

屋根型ラチスアーチ・シリンダーの 耐荷性能と動的崩壊地震動レベルの関係に関する研究

建築構造学分野 福島 理沙

Abstract

空間構造は、体育館やスポーツ施設など、その内部に大きな空間を内包する屋根として広く用いられており、地震災害時には地域の避難所や災害救助の拠点として利用される。よって、空間構造の耐震性能は重要であると考えられ、合理的な耐震設計手法が求められる。そこで本論文では、簡単な平面ラチスアーチおよび実施設計で広く用いられている「正方形-正方形」型の二層屋根型ラチスシリンダーを対象に、静的鉛直荷重を受ける場合の耐荷性能と動的崩壊地震動レベルとの関係性を数値解析により明らかにする。その際、構造物の歪エネルギーに着目し、静的解析から得られた歪エネルギーと動的解析から得られた歪エネルギーとの関係を考察し、動的崩壊地震動レベルの評価方法について提案する。

1. 序

空間構造は、体育館やスポーツ施設など、その内部に大きな空間を内包する屋根として広く用いられており、地震災害時には地域の避難所や災害救助の拠点として利用される。東海地震の発生が指摘されていることを考えると、空間構造の耐震性能は以前にも増して重要性が増していると考えられる。そのため、設計時に想定した以上の地震を構造物が受けた場合どの程度のレベルまで耐え得るのかを把握することも重要であり、安全かつ合理的な耐震設計手法が求められていると言える。空間構造の耐震性能については、様々な研究がなされており、加藤らによって平行弦トラス梁の崩壊最大入力加速度を静的弾塑性挙動から推定する方法を提案されている¹⁾。村田は単層ラチスドームを対象に静的安全率を変化させた場合の崩壊最大入力加速度を調べている²⁾。小河らは単層ラチスドームの座屈崩壊性状に及ぼす動的荷重の効果を単一パルス波によって調べ、静的最大耐力を約20%低下させることを示している³⁾。次に、多田らは二層立体ラチス平板を対象として、静的弾塑性挙動より定まる内部吸収エネルギーを定義し、その最大値が動的崩壊の尺度となりうることを示している⁴⁾。一方、喬らは単層ラチスドームの動的崩壊と吸収エネルギーの関係を調べ、崩壊時に励起される振動モードの影響を指摘している⁵⁾。

本論では、平面ラチスアーチおよび実施設計において広く利用されている「正方形-正方形」型の二層屋根型ラチスシリンダーを対象に、空間構造の耐荷性能と動的崩壊地震動レベルの関係性について考察し、動的崩壊地震動レベルを推定する方法を提案する。

2. 解析モデル概要

本論で取り扱う解析モデルを図1,2に示す。支持条件は平面ラチスアーチに関してはピン支持（モデル名称：P）およびピン・ローラー支持（モデル名称：PR）の2種類、二層屋根型ラチスシリンダーに関しては、ローラー支持（モデル名称：SSR）とする。モデルに使用する部材は、全部材同一断面のもの（モデル名称：1）と短期許容応力度設計によって決定したもの（モデル名称：2）の2種類を使用する。なお、接合部の強度と剛性が十分あるものとして、部材間の接合部はすべて剛接合とする。また、自重として作用させる荷重は鋼材重量+仕上げ材重量とし、節点集中型として扱う。本論で用いる部材モデルは座屈現象を考慮するため、部材中央に節点を設け、1部材2要素として取り扱っているが、部材中央に設けた節点には荷重は作用させない。

3. 静的弾塑性解析

本解析モデルを対象として、塑性ヒンジ法による幾何学的非線形弾塑性解析を行い、モデル上面節点に負担面積に応じた鉛直下向きの等分布荷重を作用させた場合の耐荷性能を把握した。

静的解析において、(1)式のようなエネルギーの釣合式が成り立つ。

$$E^e - E^G = E^F \quad (1)$$

ここで、 E^e は歪エネルギー、 E^G は自重と鉛直方向変位によってなされるポテンシャルエネルギー、 E^F は外力によって入力されるエネルギーである。また、歪エネルギー E^e は、弾性歪エネルギー W_e と塑性変形によ

る消費エネルギー W_p の和(W_e+W_p)とする。各種エネルギーを(2)式により等価速度に換算する。

$$V^e = \sqrt{2E^e/M}, \quad V^G = \sqrt{2E^G/M}, \quad V^F = \sqrt{2E^F/M} \quad (2)$$

M はモデルの総質量である。本論では、 V^F を静的吸収エネルギーと定義し、 V^F が最大となる時、構造物が吸収できるエネルギーが最大となるとし、この時の歪エネルギーを ${}_sV_f$ と定義し、動的崩壊地震動レベルの予測値とする。また、弾性限界耐力 P_{LE} 時の歪エネルギーを ${}_sV_{LE}$ 、限界耐力 P_{GY} 時の歪エネルギーを ${}_sV_{GY}$ と定義する。ここで、限界耐力とは、解析で得られた荷重変形関係より得られた耐荷力であり、変形性能倍率 α を用いて、図3のように定義した。

解析により得られた荷重変形関係を図4に示す。ここで、横軸はモデル下面中央節点の鉛直変位量である。また、得られた各種エネルギーとモデル下面中央節点との鉛直変位量との関係を図5に示す。これらの結果から、P1、P2、PR1モデルについては ${}_sV_f$ を算出し、PR2モデルについては、部材が引張降伏を起こし、静的吸収エネルギーが最大値をとらなかったため、部材の引張ひずみが3%となる時の歪エネルギーを ${}_sV_f$ とし、 ${}_sV_f$ を動的崩壊地震動レベルの予測に用いる値とした。得られた ${}_sV_f$ を表1に示す。表中には、 ${}_sV_f$ を算出した時点での弾性歪エネルギー W_e と塑性変形による消費エネルギー W_p の比率 W_e/W_p およびその時の変形性能倍率 α を示し、また、弾性限界時の歪エネルギー ${}_sV_{LE}$ も合わせて示している。SSRモデルについては、静的吸

収エネルギーが最大値をとるまで解析を行うことが困難であるため、 ${}_sV_f$ を算出できなかった。そこで、SSRモデルについては、 ${}_sV_{GY}$ を動的崩壊地震動レベルの予測に用いることとする。本論では、 $\alpha=3, \alpha=6$ の時の限界耐力を算出し、 ${}_sV_{GY}$ を算出した。得られた ${}_sV_{GY}$ を表2に示す。

表中には、 ${}_sV_{GY}$ を算出した時点での W_e/W_p 、変形性能倍率 α 、および V_{LE} を合わせて示している。

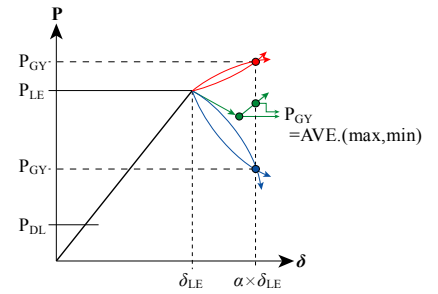


図3 限界耐力の定義

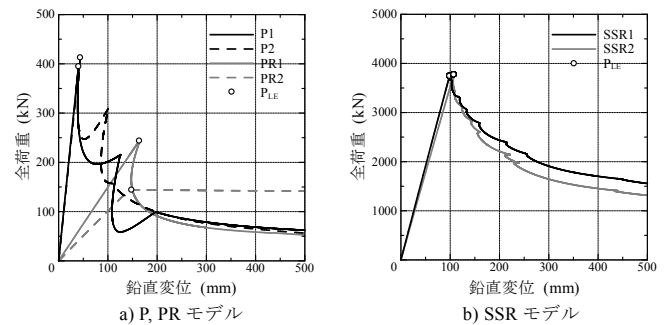


図4 荷重変形関係

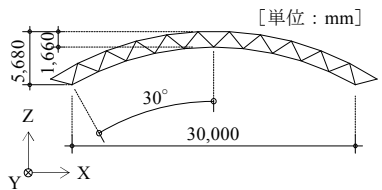


図1 平面ラチスアーチ

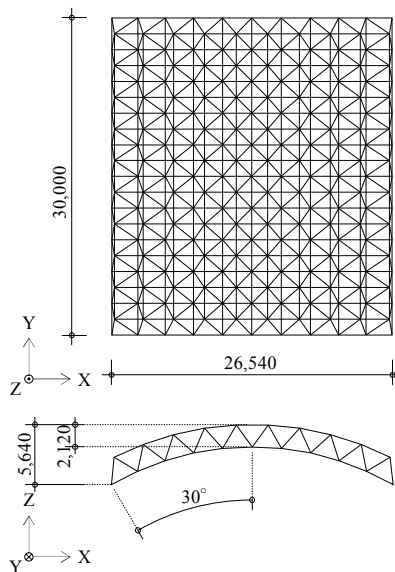


図2 二層屋根型ラチスシリンダー

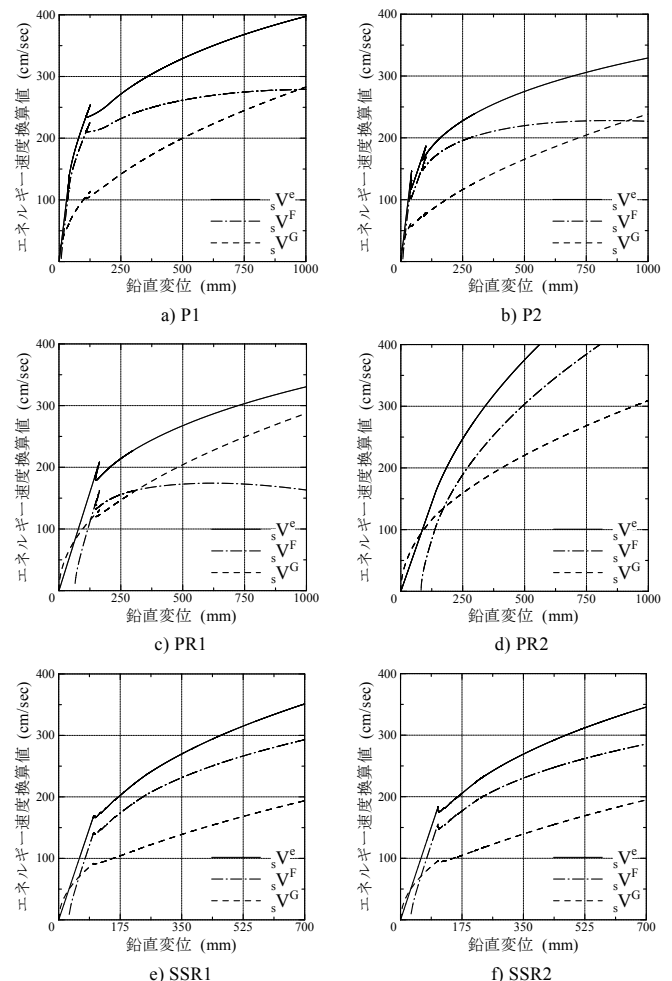


図5 各種エネルギーと鉛直変位の関係

4. 固有振動解析

本解析モデルの固有振動性状を把握するため、非減衰自由振動解析を行い、有効質量比分布及び固有周期を算出した。出力モードは、平面ラチスアーチについては30モード、二層屋根型ラチスシリンダーについては300モードとした。各方向有効質量比上位3位までのモード次数と固有周期、及び有効質量比を表3に示す。

5. 時刻歴地震応答解析

上下地震動に対する応答性状を把握するため、幾何学的非線形性を考慮した弾塑性時刻歴応答解析を行った。使用する地震波は、人工地震波である日本建築センター模擬地震波（レベル2）および兵庫県南部地震の神戸海洋気象台データのUD成分、日本建築センターより頒布される観測地震波エルセントロおよびタフトのUD成分とする（以後、それぞれBCJ-L2, KOBE, ELCENTRO, TAFTと記述）。解析の際に入力する地震波にはBCJ-L2は0秒から20秒までの20秒間、KOBEは29秒から44秒までの15秒間、ELCENTRO, TAFTは0秒から15秒までの15秒間の加速度波形データを用いる。入力方向は、鉛直Z方向とする。また、本章の数値解析は以下の手順で行っている。まず、地震波の最大入力加速度を100galに設定し、時刻歴応答解析を行う。次に、地震波の最大入力加

速度を漸増させながら時刻歴応答解析を繰り返し、最初に部材の一部に塑性ヒンジが形成される際の最大入力加速度を初期降伏加速度 A_{LE} とする。さらに最大入力加速度を漸増させながら時刻歴応答解析を繰り返し、P, PR モデルについては、モデル下面中央節点の最大鉛直変位が急激に下方に増加し、鉛直変位が1000mmを超えた時を動的崩壊と判断し、その直前の最大入力加速度を動的崩壊加速度 A_f とする。また、SSR モデルについては、1000mmを超えても崩壊機構が形成されないため、3章の静的弾塑性解析より得られた限界耐力時のモデル下面中央節点変位量 $\alpha \times \delta_{LE}$ と最も近い変形を生じた時の加速度を限界耐力加速度 A_{GY} とする。初期降伏加速度 A_{LE} 、限界耐力加速度 A_{GY} 、動的崩壊加速度 A_f の算出において、最大入力加速度の増分は10galとする。

解析により得られた最大応答歪エネルギーとその時のポテンシャルエネルギーとの関係を図6に示す。図中には、静的弾塑性解析より得られた歪エネルギーとポテンシャルエネルギーの関係を実線で示し、P, PR モデルについては、静的吸収エネルギー最大値時の歪エネルギーの値 sV_f を一点鎖線で合わせて示している。

どのモデルについても初期降伏までは、静的弾塑性解析で得られた結果とほぼ等しいエネルギー関係が得

表1 sV_f とその時の W_e/W_p および α

モデル	sV_{LE} (cm/sec)	sV_f (cm/sec)	sV_f/sV_{LE}	W_e/W_p	変形性能倍率 α
P1	133.9	398.5	2.98	0.001	26
P2	146.0	314.5	2.15	0.002	19
PR1	208.4	285.7	1.38	0.021	3.8
PR2	167.6	497.7	2.97	0.112	5.7

表2 sV_{GY} とその時の W_e/W_p および α

モデル	sV_{LE} (cm/sec)	sV_{GY} (cm/sec)	sV_{GY}/sV_{LE}	W_e/W_p	変形性能倍率 α
SSR1	167.5	252.8	1.51	0.130	3.0
SSR2	183.9	260.9	1.97	0.096	3.0
SSR1	167.5	329.7	1.97	0.054	6.0
SSR2	183.9	335.3	1.82	0.042	6.0

表3 固有周期と有効質量比

a) P1					b) P2						
モード 次数	固有周期 (sec)	有効質量比 (%)		各方向順位		モード 次数	固有周期 (sec)	有効質量比 (%)		各方向順位	
		X方向	Z方向	X	Z			X方向	Z方向	X	Z
1	0.141	38.78	0.000	1	1	1	0.149	35.62	0.000	1	1
2	0.115	0.000	57.19		1	2	0.115	0.000	55.40		1
3	0.057	0.000	9.32		3	3	0.062	0.000	10.13		3
4	0.048	36.67	0.000	2	4	4	0.048	31.35	0.000	2	4
5	0.033	9.99	0.000	3	5	5	0.035	16.80	0.000	3	5
8	0.024	0.000	16.82	2	8	8	0.027	0.000	21.30	2	8

c) PR1					d) PR2						
モード 次数	固有周期 (sec)	有効質量比 (%)		各方向順位		モード 次数	固有周期 (sec)	有効質量比 (%)		各方向順位	
		X方向	Z方向	X	Z			X方向	Z方向	X	Z
1	0.397	31.38	43.14	1	1	1	0.461	34.00	41.20	1	1
2	0.110	26.88	8.62	2	4	2	0.137	27.36	10.09	2	4
3	0.056	26.29	5.44	3	5	3	0.070	21.12	3.94	3	6
4	0.045	4.10	10.99	4	3	4	0.055	8.07	14.19	4	3
9	0.018	0.13	14.20	2	2	8	0.026	0.000	14.82	2	2

e) SSR1					f) SSR2						
モード 次数	固有周期 (sec)	有効質量比 (%)			各方向順位	モード 次数	固有周期 (sec)	有効質量比 (%)			各方向順位
		X方向	Y方向	Z方向				X	Y	Z	
1	0.197	0.00	0.00	64.38		1	0.196	0.00	0.00	65.48	
2	0.125	83.28	0.00	0.00	1	2	0.138	81.68	0.00	0.00	1
3	0.111	0.00	84.32	0.00		3	0.120	0.00	81.57	0.00	
9	0.045	0.00	0.00	6.17	3	9	0.050	0.00	0.00	7.20	2
10	0.043	0.00	0.00	6.95	2	10	0.048	8.25	0.00	0.00	2
11	0.041	4.56	0.00	0.00	2	11	0.047	0.00	0.00	5.48	3
12	0.040	3.09	0.00	0.00	3	12	0.044	0.00	8.64	0.00	2
14	0.037	0.00	7.30	0.00	2	26	0.030	2.14	0.00	0.00	3
88	0.014	0.00	2.70	0.00	3	27	0.028	0.00	1.81	0.00	3

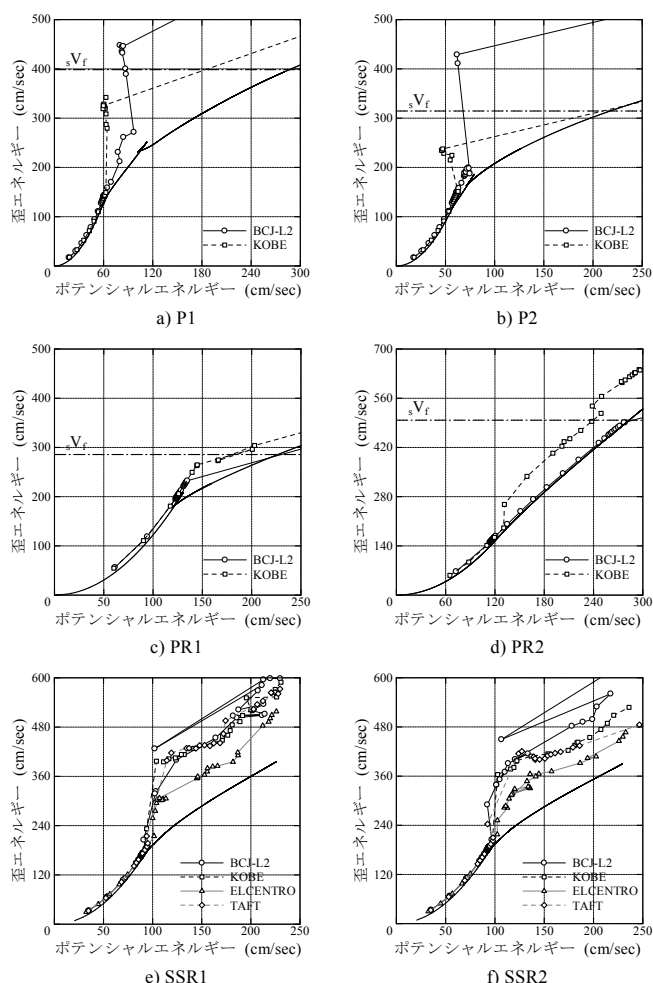


図6 歪エネルギーとポテンシャルエネルギーの関係

られ、初期降伏後は静的解析結果よりも動的解析結果の方が、歪エネルギーの増加が大きくなるのがわかる。初期降伏加速度 A_{LE} 入力時の最大応答歪エネルギー V_{LE} と静的解析での弾性限界時の歪エネルギー ${}_sV_{LE}$ の関係を表 4 に示す。平均比率 $V_{LE}/{}_sV_{LE}$ は 0.99~1.07 とほぼ 1 になっている。また、動的崩壊加速度 A_f 入力時の最大応答歪エネルギー V_f と静的吸収エネルギー ${}_sV_f$ の関係を表 5 に示す。ここで、PR2 モデルについては、 ${}_sV_f$ の値を引張りずみが 3% となった時としたのに対して、 V_f の値は鉛直変位が 1000mm を超える直前の加速度入力時の歪エネルギーを ${}_sV_f$ として算出しているため、 $V_f/{}_sV_f$ の値が大きくなっていると考えられる。PR2 モデルを除けば、 $V_f/{}_sV_f$ の値は 0.99~1.06 となっており、 ${}_sV_f$ の値が動的崩壊地震動レベルの予測値となる可能性を示唆している。また、限界耐力加速度 A_{GY} 入力時の最大応答歪エネルギー V_{GY} と静的解析における限界耐力時の歪エネルギー ${}_sV_{GY}$ の関係を表 6, 7 に示す。 α の値が等しい場合、 $V_{GY}/{}_sV_{GY}$ の値は SSR1 の方が大きくなり、 α の値で比較すると、 $\alpha=3$ の方が $V_{GY}/{}_sV_{GY}$ の値が大きい。これは表 2 に示した W_e/W_p の値と関連があり、地震による入力エネルギーを弾性歪エネルギー W_e として吸収できる余裕があるほど $V_{GY}/{}_sV_{GY}$ が大きくなると考えられる。

6. 初期降伏地震動レベルの推定

本章では、初期降伏地震動レベルを推定する。速度応答スペクトルと Z 方向の有効質量比上位 3 位までの有効質量比、固有周期の関係を、代表して SSR1 モデルのみ図 7 に示す。また、時刻歴地震応答解析で得られた V_{LE} のレベルを一点鎖線で合わせて示している。

表 4 歪エネルギー ${}_sV_{LE}$ と V_{LE} の関係

モデル	歪エネルギー ${}_sV_{LE}$ (cm/sec)	歪エネルギー V_{LE} (cm/sec)				比率 $V_{LE}/{}_sV_{LE}$	
		BCJ-L2	KOBE	ELCENTRO	TAFT		
P1	133.9	143.7	143.5	—	—	143.6	1.07
P2	146.0	150.9	151.3	—	—	151.1	1.03
PR1	208.4	209.8	206.0	—	—	207.9	1.00
PR2	167.6	168.1	164.3	—	—	166.2	0.99
SSR1	167.5	174.1	173.8	166.0	172.1	171.5	1.02
SSR2	183.9	188.1	187.9	180.7	189.5	186.6	1.01

表 5 歪エネルギー ${}_sV_f$ と V_f の関係

モデル	歪エネルギー ${}_sV_f$ (cm/sec)	歪エネルギー V_f (cm/sec)			比率 $V_f/{}_sV_f$
		BCJ-L2	KOBE	平均	
P1	398.5	447.9	342.1	395.0	0.99
P2	314.5	428.9	237.6	333.3	1.06
PR1	285.7	232.4	303.9	268.2	0.94
PR2	497.7	490.8	640.1	565.5	1.14

表 6 $\alpha=3$ の時の歪エネルギー ${}_sV_{GY}$ と V_{GY} の関係

モデル	歪エネルギー ${}_sV_{GY}$ (cm/sec)	歪エネルギー V_{GY} (cm/sec)				比率 $V_{GY}/{}_sV_{GY}$	
		BCJ-L2	KOBE	ELCENTRO	TAFT		
SSR1	252.8	399.9	403.0	306.1	417.2	381.6	1.51
SSR2	260.9	400.9	397.5	328.7	420.7	387.0	1.48

表 7 $\alpha=6$ の時の歪エネルギー ${}_sV_{GY}$ と V_{GY} の関係

モデル	歪エネルギー ${}_sV_{GY}$ (cm/sec)	歪エネルギー V_{GY} (cm/sec)				比率 $V_{GY}/{}_sV_{GY}$	
		BCJ-L2	KOBE	ELCENTRO	TAFT		
SSR1	329.7	507.5	460.3	383.7	495.7	461.8	1.40
SSR2	335.3	492.2	441.6	391.9	434.3	440.0	1.31

一点鎖線で示した V_{LE} のレベルと有効質量比が 1 位の速度応答スペクトルの値が非常に近いことが分かる。そこで、Z 方向の有効質量比が最大となる固有周期での速度応答スペクトルを初期降伏地震動レベルの予測値 V_{LE}^* とする。Z 方向の有効質量比の 1 位のみを用いる場合（以下、Method.1 と記述）と有効質量比上位 3 位までを用いる場（以下、Method.2 と記述）の 2 つの方法で初期降伏地震動レベル V_{LE}^* を求める。

得られた予測値 V_{LE}^* と V_{LE} との比率を表 8、図 8 に示す。ELCENTRO については、有効質量比上位 3 位までの速度応答スペクトルまでの和を V_{LE}^* とすると過

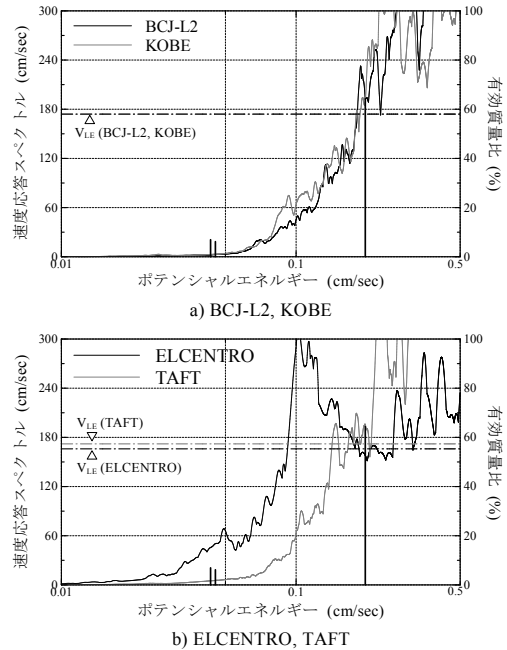


図 7 速度応答スペクトルと固有周期の関係

表 8 初期降伏地震動レベル V_{LE}^* と V_{LE} の関係

入力地震波	モデル	V_{LE} (cm/sec)	V_{LE}^* (cm/sec)		Method.1		Method.2			
			Method.1	Method.2	V_{LE}^*/V_{LE}	標準偏差	V_{LE}^*/V_{LE}	標準偏差		
BCJ-L2	P1	143.7	129.8	142.8	0.90	1.05	0.13	0.99	1.11	0.09
	P2	150.9	140.2	161.7	0.93					
	PR1	209.8	251.7	253.7	1.20					
	PR2	168.1	178.0	179.7	1.06					
	SSR1	174.1	192.3	197.4	1.10					
	SSR2	188.1	210.4	217.4	1.12					
KOBE	P1	143.5	137.2	153.2	0.96	1.11	0.15	1.07	1.18	0.10
	P2	151.3	145.9	173.9	0.96					
	PR1	206.0	257.3	260.2	1.25					
	PR2	164.3	210.2	216.3	1.28					
	SSR1	173.8	189.3	195.3	1.09					
	SSR2	187.9	205.5	213.9	1.09					
ELCENTRO	SSR1	166.0	157.9	254.0	0.95	0.96	0.00	1.53	1.61	0.05
	SSR2	180.7	173.4	303.6	0.96					
TAFT	SSR1	172.1	195.6	206.2	1.14	1.13	0.01	1.20	1.19	0.00
	SSR2	189.5	211.7	225.0	1.12					

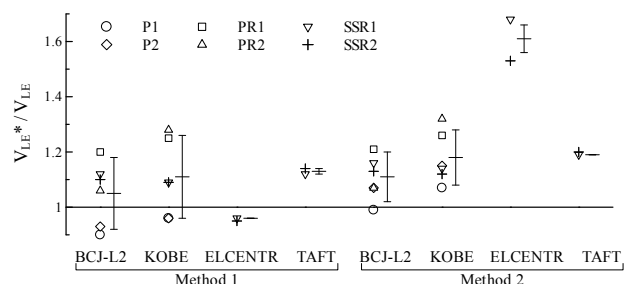


図 8 初期降伏地震動レベル V_{LE}^* と V_{LE} の関係

大評価になってしまうので、有効質量比1位のみを用いれば良いと言え、予測した初期降伏レベルと精算解の比率 V_{LE}^*/V_{LE} は、平均値が 0.96~1.13 となり、わずかに危険側の予測となるが、良い精度で予測できると言える。

7. 動的崩壊地震動レベルの推定

本論3章にて、静的吸収エネルギーを定義し、静的吸収エネルギー最大値時の歪エネルギーの速度換算値 sV_f と、弾性限界時の歪エネルギーの速度換算値 sV_{LE} を算出し、比率 sV_f/sV_{LE} を求めた。また、本論5章では、弾性限界時の最大応答歪エネルギー V_{LE} および動的崩壊時の最大応答歪エネルギー V_f を算出し、3章で得られた sV_{LE} 、 sV_f とそれぞれ比較し、どちらも比率が 1.0 程度になることを示した。そこで、静的解析より得られた歪エネルギーの比率 sV_f/sV_{LE} と動的解析より得られた歪エネルギーの比率 V_f/V_{LE} が比例関係を満たすとして、動的崩壊地震動レベルの評価を行う。なお、SSRモデルに関しては、静的吸収エネルギーが最大値を取らなかったため、この方法で評価を行うのは、P, PRモデルのみとする。図9に sV_f/sV_{LE} と V_f/V_{LE} の関係を示す。

また、静的吸収エネルギーの最大値を算出できなかった SSRモデルについては、3章にて限界耐力時の歪エネルギー sV_{GY} を求め、本論5章では、限界耐力加速度 A_{GY} 入力時の最大応答歪エネルギー V_{GY} を算出し、3章で得られた sV_{GY} と比較し、その比率が α の値と W_e/W_p の値と関連があるということを示す。そこで静的解析より得られた歪エネルギーの比率 sV_{GY}/sV_{LE}

と動的解析より得られた歪エネルギーの比率 V_{GY}/V_{LE} が比例関係を満たすとして、動的崩壊地震動レベルの評価を行う。図10に sV_{GY}/sV_{LE} と V_{GY}/V_{LE} の関係を示す。図中には、地震波ごとに $y=x+b$ で近似した直線を合わせて示している。図11に SSR1モデルの加速度応答スペクトルと Z方向の有効質量比上位3位までの有効質量比、固有周期の関係を示している。地震波によって同じモデルの V_f/V_{LE} およびの V_{GY}/V_{LE} の値に差があるのは、図11に示すように、Z方向有効質量比上位1位の固有周期での加速度応答スペクトルの大きさと関係があり、加速度応答スペクトルが大きいほど、 V_f/V_{LE} およびの V_{GY}/V_{LE} の値が小さい。ここで、地震波の特性による影響を除去するため、 V_f/V_{LE} の値については、BCJ-L2 と KOBE の値の平均を取り、 V_{GY}/V_{LE} の値については、特徴の違う ELCENTRO を除いた値の中間の値を取る。その結果得られた sV_f/sV_{LE} と V_f/V_{LE} 、 sV_{GY}/sV_{LE} と V_{GY}/V_{LE} の関係を図12, 13に示す。また、 $y=x$ からの上昇量を b として、各モデルの上昇量 b と弾性歪エネルギー W_e と塑性変形による消費エネルギー W_p の比率 W_e/W_p および変形性能倍率 α の値を表9に示す。ここで、SSRモデルについて見ると、 α の値が同じ時、SSR1の方がSSR2よりも $y=x$ からの上昇量 b が大きくなっており、 α の違いで比較すると、 W_e/W_p の値が大きい方が、 $y=x$ からの上昇量 b が大きくなっている。これは、地震による入力エネルギーを弾性歪エネルギー W_e として吸収できる余裕があるからであると考えられる。また、P, PRモデルについては、SSRモデルと比較して W_e/W_p の値が小さいため、

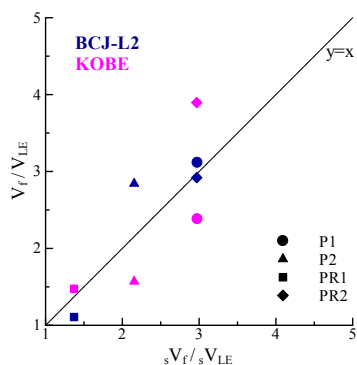


図9 sV_f/sV_{LE} と V_f/V_{LE} の関係

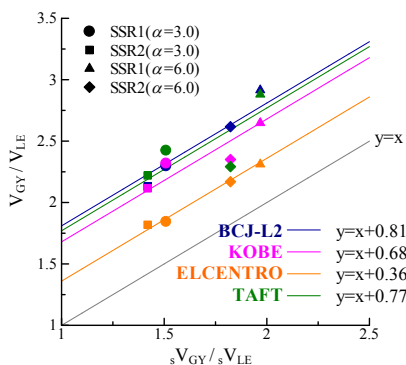


図10 sV_{GY}/sV_{LE} と V_{GY}/V_{LE} の関係

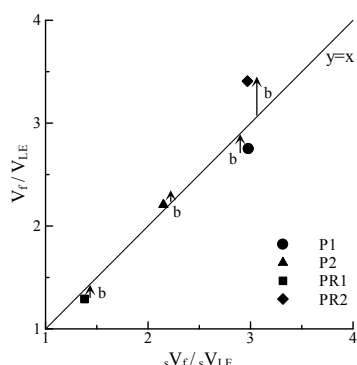


図12 sV_f/sV_{LE} と V_f/V_{LE} の関係

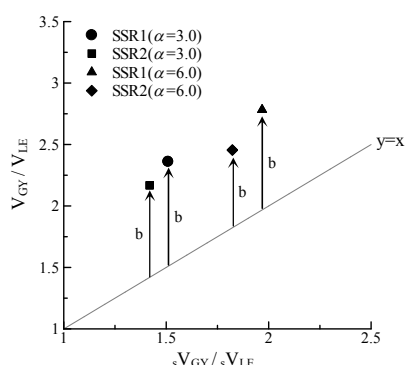
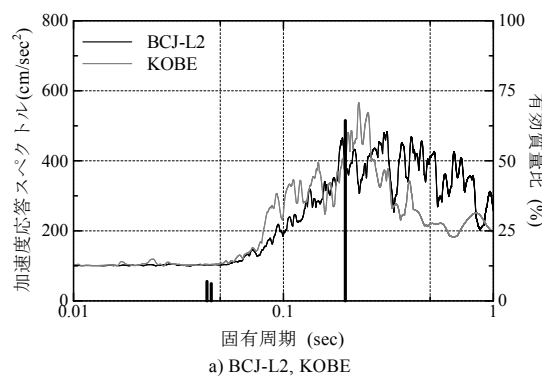
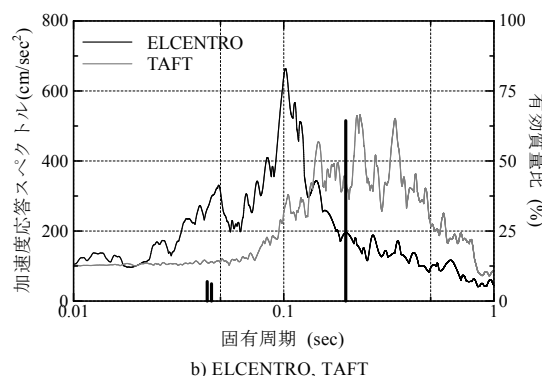


図13 sV_{GY}/sV_{LE} と V_{GY}/V_{LE} の関係



a) BCJ-L2, KOBE



b) ELCENTRO, TAFT

図11 加速度応答スペクトルと固有周期の関係

上昇量 b が小さくなっている。上昇量がマイナスになっているものは、 W_e/W_p の値が小さく、 $y=x$ からの上昇よりも、加速度応答スペクトルとの関係による影響の方が大きくなった結果であると考えられる。また、PR2 モデルは W_e/W_p の値は大きい、上昇量 b は小さい。これは、部材がほとんど引張降伏しており、繰り返しの塑性変形による消費エネルギー W_p として、地震入力エネルギーを吸収しなかったためであると考えられる。

これまでに述べたことから、 $y=x$ からの上昇量 b と W_e/W_p の値には(3)式に示すような比例関係があると考えられる。

$$\frac{W_e}{W_p} \propto k \cdot b \quad (k \text{は定数}) \quad (3)$$

また、SSR モデルを見ると α が2倍になった時、 W_e/W_p の値が約2分の1になっていることから、変形性能倍率も上昇量 b に関与すると考え、(4)式に改める。

$$\alpha \cdot \frac{W_e}{W_p} \propto k \cdot b \quad (k \text{は定数}) \quad (4)$$

図14に $\alpha \cdot W_e/W_p$ と上昇量 b の関係を示し、近似直線を示す。ここで、PR2 モデルについては(4)式の関係が成り立たないため、図から省いている。SSR モデルについては、近似直線に極めて近く、この手法が有効であると考えられる。静的弾塑性解析から W_e/W_p の比率と変形性能倍率 α を求め、この近似直線を用いて上昇量 b を算出することで、動的崩壊地震動レベルを推定できると考えられるが、地震波の種類による補正の課題が残っていると言える。

表9 上昇量 b と W_e/W_p および変形性能倍率 α の関係

モデル	$\frac{{}_sV_f/{}_sV_{LE}}{\text{or}} \frac{{}_sV_{GY}/{}_sV_{LE}}$	$\frac{V_f/V_{LE}}{\text{or}} \frac{V_{GY}/V_{LE}}$	$y=x$ からの上昇量 b	W_e/W_p	変形性能倍率 α
P1	2.98	2.750	-0.230	0.001	26
P2	2.15	2.206	0.056	0.002	19
PR1	1.38	1.291	-0.089	0.021	3.8
PR2	2.97	3.408	0.438	0.112	5.7
SSR1	1.509	2.361	0.852	0.130	3.0
SSR2	1.419	2.168	0.749	0.096	3.0
SSR1	1.968	2.782	0.814	0.054	6.0
SSR2	1.823	2.455	0.632	0.042	6.0

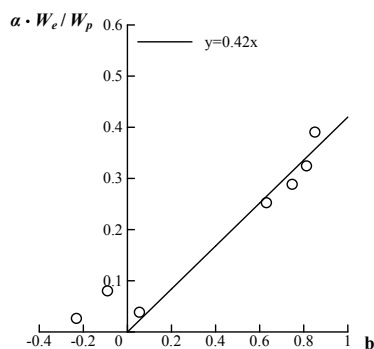


図14 $\alpha \cdot W_e/W_p$ と上昇量 b の関係

8. 結

本論では、平面ラチスアーチおよび「正方形-正方形」型の二層屋根型ラチスシリンダーを対象とし、静的解析を受ける場合の静的弾塑性座屈性状、固有振動性状、上下地震動を受ける場合の動的崩壊性状を把握し、耐荷性能と動的崩壊地震動レベルとの関係について考察を行った。以下に得られた主な結論を示す。

- (1) 静的吸収エネルギー最大値時の歪エネルギー ${}_sV_f$ と動的崩壊地震動レベル V_f の比率は平均で 0.99~1.06 となっており、 ${}_sV_f$ は動的地震動レベルの予測値となり得る。
- (2) 変形性能倍率 α が大きいほど、弾性歪エネルギーと塑性変形による消費エネルギーの比率 W_e/W_p の値は小さくなり、 W_e/W_p の値が大きいほど、地震入力エネルギーを弾性歪エネルギー W_e として吸収できる余裕があるので、 V_{GY}/V_{LE} の値が大きくなる。
- (3) 初期降伏地震動レベル V_{LE}^* を推定する際は、Z 方向の有効質量比が 1 位となる固有周期での速度応答スペクトルを用いれば、精度良く予測できる。
- (4) 動的崩壊地震動レベル V_f^* を推定する際は、静的解析において ${}_sV_f$ を算出できるモデルに対しては、静的解析により得られた ${}_sV_f/{}_sV_{LE}$ を用いて、 ${}_sV_f$ を算出できなかったモデルに対しては、静的解析により得られた ${}_sV_{GY}/{}_sV_{LE}$ を用いて、 V_f/V_{LE} 、 V_{GY}/V_{LE} との比例関係により、動的崩壊地震動レベル V_f^* を予測する。また、静的解析で求めた弾性歪エネルギーと塑性変形による消費エネルギーの比率 W_e/W_p 、変形性能倍率 α と(4)式を用いて、上昇量 b を求め、補正することで V_f^* を求めることができる。ただし、地震波の種類による補正の課題は残る。

【参考文献】

- 1) 加藤史郎, 石川浩一郎, 横 義貴「大スパン構造物の耐震性に関する研究 上下地震動を受ける平行弦トラスばりの耐震性について」日本建築学会構造系論文報告集 第 360 号 pp.64-74 1986.02
- 2) 村田賢「上下および水平地震動を受ける単層ラチスドームの動特性について」日本建築学会構造系論文報告集 第 571 号 pp.103-110 2003.09
- 3) 小河利行, 熊谷知彦「単一パルス波を受ける剛接合単層ラチスドームの動的座屈性状」日本建築学会構造系論文集 第 552 号 pp.117-123 2002.02
- 4) 多田元英, 米山隆也「建築物の屋上に設置された 2 層立体トラスの鉛直地震応答性状」日本建築学会構造系論文集 第 452 号 pp.77-86 1993.10
- 5) 喬鋒, 萩原伸幸, 松井徹哉「扁平ドーム状空間骨組構造物の動的崩壊挙動と吸収エネルギーに関する考察」日本建築学会構造系論文集 第 531 号 pp.117-124 2000.5

討 議 等

◆討議 [大内 一 教授]

動的応答解析を行った際の復元力特性はどうなっているか。また、歪エネルギーを求める際は累積で求めているか。

◆回答：復元力特性は、完全バイリニア型の復元力特性を利用しています。また、時刻歴地震応答解析の歪エネルギーは累積で求めています。

◆討議 [谷池 義人 教授]

他のモデルについても、この推定方法は適用可能か。

◆回答：エネルギー法の概念であり、他のモデルにも適用可能であると考えていますが、地震波による特性による補正を行えていないという課題が残っていますので、さらなる研究が必要であると考えています。

◆討議 [木内 竜彦 講師]

動的崩壊を定義する際、何故変位を 1000mm と定めたのか。また、限界耐力加速度などの値は、具体的に何 gal 程度なのか。

◆回答：平面ラチスアーチに関して、動的崩壊の定義を鉛直変位が 1000mm を超える時と定めたのは、解析ソフトが 1000mm を超えると解析できないという理由で設けた値であり、実際には 1000mm よりも少ない変位で崩壊機構が形成されているため、1000mm に大きな意味はありません。また、限界耐力加速度は構造物や地震波により様々ですが、一例として下表に平面ラチスアーチの加速度の値を示します。

モデル 名称	初期降伏加速度 A_{LE} (gal)		動的崩壊加速度 A_f (gal)	
	BCJ-L2	KOBE	BCJ-L2	KOBE
P1	4010	3360	5780	4510
P2	4220	3530	5900	4320
PR1	1080	1180	1220	1650
PR2	590	1240	1450	4280