

許容応力度法に基づいて静的に設計された ラチスアーチの弾塑性地震応答特性 (その2)

—構造特性の影響の分析—

僧 理 栄 司・加 藤 史 郎*・山 下 哲 郎**

Elast-Plastic dynamic analysis for latticed arches based on japanese design code (Part 2)

Takashi SOHRI, Shiro KATO and Tetsuroh YAMASHITA

(1996年11月29日受理)

The present paper investigates the dynamic response of latticed arches subjected to the horizontal earthquake motion of Kobe earthquake. The arches are designed as the ratio of the static response stress to the acceptable stress based on the Japanese design code becomes the unit all over the structures.

The various parameters, such as the length of the span, the width between the double layers, and the division number of the span, are examined. As a result, it is found that the period of the latticed arches is dominant in the collapse acceleration.

1. はじめに

構造物の設計にあたっては、想定入力の大きさや構造耐力を適切に評価する必要がある。しかしながら、複層立体ラチス構造に対する既往の研究⁽¹⁾に示されているように、設計した構造物が実際の荷重に対してどれだけ余裕を持つか、あるいは構造物の安全率がどの程度確保されているかを定量的で包括的に検討した例が少ないのが現状である。

前報⁽⁶⁾においては、特定の条件の下で静的に設計された構造物に対する、崩壊メカニズムの分析ならびにその構造耐力の推定を中心として述べている。そこでは特定の構造物に対して様々な入力地震動を用いて検討しているが、本報では、逆に特定の入力地震動に対して様々な構造形態のものがどのように挙動するかについての分析を行っている。また前報においては、許容応力度法に基づいた静的な設計を行って部材断面形状を算定する際に、部材毎に領域に分けてそれぞれの領域における最大許容応力度比に基づいた算定がなされている。その場合には、それ

らの領域の境界における特定の部材の挙動が全体の挙動に大きく影響をするということがわかったので、ここではそのような特定の部材による影響をできるだけ少なくするために、全部材において許容応力度比が1.0となるような構造物を設計して解析に用いた。

構造物の形態決定にあたって用いたパラメーターは、アーチ・スパン長、上弦材と下弦材の間隔を表すラチスせいとラチス材による半スパンの分割数である。これらのパラメーターを組み合わせてさまざまな周期の構造物を設計し、それらの影響について検討している。解析は前報と同様に、鉛直荷重が作用している状態で、弾塑性座屈と幾何学的非線形性を考慮した時刻歴地震応答解析を実施し、その特性

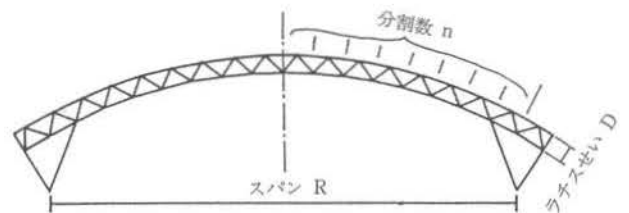


図1 解析モデルとパラメーター

* 豊橋技術科学大学, ** 巴コーポレーション

許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチの弾塑性地震応答特性 (その2)

について分析する。設計にあたっては自重の1/2の水平力に対して静的な解析を行い断面を決定する。入力地震動は、Kobe NS地震動のみを用い、水平方向入力のみとして検討している。前報において鉛直方向地震動入力の効果はこのような構造物の場合にはあまり顕著でないことが示されているので、とりあえずここでは入力地震動を取扱い上簡便である水平方向のみの入力として扱い、その他のパラメーターの影響について検討している。

2. 解析モデル

解析対象モデルは図1に示す複層ラチスアーチであり、その図に示されているアーチ・スパン長 (R)、上弦材と下弦材の間隔を表すラチスせい (D)、ラチス材による半スパンの分割数 (n) をパラメーターとして、表1に示されるような値を設定して構造物の形態を決定した。これら12ケースに対して、それぞれ以下のような条件の下で設計及び解析を実施し、その影響を分析している。それらの構造部材には全て鋼管を想定している。アーチ間隔を10 m、設計用鉛直荷重として1.8 t/m、水平震度 C_i を0.5として断面設計を実施した。断面算定に際しては、全ての部材においてその許容応力度比が1.0となるようにしている。なお許容応力度比の算定に際しては、今回はとりあえず軸方向応力度のみに着目するものとして、曲げ応力度は考慮しないものとして簡便に取り扱っている。これらの部材の諸元の決定にあたっては、部材細長比 λ が70となるように部材直径をまず決定した後で、部材板厚を許容応力度比に合わせて調整している。考慮した部材座屈長さは、上弦材と下弦材が面外方向座屈に対してであり、ラチス材と柱材が面内方向座屈に対してである。また、用いた材質はSTK490、F値は3.3 t/m³である。限界細長比は $\Lambda = 102.3$ であるので、個材座屈形状としては塑性座屈が発生するものと考えられる。面外方向変位の拘束は、下弦材とラチス材の交点の一つおきの位置とその下弦材の節点に向かい合う位置の上弦材の位置に設定するものとした。それ以外の節点においては、面外方向変位の拘束はない。この場合も面外方向変位の拘束は、全く変位を与えないとしたものであり、触れ止め材の剛性に依存した拘束効果は考慮していない。また、面外方向変位を拘束された節点において、その節点における面内方向変位や全ての回転角成分は拘束されていない。従ってこの場合にも上弦材と下弦材においては、この面外方向変

位が拘束されている節点間における面外方向の座屈長さが、その部材の座屈長さの中で最も長いものとなっている。柱脚は変位のみ拘束し、回転を許容するピン構造としている。解析にあたって減衰は、レーリー型を採用するものとし、面内の振動モードでかつそのモードでの有効質量が大きいモード二つにおいて、モード減衰定数が2%になるように設定している。各解析ケースにおける二つの面内振動モードのモード次数を表2に示す。

3. 弾塑性応答解析

応答解析には Newmark β 法 ($\beta = 1/4$) を用い、

表1 解析ケース

case	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
R (m)	72				80				90			
n	8		10		8		10		8		10	
D (m)	3	5	3	5	3	5	3	5	3	5	3	5

R: スパン, n: 半スパン分割数, D: ラチスせい

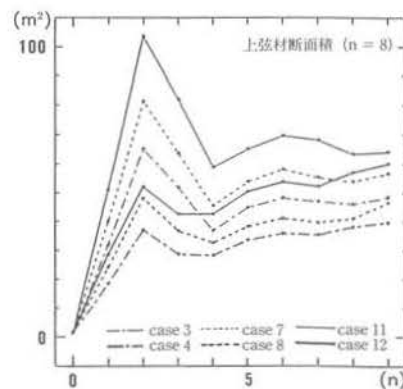


図2 部材断面面積の比較 (上弦材: n=8)

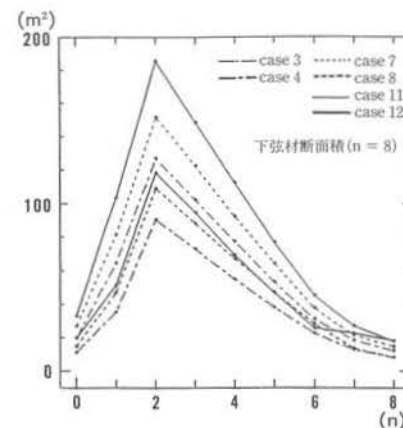


図3 部材断面面積の比較 (下弦材: n=8)

解析時間刻みは前報より更に細かく0.001秒から0.0001秒の間の値を解析の状態に合わせて使い分けて計算した。解析に用いた部材モデルは前報と同様であり、部材特性の定式化の詳細は文献(2), (3)を参考とした。接合部は、上弦材と下弦材においては剛接合とし、ラチス材は接合部の曲げ剛性を考慮している。入力には Kobe NS 地震動の加速度波形を用い、水平方向からの入力のみとして解析している。地震動の継続時間は、20秒としている。

動的解析においては、まず鉛直荷重のみが作用しているものとして、0～1秒の時間をかけて荷重の大きさを零から線形的に増加させ、1秒後に所定の大きさになるように作用させる。その後1秒間はその状態を維持して自由振動をさせる。最初から2秒が経過した時点から、鉛直荷重は作用させたままの状態、水平地震動を作用させて応答解析を行う。解析を行う時間は、最初に鉛直荷重を漸増作用させるために要した2秒間に、入力地震動の継続時間を加えた22秒間とした。そして、入力地震動の最大値を変えて再び動的解析を実施することを繰り返すことにより、構造物の挙動を分析している。

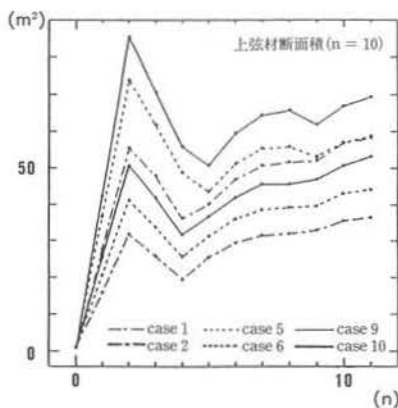


図4 部材断面積の比較 (上弦材：n=10)

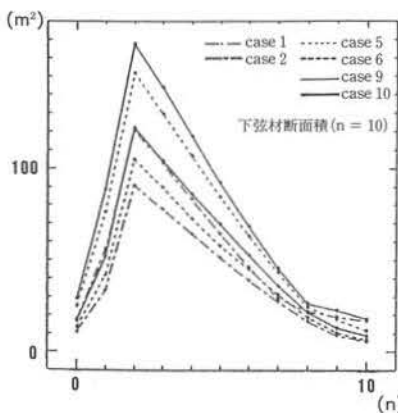


図5 部材断面積の比較 (下弦材：n=10)

4. 解析結果および考察

表1に示す12ケースのパラメーターに基づいて静的線形解析を実施し、その断面形状を決定した結果を図2から図5に示す。図2と図3に半スパン分割数 $n = 8$ の結果を、図4と図5に $n = 10$ の結果を示し、それぞれの場合で上弦材と下弦材における部材断面積が示されている。ラチス材に対する結果は考察には含めるものの、結果の図は紙面の都合上割愛した。横軸はスパン支持端からの距離を半スパン長で無次元化した値を意味している。しかしながら部材位置との対応が明白になるように、軸目盛りの値としては中央位置で半スパン分割数になるような分割量を端からとっている。すなわち、 $n = 8$ の場合には支持端を0として、スパン中央位置を8として表している。 $n = 10$ の場合にはスパン中央位置は10となる。縦軸にはその位置における上弦材部材あるいは下弦材部材の断面積をとっている。

それらの図より、スパン長 (R) が大きくなると上弦材、下弦材、ラチス材の断面積はともに大きくなっていくことがわかる。これは、例えば単位長さあたりの鉛直加重を一定とした単純梁において、スパン長が大きいほど中央部位置での曲げモーメントが大きくなるということと類似した傾向であると考えられる。また、ラチスアーチのラチスせい (D) が大きくなると上弦材、下弦材、ラチス材ともにその断面積は小さくなっている。これは、例えば三本のみの部材からなる二等辺三角形をしたトラス構造物に、三角形の対称軸に沿って集中荷重が加わった場合において、対称な二角以外の角の角度が鋭角にな

表2 固有周期と減衰指定モード

解析ケース	一次固有周期	面内二番目固有周期	減衰指定モード
1	1.341	0.3718	1, 9
2	1.159	0.3399	1, 11
3	1.223	0.3716	1, 5
4	1.097	0.3600	1, 10
5	1.428	0.3993	1, 8
6	1.222	0.3603	1, 11
7	1.314	0.7872	1, 6
8	1.143	0.3769	1, 10
9	1.581	0.4383	1, 7
10	1.353	0.3863	1, 7
11	1.491	0.4369	1, 6
12	1.254	0.3989	1, 9

許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチの弾塑性地震応答特性 (その2)

るほど、すなわち対称な二本の部材の傾きが二等辺三角形の対称軸のほうにより近づくほど、三本全ての部材の部材内軸力が小さくなってゆくことと類似した傾向であると考えられる。つまりラチス材の傾きが、隣接する二本のラチス材と上弦材あるいは下弦材からなる二等辺三角形の対称軸により近いのは $D = 5\text{ m}$ の場合のほうであるために、 $D = 5\text{ m}$ の場合のほうが $D = 3\text{ m}$ の場合よりもその軸力が小さくなり、結果として部材断面積も小さなもので済んだものと考えられる。さらに半スパン分割数 (n) が大きくなるほど、上弦材、下弦材、ラチス材はともにその断面積が小さくなっていく傾向にあることもわかる。これは、先のラチスせい (D) の場合と同様に、半スパン分割数が大きくなるほどラチス材の傾きが、隣接する二本のラチス材と上弦材あるいは下弦材からなる二等辺三角形の対称軸により近くなるからであると考えられる。

次にそのようにして決定された構造物を線形固有振動解析した結果を検討する。表2に12の解析ケース毎の一次固有周期と面内振動モードとして二番目となるモードの固有周期 (以下においては面内二次固有周期と呼ぶ)、およびモード減衰定数の決定に用いた二つの面内振動モードのモード次数を示す。またそれらの二つの面内固有周期の関係を図6に示す。図6において横軸には一次固有周期の値を、縦軸には面内二次固有周期の値をとっている。図6と表2より、全体として一次固有周期は1.0秒から1.6秒の間に比較的均一に分布していることがわかる。それに対して面内二次固有周期は一部の場合を除いてほぼ0.4秒前後に集中していることがわかる。若干、一次固有周期が大きくなるほど面内二次固有周期は大きくなっていく傾向にあるようでもある。表2に示されているように、面内で二番目の振動モー

ドとなるモード次数はケースによってかなりのバラツキがあるにも係わらず、このように面内二次固有周期はほぼ一定値となっている。ケース7 ($R = 80\text{ m}$, $n = 10$, $D = 3\text{ m}$) の場合だけは面内二次固有周期が他のケースと大きく異なっているがその理由は明白でなく今後さらに詳細に検討しなければならないと考えている。次に、構造物の設計にあたり設定したパラメーターの違いについて検討してみる。図6において白抜きの記号○△◇がラチスせい $D = 3\text{ m}$ の場合に対する結果であり、黒塗りの記号●▲◆が $D = 5\text{ m}$ の場合に対する結果である。その図より、 $D = 5\text{ m}$ の場合におけるもののほうが全体として一次固有周期は短いほうに位置しているようにみえ、 $D = 3\text{ m}$ のもののほうがそれらより一次固有周期が長くなっているようである。また、図中の実線は半スパン分割数 $n = 8$ の場合に対するものであり、破線は $n = 10$ の場合のものである。両者の間で一次固有周期に大きな違いは見られないものの、面内二次固有周期は $n = 10$ の場合のほうが全体として若干長くなっている傾向が見られる。また図6において丸印○●はスパン長 $R = 72\text{ m}$ の場合であり、三角印△▲は $R = 80\text{ m}$ 、ダイヤモンド印◇◆は $R = 90\text{ m}$ の場合に対する結果である。それらはお互いに分布している範囲が若干重なりあっている部分があるものの、全体の傾向としては $R = 72\text{ m}$ のものが一次固有周期、面内二次固有周期ともに最も短く、スパン長 (R) が長くなるにつれてそれらはともに長くなり、 $R = 90\text{ m}$ の場合は一次固有周期、面内二次固有周期ともに最も長くなっている。以上より、ラチスせい (D) は一次固有周期に、半スパン分割数 (n) は面内二次固有周期に、スパン長 (R) はそれら両者に最も影響するパラメーター量であることがわかった。

図7から図9に、各解析ケースにおける一次固有周期に対応する周期における応答スペクトルの値を示す。それらは Kobe 地震動最大加速度値 1 gal のものに対する値である。図7は絶対加速度応答スペクトル、図8は相対速度応答スペクトル、図9は相対変位応答スペクトルである。白抜きの記号○△◇がラチスせい $D = 3\text{ m}$ の場合に対する結果であり、黒塗りの記号●▲◆が $D = 5\text{ m}$ の場合に対する結果である。それらの図より、固有周期が長くなる $D = 3\text{ m}$ の場合におけるもののほうが、相対変位応答スペクトルにおいては値が大きくなり、絶対加速度応答スペクトルにおいては値が小さくなる傾向にあることがわかる。相対速度応答スペクトルにおい

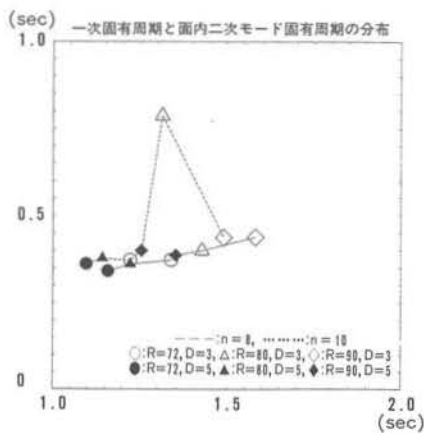


図6 一次固有周期と面内二次固有周期

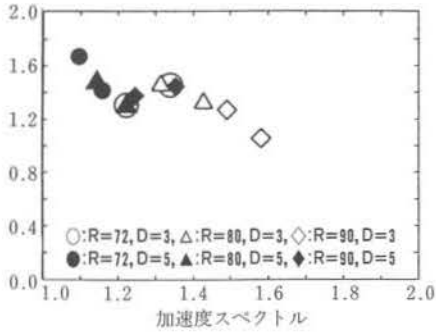


図7 絶対加速度応答スペクトル

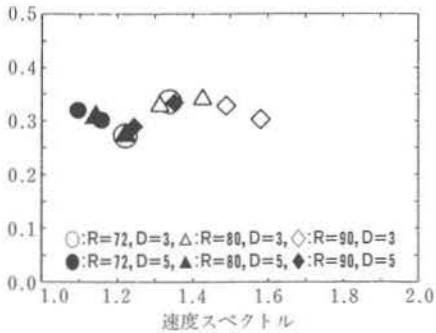


図8 相対速度応答スペクトル

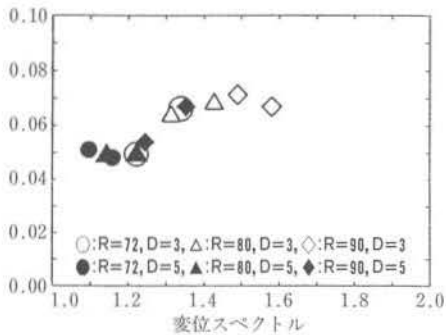


図9 相対変位応答スペクトル

では、比較的両者に違いは見られないと思われる。また丸印、三角印、ダイヤモンド印によってスパン長さの違いを表しているが、それらの影響は固有周期の大きさに従い、先のラチスせいの場合と同様の傾向が見られるようである。

図10と図11には、動的弾塑性地震応答解析を実施した結果求められたアーチ中央下弦材位置の節点における鉛直方向相対変位時刻歴応答波形を示す。図10はケース2 ($R = 72\text{ m}$, $n = 8$, $D = 5\text{ m}$) の場合における結果であり、図11は、ケース12 ($R = 90\text{ m}$, $n = 10$, $D = 5\text{ m}$) の場合における結果である。それぞれの場合において、入力加速度の大きさを変えて解析した結果の応答波形を重ねて示している。

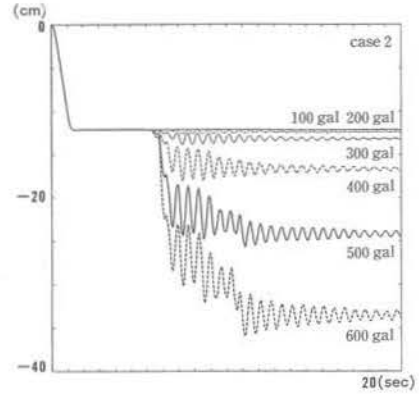


図10 鉛直方向変位時刻歴応答波形 (case 2: アーチ中央下弦材位置)

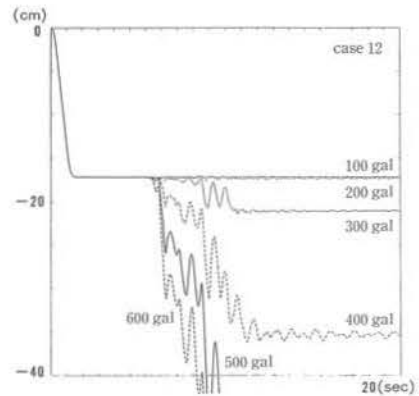


図11 鉛直方向変位時刻歴応答波形 (case 12: アーチ中央下弦材位置)

図10において300 gal の入力までは比較的小さな応答であったのに、400 gal 以上の入力に対して大きく変形し、大きな残留変形が残っていることがわかる。また、600 gal の入力に対して大きな鉛直変位は生じているものの自重を支えるように地震動終了時までその変形状態が保たれていることがわかる。それに対して図11においては、400 gal までの入力においては地震終了時までには鉛直変位量が確定しているが、500 gal 以上の入力においては鉛直変位が急増し、自重を支えることができない崩壊状態に至っていることがわかる。

図12から20に、アーチ中央下弦材位置の節点における応答最大値と解析に用いた入力地震動の最大加速度との関係を示す。縦軸は入力地震動の最大値であり、横軸は応答最大値である。横軸の応答値には、それぞれ絶対加速度応答値、相対速度応答値、相対変位応答値の場合が示されている。図12から図14は、 $n = 8$, $D = 3\text{ m}$ の場合 (ケース1, 5, 9) に対する結果であり、それらの図の中に $R = 72\text{ m}$, 80 m ,

許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチの弾塑性地震応答特性（その2）

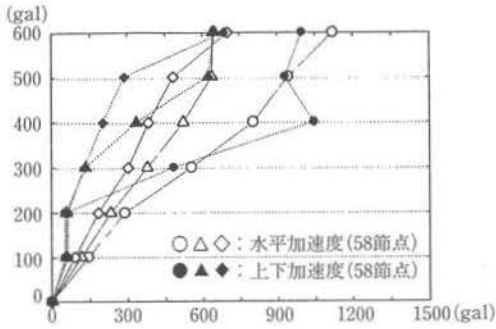


図12 絶対加速度応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=8, D=3; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

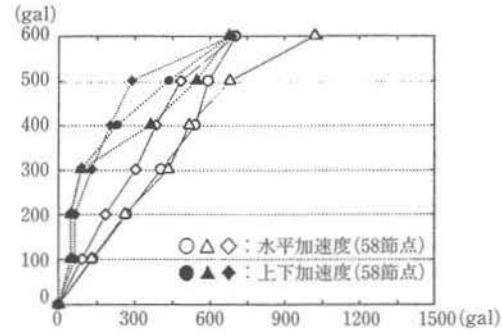


図15 絶対加速度応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=8, D=5; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

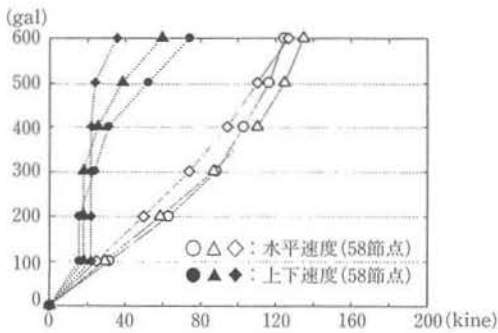


図13 相対速度応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=8, D=3; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

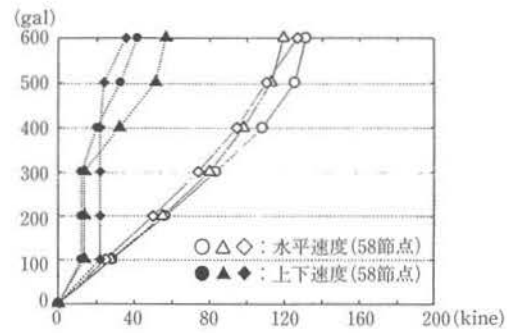


図16 相対速度応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=8, D=5; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

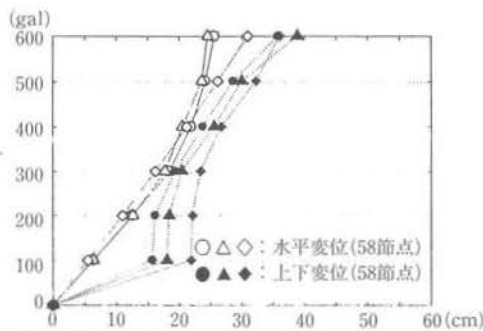


図14 相対変位応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=8, D=3; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

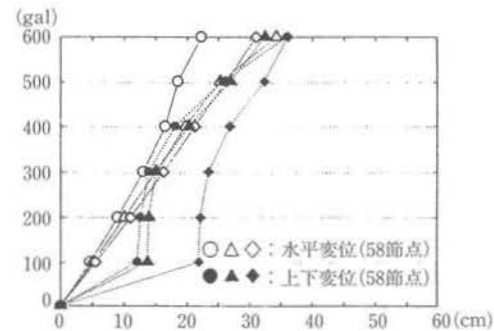


図17 相対変位応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=8, D=5; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

90 m の場合に対する結果が含まれている。同様に、図15から図17は、n = 8, D = 5 m (ケース 2, 6, 10) の場合に対する結果であり、図18から図20は、n = 10, D = 5 m (ケース 4, 8, 12) の場合に対する結果である。これらの図の中に n = 10, D = 3 m (ケース 3, 7, 11) の場合に対する結果が示されていないが、これはその場合に限って解析ができなかったからである。解析ができないうは、100 gal の入力に対してでさえも鉛直方向変位が極端に大きな

値となり、自重を支えているとはみなせない状態となるということである。なぜこのような現象が生じたのであるかについては原因を色々検討してみたが、現在までのところでは明白な結論は得られていない。このような現象が、このような構造物では実際に起こり得る現象なのであるか、それとも解析上の問題であるのかについて引き続き今後検討してゆく予定である。この構造物の設計にあたっては軸力のみで許容応力度比を求め曲げ応力度を考慮してい

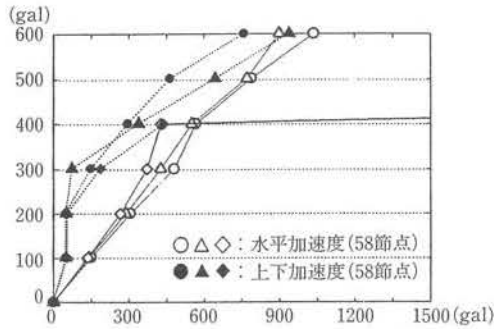


図18 絶対加速度応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=10, D=5; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

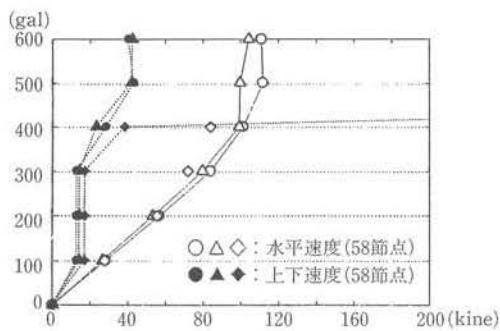


図19 相対速度応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=10, D=5; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

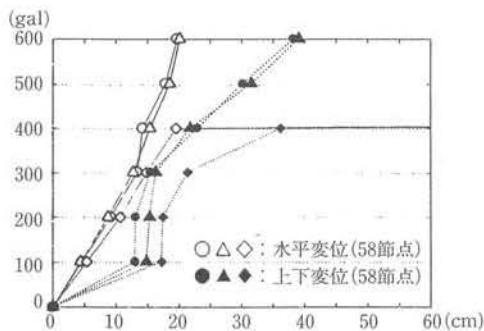


図20 相対変位応答最大値と入力地震動最大値の関係 (n=10, D=5; ○●: R=72 m, △▲: R=80 m, ◇◆: R=90 m)

なかったので、この影響によりこのケースにおいて結果が得られなかった可能性もあり現在はこの点を中心に再検討を実施している。もし、この現象が実際ありうるということであれば、特定の場合においては極めて小さな入力地震動に対しても構造物の崩壊が有り得ることになり、極めて重要な問題となり得ると考えられる。

それ以外の場合に対して以下で検討する。まず図11において説明したように、ケース12 (R = 90 m,

n = 10, D = 5 m) の場合においては入力地震動が 400 gal を越えると解析上も崩壊にいたるが、ここに示されたその他の場合には全て解析上の崩壊に至っていないことがわかる。図12, 15, 18における絶対加速度応答最大値の水平方向加速度については、比較の入力地震動の大きさの小さい部分においては、スパン長 (R) が大きくなるほど応答加速度最大値が小さくなる傾向にあることがわかる。しかしながら、入力地震動が大きくなると必ずしもそのようになっているわけではないことがわかる。鉛直方向加速度は、図によってかなり異なるようであるが、いずれの図においても200 gal 程度まではまったく同じ傾向を示している。スパン長さによる応答加速度の減少の傾向は図7の応答加速度スペクトルに見られる。入力地震動が大きくなると小さい場合と傾向が異なってくるのは、弾塑性特性や幾何学的非線形性の影響で振動固有周期や減衰特性が変化してくるからではないかと考えられる。また、図14, 17, 20の変位応答最大値における鉛直方向変位量のうち、比較の入力地震動の大きさの小さい部分においては、スパン長 (R) が大きくなるほど変位応答が大きくなっていることがわかる。しかしながら先と同様に、入力地震動が大きくなると必ずしもそのようになっているわけではないことがわかる。スパン長が大きくなるほど中央位置での鉛直変位が大きくなる傾向は、単位長さあたりの荷重を一定とした単純梁における静的解析結果の場合に類似した傾向である。水平方向変位応答についてはだいたい300 gal 程度まではスパン長が大きいほど変位応答も大きくなる傾向が見られるものの、それ以上になってくると水平変位応答の増加量が少なくなる場合と増加量にほとんど変化のない場合とに分けられる傾向があるようである。R = 90 m の場合にはどの図においても水平変位の増分はほぼ一定であり、R = 72 m の場合には増分量が序々に減少するようである。R = 80 m の場合にはケース6を除いて増分量が序々に減少する傾向があるようである。以上より、固有周期がかなり支配的な要素を有しているものと考えられるが、応答量が大きくなり弾塑性や幾何学的非線形性の影響が大きくなると必ずしもそのみで説明つかない部分が生じることがあることがわかった。これは入力地震動が大きくなると弾塑性化の影響で構造物の固有周期や減衰特性に変化を生じるためではないかと考えられる。

今後は、これらのモデルにおける崩壊形式を支配したり全体の挙動とかなりよく関連づけられるよう

な部材を見つけ出し、それらの部材の特定応答量と入力地震動との関係に着目した検討を行い崩壊の判断規準の設定を行った上で、部材の変形能力を考慮した崩壊荷重の大きさの推定手法について検討し、解析的な側面からの崩壊荷重ではない、実際的な崩壊荷重の推定を試みる必要があると考えられる。

入力地震動との関係に着目した検討を行い崩壊の判断規準の設定を行った上で、部材の変形能力を考慮した崩壊荷重の大きさの推定手法について検討し、解析的な側面からの崩壊荷重ではない、実際的な崩壊荷重の推定を試みる必要があると考えられる。

参考文献

5. 結 び

本研究では、許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチが、どれだけの地震動に抗しうるかを調査する研究の一環として、特定の条件の下で静的に設計された様々構造形態のものが特定の入力地震動に対してどのように挙動するかについての分析を実施した。部材断面の算定にあたっては全部材において許容応力度比が1.0となるようにし、そのようにして求められた構造物に対して Kobe NS 地震動を水平方向のみの入力として検討を行った。

その結果、静的線形解析結果よりは、スパン長(R)が大きくなると上弦材、下弦材、ラチス材の断面積はともに大きくなっていく、ラチスアーチのラチスせい(D)が大きくなると上弦材、下弦材、ラチス材ともにその断面積は小さくなっていく、半スパン分割数(n)が大きくなるほど、上弦材、下弦材、ラチス材はともにその断面積が小さくなっていく傾向にあることがわかった。線形固有振動解析した結果よりは、ラチスせい(D)は一次固有周期に、半スパン分割数(n)は面内二次固有周期に、スパン長(R)はそれら両者に最も影響するパラメーター量であることがわかった。動的弾塑性応答解析結果よりは、固有周期がかなり支配的な要素を有しているものと考えられるが、応答量が大きくなり弾塑性や幾何学的非線形性の影響が大きくなると必ずしもそれのみで説明つかない部分が生じることがあることがわかった。

今後は、これらのモデルにおける崩壊形式を支配したり全体の挙動とかなりよく関連づけられるような部材を見つけ出し、それらの部材の特定応答量と

- 1) 日本建築学会シェル空間構造運営委員会・空間骨組小委員会・二層立体ラチス構造研究班：「二層立体ラチス構造の解析・設計・施工—その現状と問題点—」, 日本建築学会, 1992, 11.
- 2) 加藤史郎, 庄村昌明：「接合部の曲げ剛性が円形平面状の単層ラチスドームの座屈荷重に与える影響—部材の座屈応力度曲線について—」, 日本建築学会構造系論文報告集, 第465号, 1994, 11, pp.97-107.
- 3) 加藤史郎, 庄村昌明, 向山洋一：「水平と鉛直地震動を受ける大スパン単層ラチスドームの応答性状と崩壊加速度に関する研究」, 日本建築学会構造系論文報告集, 第477号, 1995, 11, pp.87-96.
- 4) 僧理栄司, 山下哲郎, 加藤史郎：「許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチの弾塑性地震応答解析」, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), 構造 I (B-1), 平成7年8月, pp.619-920.
- 5) 僧理栄司, 山下哲郎, 加藤史郎：「許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチの弾塑性地震応答解析(その2)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), 構造 I (B-1), 平成8年9月, pp.1037-1038.
- 6) 僧理栄司・加藤史郎・山下哲郎：「許容応力度法に基づいて静的に設計されたラチスアーチの弾塑性地震応答特性—構造特性の影響の分析—」, 秋田工業高等専門学校研究紀要, 第32号, 平成9年, (投稿中)