020
	TMD_3q1~4	40650	610	0.559~0.715	0.607	
	TMD_7q1~4	26441	397	0.358~0.458	0.388	
F40-10-1	TMD_1d1, 2	43772	1313	0.499, 0.569	0.508	0.014
	TMD_3d1, 2	27875	836	0.309, 0.352	0.315	
F40-100-1	TMD_1d1, 2	50298	1509	0.314, 0.358	0.320	0.018
	TMD_4d1, 2	39532	1186	0.158, 0.180	0.161	
F40-1-10	TMD_2d1, 2	31861	956	0.864, 0.985	0.880	0.014
	TMD_3q1~4	39581	594	0.494~0.631	0.536	
F40-1-100	TMD_2d1, 2	32577	977	0.799, 0.911	0.814	0.014
	TMD_4q1~4	40569	609	0.443~0.566	0.480	

TMD 名 : TMD_3q1
制御対象とするモード次数 $\begin{cases} dn : \text{二重 TMD の } n \text{ 番目} \\ qn : \text{四重 TMD の } n \text{ 番目} \end{cases}$

TMD の設置位置（制御対象モードの次数 : $\blacktriangleleft<\blacktriangleright$ ）

図 4 TMD の設置位置

F40-1-1 は逆対称 1 波と逆対称 2 波のモードが卓越するため、非制振時の応答分布は卓越モードの形状により異なるものの、F30-100-1 以外のモデルでは AOA' 上の最大応答加速度倍率を低減できている。F30-100-1 の最大鉛直応答加速度倍率がほとんど低減していない要因は、屋根構造がほとんど振動せず、下部構造がスウェイするモードが卓越するため、非制振時の最大鉛直応答倍率が小さくなり、TMD がほとんど振動せず振動を吸収することができなかったためである。最大水平応答加速度倍率の A、A' 点の応答が低減していることから、下部構造の水平応答も低減できることがわかる。また、F20-1-1 の C、C' 点や F40-1-1 の E、E' 点の応答低減効果は低くなっている。そこで、図 6(i) に示す F40-1-1 の E 点における時刻歴鉛直応答加速度を見ると、図に示した時刻歴において概ね応答を低減することができているものの、○で囲んだ 18s 付近での非制振時の応答の急激な増大に対しては、応答を低減できていないことがわかる。これは、構造物の応答が増大してから TMD の振動が大きくなるまでには時間を要するためである。一方、F 点では、非制振時の最大応答を発生する 3 周期前から TMD の振幅が増大しており、振動が吸収できている。既往の研究¹¹⁾において、地震波入力から TMD の振動開始までには時間を要するため、入力直後の応答低減効果が低くなることが明らかとされているが、入力中においても急激な応答の増加に対しては応答をほとんど低減できないといえる。結果として、E 点のように非制振時の応答が急激に大きくなった直後に最大応答が発生する場合には、最大応答の低減効果が低くなる。

図 5 最大応答加速度倍率分布 (AOA' 上, Hachinohe NS 模擬波入力)

5-2. 全制御対象モードにおける最大鉛直応答の割合の合計と鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の関係

図 7 に F30 の全制御対象モードにおける最大鉛直応答の割合の合計と全節点の全解析ステップにおける鉛直応答の二乗値の総和の平方根の低減率 (以降、鉛直応答の二乗平均平方根の低減率と呼ぶ) の関係を示す。図中の $Re_{A_v}^{shell}$ は鉛直応答加速度、 $Re_{D_v}^{shell}$ は鉛直応答変位の二乗平均平方根の低減率である。 $Re_{A_v}^{shell}$ 、 $Re_{D_v}^{shell}$ は式 (12)、(13) を用いて算出する。

$$Re_{A_v}^{shell} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{N_j} \sum_{i=1}^{N_i} (A_{vij}^{shell_c})^2}{\sum_{j=1}^{N_j} \sum_{i=1}^{N_i} (A_{vij}^{shell_unc})^2}} \quad (12)$$

$$Re_{D_v}^{shell} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{N_j} \sum_{i=1}^{N_i} (D_{vij}^{shell_c})^2}{\sum_{j=1}^{N_j} \sum_{i=1}^{N_i} (D_{vij}^{shell_unc})^2}} \quad (13)$$

ここに、 A_v は鉛直応答加速度、 D_v は鉛直応答変位である。添字の $shell_c$ は制振時、 $shell_unc$ は非制振時、 i は解析ステップ数、 N_i は全解析ステップ数である。

全てのモデルで鉛直応答の二乗平均平方根の低減率 $Re_{A_v}^{shell}$ 、 $Re_{D_v}^{shell}$ が 1.0 未満になっており、制御対象モードの自由振動特性によらず構造物全体の応答が低減していることがわかる。ただし、F30-

図 6 時刻歴鉛直応答加速度 (F40-1-1, Hachinohe NS 模擬波入力)

図 7 全制御対象モードにおける最大鉛直応答の割合の合計と鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の関係 (F30, Hachinohe NS 模擬波入力)

100-1 の応答低減効果は低い。これは、前節で述べた要因によるものである。以降では、F30-100-1 以外のモデルにおける応答低減効果について分析する。

図 7(i) より、応答加速度では F30-10-1 が最も応答低減効果が高い。これは、F30-10-1 の全制御対象モードにおける最大鉛直応答加速度の割合の合計が他のモデルに比べて大きいためである。一方、F30-1-100 の全制御対象モードにおけるの合計は F30-1-1 に比べて小さいが、F30-1-1 と同程度の応答低減率となっている。これは、F30-1-100 に設置した TMD が制御対象モードの固有周期より短周期のモードが励起されたときに振動し、エネルギーを吸収したためであると考えられる。そこで、図 8 に示す F30-1-100 における鉛直応答加速度のフーリエ振幅スペクトルを見ると、制御対象モードの固有周期である T_1 、 T_5 以外の T_{13} 、 T_{20} 、 T_{50} 付近で応答が低減していることがわかる。ここに、 T はモードの固有周期、添字の数字はモード次数である。しかし、文献 29) では、TMD の制御対象モードと、固有周期が制御対象モードの 0.5 倍以下のモードとの連成は無視できるとされているが、これは、TMD の制御対象モードの応答の制振効果に着目したものであり、制御対象モード以外のモードの応答に対する制振効果は分析されていない。そこで、図 9 に示す設置点に対する TMD の相対鉛直応答加速度のフーリエ振幅スペクトルを見ると、制御対象としている T_1 、 T_5 付近だけでなく、制御対象としていない T_{13} 、 T_{20} 、 T_{50} 付近でも TMD が振動していることがわかる。このことから、制御対象モード以外のモードの固有周期付近でもエネルギーを吸収しているといえる。また、TMD_1d1 の設置位置は 5 次、50 次モードの腹、TMD_5q2 の設置位置は 1 次、13 次、20 次モードの腹となっている。そのため、TMD_1d1 では T_5 、 T_{50} 付近、TMD_5q2 では T_1 、 T_{13} 、 T_{20} 付近の応答が大きくなっている。また、TMD_5q2 の応答は T_1 付近に比べて T_{20} 付近の方が大きい。このことから制御対象とするモードよりも長周期のモード

図 8 鉛直応答加速度のフーリエ振幅スペクトル (Hachinohe NS 模擬波入力, F30-1-100, D 点)

図 9 設置点に対する TMD の相対鉛直応答加速度のフーリエ振幅スペクトル (Hachinohe NS 模擬波入力, F30-1-100)

に比べて、短周期のモードの方がエネルギー吸収量が多いといえる。図 7(ii) より、応答変位においては、全制御対象モードにおける最大鉛直応答変位の割合の合計がモデルによらず 0.7 以上となっており、応答変位は 4 ～ 6 割程度に低減できている。上記の傾向は半開角が 20, 40deg. の場合にも概ね同様である。

5-3. 固有周期比 R_T と鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の関係

本節では、固有周期比 R_T と TMD による応答低減率の関係から、TMD による応答低減効果が高い固有周期比の範囲を検討する。固有周期比 R_T は、屋根構造のみのモデルの逆対称 1 波モードの固有周期 T_R に対する屋根構造を剛と見なした場合の下部構造の等価固有周期 T_{eq} の比である。表 9 に対象構造物の固有周期比 R_T を示す。本研究で対象とする構造物の R_T は、0.03 ～ 2.826 の範囲にある。図 10 に固有周期比 R_T と屋根型円筒ラチスシェルの屋根面の鉛直応答増幅率 F_{RV} の関係を示す。 F_{RV} は文献 22) に従い、式 (14) を用いて算出する。

$$F_{RV} = A_{Vmax} / C_V \theta A_{eq} \tag{14}$$

ここに、 A_{Vmax} は屋根面節点の鉛直応答加速度の最大値、 A_{eq} は屋根構造を剛と見なした場合の下部構造の鉛直応答加速度、 C_V は半開角に関する定数であり $C_V = 1.33$ 、 θ の単位は rad である。

図中には文献 22) で提案された屋根型円筒ラチスシェルの鉛直応答増幅率評価式である式 (15) も示す。

$$F_{RV} = \begin{cases} 3 & (0 < R_T \leq 5/16) \\ \sqrt{5/R_T} - 1 & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \tag{15}$$

文献 22) と同様に、 $R_T > 5/16$ では R_T が大きくなるにつれて F_{RV} が小さくなる。文献 21) では $R_T > 1.85$ において屋根構造がほとんど

表 9 屋根構造と下部構造の固有周期比 R_T

モデル名	屋根構造のみのモデルの 逆対称 1 波モードの固有周期 T_R [s]	屋根構造を剛と見なした場合の 下部構造の等価固有周期 T_{eq} [s]	固有周期比 R_T
F20-1-1	0.897	0.256	0.285
F20-10-1	0.275	0.256	0.930
F20-100-1	0.091	0.256	2.826
F20-1-10	0.897	0.081	0.091
F20-1-100	0.897	0.028	0.031
F30-1-1	1.171	0.263	0.224
F30-10-1	0.432	0.263	0.607
F30-100-1	0.154	0.263	1.709
F30-1-10	1.171	0.084	0.071
F30-1-100	1.171	0.029	0.025
F40-1-1	1.048	0.270	0.258
F40-10-1	0.488	0.270	0.554
F40-100-1	0.201	0.270	1.346
F40-1-10	1.048	0.086	0.082
F40-1-100	1.048	0.031	0.030

図 10 屋根型円筒ラチスシェルの鉛直応答増幅率 (告示に基づいた模擬地震波入力)

振動せず、下部構造がスウェイするモードが卓越するとされており、この範囲においては F_{RV} が非常に小さくなる。 $1.25 < R_T < 1.85$ では屋根構造が逆対称 1 波モードかつ下部構造がスウェイするモードが卓越し、地震波によらず F_{RV} が 1.0 以下となる。上記の R_T と F_{RV} の関係を踏まえ、図 11 に示した固有周期比 R_T と鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の関係を見ると、 $R_T > 1.25$ にあるモデルのような F_{RV} が小さい場合には、応答加速度および応答変位の低減効果が小さい。 $0.5 < R_T < 1.25$ の範囲にある F_{RV} が大きいモデルでは、応答加速度および応答変位を 4～7 割程度に低減可能であり、他のモデルに比べて応答低減効果が高い。一方、 $0.0 < R_T < 0.5$ にあるモデルでは、応答変位は 4～7 割程度に低減することができているものの、応答加速度は応答変位に比べて低減効果が低い。本研究では、有効質量比ではなく、より応答低減効果が高い応答変位の大きいモードを制御対象としており、応答加速度は大きいが応答変位が小さい高次モードは制御対象としていない。そのため、高次モードに大きな有効質量比を有する $0.0 < R_T < 0.5$ にあるモデルの応答加速度の低減効果が低くなっている。

以上より、3 章で提案した制御対象モードの選択方法に従い、最大鉛直応答変位の割合が 10% より大きいモードを制御した場合には、 $0.5 < R_T < 1.25$ の範囲にあるモデルにおいて、応答加速度および応答変位の低減効果が他のモデルに比べて高くなるといえる。

6. 並列多質点系による応答低減率の予測手法

本章では、TMD を設置した屋根型円筒ラチスシェルを並列多質点系でモデル化することにより、応答低減率を予測することを試みる。並列多質点系へのモデル化の方法は図 12 に示すように、文献 18),19) で提案されている方法に従う。文献 18),19) では、全節点の全解析ステップにおける鉛直応答の二乗値の総和の低減率をエネルギー吸収率との関係から予測し、概ね良い予測結果を得ることが可能であることを確認した。本研究では、シェルモデルの最大鉛直応答および鉛直応答の二乗平均平方根の低減率を 1 自由度系および並列多質点系の応答から予測することを試みる。応答低減率の予測手順は以下の通りである。

- 1) 図 12 のように、制御対象モードの 1 自由度系および並列多質点系を作成する。
- 2) 各モードの 1 自由度系、並列多質点系の主系の時刻歴鉛直応答をそれぞれ足し合わせる。
- 3-1) 手順 2) で算出した 1 自由度系と並列多質点系における主系の時刻歴鉛直応答から最大鉛直応答の低減率を得る。
- 3-2) 手順 2) で算出した 1 自由度系と並列多質点系における主系の時刻歴鉛直応答から全解析ステップの鉛直応答の二乗値の総和の平方根の低減率を得る。

図 13、図 14 に 8 種類の地震波をそれぞれ入力したときのシェルモデルと並列多質点系の最大鉛直応答、鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の対応を示す。シェルモデルと並列多質点系の応答低減率は、図 13 に示した最大鉛直応答の低減率に比べて、図 14 に示した鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の方が良い対応を示している。 $F^* \cdot 10^{-1}$ 、 $F^* \cdot 100^{-1}$ ($*$ は 20, 30, 40) のシェルモデルと並列多質点の応答低減率は、半開角および地震波によらず他のモデルに比べて対応が良い。これは制御対象モードにおける有効質

図 11 固有周期比 R_T と鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の関係 (告示に基づいた模擬地震波入力)

図 12 並列多質点系への置換

量比の合計が 90% 以上となっているため、シェルモデルの応答を正確に再現できたことが要因である。一方で、 $F^* \cdot 10^{-1}$ 、 $F^* \cdot 100^{-1}$ ($*$ は 20, 30, 40) の制御対象モードにおける有効質量比の合計は 20% 以下であり、地震波により低減率の対応が悪い場合がある。そこで、予測精度が悪い $F^* \cdot 10^{-1}$ 、 $F^* \cdot 100^{-1}$ ($*$ は 20, 30, 40) を対象として、制御対象モード以外のモードも 1 自由度系でモデル化し、1 自由度系でモデル化したモードにおける有効質量比の合計を 70% 以上とすることで、応答低減率の予測精度の向上を目指す。上記の方法に従い修正した Δ $\blacktriangle$ で示す応答低減率を見ると、修正前に比べて対応が良いことがわかる。

以上より、1 自由度系でモデル化したモードにおける有効質量比の合計が大きい場合の、最大鉛直応答および鉛直応答の二乗平均平方根の低減率を予測可能であるといえる。

7. 結

本研究では、屋根型円筒ラチスシェルを対象として、水平方向入力に対して励起される鉛直応答を TMD を用いて制振する場合に、半開角および屋根構造と下部構造の固有周期比 R_T を変えることにより変化する自由振動特性が TMD による応答低減効果に与える影

図 13 最大鉛直応答の低減率の対応

図 14 鉛直応答の二乗平均平方根の低減率の対応

響について検討した。なお、TMDにより制御対象とするモードは、地震動の周期特性を考慮した応答スペクトル解析を行い、各モードの最大鉛直応答変位の割合を略算し、最大鉛直応答変位の割合が大きいモードとした。さらに、並列多質点系を用いて、TMDによる応答低減率の評価を行った。以下に得られた知見を示す。

- 1) 多重 TMD の設置位置を、文献 18),19) で構造物全体の応答の低減が確認されている、制御対象モードの全ての腹とすることで、屋根型円筒ラチスシェルの自由振動特性に関わらず、応答を低減可能である。
- 2) 応答スペクトル解析による略算値である全制御対象モードにおける最大鉛直応答の割合の合計が大きいモデルでは応答低減効果は高く、非制振時の鉛直応答が小さいモデルでは TMD がほとんど振動しないため応答低減効果は低い。
- 3) TMD の設置点において、制御対象とするモードの固有周期より短周期のモードが励起される場合には、そのモードの応答も低減する。
- 4) $0.5 < R_T < 1.25$ の範囲にあるモデルにおいて、応答加速度および応答変位の低減効果が高くなる。また、屋根面の鉛直応答増幅率が小さい $R_T > 1.25$ にあるモデルの応答はほとんど低減しない。そのため、TMD を屋根型円筒ラチスシェルの適用する際には、屋根構造の固有周期のみでなく、屋根構造と下部構造の固有周期比を考慮する必要がある。
- 5) TMD を設置した屋根型円筒ラチスシェルの並列多質点系に置換し、時刻歴応答解析を行うことで、構造物の自由振動特性によらず最大鉛直応答および全節点の全解析ステップにおける鉛直応答の二乗値の総和の平方根の低減率を予測することが可能である。ただし、制御対象モードにおける有効質量比の合計が小さいモデルにおいて精度の良い予測結果を得るためには、制御対象モード以外のモードも 1 自由度系でモデル化し、1 自由度系でモデル化したモードにおける有効質量比の合計を大きくする必要がある。

参考文献

- 1) 日本建築学会編：空間構造の動的挙動と耐震設計，2006.3
- 2) 薛 松濤，大谷悟史，長澤健二，樋口喜司：大空間構造物における縦方向 TMD に関する研究 その 1 模型製作及び実験詳細，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.913-914，2001.9
- 3) 大谷悟史，薛 松濤，長澤健二，樋口喜司：大空間構造物における縦方向 TMD に関する研究 その 2 実験結果及び結論，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.915-916，2001.9
- 4) 吉中 進，川口健一：分散型 TMD による空間構造の振動制御に関する一考察，構造工学論文集，Vol.50B，pp.627-634，2004.3
- 5) 吉中 進，川口健一：MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究—アーチモデルを用いた振動台実験—，日本建築学会構造系論文集，第 621 号，pp.73-80，2007.11
- 6) Den Hartog, J.P. : Mechanical Vibrations (4th ed.), Dover Publications, 1985.1
- 7) 山口宏樹：構造振動・制御，共立出版株式会社，1996.5
- 8) 岩浪孝一，背戸一登：2 個の複合動的吸振器の最適設計法とその効果，日本機械学会論文集 (C 編)，50 巻 449 号，pp.44-52，1984.1
- 9) 神谷圭二，鎌形健太郎，松本 進，背戸一登：多重動吸振器の最適設計法，日本機械学会論文集 (C 編)，62 巻 601 号，pp.22-27，1996.9
- 10) 津田勢太，大崎 純：空間構造物の 2 方向応答制御のためのコンプライアントメカニズムで構成されたマスタンパーのパラメータ最適化，日本建築学会構造系論文集，第 673 号，pp.379-387，2012.3

- 11) 三松あずさ，熊谷知彦，小河利行，富本 淳：複数の TMD を用いたアーチ構造物の振動制御，構造工学論文集，Vol.58B，pp.489-495，2012.3
- 12) 楠 達明，薛 松濤，山田大彦：TMD による単層ラチスドームの振動制御，構造工学論文集，Vol.41B，pp.17-22，1995.3
- 13) 楠 達明，山田大彦他：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研究，その 1～その 3，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.1901-1906，1994.9
- 14) 楠 達明，薛 松濤，山田大彦：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研究，その 4 TMD の効果的な設定の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.621-622，1995.8
- 15) 吉中 進，川口健一：分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究—複数モード制御のための MTMD バンド幅設定法—，日本建築学会構造系論文集，第 608 号，pp.77-84，2006.10
- 16) 吉中 進，川口健一：分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究—MTMD 分割とその制振効果に関する考察—，日本建築学会構造系論文集，第 73 巻，第 631 号，pp.1551-1559，2008.9
- 17) 吉中 進，川口健一：分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究—MTMD の空間配置について—，構造工学論文集，Vol.52B，pp.41-51，2006.3
- 18) 熊谷知彦，下山拓也，小河利行：鉛直地震動を受ける屋根型円筒ラチスシェルの TMD による振動制御，構造工学論文集，Vol.62B，pp.27-34，2016.3
- 19) 熊谷知彦，小河利行，三松あずさ，下山拓也，松林哲平：複数の TMD を用いた屋根型円筒ラチスシェルの振動制御，日本建築学会構造系論文集，第 81 巻，第 725 号，pp.1103-1112，2016.7
- 20) 小河利行，中川美香，熊谷知彦：応答スペクトル解析法を用いた単層ラチスドームの地震応答解析，構造工学論文集，Vol.49B，pp.291-296，2003.3
- 21) 竹内 徹，小河利行，中川美香，熊谷知彦：応答スペクトル法による中規模ラチスドームの地震応答評価，日本建築学会構造系論文集，第 579 号，pp.71-78，2004.5
- 22) 竹内 徹，小河利行，山形智香，熊谷知彦：支持架構付き屋根型円筒ラチスシェルの地震応答評価，日本建築学会構造系論文集，第 596 号，pp.57-64，2005.10
- 23) 竹内 徹，小河利行，熊谷知彦，中間明子，佐藤英佑：支持架構付きラチスドームにおける地震応答評価手法の適当範囲，構造工学論文集，Vol.52B，pp.53-61，2006.3
- 24) 竹内 徹，熊谷知彦，岡山俊介，小河利行：ライズの高い支持架構付きラチスドームの地震応答評価，日本建築学会構造系論文集，第 73 巻，第 629 号，pp.1119-1126，2008.7
- 25) 竹内 徹，渡辺 寛，熊谷知彦，小河利行：ライズの高い支持架構付き円筒ラチスシェルの地震応答評価，日本建築学会構造系論文集，第 76 巻，第 666 号，pp.1515-1522，2011.8
- 26) 日本建築学会編：鋼構造設計規準—許容応力度設計法—，2005.9
- 27) 日本建築学会編：ラチスシェル屋根構造設計指針，2016.11
- 28) 背戸一登：動吸振器とその応用，コロナ社，2010.7
- 29) G.B.Warburton: Optimum Absorber Parameters for Minimizing Vibration Response, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL DYNAMICS, vol.9, pp.251-262, 1981

INFLUENCE OF FREE VIBRATION CHARACTERISTICS OF CYLINDRICAL LATTICE SHELL ROOFS ON SEISMIC RESPONSE REDUCTION BY PLURAL TMDs

Tomohiko KUMAGAI^{}, Takuya SHIMOYAMA^{**} and Toshiyuki OGAWA^{***}*

^{*} Assoc. Prof., Dept. of Arch., School of Science and Technology, Meiji University, Dr. Eng.

^{**} JR East Design Corporation, M. Eng. (Former Grad. Student, Meiji University)

^{***} Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

There are many examples of application of TMD. A high-rise building and a floor slab with large span in architecture field, a cable stayed bridge and a suspension bridge in civil engineering, for example. The response reduction effects in those examples are verified. TMD is fit for the vibration control of spatial structure because it is possible to install TMDs by a single supporting point. Therefore, there are many studies on spatial structure with TMD. The authors have verified the influences of the number and position of installed TMDs, the period and phase characteristics of earthquake motions and input direction of input wave on seismic response reduction effects. However, influence of free vibration characteristics of cylindrical lattice shell roofs on vibration control effects by plural TMDs have never been examined. From these backgrounds, the purpose of this study is investigation of seismic response reduction effects by plural TMDs for cylindrical lattice shell roofs which have different half open angles and ratios of natural period of supporting substructure to that of roof structure.

First, the selection method of controlled modes which are larger contribution to response displacement subjected to earthquake motion is proposed by response spectrum analysis. Next, the reduction effects of maximum responses and the sum of square of vertical responses of all nodes at all steps of analysis by plural TMDs for cylindrical lattice shell roofs which have different free vibration characteristics are examined. The relationships between the natural period ratios R_T of the natural period of equivalent single mass system to that of antisymmetrical 1 wave mode of roof structure and response reduction factors are investigated. Finally, the response estimation by parallel multi-mass system substituted for shell structure with TMDs is attempted.

From the numerical results, it is concluded as follows.

- 1) As plural TMDs are installed in all antinodes of controlled modes with larger contribution to the response displacements which are the locations that the reduction of responses for all nodes of structure is verified in references (18), (19), the responses reduce regardless of free vibration characteristics of cylindrical lattice shell roofs.
- 2) The response reduction effects by TMDs are higher as the sum of ratios of maximum vertical response of all controlled modes which are obtained from the response spectrum analysis is larger. On the other hand, the response reduction effects by TMDs are lower when the vertical response is smaller.
- 3) When the responses of the mode with natural period which is shorter than natural period of controlled mode occur in the positions for installing TMDs, the responses of the mode with natural period which is shorter than period of controlled mode reduce.
- 4) The reduction effects of response acceleration and response displacement are higher in the range of $0.5 < R_T < 1.25$. On the other hand, the responses hardly reduce in the range of $R_T > 1.25$. Therefore, when TMDs are applied to cylindrical lattice shell roofs, it is necessary to consider not only the natural period of roof structure but also the ratio of natural period of supporting substructure to that of roof structure.
- 5) When the sum of effective mass ratios of controlled modes is larger, the response reduction factors of cylindrical lattice shell roofs by installing the TMDs can be estimated by the parallel multi-mass systems substituted for shell structure with TMDs.

(2016 年 11 月 10 日原稿受理, 2017 年 4 月 24 日採用決定)