

座屈と振動を考慮した自由曲面ラチスシェルの
設計法に関する研究

(Study on Design Method of Free-Form Reticulated Shell
Structures Considering Buckling and Vibration)

2018年1月

博士（工学）

滝内 雄二

豊橋技術科学大学

座屈と振動を考慮した自由曲面ラチスシェルの 設計法に関する研究

要旨

大きな無柱空間を覆う構造形式の一つとして、細長い部材を網目状に配置して曲面を構成するラチスシェル構造がある。一般にラチスシェルは座屈や耐震設計においてその挙動が複雑であり、シェルの曲面形状によってその性状が大きく変化することが知られている。このため、これまで球形、円筒、HPといった形状ごとに力学的性状や設計法に関する研究が進められ、簡易な計算を基に座屈耐力や耐震性能を評価する設計手法が確立しつつある。一方、近年の3DCADやBIMなどの発達に支えられ、複雑な曲面形状を有する自由曲面ラチスシェルに注目が集まり、建設事例が増えている。しかしながら、自由曲面ラチスシェルの構造性能については不明な点が多く、構造検討では材料非線形性や、幾何非線形性を考慮したFEM解析を多数行う必要があり、簡易な設計手法の確立が求められている。

以上の背景より、本研究では自由曲面ラチスシェルの構造設計法確立のための基礎的な研究として、座屈挙動、地震応答に対する検討方法、さらに日本のような災害が多発する地域での自由曲面ラチスシェル形状の決定方法の提案を行う。本論文の内容は、全6章により構成されている。各章の要約を以下に示す。

第1章では、本研究の背景と目的を述べている。

第2章では、固定荷重下の応力最小化を目的として自由曲面ラチスシェルを形状最適化により生成し、得られた形状に対して座屈性状、地震応答性状を分析した。座屈解析より既往の球や円筒形状のラチスシェルに用いられる座屈耐力評価手法が自由曲面に対しても適用可能であることを示した。また、地震応答解析からは水平方向の地震入力に対して過大な鉛直変位が発生することを確認し、地震の多い地域での設計では地震を考慮した形状決定や構造設計手法の必要性を確認した。

第3章では、ラチスシェルの座屈耐力を最大化する手法の提案を行った。具体的には2章で確認した耐力評価法を用いた耐力の推定値最大化と、初期降伏荷重の最大化を提案した。既往の研究で提案された手法と提案手法の座屈耐力の比較より、耐力の推定値最大化が優れた性能を有することを明らかにした。

第4章では、自由曲面ラチスシェルの地震応答性状について、屋根部のみでの応答に注

目して検討するとともに、地震荷重を考慮したラチスシェルの形状最適化手法を提案した。最適化により得られる形状の妥当性を地震応答解析より確認し、部材の限界変形の分析を通して設計上の問題点を明らかにした。

第5章では下部構造を有する自由曲面ラチスシェル地震応答性状を分析した。固有振動解析から2個の卓越モードを有している形状について静的地震荷重の算出方法を提案し、地震応答解析からその精度を明らかにした。

第6章では、本研究を通して得られた結果を総括し、今後の研究課題を示した。

Study on Design Method of Free-Form Reticulated Shell Structures Considering Buckling and Vibration

Abstract

Reticulated shell structures, which are one of the typical structures of a spatial structure, are constituted by arranging elongated members in a mesh form. In general, the buckling and vibrational properties of a reticulated shell structure are complicated, and it is known that the mechanical properties change drastically depending on the shape of the shell. Therefore, the mechanical properties and design methods have been individually studied for different shapes including domes, cylinders, and hyperbolic paraboloids. Simple design methods are being developed. On the other hand, owing to the development of 3DCAD, construction techniques, and morphogenesis techniques in recent years, a shell with a complicated geometry, called a free-form reticulated shell has attracted attention. The number of cases where the free-form reticulated shell, has been increasingly used in the design of several construction projects such as sports arenas, museums, and commercial facilities. However, the structural performance and ultimate strength of the free-form reticulated shells need to be studied further. Therefore, in practice, it is necessary to perform so many FEM analyses considering material and geometrical nonlinearities, as opposed to classical shape such as a spherical dome, a cylindrical reticulated shell. In addition, a simple design method for free-form reticulated shell is required.

From the above background, in this research, the buckling behavior and seismic responses are investigated to establish a structural design method for free-form reticulated shell structures. In addition, optimization methods are proposed to determine the shape of the reticulated shell structures considering the buckling and seismic responses.

This thesis consists of six chapters, and the contents of each chapter is summarized as follows.

In the first chapter, the background and objectives of this study are described.

In the second chapter, the buckling behavior and the seismic responses are investigated. The shape of the reticulated shell roof is determined by performing a shape optimization analysis, aiming at minimizing the stress against the dead load. Elastic buckling analysis and elasto-plastic buckling analysis are carried out in consideration of the geometrical imperfections. It is clarified that the evaluation method for the ultimate strength proposed for spherical reticulated shells and cylindrical reticulated shells can be applied to the free-form reticulated shell. With regard to the

dynamic behavior, a large vertical displacement is observed against the horizontal earthquake input, and the necessity of the shape optimization method considering the earthquake was confirmed.

In the third chapter, a shape optimization method is proposed to maximize the buckling strength of the free-form reticulated shell structures. In particular, the estimated buckling strength is maximized by applying the evaluation method investigated in the second chapter. In addition, maximization of the initial yield load is proposed. The strain energy minimization and the linear buckling load maximization proposed in a previous study are carried out. These optimization analyses are performed using genetic algorithms. The comparison of the ultimate strength of the shapes obtained using the four optimizations shows that, the proposed method exhibited good performance.

In the fourth chapter, the seismic responses of the free-form reticulated shells are investigated by considering the response of only the roof structure. The shape optimization method is proposed considering the seismic load. From the time history analysis of the obtained shape, the validity of the proposed optimization method is confirmed. Furthermore, design problems are clarified considering the critical deformation of the members.

In the fifth chapter, the seismic responses of the free-form reticulated shells supported by a substructure are analyzed. A method for calculating the static seismic load that can simulate the elastic response is proposed using two dominant vibrational modes. The dominant vibrational mode is analyzed by performing an eigenvalue analysis. The accuracy of the proposed method is discussed from the comparison of the static analysis and the time history response analysis.

In the sixth chapter, the present study is summarized.

目次

目次

1 章 序論	1
1.1. 研究背景	1
1.2. 本研究に関連する先行研究	3
1.3. 本研究の目的と構成	6
2 章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析	11
2.1. はじめに	11
2.2. 自由曲面ラチスシェルの形状最適化	13
2.3. 断面算定	17
2.4. 座屈挙動の分析	20
2.5. 地震動に対する検討	29
2.6. まとめ	33
3 章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化	38
3.1. はじめに	38
3.2. 形状最適化手法	40
3.3. 例題1：周辺ピン支持の三方向ラチスシェル	43
3.4. 例題2：二つの頂部と自由境界辺を持つ三方向ラチスシェル	54
3.5. 正規化細長比を用いた耐力と目的関数の評価	60
3.6. まとめ	62
4 章 地震荷重を考慮した形状最適化	65
4.1. はじめに	65
4.2. 地震荷重を考慮した形状最適化	67
4.3. 断面算定	73
4.4. 固定荷重に対する座屈性状	76

目次

4.5. 地震動に対する耐震性能	84
4.6. まとめ	97
5章 下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの静的地震荷重	101
5.1. はじめに	101
5.2. 解析モデル	103
5.3. 固有振動性状	110
5.4. 振動モードを用いた応答評価	115
5.5. 主要な2個のモードによる地震荷重	118
5.6. まとめ	121
6章 結論	123
6.1. まとめ	122
6.2. 今後の課題	128

謝辞

査読付き論文リスト

1. 序論

1.1. 研究背景

空間構造物とは大きな無柱空間を覆う構造形式であり、スタジアムやスポーツアリーナ、体育館、ホールなどの屋根構造として広く用いられている。空間構造物の中でも金属や木材による線状の部材を網目状に配置して曲面を構成する構造をラチスシェルとよぶ。ラチスシェルはその曲面形状で外力に抵抗する構造形式であり、主に面内力で外力を伝達させることで細い部材による軽量の架構が実現できる。また、細い部材にガラスや膜材など透明感のある仕上げ材を組み合わせることで軽快な建築表現ができる。

これまで、球や円筒、HP形状といった典型的な幾何学的曲面による曲面形状のラチスシェルは国内外を問わず数多く建設されている。一方で近年、施工技術や3DCADやBIMなど形状の情報処理技術の高度な発展、さらに、コンピューショナルデザインやアルゴリズムック・デザインなどの設計手法や思想に支えられ、複雑な曲面形状を有するラチスシェル（以後、自由曲面ラチスシェルとよぶ）に注目が集まっている^{1,2,3)}。例えば、図1-1に示す大英博物館では歴史的な建築物の中庭空間にガラス屋根を架けることで屋外空間を半屋内空間に改築している。このようなりノベーションの手法は、アムステルダムの海洋博物館や、ハンブルグ歴史博物館など欧州を中心に多く見られる。また、図1-2のキングス・クロス駅のような壁と屋根面が一体となったダイナミックな建築表現も自由曲面ラチスシェルの特徴の一つである。



図 1.1 大英博物館



図 1.2 キングス・クロス駅

*写真はどちらも著者が撮影

第1章 序論

自由曲面ラチスシェルの日本での構造設計を考えると、近年頻発する大地震に対する耐震設計だけでなく積雪の考慮も欠かせない。2014年の関東地方の積雪被害⁴⁾では500年再現期待値を上回る垂直積雪量が観測され、空間構造物にも被害が発生している。また、東北地方太平洋沖地震や熊本地震では屋根面ブレースの座屈⁵⁾が確認された。さらに、構造材だけでなく非構造材の落下も発生し、避難施設としての機能を維持できない場合も確認された。本研究では構造材についてのみ分析を進めるが、非構造材に対する設計も重要であることは言を俟たない。

一般に、ラチスシェルの構造特性は複雑で、その曲面形状によりその性状が大きく変化する^{6,7)}。このため、球殻^{8,9)}や円筒^{10,11)}、HP^{12,13)}といった形状ごとに研究が行われ、座屈性状に関しては、線形座屈荷重の推定式の提案や幾何非線形性、材料非線形性を考慮した座屈耐力評価手法の提案も行われている。振動性状については、形状ごとに静的地震荷重^{例えば 14,15)}が提案されつつある。このような研究を基礎として、簡易な設計手法が確立しつつある。しかし、これらの研究は球、円筒、HP形状といった典型的な形状に限られ、自由曲面ラチスシェルについてはいまだに座屈耐力、耐震性能を簡易に評価することはできない。このため、自由曲面ラチスシェルの構造検討では、材料非線形性、幾何非線形性を考慮したFEM解析を多数行なう必要がある。

1.2. 本研究に関連する先行研究

本節では本研究に関連する先行研究を「座屈問題」、「耐震問題」、「最適化問題」の三種類に焦点を当てて説明する。

1.2.1. ラチスシェルの座屈問題を対象とした研究

ラチスシェルの研究は連続体シェルの知見を基礎として研究が進められ、その研究成果は多い。これまでの研究により、ラチスシェルは連続体シェルの座屈挙動だけでなく、骨組み構造の座屈挙動も併せ持つため座屈挙動が複雑になることが知られている。近年では数値解析による研究が進められ、幾何学的非線形性と材料学的非線形性を考慮した座屈耐力の評価方法が提案されている。これらの成果は文献⁹⁾にまとめられ、2016年にはラチスシェル屋根構造設計指針¹⁶⁾が発表されている。しかしながら、これらの研究は幾何学的に表現が容易な球殻、円筒、HP形状に限られており、自由曲面ラチスシェルを対象とした研究^{17,18)}は少ない。

また、ラチスシェルの座屈荷重は施工誤差などに起因する初期不整によってばらつき、大きく座屈耐力を低下させ得ることが知られている¹⁹⁾。この初期不整敏感性は形状により変化するためIASS（国際シェル空間構造学会）では3段階の初期不整敏感性を提示している²⁰⁾。しかしながら、自由曲面ラチスシェルについてはその初期不整敏感性がどのような傾向にあるのかは未解明である。

初期不整の影響を考慮した解析方法は大きく分けて2種類に分けられる。一つは初期不整を陽に仮定する方法である。具体的には、設計されたラチスシェルの節点や部材をわずかに変更した解析モデルを作成し、初期不整のないモデルと初期不整があるモデルに対しそれぞれ各種の座屈解析を行なう。このため、初期不整の分布形状と最大振幅をどのように定めるかが問題になるが、実際の建設された構造物に対して初期不整を計測した研究例²¹⁾は少ない。このため、実用的に、固定荷重に対する変位モードや、線形座屈モード、崩壊モードを初期不整モードとして与えて、振幅を変化させて解析により座屈に対する安全性を検討する例¹⁹⁾が多い。

もう一つの方法は、逆解析的に座屈耐力低下を予測する方法であり、山田らはRS座屈解析をラチスシェルに援用する手法²²⁾を提案し、円筒ラチスシェルやラチスドーム（球殻形状）に適用している。この手法はシェルの座屈による座屈荷重値の下限値を把握することができる一方で、座屈下限に対応する初期不整の振幅量は明らかでない。ま

第1章 序論

た、個材の部材座屈や部材の塑性化による影響は別途検討が必要である。

自由曲面ラチスシェルや構造最適化されたシェルに対する座屈現象やその耐力を検討した例は少ないが、Thompson ら²³⁾は、構造最適化により決定した形態は座屈敏感性が高くなることを示している。また、線形座屈荷重値を最大化する研究²⁴⁾では低次の座屈荷重値が近接する現象が明らかにされている。このため球や円筒よりも複数の座屈モードを想定した検討が必要になることが予想される。

1.2.2. ラチスシェルの耐震問題を対象とした研究

ラチスシェルの耐震問題に関する研究では、動的挙動の分析や耐震設計に関して数多く行われている。これらも座屈に関する研究と同様に、形状ごとに数値解析に基づいた研究が行われ、文献⁷⁾やラチスシェル屋根構造設計指針¹⁶⁾にまとめられている。空間構造物の振動性状の特徴として水平方向の地震入力に対し鉛直方向の振動が生じることや多くの振動モードが励起される。このためラチスシェルに対して、 A_i 分布のような層状構造物のための地震荷重分布を用いることはできない。このような背景から、近年では静的地震荷重に関する研究^{14,15)}や、静的地震荷重を用いた地震時の座屈耐力評価²⁵⁾が行われている。円筒や球など限られた形状については等価静的地震荷重が提案されている。

また、ラチスシェルの振動性状は下部構造の振動特性に応じて大きく変化することが知られている。文献²⁶⁾では下部構造や支承部の塑性化による上部構造の応答低減が研究されている。この設計では上部を弾性に留めるが可能になるため、塑性化に着目した等価線形化法による応答推定²⁷⁾、並列多質点モデルによる応答評価^{28,29)}などが行われている。近年では、再現期間の長い過大な地震動に対して、上部構造に塑性化が発生した場合の靱性の評価が研究されており、例えば、球形のドームの上部構造と下部構造の損傷評価を考慮した地震リスク解析³⁰⁾や動的構造耐震指標を用いたラチスシェルの耐震性能評価^{例えば 31,32)}が行われている。

自由曲面形状については耐震性に関する研究は少ない。文献³³⁾は自由曲面ラチスシェルに対する等価静的地震荷重を円筒ラチスシェルによる分布を援用する形で提案しているが、自由曲面ラチスシェルは形状の自由度が極めて高いため、その汎用性は明らかではない。

1.2.3. ラチスシェルの形状最適化問題を対象とした研究

自由曲面シェルの形状は意匠設計者のスケッチなどにより決定する場合もあるが、曲面形状が建物の力学的な合理性に大きく影響するため、曲面形状を決定するさまざまな研究が行われている。具体的には A.Gaudi や H.Isler による吊り下げ試験³⁴⁾など実験的研究を先駆けとして、1990年代には数値解析による最適化問題が盛んに研究されている。例えば E.Ramm はひずみエネルギーを最小化する手法を提案し³⁵⁾、大森らはラチスシェルに対して応力分布に着目した形状最適化^{36,37)}を実施している。また、シェル構造は面内力が支配的になるため、座屈現象が問題になることが多い。この点を考慮し、線形座屈荷重の最大化^{38,39)}や初期不整を考慮した弾性座屈荷重の最大化⁴⁰⁾も行われている。

近年では、力学的指標に加えて、意匠性や施工性を同時に考慮した多目的最適化問題としてシェル構造の形状決定手法を提案する研究も盛んに行われている。例えば、意匠性を考慮した研究としては、本間ら⁴¹⁾は、設計者が多様性の有る解の中から形状を選択できるように、最適解だけではなく比較的優れているが最適ではない解（優良解）も保持するようなアルゴリズムを開発し、浜田らは、意匠設計者の指定した形状からの差異を考慮した指標と、ひずみエネルギーの二目的最適化問題を解いている^{42,43)}。施工性を考慮した研究としては、外装材のパネル分割がラチスシェルの網目に影響することを考慮した研究⁴⁴⁾や、外装材や RC シェルの型枠の曲率を一方向にするための研究^{45,46)}がある。また、シェルの最適化研究ではないが、ロボットアームの利用を前提とした形態の提案^{47,48)}や施工の効率化も積極的に勧められ^{例えば49,50,51)}、3Dプリンタの利用を想定した形態創生の研究⁵²⁾も始められている。IASS（The International Association for Shell and Spatial Structures）では、Advanced Manufacturing & Materials という名前のワーキンググループを作ることが2017年の会議で発表され、最適化などの技術を利用して、複雑な形状の建築物を効率的に建設するための研究が盛んに行われていることがこの点からも確認できる。

第1章 序論

1.3. 本研究の目的と構成

1.3.1. 本研究の目的

前述のように、ラチスシェルの座屈や地震応答に関する研究は形状ごとに研究が進められ、球や円筒など典型的な形状については設計手法が確立されつつあるが、自由曲面ラチスシェルについては十分研究が進められているとは言い難い。そこで、本研究では自由曲面ラチスシェルの設計法確立のための一助として、座屈挙動、地震応答に対する検討方法、さらに我が国のような災害が多発する地域でのラチスシェルの形状の決定方法を提案することを目的とする。

1.3.2. 本論文の構成

本論文は計6章から構成されている。

第1章では、自由曲面ラチスシェルに関する現在の研究状況を説明するとともに、本研究の目的を明らかにしている。

第2章では、固定荷重下の応力最小化を目的として自由曲面ラチスシェルを形状最適化により生成し、得られた形状に対して座屈性状、地震応答性状を分析する。そして、座屈解析より既往の球や円筒形状のラチスシェルに用いられる座屈耐力評価手法が自由曲面に対しても適用可能であることを示す。また、地震応答解析からは水平方向の地震入力に対して過大な鉛直変位が発生することを確認し、地震の多い地域での設計では地震を考慮した形状決定や構造設計手法の必要性を確認する。

第3章ではラチスシェルの座屈耐力を最大化する手法の提案を行う。具体的には2章で確認した耐力評価法を用いた耐力の推定値最大化と、初期降伏荷重の最大化を提案する。既往の研究で提案された手法と提案手法の座屈耐力の比較より、耐力の推定値最大化が優れた性能を有することを明らかにする。

第4章では自由曲面ラチスシェルの地震応答性状について、屋根部のみの応答に注目して検討するとともに、地震荷重を考慮したラチスシェルの形状最適化手法を提案する。得られた形状の地震応答解析より提案手法の妥当性を確認し、部材の限界変形の分析より設計上の問題点を明らかにする。

第5章では下部構造を有する場合について注目し自由曲面ラチスシェル地震応答性状を分析する。固有振動解析から2個の卓越モードを有している形状について静的地震

第1章 序論

荷重の算出方法を提案し、地震応答解析からその精度を明らかにする。

第6章では、第2章から第5章までの総括と、今後の研究すべき課題を明確にする。

1章の参考文献

- 1) J.Schlaich : On Some Recent Lightweight Structures, *Journal of the IASS*, Vol.43, pp69-79, 2002.8
- 2) S.Patrik : Parametricism 2.0, *AD-Architectural Design*, Willey, Vol.86, 2016.2
- 3) 池田靖史:アルゴリズム・デザインと思考プロセス, 2014 年度日本建築学会大会(近畿) 情報システム技術部門研究協議会資料 アルゴリズム・デザイン -日本から発信するデジタル・デザインの現在-, pp.28-33, 2014.9
- 4) 国土交通省社会資本整備審議会, 建築分科会, 建築物等事故・災害対策部会:建築物の雪害対策について報告書, 2014.3
- 5) 東日本大震災合同調査報告書編集委員会:東日本大震災合同調査報告 建築編3 鉄骨造建築物/シェル・空間構造, 日本建築学会, 2014.9
- 6) 日本建築学会編:ラチスシェルの座屈と耐力, 丸善株式会社, 2010
- 7) 日本建築学会編:空間構造の動的挙動と耐震設計, 2006
- 8) 加藤史郎, 柴田良一, 植木隆司:剛接合単層ラチスドームの座屈荷重推定法-部材の座屈応力度を用いる方法, 日本建築学会構造系論文集, No.436, pp.91-103, 1992.6
- 9) 加藤史郎, 庄村昌明, 柴田良一, 植木隆司:円形平面を有する単層ラチスドームの座屈荷重の推定, 日本建築学会構造系論文集, No.439, pp.111-119, 1992.9
- 10) 加藤史郎, 仁保裕:単層円筒ラチス屋根の部材断面算定と部材弾塑性座屈応力度に関する一考察, 鋼構造論文集, 第15巻第57号, pp.45-60, 2008.
- 11) 山田聖志, 松本幸大, 加藤史郎:屋根型単層円筒ラチスの地震動による応答性状と静的地震荷重に関する考察:鋼構造論文集, 第11巻第41号, pp.33-46, 2004.
- 12) 小河利行, 加藤史郎, 萩原真祐子, 立石理恵:等分布荷重を受ける単層HPラチスシェルの座屈挙動と耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, No.553, pp.65-72, 2002.3
- 13) 小河利行, 熊谷知彦, 小林晃子, 重田幸乃, 加藤史郎:等分布荷重および偏載荷重を受ける鞍型HPラチスシェルの耐力評価, 構造工学論文集59B, pp.455-462, 2013.3
- 14) 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, No.579, pp.71-78, 2004.5
- 15) 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, No.596, pp.57-64, 2005.10
- 16) 日本建築学会:ラチスシェル屋根構造設計指針, 第1版, 丸善出版株式会社, 2016
- 17) 林裕真, 竹内徹, 小河利行. 地震荷重下の座屈耐力に着目した単層格子屋根構造の形状探索, 構造工学論文集, 構造工学論文集, 日本建築学会, Vol. 59B, pp. 479-488, 2013.3
- 18) D.Tonelli, N.Pietroni, E.Puppo, P.Cignoni, G.Amendola, R.Scopigno : Stability of Statics Aware Voronoi Grid-Shells, *Engineering Structures*, Vol.116, pp.70-82, 2016.3
- 19) Th.Bulenda, J.Knippers : Stability of grid shells, *Computers and Structures* ,Vol.79, pp.1161-1174, 2001.5
- 20) IASS WG8 for Metal Spatial Structures : Guide to Buckling Load Evaluation of Metal Reticulated Roof Structures, *Reports of Activities WG8*, 2014.10
- 21) G.Chen, H.Zhang, K.J.R.Rasmussen, F. Fan : Modeling geometric imperfections for reticulated shell structures using random field theory, *Engineering Structures*, Vol.126, pp.481-489. 2016.11
- 22) S.Yamada, J.G.A.Croll : Buckling Behavior of Pressure Loaded Cylindrical Panels, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.115, pp.327-344, 1989.2
- 23) J.M.T.Thompson, G.W.Hunt : A General Theory of Elastic Stability, J.Wiley, 1973
- 24) 山本憲司, 皆川洋一, 大森博司:剛性行列のブロック対角化を利用した線形座屈荷重を目的関数とする単層トラスドームの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.578, pp.51-58,

第1章 序論

2004.4

- 25) 中澤祥二, 柳澤利昌, 加藤史郎: 単層ラチスドームを対象とした地震荷重と耐震性能評価法の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第703号, pp.1287-1297, 2014.9
- 26) 加藤史郎, 中澤祥二: 下部構造エネルギー吸収型単層ラチスドームの地震時動的崩壊性状, 日本建築学会構造系論文集, No.518, pp.81-88, 2001.10
- 27) 中澤祥二, 斎藤慶太, 加藤史郎: 劣化型履歴を有するブレース架構で支持された複層ラチスドームの地震応答と静的地震荷重の推定, 日本建築学会構造系論文集, No.608, pp.69-76, 2006.10
- 28) 加藤史郎, 小西克尚, 中澤祥二, 向山洋一, 打越瑞昌: 下部構造に支持された空間構造の振動解析用質点簡易モデル, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.48B, pp.37-47, 2002.3
- 29) 加藤史郎, 小西克尚: ラチスドームの Push-over analysis に基づく地震応答推定に関する一考察 -1次モード支配型の空間構造物に関する検討-, 日本建築学会構造系論文集, No.561, pp.153-160, 2002.11
- 30) 中澤祥二, 加藤史郎, 八木佑奈: 単層ラチスドームの地震時の損傷評価方法に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.674, pp.593-601, 2012.4
- 31) 中澤祥二, 加藤史郎, 大家貴徳: 弾塑性地震応答解析に基づく体育館の靱性指標評価の検討, 桁面ブレースの検討, 構造工学論文集, Vol.55B, pp.63-72, 2009.3
- 32) 中澤祥二, 高橋直生, 加藤史郎: 下部構造を有する単層ラチスドームの耐震性能評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.686, pp.:799-807, 2013.4
- 33) 竹内徹, 岡田康平, 小河利行: 支持架構付き自由曲面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, Vol.81, No.727, pp.1467-1477, 2016.9
- 34) E.Ramm: Heinz Isler Shells – The Priority of Form, *Journal of IASS*, Vol.52, pp.143-154, 2011.9
- 35) E.Ramm: Shape Finding Methods of Shells, *Bulletin of IASS*, Vol.33, No.2, pp.89-99, 1992
- 36) 大森博司, 山本憲司: 応力分布を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究 その1 シェル構造への適用, 日本建築学会構造系論文集, No.496, pp.67-73, 1997.2
- 37) 大森博司, 山本憲司: 応力分布を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究 その2 スペースフレームへの適用, 日本建築学会構造系論文集, No.503, pp.77-83, 1998.1
- 38) 山本憲司, 皆川洋一, 大森博司: 座屈荷重を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.564, pp.95-102, 2003.2
- 39) 小河利行, 大崎純, 立石理恵: 線形座屈荷重最大化と部材長一様化を目的とした単層ラチスシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.570, pp.129-136, 2003.8
- 40) R.Reitinger, E.Ramm: Buckling and Imperfection Sensitivity in the Optimization of Shell Structure, *Thin-Wall Structures*, Vol.23, 1995
- 41) 沖田裕介, 本間俊雄: 優良解探索遺伝的アルゴリズム系解法による自由曲面グリッドシェルの構造形態創生, 日本建築学会構造系論文集, No.687, pp.949-958, 2013.5
- 42) 浜田英明, 大森博司: 設計者の選好と力学的合理性を勘案した自由曲面シェル構造の構造形態創生法の提案 その1 多目的遺伝的アルゴリズムによる発見的方法, 日本建築学会構造系論文集, No.609, pp105-111, 2006.11
- 43) 浜田英明, 大森博司: 設計者の選好と力学的合理性を勘案した自由曲面シェル構造の構造形態創生法の提案 その2 最適性条件による理論的解法, 日本建築学会構造系論文集, No.618, pp143-150, 2007.8
- 44) P.Basso, A.E.D.Grosso, A.Ougnale, M.Sassone: Computational Morphogenesis in Architecture: Cost Optimization of Free-Form Grid Shells, *Journal of IASS*, Vol.53, pp.49-56, 2012.3
- 45) 藤田慎之輔, 大崎純: ひずみエネルギーとパラメトリック曲面の代数不変量を考慮したシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集. No.639, 857-863, 2009.5
- 46) 藤田慎之輔, 大崎純, 關和也: 線織面で構成されるラチスシェルの形状最適化, 日本建築学

第 1 章 序論

- 会構造系論文集, Vol.81, pp.2091-2099, 2016.12
- 47) Z.Seibold, M.Singh, L.Tseng, Y.Wang : Robotic Fabrication of Components for Ceramic Shell Structures, *Journal of the IASS*, Vol.55, pp.237-242, 2014.12
 - 48) M.Zwierzycycki, P.Nicholas, M.R. Thomsen : Localised and Learnt Applications of Machine Learning for Robotic Incremental Sheet Forming, *Humanizing Digital Reality*, pp.373-382, 2017.9
 - 49) G.Lee, S.Kim : Case Study of Mass Customization of Double-Curved Metal Facade Panels Using a New Hybrid Sheet Metal Processing Technique , *Journal of Construction Engineering and Management* , Vol.138 pp.1322-1330, 2012.11
 - 50) M.Eigensatz, M.Deuss, A.Schiftner, M.Kilian, N.J.Mitra, H.Pottmann, M.Pauly : Case Studies in Cost-Optimized Paneling of Architectural Freeform Surfaces, *Advances in Architectural Geometry 2010*, pp.49-72, 2010
 - 51) G.Pasquarelli, W.Sharples, C.Charples, R.Caillouet, J.Cerone, J.Gulliford, L.Mendez, J.Vereschak, J.Nardone, R.Otani, E.Poulsen, D.Reynolds, K.M.Mark Tam : Additive Manufacturing Revolutionizes Lightweight Gridshells, *Proceedings of the IASS Annual Symposium 2017*, ID 10031, Hamburg, Germany 2017.9
 - 52) K.Henke, D.Talke, S.Winter : Multifunctional Concrete – Additive Manufacturing by the Use of Lightweight Concrete, *Proceedings of the IASS Annual Symposium 2017*, ID 10133, Hamburg, Germany, 2017.9

2. 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

第2章では本研究の基礎的段階として一つのケーススタディを通して自由曲面ラチスシェルの座屈性状，振動性状を分析する。

2.1. はじめに

第1章に述べたように，形態創成に関する様々な研究¹⁻⁷⁾に支えられ，自由な形状が使用できる一方，今まで座屈が検討されてきた形状と異なるため，既往の座屈に関する知識⁸⁾だけでは座屈に対して設計することが難しい状況にあるといえる。単層ラチスシェルは，一般に連続体シェル，骨組み構造の双方の力学特性を併せ持っており複合的な座屈現象が引き起こされる可能性がある。また，シェルの特性があるため形状初期不整による座屈荷重の低下にも設計上注意が必要であり，このような背景から単層ラチスシェルに関する研究が数多く行われている。加藤らは，これまで座屈に影響する部材(特定部材)⁹⁾を設定し，この特定部材の正規化細長比を用いた柱の圧縮強度曲線による座屈耐力の推定法をラチスドーム^{10,11)}，円筒ラチスシェル¹²⁾，直交格子シェル¹³⁾，ブレース補剛直交格子シェル¹⁴⁾に対し示している。単層のHPシェルに対しては，小河ら^{15,16)}が座屈性状や耐力推定法について研究を進めている。さらに，初期不整を陽に仮定せず座屈下限値を予測する研究も山田らが行っている¹⁷⁾。また，修正Dunkerley式⁹⁾と正規化細長比を援用した耐力の算定法は，固定荷重と地震荷重を受けるラチスドームの場合にも展開¹⁸⁾されており，2次曲面ラチスシェルの座屈算定法は大きく展開されている。一方，構造物の内部で曲率が大きく変化する形状の単層ラチスシェル(以後，本研究では自由曲面ラチスシェルと呼ぶ)の座屈に関する研究は，小河ら⁵⁾や山本ら⁴⁾のドーム状の形態に限られており，特に，自由曲面ラチスシェルの初期不整敏感性あるいは弾塑性座屈荷重(座屈耐力)，に関する研究¹⁹⁾は少ない。したがって，自由曲面ラチスシェルに対しても，今後，初期不整の影響や耐力評価の方法が，固定荷重，雪荷重，あるいは地震荷重に対する設計に際して必要となることは言を待たない。

自由曲面ラチスシェルの形状を一般的な表現で記述することは困難と思われる。複数の荷重や曲面の座標のみならず剛性等も考慮して目標を満たすように探索される曲面もあり得る。そこで，大森らの提案した応力のノルムを最小化する方法¹⁾を援用し，固定荷重時応力を最小化する方法から得られる形状を自由曲面ラチスシェルの一例として捉え，この自由曲面に関して，限定された形状と規模のラチスシェルではあるが，ラ

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

チスシェルの座屈耐力および座屈耐力の初期不整敏感性を検討する。特に、従来の自由曲面では扱われることの少なかった補剛された自由境界辺を有する場合に注目し、例として、50m×50m スパンの中規模程の大きさの自由曲面ラチスシェルを取り上げる。境界条件としては、4か所の隅部で支持されたものを想定する。なお、自由曲面ラチスシェルの形状の生成には複数の荷重、例えば積雪荷重、地震荷重に対しても応力の最小化を目的とする形状最適化も想定され、また、形状と部材断面を同時に最適化する手法も考えられるが、これらは今後の問題¹⁹⁾としたい。

まず、1) 当該形状の構造の固定荷重時の応力のノルムが最小化となるように形状を探索し、2) 探索した自由曲面ラチスシェルを対象に、既存のラチスシェルの耐力推定法^{10,11)}を援用してラチスシェルの許容応力度を求める。国内の建設を想定して、断面算定は固定荷重と地震荷重を考慮する。3) 断面算定した自由曲面ラチスシェルについて、鉛直等分布荷重に対する線形座屈解析、RS 座屈解析、弾性および弾塑性座屈解析および弾塑性地震応答解析を実施する。断面算定用の地震荷重は時刻歴応答解析から算定する。4) 座屈耐力、耐震性より、本章で実施した断面設計方法が妥当であるかを、また問題点を確認する。加えて、5) この分析から、初期不整量と座屈荷重の関係を示す。また、弾性座屈荷重低減係数を利用して修正 Dunkerley 式からラチスシェルの耐力を推定し、この推定法の適用可能性を検討する。

2.2. 自由曲面ラチスシェルの形状最適化

2.2.1. 初期形状と部材断面

図2.1に示す初期形状に対し形状最適化を行う。中規模の単層ラチスシェルを想定し、スパン $L_X = L_Y = 50.0\text{m}$ 、ライズ $H=14.5\text{m}$ とする。網目は X,Y 両方向ともに平面上で 20 等分割する。支持条件は各 4 隅について 3 個の節点をピン支持とする。部材は鋼管を想定し、ヤング率 $E = 205\text{kN/mm}^2$ 、降伏応力度 $\sigma_y = 235\text{N/mm}^2$ とする。部材は、全て剛接合であり、外周に配置される外周部材、X 方向及び Y 方向に配置される格子材及び、45 度方向に配置される斜材の 3 種類とする。なお、初期断面の部材特性を表 2.1 に示す。ただし d_0 は管厚の中心間距離を採り、 A 、 I は $A = \pi d_0 t$ 、 $I = \pi d_0^3 t / 8$ で計算した。

第 2 章の検討では、ラチスシェルの自由曲面形状の表現にはベジエ曲面²⁴⁾を利用する。曲面 $S(u,v)$ は制御点座標 P_{ij} ($i=0,1,2,\dots,m; j=0,1,2,\dots,n$) と 2 つの変数 u, v ($0 \leq u, v \leq 1$) を用いて式(2.1)のように表現される。また、式中 B_i^m はベルンシュテイン多項式である。ここでは、対称性を考慮して、全体の 4 分の 1 を 4×4 次のベジエ曲面で表現する。この初期形状を基本として応力のノルムを最小化する際に得られる形状(探索形状と呼ぶ)に限定して、以降、座屈に関して検討する。

$$S(u, v) = \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n B_i^m(u) B_j^n(v) P_{ij} \quad (0 \leq u, v \leq 1) \quad (2.1)$$

$$B_i^m(u) = \frac{m!}{i!(m-i)!} u^i (1-u)^{m-i} \quad (2.2)$$

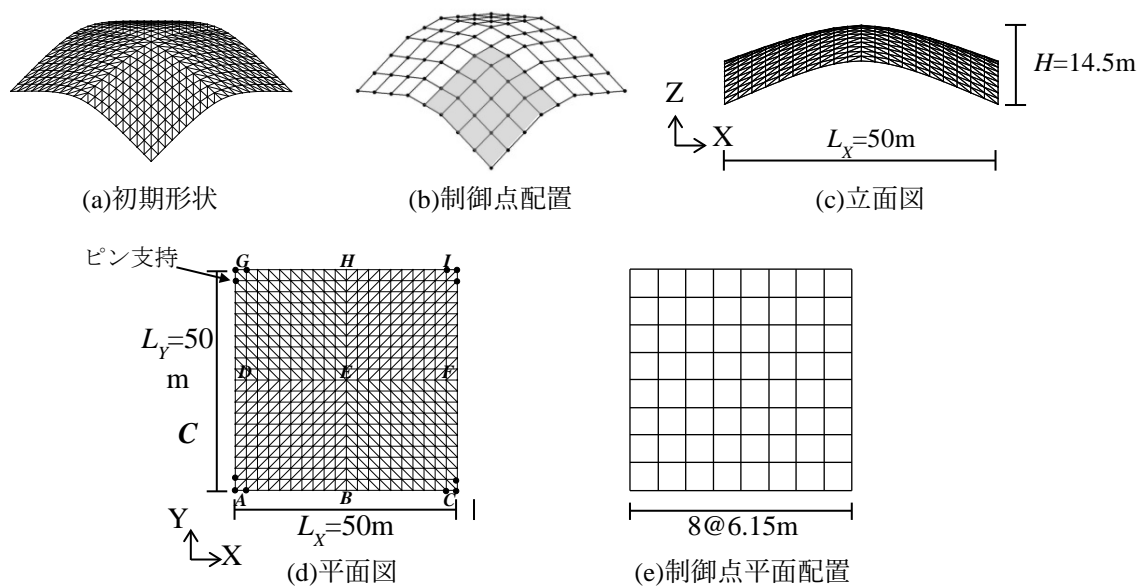


図 2.1 初期形状

表 2.1 初期断面の部材特性

部材種名称	外周部材	格子部材	斜材
外径 D [mm]	267.4	139.8	165.2
管径 d_0 [mm]	258.4	134.8	160.2
管厚 t_0 [mm]	9.0	5.0	5.0
断面積 A [mm ²]	7306	2117	2516
断面二次モーメント I [cm ⁴]	6098	481.0	807.3

2.2.2. 目的関数と形状最適化手法

初期形状に対し、固定荷重を想定した鉛直等分布荷重に対して形状最適化を行う。形状最適化は既往の研究²³⁾で提案されたものである。この形状最適化は線形弾性解析で得られた応力度に対し感度解析を行い最小二乗法により、目的関数を漸近的に最小化する手法である。形状最適化問題の設計変数を減らしながらさまざまな形状を表現するために、節点を移動させるモードはベジエ曲面の制御点の操作より生成し、節点の移動する方向はZ方向のみとする。

本章で設定した目的関数は次式である。

$$\begin{aligned}
 W &= U + V \\
 &= \frac{1}{2} \sum_{k=1}^{MEM} \frac{A_k l_k}{E_k} \left({}_a\sigma_k^2 + {}_b^{(1)}\sigma_k^2 + {}_b^{(2)}\sigma_k^2 \right) + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N K_i \delta_i^2
 \end{aligned} \tag{2.3}$$

式(2.3)の第一項 U は目的関数の力学的性能項であり、 A_k 、 E_k および、 l_k はそれぞれ部材 k の断面積、ヤング係数、および部材長、 MEM は部材数を示す。 ${}_a\sigma_k$ は部材 k の平均軸応力度を示す。 ${}_b^{(j)}\sigma_k$ は部材 j 端(1 端および 2 端)における曲げ応力度を示す。単層ラチスシェルは、曲げ応力度の発生が少ない方が設計上望ましいと想定し、曲げ応力度の 2 乗和に比重をおいた目的関数とする。式(2.3)の第二項はペナルティ関数項であり、 δ_i は節点 i の初期形状での節点位置と形状最適化計算の過程での節点位置の距離、 K_i は節点 i のペナルティ係数である。制約条件として節点位置の許容領域を高さ方向に 0m から 14.5m の間とし、もし節点 i が許容領域内にある場合には $K_i=0$ とする。一方、節点 i が許容領域内にはない場合には、予備解析の結果を参照して $K_i=10^3\text{kN/mm}$ を採用する。

形状最適化計算における荷重条件としては固定荷重を想定し、ラチスシェルの屋根面の仕上げと鋼材重量を考慮して単位面積当たり $P_0=1.0\text{kN/m}^2$ の等分布荷重を仮定する。また形状変化による固定荷重の増分はドームが扁平であることから考慮しないものとする。

2.2.3. 形状最適化結果

固定荷重はラチスシェルの屋根面の仕上げと鋼材重量を考慮する。なお、形状最適化では線形解析に基づいて目的関数を計算するため固定荷重の大小は影響しない。形状最適化から得られた形状を図 2.2 に示す。この形状は、自由境界辺 (図 2.1 の ABC 等) が推動形状から放物線形状に変化し、初期形状に比べ自由境界辺がライズの高い形状になる。また、式(2.3)の目的関数のうち、 U の推移を図 2.3 に示す。 U はおおよそ 40step で収束していることが確認できる。

初期形状と、形状最適化後の固定荷重に対する平均軸応力度および曲げ応力度(縁応力度)を図 2.4 に示す。自由境界辺 ABC を通る部材群の支持部近傍に注目すると、初期形状ラチスシェルに生ずる曲げ応力度が大幅に減少している。一方、探索形状のラチスシェルでは自由境界辺がライズの高い形状に変化したため軸応力度が増加している。対角方向 AEI を通る斜材群の支持部付近では曲げ応力、軸応力共に初期形状に比べ探索形状は応力度が減少している。形状最適化により曲げ応力度が大幅に減少しており、形状最適化による有効性が確認できる。

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

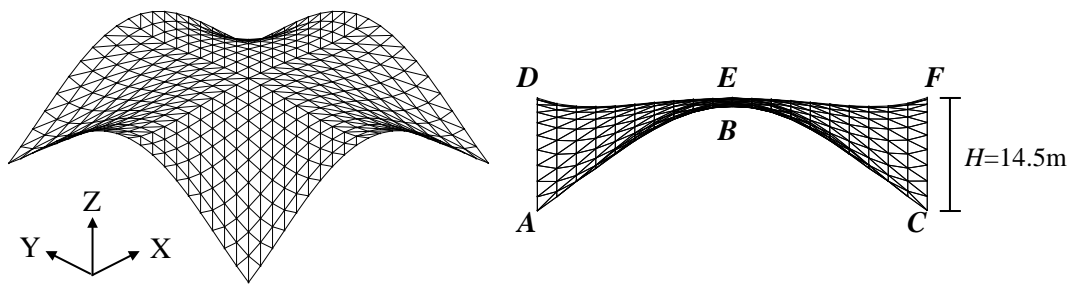


図 2.2 探索形状

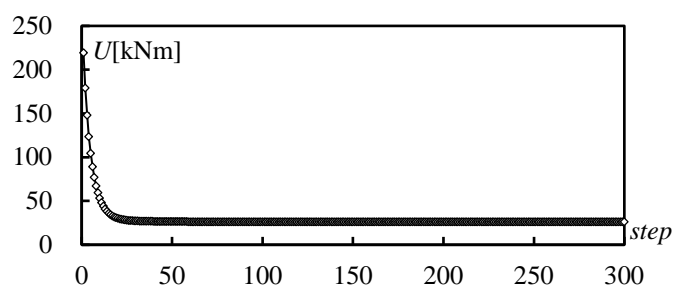


図 2.3 目的関数の推移

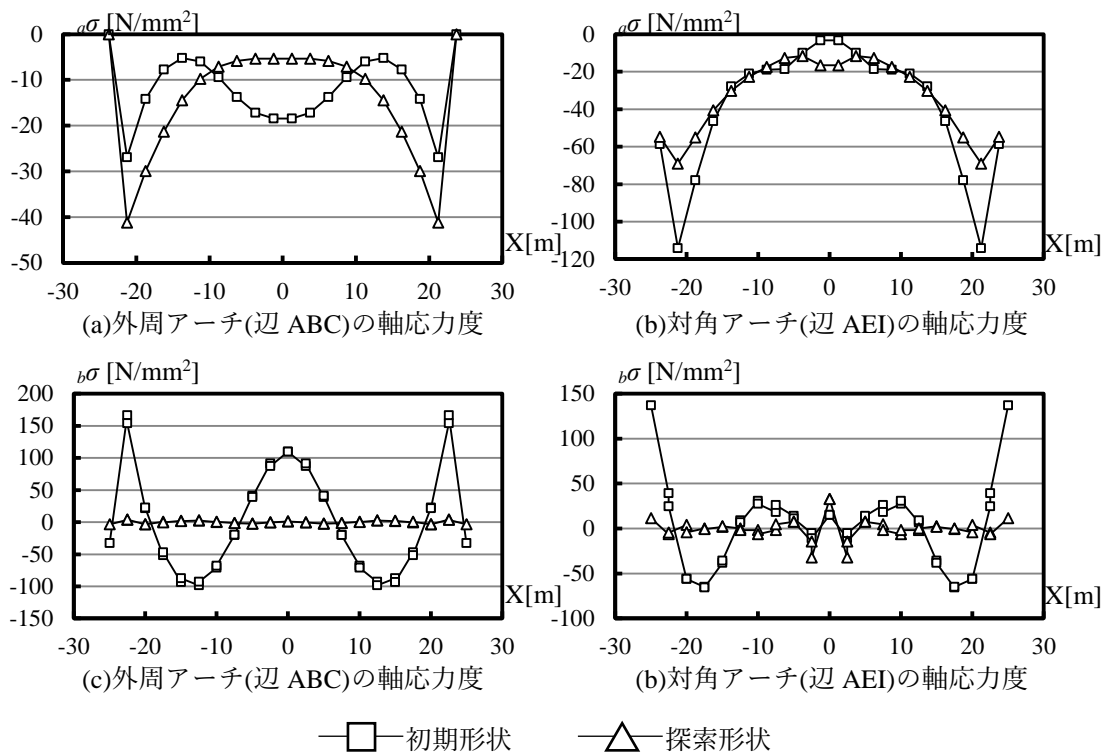


図 2.4 固定荷重に対する応力度

2.3. 断面算定

前節で求められた自由曲面ラチスシェルは、支持部付近の軸応力度が非常に大きく、同一管厚の部材でシェルの全てを構成することは設計上現実的ではない。そのため得られた形状に対し断面算定を行う。なお、国内での建設を想定し、断面算定では固定荷重だけでなく地震荷重についても考慮する。

2.3.1. 荷重条件

2.2.3 節で述べたように、固定荷重は、単位面積当たり 1 kN/m^2 とし、1 節点あたりの固定荷重を 6.25 kN とする。ラチスシェルでは層状構造物と異なり地震荷重の定め方は様々な考え方^{18,21)}があるが、第2章の検討では線形弾性地震応答解析結果を参照して地震荷重を定める。地震動の入力方向は X 方向と XY45 度方向の二種類を考える。地震応答解析より得られた応答の中で、1) 層せん断力が最大となる時刻 T_{Base} 、2) 水平加速度が最大となる時刻 T_{Hacc} 、3) 鉛直加速度が最大となる時刻 T_{Vacc} のそれぞれの加速度分布に節点質量を乗じたものを地震荷重とし、計 6 種類の静的地震荷重を作成する。入力地震動は、国土交通相告示スペクトル(第2種地盤)に適合する模擬地震動²²⁾とし、ここでは、El-Centro(1940)波の NS 成分の位相特性を用いた模擬地震動を入力地震動とする。なお、入力地震動の詳細は 2.5 節に示す。入力地震動の大きさは、種々想定することができるが、ここでは入力として国土交通省告示スペクトルの損傷限界レベルの 2.5 倍にしたものを考慮する。したがって、断面算定では、①固定荷重の 2 倍、②固定荷重と 6 種類の地震荷重の組み合わせた 7 種類の荷重ケースについて計算を行う。

2.3.2. 断面算定法

近似的方法であるが、部材の曲げ応力度は小さいと仮定し、断面算定では固定荷重および地震荷重に対して軸応力度のみ考慮し、管厚中心を採った管径 d_0 を保持して鋼管の管厚 t_0 を算定する。ラチスシェルの断面算定は、その座屈性状を考慮して断面算定用の圧縮強度を定めることが重要である。ここではすべての部材のうち、固定荷重に対して最も圧縮応力度が大きい部材(以後、特定部材と呼ぶ)⁹⁾について、ラチスシェルの座屈を考慮した正規化細長比 $\lambda_{e(m)}$ を式(2.4)から求め、日本建築学会鋼構造設計規準の短期許容圧縮応力度式(2.5)(以下 AIJ 規準式)を準用して求められる圧縮強度を用いて断面算定を行う。

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

$$\Lambda_{e(m)} = \sqrt{N_{y(m)} / (\alpha_0 \cdot N_{cr(m)}^{lin})} \quad (2.4)$$

$$\frac{N_{cr}}{N_{y(m)}} = \begin{cases} \frac{1-0.24\Lambda_{e(m)}^2}{1+\frac{4}{15}\Lambda_{e(m)}^2} & \text{for } \Lambda_{e(m)} \leq 1.29 \\ \frac{9}{13\Lambda_{e(m)}^2} & \text{for } \Lambda_{e(m)} \geq 1.29 \end{cases} \quad (2.5)$$

ここで、式中の $N_{cr(m)}^{lin}$ 、 $N_{y(m)}$ はそれぞれ、特定部材の線形座屈軸力、降伏軸力である。線形座屈軸力は線形座屈解析より求める。ただし、弾性座屈荷重低減係数 α_0 は、形状初期不整の大きさ、接合部の剛性、網目の形状、ラチスシェルの形状を考慮して定められる値であるが、ここでは暫定値 $\alpha_0=0.5$ 程度を用いる。なお、予備解析として初期断面の自由曲面ラチスシェルに対して弾性座屈解析を実施し、等価シェル厚 20%程度の初期不整において座屈低減係数 α_0 が 0.5 以上となることを確認している。また、管厚の算定においては初期断面の部材管厚 t_0 (表 2.1 参照) よりも小さな値となる場合は更新しない。これは、発生軸応力度が非常に小さい部材の管厚が非現実的な値になることを避けるためである。

表 2.2 に断面算定で得られた最大管厚を、図 2.5 の分布図に管厚を円の大きさを示す。断面が変更された部材は支持近傍の部材のみであることが理解できる。外周部材に管厚の変更はなかった。

表 2.2 最小管厚を初期管厚とした断面算定結果()内の数値は初期管厚

外周部材	9.0mm (9.0mm)
格子部材	11.3mm (5.0mm)
斜材	20.5mm (5.0mm)

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

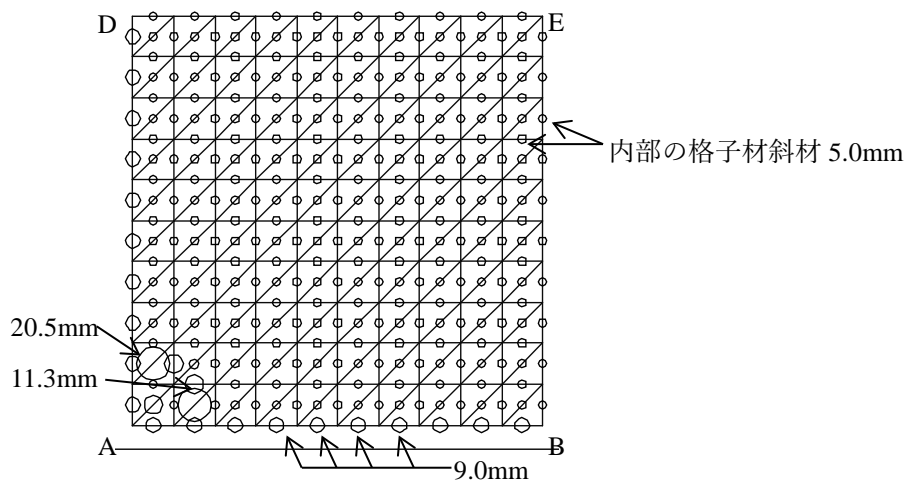


図 2.5 管厚分布図

2.4. 座屈挙動の分析

2.4.1. 部材のモデル化

弾性座屈解析や弾塑性座屈解析では、図 2.6 に示すような材端バネモデル²⁵⁾を使用する。部材の座屈等の幾何非線形性を考慮するために中央の弾性梁要素は座屈たわみ角法で定式化する。また、部材の塑性化は両端の弾塑性バネ要素を用いる。弾塑性バネ要素は、降伏後、式(2.6)に示す降伏条件を満たしながら塑性流動をする。

$$f = \left(\frac{N}{N_p} \right)^2 + \sqrt{\left(\frac{M_y}{M_p} \right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_p} \right)^2} = 1.0 \quad (2.6)$$

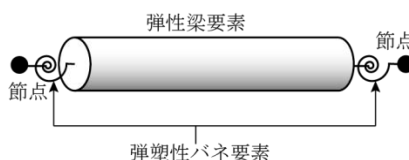


図 2.6 材端バネモデル

2.4.2. 線形座屈解析および RS 座屈解析

断面算定された自由曲面ラチスシェルの固定荷重に対する座屈挙動を分析するにあたり、まず、線形座屈解析を行い、固定荷重に対する線形座屈荷重の倍率 λ_k^{lin} を求める。また、弾性座屈性状が十分に把握されていないこの種の構造物に対して弾性座屈荷重の下限値の目安を与えるとされる Reduced Stiffness 座屈荷重解析(以後 RS 座屈解析)²⁰⁾から RS 座屈荷重倍率 λ_k^* を求める。ここで 1 次の線形座屈荷重倍率に対する k 次の RS 座屈荷重倍率を α_0^* と定義する。

$$\alpha_0^* = \lambda_k^* / \lambda_1^{lin} \quad (2.7)$$

第2章の計算では、RS 座屈荷重の計算には次数 $k=100$ まで計算を行い α_0^* が小さなものを表 2.3 に示す。なお、 $k>100$ については λ_k^{lin} が λ_1^{lin} に比べて十分大きいことから検討を省略する。線形解析から得られる特定部材を図 2.7 に、代表的な座屈モードを図 2.8 に示す。座屈モードは、ラチスシェルの内部の対角方向に波長の長い変形となり、全体座屈モードとなることが確認できる。全体的に RS 座屈荷重は、 λ_k^{lin} が大きくなるほど

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

λ_k^* も大きくなる傾向にあることがわかる。しかし, $k=4,5,6$ では λ_k^* が λ_k に近い値を取る。そのため, これらのモードに関して, 初期不整感性が高いかどうか, 弾性座屈解析により検討が必要である。

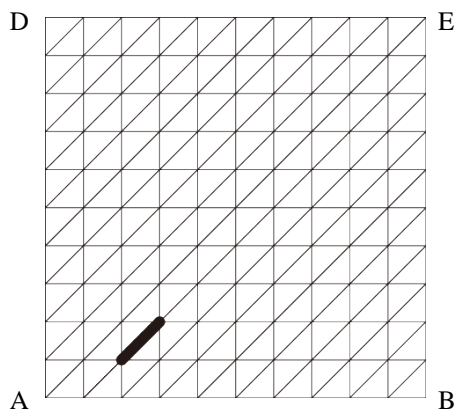


図 2.7 特定部材の位置

表 2.3 DL ケース 線形座屈荷重および RS 座屈荷重倍率

k	λ_k	λ_k^*	λ_k^*/λ_k	α_0^*	k	λ_k	λ_k^*	λ_k^*/λ_k	α_0^*
6	6.32	2.67	0.42	0.60	23	12.9	8.49	0.66	1.91
4,5	6.24	2.81	0.45	0.63	65,66	19.1	12.8	0.67	2.87
82	20.5	10.3	0.50	2.31	21,22	12.6	8.42	0.67	1.89
87	21.2	11.4	0.54	2.57	7	6.83	4.63	0.68	1.03
8	7.57	4.35	0.57	0.98	29	14.3	9.73	0.68	2.18
14	10.4	6.17	0.60	1.39	24,25	13.4	9.17	0.68	2.06
12,13	9.59	5.80	0.60	1.30	15	10.4	7.11	0.69	1.60
85,86	21.1	12.8	0.61	2.88	32	14.8	10.2	0.69	2.29
2,3	5.34	3.31	0.62	0.74	19	11.8	8.16	0.69	1.83
9	7.73	4.82	0.62	1.08	17,18	11.1	7.74	0.69	1.74
1	4.45	2.78	0.62	0.62	33,34	15.0	10.5	0.70	2.37
20	12.6	7.93	0.63	1.78	28	14.1	9.97	0.71	2.24
10,11	8.48	5.39	0.64	1.21	56,57	18.0	12.8	0.71	2.88
52	17.2	11.0	0.64	2.47	80,81	20.4	14.7	0.72	3.31
16	10.7	69.6	0.65	1.56	83	20.7	15.0	0.72	3.36

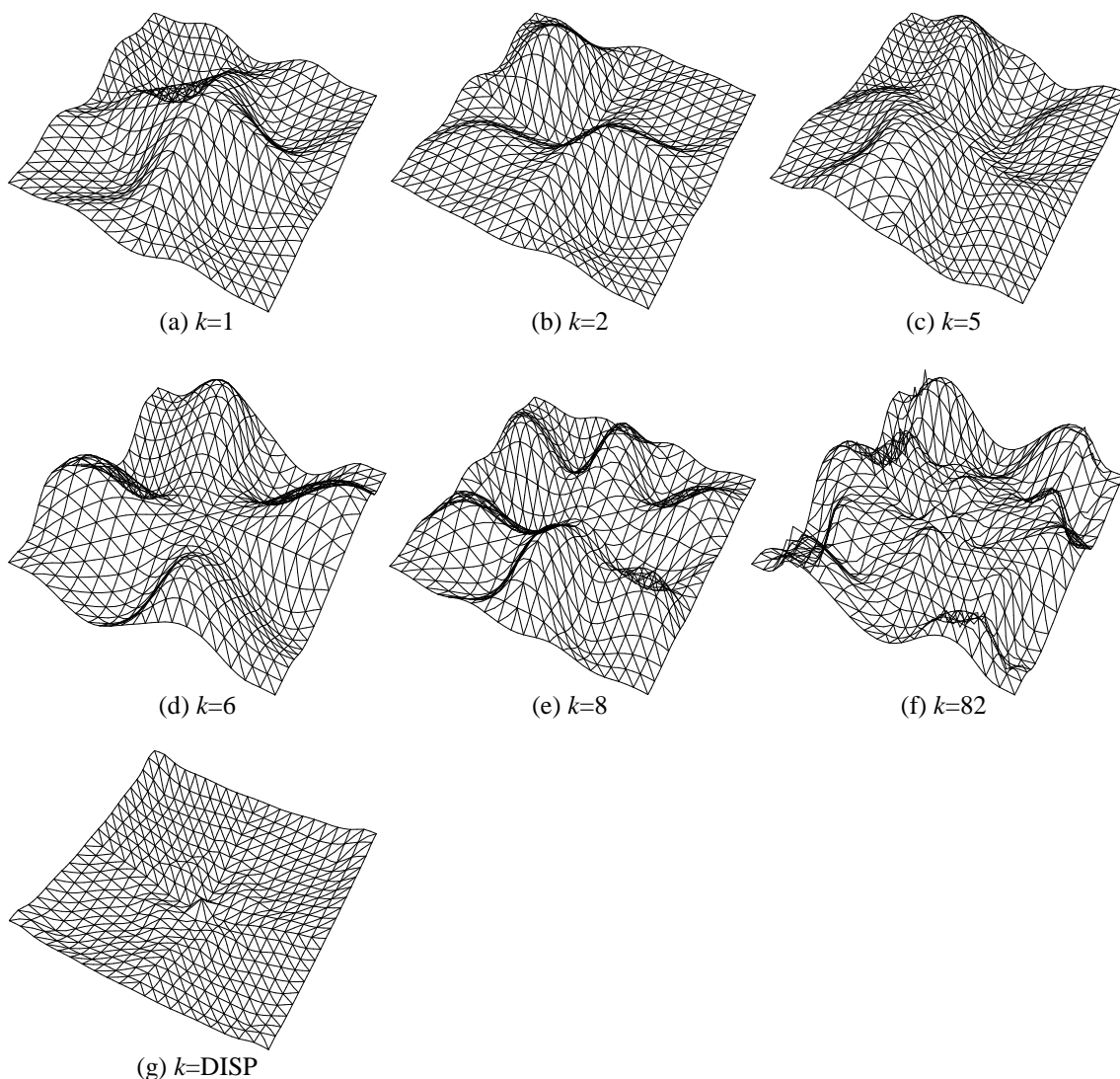


図 2.8 固定荷重による k 次の線形座屈モードおよび固定荷重時変位モード

2.4.3. 弾性座屈荷重と初期不整敏感性

当該構造物の初期不整敏感性の分析にあたり，モード比例型の形状初期不整を仮定する。形状初期不整としては 1) λ_k^{lin} の小さい座屈モード ($k=1,2,4$)，2) α_0^* ， $\lambda_k^*/\lambda_k^{lin}$ が小さくなる座屈モード ($k=6,8,82$)，3) 線形弾性解析時における固定荷重下の変位モード(簡単のため DISP と表記する)を採用する。

JASS6²⁶⁾などの製作・精度を勘案するとスパン 50m の 1000 分の 1 に相当する 50mm 程度が管理許容差と想定される。そこで，初期不整最大振幅 w は節点に対して鉛直方向に与え，想定される許容管理誤差より大きな -150,-100,-50,0,50,100,150mm を設定する。

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

弾性座屈荷重低減率 α_0 は、弾性座屈荷重倍率 λ_{cr}^{el} を用いて次式で定義する。

$$\alpha_0 = \lambda_{cr}^{el} / \lambda_1^{lin} \quad (2.8)$$

初期不整最大振幅や初期不整モードを変化させた時の α_0 , λ_{cr}^{el} を表 2.4 に示す。なお、初期不整を考慮した場合であっても座屈挙動が発生しない場合が確認されている。そこで、本章では線形座屈荷重値を超えても安定した挙動を示した場合については弾性座屈が生じないものとし、 $\alpha_0=1.0$ として整理する。表 2.4 より、 α_0 の値が最も小さくなる場合は、最大初期不整振幅 w を 150mm とし、1 次モードの初期不整 ($k=1$) 考慮した時であり、 $\alpha_0 = 0.57$ となる。これに対し、表 2.3 の RS 座屈荷重低減率 α_0^* では、6 次モードの初期不整を仮定した場合の α_0^* が最も小さくなり、 $\alpha_0^* = 0.60$ となり、初期不整振幅の大きさによっては弾性座屈荷重が RS 座屈荷重よりも小さくなる場合がある場合が確認された。

α_0 が小さくなる 1,2 次モードおよび 6 次モードを初期不整として仮定した場合の荷重変位曲線を図 2.9 に示す。図 2.9 の横軸はグラフ右の参照点での鉛直下向きの変位を正として表している。そこで JASS6 の管理許容差 $w=\pm 50\text{mm}$ に注目すると 1 次の座屈モード逆比例型 (図 2.8 の(a)の逆) の時 α_0 は 0.78 となる。一方、1 次モード比例型 (図 2.8 の(a)) の場合は安定した挙動を取り $\alpha_0=1.0$ となる。この範囲では不安定な弾性挙動は現れない。2 次モード比例型の初期不整については、 $\alpha_0 = 0.89$ となる。それ以外の初期不整については、 $\alpha_0 = 1.0$ となるものが多く、 $w=\pm 50\text{mm}$ の初期不整については $\alpha_0 = 0.78$ と判断できる。このことから、実際の施工精度 ($w=\pm 50\text{mm}$) を勘案すると、RS 座屈解析による α_0^* は、初期不整敏感性を過大に評価する可能性があることがわかる。同じモードでも考慮する初期不整の正負により、座屈する場合と安定した挙動となる場合に分かれることが確認できる。従来、球状のラチスシェルでは、多くは初期不整敏感性では 1 次モード比例型の初期不整や固定荷重変位比例型の初期不整形が採用されてきたが、この例から理解できるように、自由曲面のようにまだ検討が十分に進んでいない形状の場合には、1 次モード、固定荷重時変位比例モード(図 2.8(g))だけでなく、座屈解析では複数のモードについて検討することが必要であるといえる。

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

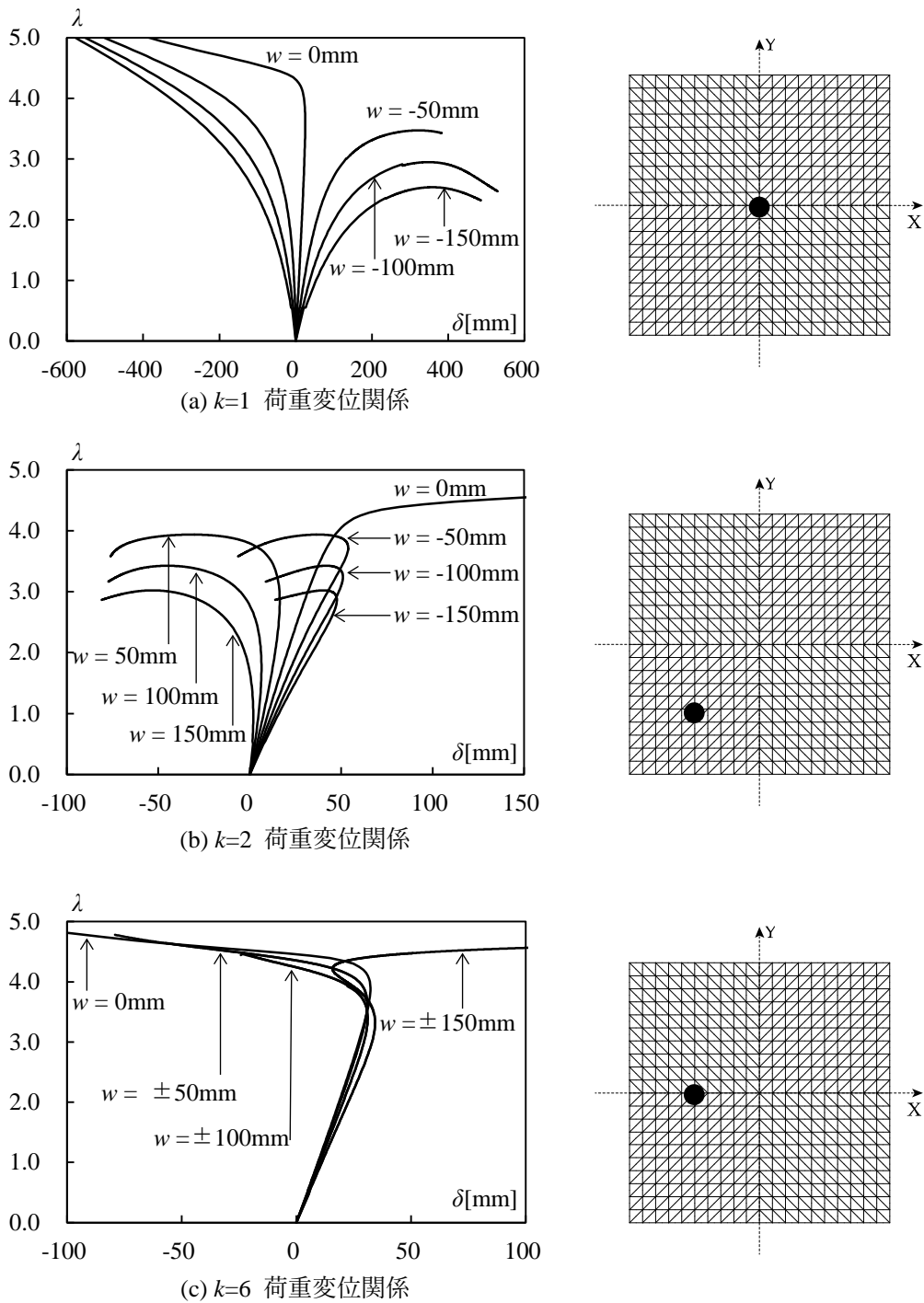


図 2.9 弾性座屈解析結果

表 2.4 弾性座屈荷重倍率（下段は弾性座屈荷重低減係数 α_0 ）

k	初期不整最大振幅 w [mm]						
	-150	-100	-50	0	50	100	150
1	2.54	2.95	3.47	4.45	4.45	4.45	4.45
	(0.57)	(0.66)	(0.78)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)
2	3.02	3.43	3.94	4.45	3.94	3.43	3.02
	(0.68)	(0.77)	(0.89)	(1.00)	(0.89)	(0.77)	(0.68)
4	4.08	4.39	4.45	4.45	4.45	4.39	4.08
	(0.92)	(0.99)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(0.99)	(0.92)
6	4.45	4.45	4.45	4.45	4.45	4.45	4.45
	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)
8	3.91	4.11	4.31	4.45	4.31	4.11	3.91
	(0.88)	(0.93)	(0.97)	(1.00)	(0.97)	(0.93)	(0.88)
82	4.24	4.36	4.45	4.45	4.45	4.36	4.24
	(0.95)	(0.98)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(0.98)	(0.95)
DISP	4.33	4.45	4.45	4.45	4.45	4.45	4.45
	(0.97)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)	(1.00)

2.4.4. 弾塑性座屈荷重および崩壊メカニズム

弾塑性座屈解析において得られる弾塑性座屈荷重倍率 λ_{cr}^{el-pl} を表 2.5 に示す。最も λ_{cr}^{el-pl} が小さくなるケースは、 $w = -150\text{mm}$ 、 $k=1$ のときで $\lambda_{cr}^{el-pl}=2.30$ となる。 λ_{cr}^{el-pl} は、初期不整分布形状、振幅によって大きく変動があるものの、設計上、JASS6 の管理許容差に相当する $w=\pm 50\text{mm}$ 以内に注目すれば、座屈耐力は固定荷重の 3.1~4.1 倍有することがわかる。これは断面算定時に見込んだ安全率の 2 倍を満足しており、一例ではあるが 2.3 節で示した断面算定法が有効であることを示している。

完全形状と座屈耐力が最も低い $w = -150\text{mm}$ 、 $k=1$ の解析ケースの荷重変位関係を図 2.10 に示す。また、塑性ヒンジの分布図も併せて示す。図中の数字 1~5 は塑性ヒンジの発生ステップを表し、塑性ヒンジの分布図中の数字と対応している。初期不整の有無にかかわらず、対象構造物はラチスシェル中央の格子部材の端部が初期降伏し、その後、耐力上昇し最大耐力に至る。 $w = -150\text{mm}$ の場合、最大耐力付近ではラチスシェル中央に塑性ヒンジが集中し、ドーム中央から崩壊するモードが確認できる。一方、 $w = 0\text{mm}$ の場合は、初期降伏後、支持部付近の斜材に塑性ヒンジが集中することが確認できる。

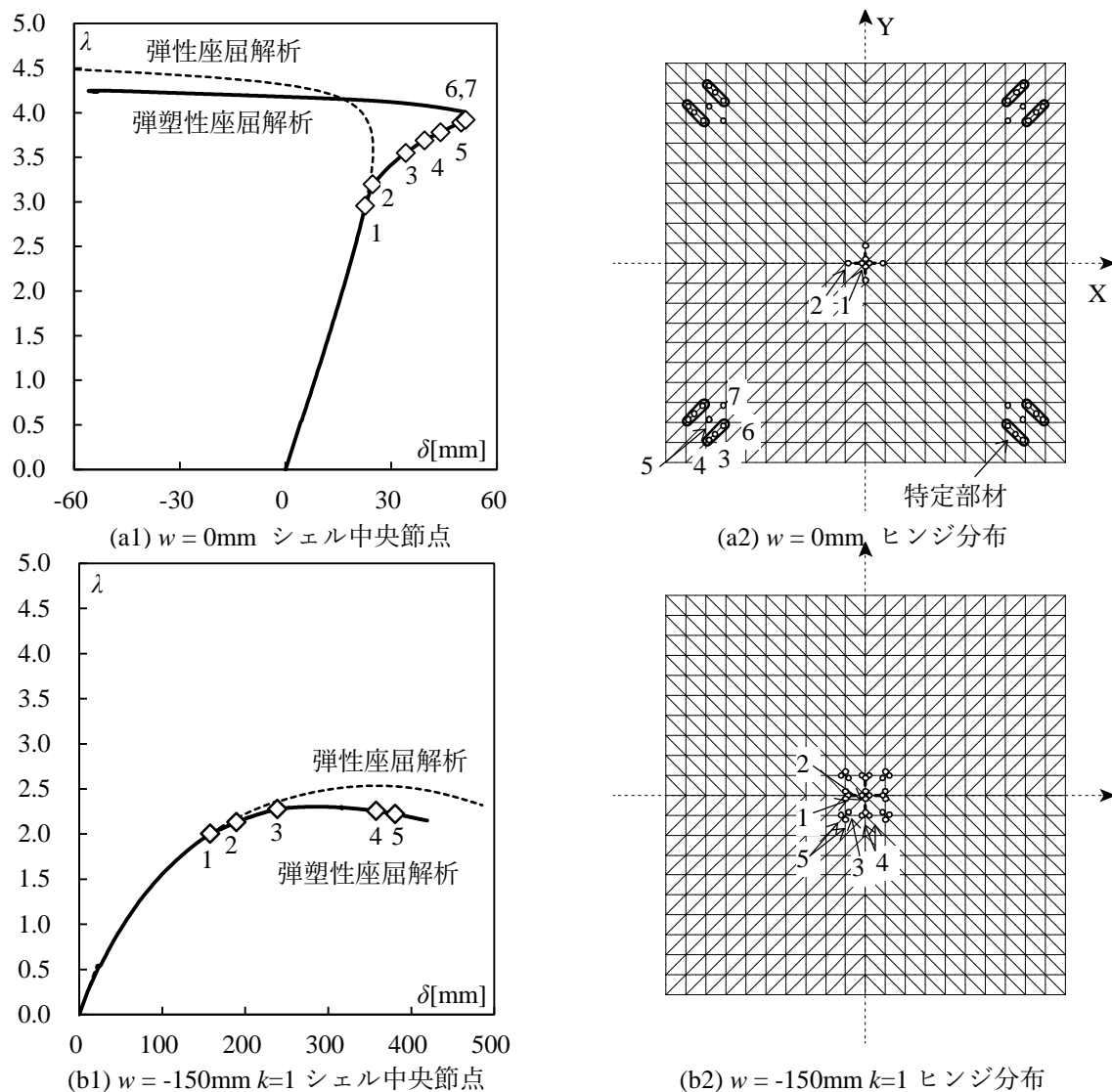


図 2.10 弾塑性座屈解析による荷重変位関係と塑性ヒンジ分布図

表 2.5 弾塑性座屈解析結果

k	初期不整最大振幅 w [mm]						
	-150	-100	-50	0	50	100	150
1	2.30	2.64	3.10	4.25	4.10	3.89	3.74
2	2.70	3.03	3.46	4.25	3.46	3.03	2.70
4	3.20	3.43	3.80	4.25	3.80	3.43	3.20
6	3.14	3.43	3.78	4.25	3.78	3.43	3.14
8	3.62	3.83	3.98	4.25	3.98	3.83	3.62
82	3.76	3.95	4.12	4.25	4.14	3.95	3.76
DISP	4.12	4.18	3.70	4.25	3.91	3.76	3.61

2.4.5. 耐力推定式の適用性の検討

線形座屈荷重等を援用し，特定部材の圧縮耐力を用いてラチスシエルの耐力を算定⁸⁾する。この推定された耐力を，弾塑性座屈解析から得られる耐力と比較し，この耐力の算定法が自由曲面に適用できるか検討する。

線形座屈荷重倍率 λ_1^{lin} ，および座屈低減係数 α_0 より，特定部材の線形座屈軸力 $N_{cr(m)}^{lin}$ および弾性座屈軸力 $N_{cr(m)}^{el}$ を次式(2.9)から計算する。

$$N_{cr(m)}^{lin} = \lambda_1^{lin} N_{0(m)}, \quad N_{cr(m)}^{el} = \alpha_0 \lambda_1^{lin} N_{0(m)} \quad (2.9)$$

ここで N_0 は固定荷重下の線形軸力とし，以後，添字 (m) は特定部材の値であることを示す。特定部材の降伏軸力 $N_{y(m)}$ と特定部材の弾性座屈軸力 $N_{cr(m)}^{el}$ で定義される式(2.4)の正規化細長比を計算する。これを図 2.11 の横軸とする。弾塑性座屈荷重時の荷重倍率 λ_{cr}^{el-pl} を用いて次式(2.10)からラチスシエルの座屈耐力を特定部材の圧縮強度に換算する。

$$N_{cr} = \lambda_{cr}^{el-pl} N_{0(m)} \quad (2.10)$$

図 2.11 に圧縮軸力 N_{cr} と $A_{e(m)}$ を柱の圧縮強度曲線にプロットする。なお，同図には式(2.11)の修正ダンカレー式および建築学会鋼構造設計規準の短期圧縮強度(AIJ 規準式(2.))を合わせて描く。 $A_{e(m)}$ を求める際の α_0 の値は初期不整モード，初期不整振幅が同じ条件の弾性座屈解析結果を用いる。

$$\Lambda_{e(m)}^2 \left(\frac{N_{cr}}{N_{y(m)}} \right) + \left(\frac{N_{cr}}{N_{y(m)}} \right)^2 = 1.0 \quad (2.11)$$

$$\frac{N_{cr}}{N_{y(m)}} = \frac{2}{\sqrt{\Lambda_{e(m)}^2 + 4} + \Lambda_{e(m)}} \quad (2.12)$$

$$\frac{N_{cr}}{N_{y(m)}} = \begin{cases} \frac{1 - 0.24\Lambda_{e(m)}^2}{1 + \frac{4}{15}\Lambda_{e(m)}^2} & \text{for } \Lambda_{e(m)} \leq 1.29 \\ \frac{9}{13\Lambda_{e(m)}^2} & \text{for } \Lambda_{e(m)} \geq 1.29 \end{cases} \quad \text{再(2.5)}$$

弾塑性座屈荷重を特定部材の耐力に換算した軸力は，AIJ 規準式，修正 Dunkerley 式

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

よりも安全側の値（約 1.25 倍）となっており，特定部材の正規化細長比(式(2.4))を用いて AIJ 規準式，修正 Dunkerley 式から，自由曲面ラチスシェルの耐力が安全側に算定できることがわかる。

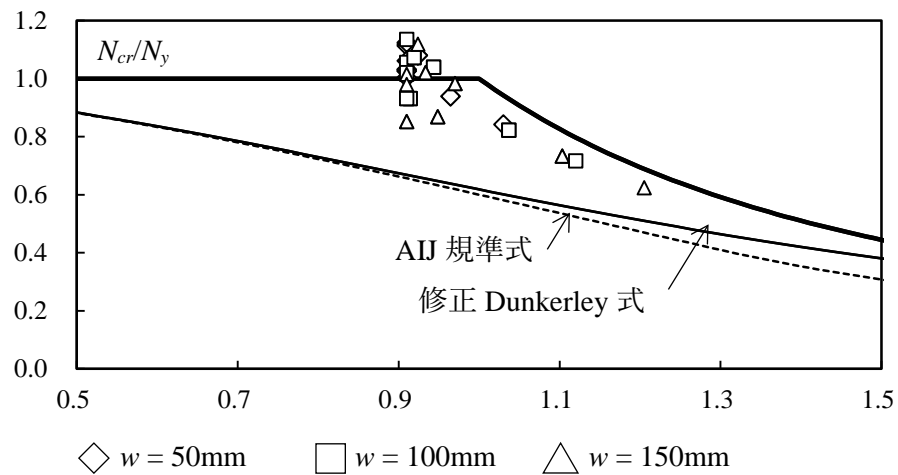


図 2.11 特定部材の圧縮強度として換算したラチスシェルの耐力

2.5. 地震動に対する検討

2.5.1. 入力地震動

本研究では2章, 4章, 5章で文献²⁸⁾で作成された模擬地震動を用いる。この模擬地震動は観測波の位相特性を用いて、目標スペクトルに適合するように作成される。ここで目標スペクトルは国土交通省の告示スペクトル（第2種地盤, 減衰定数 $h=5\%$ ）とする。目標スペクトルは次式で与えられる。

$$S_A(T, h) = S_{A0}(T) F_h(h) G_S(T) \quad (2.13)$$

ここで, S_{A0} は損傷限界レベルの地震動の基盤での加速度応答スペクトルを表し, 次式²⁹⁾で与える。

$$S_{A0}(T) = \begin{cases} 64 + 600T & \dots & T < 0.16 \\ 160 & \dots & 0.16 \leq T < 0.64 \\ 102.4/T & \dots & T \geq 0.64 \end{cases} \quad (2.14)$$

F_h は減衰による加速度の低減率を表し, 次式²⁹⁾で与える。

$$F_h(h) = \frac{1.5}{1 + 10h} \quad (2.15)$$

G_S は表層地盤による増幅係数で, 本研究では第2種地盤を想定し, 次式²⁹⁾で与える。

$$G_S(T) = \begin{cases} 1.5 & \dots & T < 0.64 \\ 1.5(T/0.64) & \dots & 0.64 \leq T < T_u \\ gv & \dots & T \geq T_u \end{cases} \quad (2.16)$$

$$gv = 2.025$$

$$T_u = 0.864$$

本研究では模擬地震動作成に12波の位相特性を用いる。次の表2.6に各波の一覧を示す。また, 12波のスペクトルの平均を図2.12に示す。おおむね目標スペクトルとした $h=5\%$ の告示スペクトルに適合する地震波となることがわかる。

表 2.6 入力地震動の一覧 (単位は cm/s^2)

No.	位相データ	A_{max}	No.	位相データ	A_{max}
1	El-Centro(1940) NS	110.35	7	神戸海洋気象台(1995) NS	128.01
2	El-Centro(1940) EW	103.37	8	神戸海洋気象台(1995)EW	143.39
3	Taft (1952) NS	130.97	9	Hachinohe(1968) NS	121.10
4	Taft (1952) EW	129.40	10	Hachinohe(1968) EW	103.25
5	Miyagi (1978) NS	99.14	11	Sendai501 (1962)NS	111.73
6	Miyagi (1978) EW	97.00	12	Sendai501 (1962)EW	100.47

また、本研究では地震動の大きさを地震動強さ λ_E により表現し、 $\lambda_E=1.0$ は損傷限界レベルに相当する。

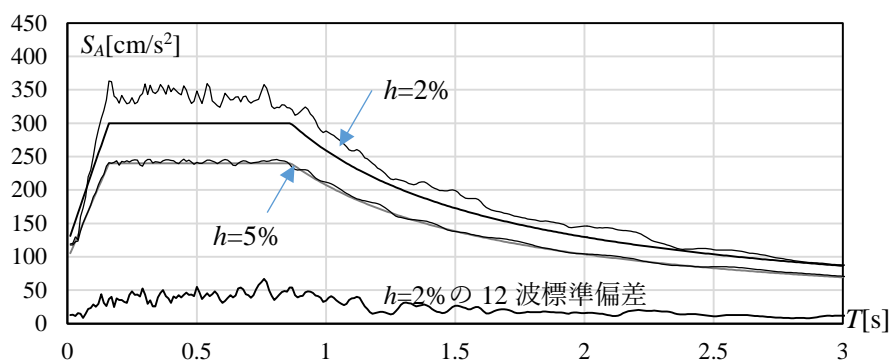


図 2.12 $h=2\%$ と 5% の模擬地震動の加速度応答スペクトルの12波平均 ($\lambda_E=1.0$)

2.5.2. 解析条件

入力地震動は X 方向と、XY 平面斜め 45 度の方向に入力する。地震動強さ λ_E を 1.0 から 5.0 まで増加させて弾塑性地震応答解析を行い、対象構造物の応答性状を分析する。地震応答解析にあたり、数値積分法は Newmark- β 法($\beta=0.25$)を用いる。固定荷重を載荷した後、50 秒間の応答解析を行う。減衰はレーリー減衰を仮定し、次節に示す 1 次固有周期と 0.10s に 2%を仮定する。地震動は 2.5.1 節で説明したものの中から、El-Centro NS 位相のものを用いる。

2.5.3. 固有振動解析結果

固有振動解析から得られる1次固有周期 $T_1=1.23s$ の固有振動モードを図2.13に示す。振動モードはドームのX方向に半波数が2のモードとなっており有効質量比 ρ_1 は0.387となる。後述の地震応答解析では $T_1=1.23s$ と0.1sの周期に対して2%の減衰定数をレーリー減衰で仮定する。なお1.23sから0.1sまでの固有周期における有効質量比の総和は0.853となる。

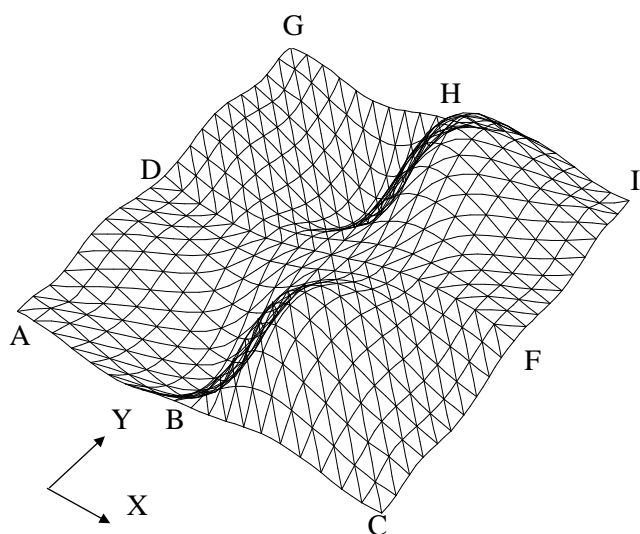


図 2.13 固有振動モード

2.5.4. 地震応答解析結果

弾塑性地震応答解析より、節点の地震動強さと最大鉛直応答変位（鉛直下向きを正）の関係を図2.14に示す。X方向およびXY方向入力に対する最大鉛直変位発生点をそれぞれ点J、点Kとし、その位置も同図に示す。最大鉛直変位が発生する位置は異なるものの、X方向、XY方向入力に対する最大鉛直変位は λ_E に対してほぼ同程度である。また、X方向、XY方向のどちらの地震動入力ケースでも $\lambda_E=2.0$ の時に塑性ヒンジが発生することを確認している。

$\lambda_E=5.0$ （安全限界相当）の地震動をX方向に入力した時の点Jの鉛直変位の時刻歴応答波形（鉛直下向きを正）を図2.15に示す。 $\lambda_E=5.0$ の安全限界相当の地震動に対して、ドーム等の空間構造に特有な鉛直変形が進行し崩壊に至るような応答性状²⁷⁾はみられない。しかしながら、 $\lambda_E=5.0$ の入力に対して点Jの鉛直変位は鉛直下向きに438mmと

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

極めて大きくなる。これはドーム半スパン l の $1/57$ に対応する。また、変位で評価する場合の塑性率は、概略 1.8 程度である。地震応答後の残留変位は 35.6mm となり、固定荷重下の弾性変位 8.96mm を引けば構造物の塑性化により 26.6mm の残留塑性変形の発生となる。

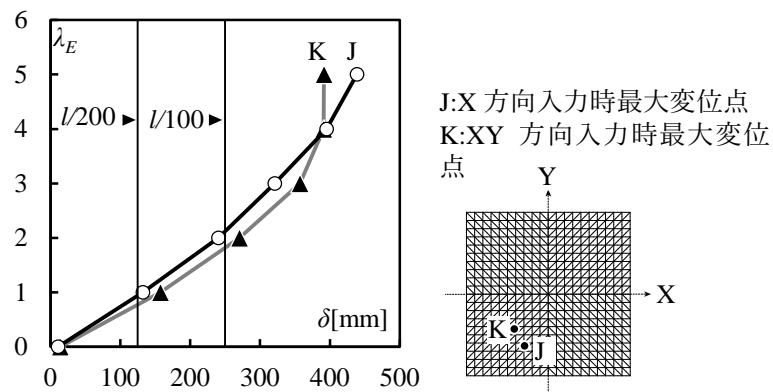


図 2.14 地震動強さと応答鉛直変位の関係

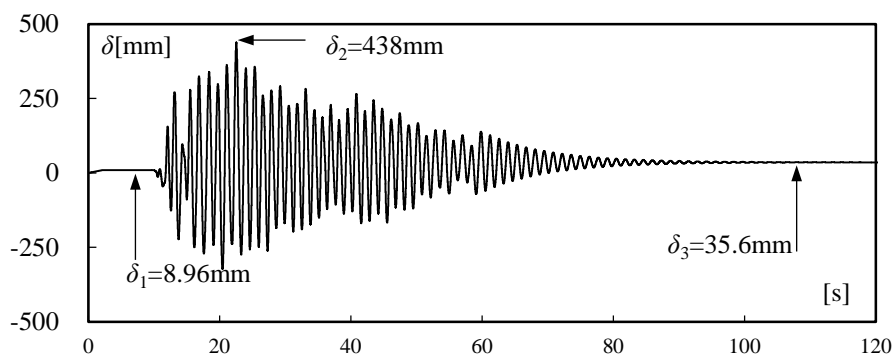


図 2.15 時刻歴鉛直変位

図 2.16 に X 方向地震動入力時の $\lambda_E=5.0$ における塑性ヒンジの分布図(○印)を示す。ドームの支持部周辺に塑性ヒンジが集中して発生している。また、斜材の一部では部材中央で部材座屈に伴う塑性化が発生しており、ひずみの集中の危険性もうかがわれる。上記のように、 $\lambda_E=5.0$ の地震入力できわめて大きな鉛直応答が生じるが、該当部分が扁平な HP シェル形状に類似し、地震時の逆対称の局部鉛直地震荷重により曲げ変形が大きく励起されたことが大きな要因と考えられる。このような過大な応答鉛直応答変位を抑制するには、単に固定荷重だけでなく、地震荷重時にも曲げ応力を減少させるような形状最適化や、鉛直変位(過小な剛性防止用)に制限を付した形状解析が必要と思われ

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

る。また、地震時のひずみの集中を回避できるような部材断面で設計する必要がある。

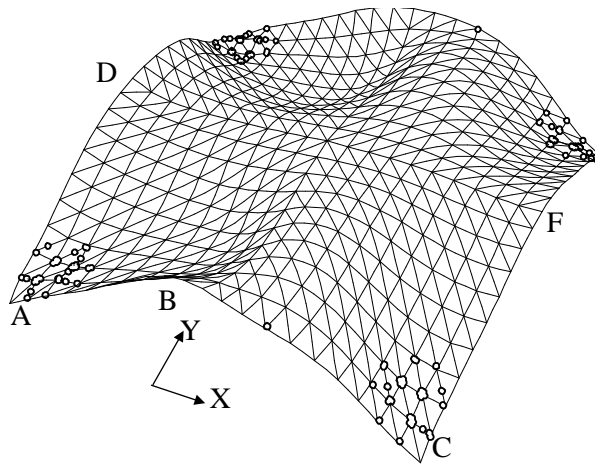


図 2.16 塑性ヒンジの分布図(X方向)

2.6. まとめ

固定荷重に対する応力度を最小化する条件で補剛梁のある自由曲面ラチスシェルを探索した。この探索された自由曲面ラチスシェルの形状は、限定的な条件で探索されたものではあるものの、初期不整分布と振幅をパラメータとして座屈解析を行い、弾性座屈荷重、弾塑性座屈荷重をパラメトリックに解析した。以下に得られた結果を要約する。

1. 補剛された自由境界辺を有する自由曲面ラチスシェルは、初期不整分布によって弾性座屈が発生する場合と発生しない場合があることを確認した。また、初期不整振幅の大きさによっても座屈荷重値が大きく下がる場合と安定した挙動を取る場合にもなり、同じ初期不整でも、初期不整の正負により異なる座屈経路が発生することを確認した。このことより、既往の研究で扱われた幾何学的2次曲面形状と異なり、現状では、自由曲面の設計では複数の初期不整分布を考慮して詳しく解析を行う必要がある。
2. RS 座屈荷重値は初期不整分布を定めずに耐力低減率を見積もることができる便利さがあると想定されるが、その値は本報の解析ケースでは過大に安全側の評価を与える結果となった。RS 座屈荷重による座屈荷重低減率を設計に反映するには、RS 座屈荷重に至る初期不整振幅がどのような大きさなのか明確にするための研究が今後必要である。
3. 座屈低減係数を0.5と仮定して、軸力のみを用いて断面算定した自由曲面ラチスシェルの固定荷重に対する耐力は、固定荷重の2.3~4.2倍程度となる。これは、断面算定時に見込んだ固定荷重に対する安全率2.0を上回る結果となり、特定部材に注目してラチスシェル全体の許容応力度を定め、軸力にのみ着目した断面算定が可能であることを確認した。
4. 自由曲面ラチスシェルでは形状初期不整の影響を詳細に検討する必要があるが、適切に選ばれた弾性座屈荷重低減係数を援用すれば、特定部材の正規化細長比を用いた耐力式により、安全側に自由曲面シェルの座屈耐力を評価することが可能であることを確認した。
5. 損傷限界レベルの2.5倍の大きさの静的地震動に対して軸力のみ考慮して断面算定した自由曲面ラチスシェルは、安全限界相当の地震動に対して鉛直変形が漸増し崩壊に至るような応答性状はみられないものの、過大な鉛直変位が生ずることを確認し、地震時の応答変位の抑制も考慮した形状の探索、あるいは断面算定法の必要性を確認した。また、支持部近傍の斜材に部材座屈を伴う塑性ヒンジの発生が見られ

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

たので、当該部材に過度なひずみの集中を回避するような配慮が必要なことを確認した。

この章では応力を最小化する条件でラチスシェルの形状を決定したが、ラチスシェルは座屈に対する検討が重要なため、前述のように既往研究で提案されている線形座屈荷重の最大化形状に対する検討も重要である。一方、積雪荷重、地震荷重に対しても応力の最小化も重要な今後の課題である。また、これらを考慮して形状を最適化した自由曲面ラチスシェルの耐震性¹⁹⁾に関する検討も必要とされるが、これは今後の問題としていい。

2章の参考文献

- 1) 大森博司, 山本憲司: 応力分布を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究 その2 スペースフレームへの適用, 日本建築学会構造系論文集, No.503, pp.77-83, 1998.1
- 2) 沖田裕介, 本間俊雄: 優良解探索遺伝的アルゴリズム系解法による自由曲面グリッドシェルの構造形態創生, 日本建築学会構造系論文集, No.687, pp.949-958, 2013.5
- 3) 藤田慎之輔, 大崎純: ひずみエネルギーとパラメトリック曲面の代数不変量を考慮したシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.639, 857-863, 2009.5
- 4) 山本憲司, 皆川洋一, 大森博司: 座屈荷重を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.564, pp.95-102, 2003.2
- 5) 小河利行, 大崎純, 立石理恵: 線形座屈荷重最大化と部材長一様化を目的とした単層ラチスシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.570, pp.129-136, 2003.8
- 6) 浜田英明, 大森博司: 設計者の選好と力学的合理性を勘案した自由曲面シェル構造の構造形態創生法の提案 その1 多目的遺伝的アルゴリズムによる発見的な方法, 日本建築学会構造系論文集, No.609, pp.105-111, 2006.11
- 7) 浜田英明, 大森博司: 設計者の選好と力学的合理性を勘案した自由曲面シェル構造の構造形態創生法の提案 その2 最適性条件による理論的解法, 日本建築学会構造系論文集, No.618, pp.143-150, 2007.8
- 8) 日本建築学会編: ラチスシェルの座屈と耐力, 丸善株式会社, 2010
- 9) Shiro Kato, Jong-min Kim, Myung-Chae Cheong: A New Proportioning Method for Member Sections of Single Layer Reticulated Domes Subjected to Uniform and Non-Uniform Loads, *Engineering Structures*, Vol.25, No.10, pp.1265-1278, 2003
- 10) 加藤史郎, 柴田良一, 植木隆司: 剛接合単層ラチスドームの座屈荷重推定法-部材の座屈応力度を用いる方法, 日本建築学会構造系論文集, No.436, pp.91-103, 1992.6
- 11) 加藤史郎, 庄村昌明, 柴田良一, 植木隆司: 円形平面を有する単層ラチスドームの座屈荷重の推定, 日本建築学会構造系論文集, No.439, pp.111-119, 1992.9
- 12) 加藤史郎, 仁保裕: 単層円筒ラチス屋根の部材断面算定と部材弾塑性座屈応力度に関する一考察, *鋼構造論文集*, 第15巻第57号, pp.45-60, 2008.
- 13) 加藤史郎, 今野岳, 山下哲郎: 単層直交格子ドームの座屈荷重に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.636, pp.305-312, 2009.2
- 14) 加藤史郎, 吉田矩子, 中澤祥二: ブレースで補剛された単層直交格子ドームの座屈耐力に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.676, pp.891-898, 2012.6
- 15) 小河利行, 加藤史郎, 萩原真祐子, 立石理恵: 等分布荷重を受ける単層HPラチスシェルの座屈挙動と耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, No.553, pp.65-72, 2002.3
- 16) 小河利行, 加藤史郎, 五十畑徹, 熊谷知彦: 荷重不整および形状初期不整を有する単層HPラチスシェルの座屈挙動と耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, No.560, pp.139-145, 2002.10
- 17) 日本建築学会: 鋼構造の座屈に関する諸問題 2013 (第13章) 2013
- 18) 中澤祥二, 加藤史郎, 高橋直生: 静的地震荷重を用いた単層ラチスドームの耐震性能評価に関する研究 その2 耐震性能評価の推定, 日本建築学会大会(北海道)学術講演梗概集 2013(構造I), 911-912. 2013.
- 19) Y.TAKIUCHI, S.KATO, S.NAKAZAWA, K.KANEDA: Structural Design Strategy for Free-Form Lattice Shells in Regions of High Seismicity, *Proceedings of the IASS Symposium 2012*, Seoul, Korea, 2012.
- 20) M.Kashani, J.G.A.Croll: Lower Bound for overall buckling of spherical space domes, *Journal of*

第2章 自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析

Engineering Mechanics, ASCE, Vol.120, pp.949-970, 1994

- 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, No.579, pp.71-78, 2004.5
- 22) 中澤祥二, 立道郁生, 嶋登志夫, 加藤史郎, 平野健太: 体育館・工場など空間構造の地震リスク評価に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.53Bpp.227-237, 2007.3
- 23) Eka Satria, Shiro KATO, Shoji NAKAZAWA, Yutaka NIHO: Form Finding of RC Shells Considering Multiple Design Loads, APCS2009, pp.89-90, 2009.
- 24) 杉原厚吉: グラフィクスの数理, 共立出版株式会社, 1995.
- 25) 植木隆司, 加藤史郎, 向山洋一, 松柴泰男: 両端に回転ばねのある部材で構成される単層ラチスドームの弾塑性座屈荷重 矩形平面形状をした裁断球殻状のドームについて, 日本建築学会構造系論文集, No.448, pp.47-58, 1993.6
- 26) 日本建築学会: 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 2011
- 27) 中澤祥二, 加藤史郎, 八木佑奈: 単層ラチスドームの地震時の損傷評価方法に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.674, pp.593-601, 2012.4
- 28) 中澤祥二, 立道郁生, 嶋登志夫: 体育館・工場などの空間構造物の地震 リスク評価に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.53B, pp.227-237, 2007.3
- 29) 国土交通省住宅局建築指導課ら監修: 2007年版建築物の構造関係技術基準解説書, 全国館報販売協同組合, 2007.8

3. 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

自由曲面ラチスシェルの設計では、形状の生成方法によってその後の断面算定や設計検討に大きく影響を与えると考えられる。第3章では第2章で確認した座屈耐力の評価手法を応用して、座屈耐力最大化手法を提案する。3.3節で周辺ピン支持の形状、3.4節で二つの頂部と自由境界辺を持つ形状について提案手法の妥当性を検討する。

3.1. はじめに

第1章でも述べたように、シェル構造の形態創生の研究は多岐にわたり、力学的な指標として、ひずみエネルギーや発生応力の最小化を目的とし、高い剛性を有する形状を求める研究^{2,3)}が多い。また、シェル構造は座屈前変形の影響を強く受けるため、初期不整による座屈荷重の大幅な低下や、弾性座屈モードと線形座屈モードが異なることが一般的に知られている⁴⁾。また、単層ラチスシェルは個材の座屈や塑性化など骨組特有の性質を持つことにも注意が必要である。さらに、座屈最適化によって得られる構造物は不整敏感性が増加傾向にあることが Thompson ら⁵⁾によって指摘されている。このため、シェル構造物やラチスシェル構造物の形状最適化に関する既往の研究では、線形座屈荷重を最大化する研究^{6,7)}だけでなく、幾何非線形性や初期不整による座屈荷重の低下を考慮した座屈荷重を最大化する研究⁸⁻¹¹⁾も行われている。例えば山本ら¹⁰⁾は釣合経路上のある平衡点での接線剛性を用いた固有値解析から非線形座屈荷重を求め、最大化を行っている。しかしながら、部材の塑性化を考慮して座屈耐力を最大化するようなラチスシェルの形状最適化は、著者の知る限り見当たらない。また、球殻や円筒ラチスシェルなど幾何曲面ラチスシェルに較べて自由曲面ラチスシェルに対しては座屈耐力を分析した研究例は少なく、座屈耐力の簡便な評価手法は確立していない。このため、自由曲面ラチスシェルの形状決定時に出来るだけ座屈耐力の高い形状を探索することができれば、この種の構造物の設計に対し有用である。

そこで第3章では部材の塑性化と幾何非線形性を同時に考慮した座屈耐力を最大化する手法を提案し、その有用性を検討することを目的とする。座屈耐力を最大化する手法として、幾何非線形性と材料非線形性を同時に考慮した非線形釣合方程式を解きながら最大耐力を求めると計算量が膨大になる問題点がある。そこで、簡易な計算より近似的に座屈耐力を評価し最大化する手法を2種類試みる。一つ目は幾何曲面ラチスシェルの座屈耐力評価に用いられる修正 Dunkerley 式を援用する手法である。著者らは第2章

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

で応力最小化された自由曲面ラチスシェルに限られるものの、座屈耐力評価に適用可能である例を示した。座屈荷重最大形状やその他の目的関数に対して最適化された形状に関しては未検討であるが、近似的に耐力を求める手法の一つとして採用する。二つ目は、ラチスシェルの座屈耐力が部材の塑性化により決定する場合に着目し、初期降伏荷重を最大化する。

研究方法としては、提案した2種類の目的関数に加えて、これまで適用例の多いひずみエネルギー最小化、線形座屈荷重最大化を比較として実施する。そして、生成された自由曲面ラチスシェルに対し、初期不整を考慮した弾性および弾塑性座屈荷重を求め、限られた範囲ではあるが、提案した目的関数の有効性を比較検討する。また、第3章で生成した全ての自由曲面ラチスシェルに対し修正 Dunkerley 式による座屈耐力評価の適用可能性を確認する。自由曲面ラチスシェルはその形状は無限に考えられるため画一的にその座屈耐力を扱うことは難しい。そこで・中規模の単層ラチスシェルに注目し①全周ピン支持のラチスシェル、そして自由曲面ラチスシェルの特徴の一つでもある②自由境界を有するラチスシェルを対象として分析を行う。

3.2. 形状最適化手法

3.2.1. 目的関数

この章では、4種類の目的関数を考慮した形状最適化を行う。まず、座屈耐力を最大化する目的で①座屈耐力推定値の最大化、②初期降伏荷重の最大化の2種類の目的関数を考慮する。そして、形態創生の研究で多く用いられてきた、③ひずみエネルギー最小化、④線形座屈荷重最大化も比較として考慮する。ここで $\lambda_{cr}^{est, elpl}$ は推定された座屈耐力の荷重係数、 λ_y は初期降伏荷重係数、 U はひずみエネルギー、 λ_{cr}^{lin} は線形座屈荷重係数を表す。

$$\text{Opt1} \quad \text{Maximize } \lambda_{cr}^{est, elpl} \quad (3.1)$$

$$\text{Opt2} \quad \text{Maximize } \lambda_y \quad (3.2)$$

$$\text{Opt3} \quad \text{Minimize } U \quad (3.3)$$

$$\text{Opt4} \quad \text{Maximize } \lambda_{cr}^{lin} \quad (3.4)$$

第2章と重複するが改めて、座屈耐力の推定値 $\lambda_{cr}^{est, elpl}$ の求め方を示す。まず固定荷重に対する発生圧縮軸力 N_0 の降伏軸力 N_y に対する比率がドームの中で最大の部材(以後、特定部材と呼び、この部材の値を用いるときは添字(m)を付ける。)を求め、特定部材の正規化細長比 $A_{e(m)}$ を用いて式(3.6)に示す修正 Dunkerley 式より $\lambda_{cr}^{est, elpl}$ を求める。 $A_{e(m)}$ の算出には弾性座屈低減係数 α_0 が必要であるが、自由曲面ラチスシェルの α_0 の値を一意に定めることは現時点では難しいため $\alpha_0=0.5$ と仮定する。この値は既往の研究の下限値に相当する。また、 λ_{cr}^{lin} は線形剛性行列 \mathbf{K}_L と幾何剛性行列 \mathbf{K}_G を用いた固有値問題の式(3.7)の解として得られる λ_k の正の最小値(1次線形座屈荷重係数)である。Opt4 では λ_{cr}^{lin} を最大化する。 λ_{cr}^{lin} の算出方法は Opt1 と同様に固有値解析より計算する。

$$A_{e(m)} = \sqrt{\frac{N_{y(m)}}{\alpha_0 \lambda_{cr}^{lin} N_{0(m)}}} \quad (3.5)$$

$$\frac{N_{cr(m)}}{N_{y(m)}} = \frac{2}{\sqrt{A_{e(m)}^4 + 4 + A_{e(m)}^2}} \quad (3.6)$$

$$\lambda_{cr}^{est, elpl} = \frac{N_{cr(m)}}{N_{0(m)}}$$

$$(\mathbf{K}_L + \lambda_k \mathbf{K}_G) \mathbf{D}_k = \mathbf{0} \quad (3.7)$$

Opt2 の降伏荷重 λ_y は線形解析より求められる軸力 N_0 と曲げモーメント M が N - M 全塑性相関曲線に達するときの荷重係数とする。

$$1 = \lambda_y^2 \left(\frac{N_0}{N_y} \right)^2 + \lambda_y \sqrt{\left(\frac{M_y}{M_{yp}} \right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_{zp}} \right)^2} \quad (3.8)$$

Opt3 で計算するひずみエネルギーは変位ベクトル \mathbf{D} を用いて次式より求める。

$$U = \frac{1}{2} \mathbf{D}^T \mathbf{K}_L \mathbf{D} \quad (3.9)$$

3.2.2. 形状最適化手法

形状最適化 Opt1 と Opt4 では線形座屈荷重を求めることが必要となる。座屈荷重最大化問題では、最適解において複数の座屈荷重係数が重複することが指摘されている。そこでこの章の形状最適化問題の解法には、感度係数を必要としない遺伝的アルゴリズム (GA) を採用する。形状最適化計算で用いたパラメータを表 3.1 に示す。なお、形状最適化の計算過程で線形座屈解析を実施する Opt1, Opt4 では個材の座屈を考慮するために中間節点を設ける。

表 3.1 GA のパラメータ

母集団個体数	200	世代数 T	3000
突然変異確率	0.05	交叉確率	0.8
選択方法	ランキング戦略	交叉方法	一様交叉
コード表現	Gray コード	各変数の bit 長	10bit

3.2.3. 曲面の表現方法と制約条件

前述の目的関数に対し、設計変数をラチスシェルの節点位置として、最適化問題を解く。この章では曲面形状を少ない変数で表現するために NURBS 曲面を採用する。曲面 $S(u,v)$ は 2 つの変数 $u, v (0 \leq u, v \leq 1)$ の関数として式(3.10)のように表される。ここで u 方向と v 方向の制御点の個数をそれぞれ $n+1, m+1$ とする。式中 $N_{i,k}(u), M_{j,l}(v)$ は NURBS 基底関数である。また、 $\mathbf{P}_{ij} = \{P_{Xij}, P_{Yij}, P_{Zij}\}^T$ は制御点座標、 w_{ij} は重み係数である。ここでは

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

NURBS 曲面の次数 k, l を 3 とし, w_{ij} はすべて 1.0 とする。

$$S(u, v) = \frac{\sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m (N_{i,k}(u) M_{j,l}(v) w_{ij} P_{ij})}{\sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m (N_{i,k}(u) M_{j,l}(v) w_{ij})} \quad (3.10)$$

形状最適化における設計変数を制御点の Z 座標 $P_{z_{ij}}$ とする。設計変数の探索範囲は R を用いて式(3.11)に示す。最適化問題では設計変数の探索範囲に解形状が依存する場合がある。例えば探索範囲を小さくすれば初期形状に近い形状を保ちながら目的関数を改良することが可能である。逆に設計変数が取りうる範囲を大きくすれば、大幅に形状が変化することに伴い、より適合度の高い解が見つかる可能性がある。また、座屈に対する最適形状は曲げモーメントが大きく発生する形状が得られる¹⁰⁾ことや、懸垂曲面状の形状が得られる¹⁸⁾ことが知られている。そこで、本章の最適化では、美観や日影など各種の建築的な要求を基に与えられた初期形状をわずかに変更して初期形状の曲面形状を修正する場合を考え、式(3.11)の R はスパンに比べて小さな値とする。また、構造物の任意の点の高さ $S_z(u, v)$ に関して、式(3.12)のように制約条件を与えた。

$$P_{z_{ij}} - R \leq P_{z_{ij}} \leq P_{z_{ij}} + R \quad (3.11)$$

Subject to
$$H_{\min} \leq S_z(u, v) \leq H_{\max} \quad (3.12)$$

3.3. 例題1：周辺ピン支持の三方向ラチスシェル

3.3.1. 初期形状

図 3.1 に示す初期形状に対し形状最適化を行う。スパン $L_x=L_y=50\text{m}$ ，ライズを H は 10m と 5m の二種類を考慮する。初期形状は制御点数が 7×7 の NURBS 曲面で表現し，網目配置は u, v を 0 から 1 まで 0.1 刻みで変化させて与える。支持条件は全周をピン支持とする。構造物は外周に配置される部材を外周部材， X 方向および Y 方向に配置される部材を格子部材，斜め 45 度方向に配置される部材を斜材とし，これら 3 種類の部材でラチスシェルを構成する。部材特性を表 3.2 に示す。なお外周部材の部材特性については全周ピン支持のため解析結果に影響しないことから省略する。部材は基本細長比 λ と基本部材長 l を与えて，式(3.13)より管径 d_0 を求める。ここで，断面は一様に与えて，基本細長比 λ を 60 と 90 の 2 種類について検討する。また基本部材長 l は格子材で 5.0m ，斜材で 7.07m とする。管厚 t は $d_0/50$ とする。ヤング係数 E は 205kN/mm^2 ，降伏応力度 σ_y は 235N/mm^2 とする。部材断面積 A ，断面二次モーメント I ，断面係数 Z ，降伏軸力 N_y ，全塑性モーメント M_p は式(3.14)から計算する。

$$d_0 = 2\sqrt{2}l/\lambda \quad (3.13)$$

$$\begin{aligned} A &= \pi d_0 t, I = \pi d_0^3 t/8, Z = \pi d_0^2 t/4 \\ N_y &= A\sigma_y, M_p = d_0^2 t\sigma_y \end{aligned} \quad (3.14)$$

荷重条件は固定荷重のみとし，初期形状の表面積あたり 1kN/m^2 とする。なお，形状最適化による表面積の変化は比較的小さいことから形状最適化計算時および後述の座屈解析の荷重は初期形状に対する荷重を用いる。

初期形状としてライズ $H=10\text{m}$ と 5m の 2 種類と構成部材の細長比 $\lambda=60,90$ の 2 種類を考慮する。そこで図 3.2 のように解析モデル名を与える。また，探索範囲 R は 2.5m とした。形状の制約は $H_{\min}=0\text{m}$ ， $H_{\max}=H$ とし，形状最適化で得られる形状が初期形状のライズ H よりも高くないように制約を与えた。

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

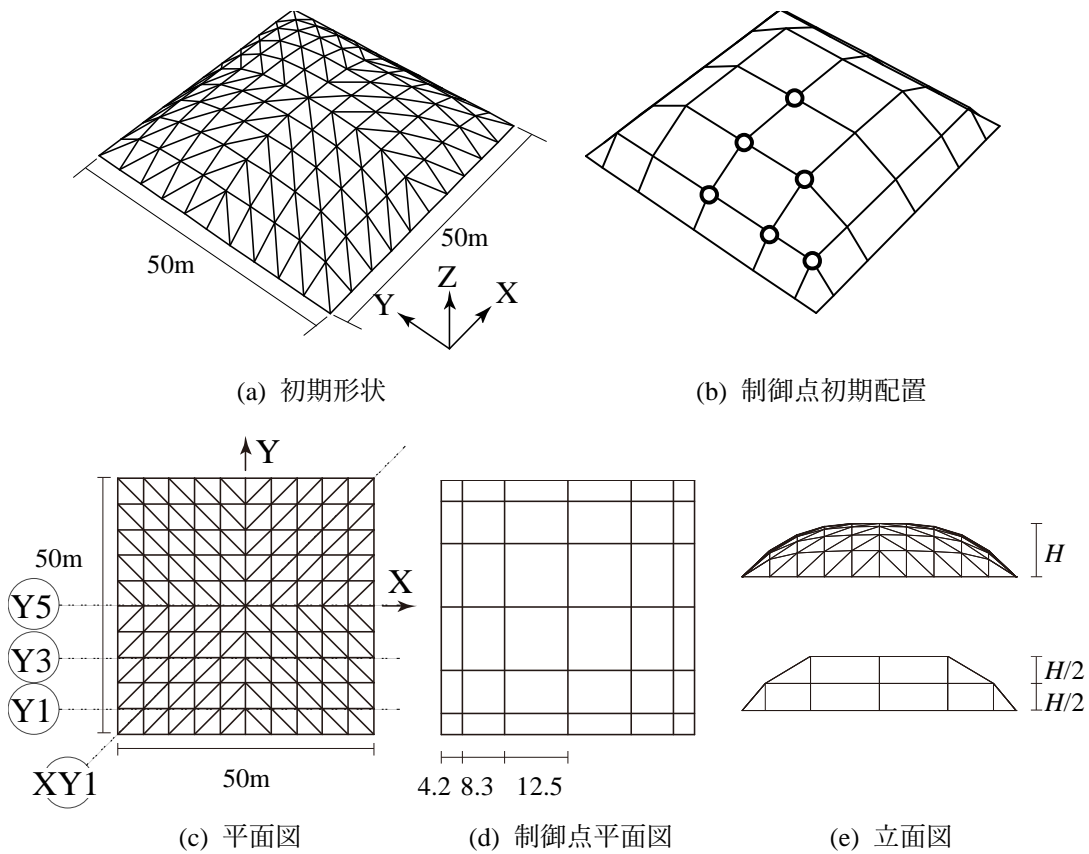


図 3.1 初期形状と制御点

表 3.2 部材特性

部材種	$\lambda = 60$		$\lambda = 90$	
	格子材	斜材	格子材	斜材
d_0 [mm]	235.7	333.3	157.1	222.2
t [mm]	4.8	6.7	3.2	4.5
A [mm ²]	3554.3	7015.5	1579.3	3141.3
I [x10 ⁸ mm ⁴]	0.247	0.974	0.0487	0.194
M_p [kNm]	62.67	174.9	18.560	52.212
N [kN]	835.3	1648	371.13	738.21

H10L60
 ↙ ↘
 初期形状のライズ 基本細長比

図 3.2 モデルの命名規則

3.3.2. 形状と目的関数値の比較

前述のように、形状最適化では、初期形状の制御点位置からの各制御点を Z 方向に 2.5m~2.5m の範囲に設定する。このため、得られた形状は初期形状と似た形状となる。節点の比較を図 3.3 に示す。以後、式(3.1)~(3.4)で示した目的関数 Opt1~Opt4 に基づいて得られた解形状を Opt1~Opt4 と呼ぶ。Opt1,Opt2,Opt4 は、XY1 通り上の節点位置に注目すると支持部付近で内側に凸の形状が得られていることがわかる。Opt3 は初期形状に極めて近い形状となる。

解形状と初期形状の各評価値を表 3.3 に示す。Opt1~4 のそれぞれの形状最適化解析で目的とした指標についてはすべての解析ケースの中で最良の評価値となっている事がわかり、推定座屈耐力 $\lambda_{cr}^{est, elpl}$ 、初期降伏荷重係数 λ_y 、ひずみエネルギー U 、線形座屈荷重係数 λ_{cr}^{lin} はそれぞれトレード・オフの関係にあることがわかる。

各形状に発生する曲げモーメントの量を定量化するために曲げひずみエネルギー U_b を用いる。 U_b は式(3.15)で計算し、 \mathbf{K}_L^* は線形剛性マトリクスの軸剛性を 0 としたものである。H05L60 モデルの初期形状に比べ Opt3 では、 U_b は 40% 以上低下していることがわかり、わずかな形状の変化で大幅に曲げの発生が減少する。また、Opt1, Opt2, Opt4 では U_b が初期形状よりも増加する場合が多い。ただし、 U_b/U は最も大きい H05L60 モデルの Opt4 でも 15.4% であり殆どは 10% を下回ることから主として軸力で外力に抵抗する形状である。

$$U_b = \frac{1}{2} \mathbf{D}^T \mathbf{K}_L^* \mathbf{D} \quad (3.15)$$

特定部材の正規化細長比 $A_{e(m)}$ は、H10L60 と H05L60 では 0.62~1.0, H10L90 と H05L90 では、0.88~1.35 の間に位置する。目的関数で比較すると $A_{e(m)}$ は Opt4 が最も小さくなる傾向が確認できる。 $A_{e(m)}$ が小さくなるほど式(3.6)の $N_{cr(m)}/N_{y(m)}$ は大きくなるため、 $\lambda_{cr}^{est, elpl}$ の最大化に効果的であるが、H05L60 の Opt4 の $A_{e(m)}$ は 0.657, Opt1 の $A_{e(m)}$ は 0.791 となる。これは Opt1 では $N_{0(m)}$ の発生を抑制しながら $\lambda_{cr}^{est, elpl}$ を最大化する形状を探索した結果であると考えられる。

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

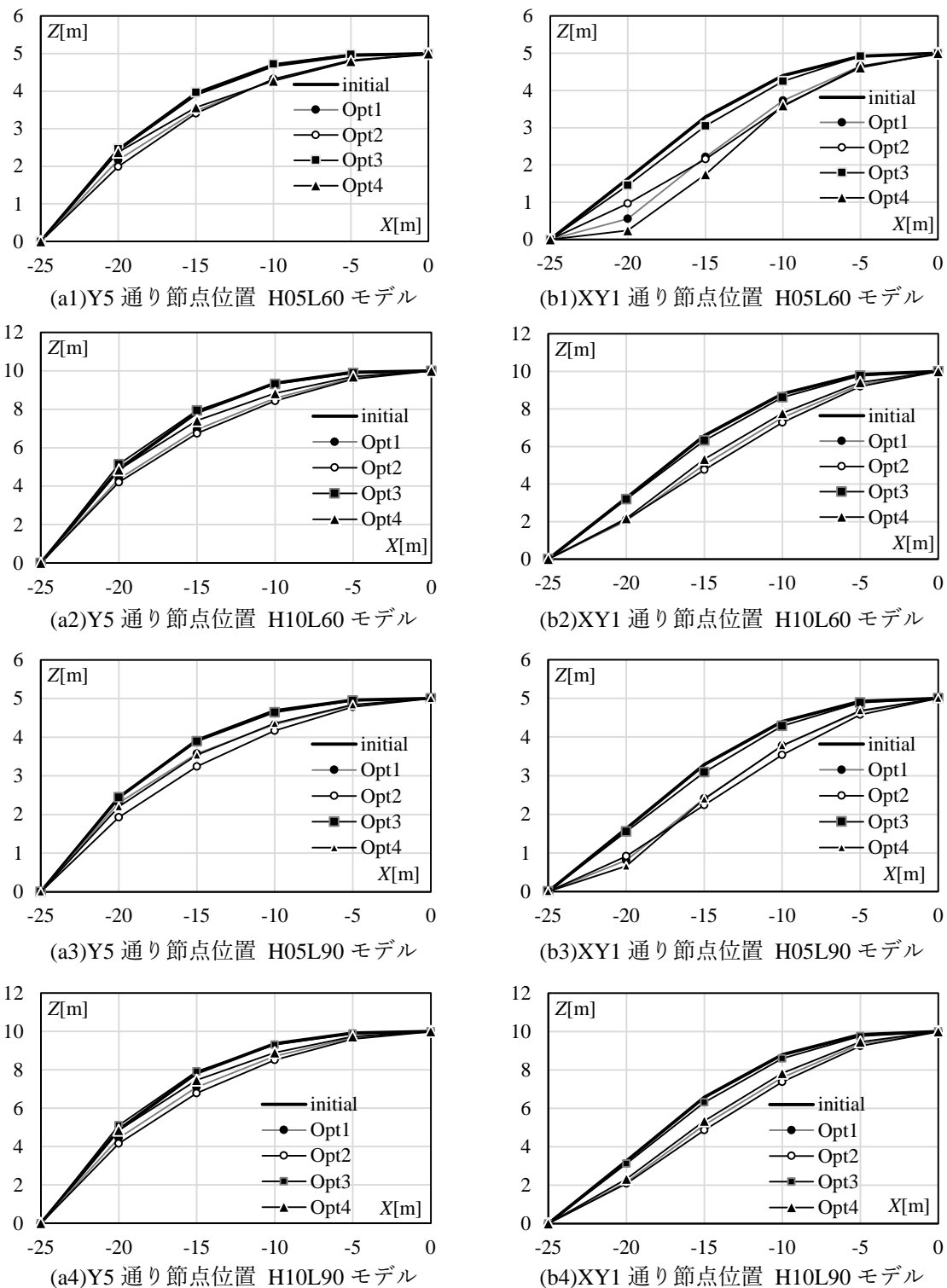


図 3.3 探索形状の比較

表 3.3 各モデルの評価値

		Opt1	Opt2	Opt3	Opt4	Initial
λ_{cr}^{elpl}	H10L60	5.54	4.85	3.21	5.25	2.99
	H05L60	2.55	2.27	1.57	2.01	1.44
	H10L90	2.05	1.81	1.10	1.96	0.950
	H05L90	0.930	0.734	0.502	0.914	0.434
λ_y	H10L60	5.77	6.47	4.09	5.10	3.93
	H05L60	2.78	3.26	2.34	2.13	2.22
	H10L90	2.69	3.07	1.76	2.33	1.66
	H05L90	1.20	1.49	1.01	1.20	0.94
U [x10 ⁷ Nmm]	H10L60	0.57	0.66	0.35	0.47	0.36
	H05L60	1.88	1.83	1.05	2.64	1.08
	H10L90	1.22	1.46	0.80	1.04	0.83
	H05L90	3.72	5.00	2.39	3.59	2.48
λ_{cr}^{lin}	H10L60	26.73	19.08	13.90	31.13	11.87
	H05L60	11.08	8.18	5.27	11.54	4.63
	H10L90	6.72	5.44	3.34	7.38	2.65
	H05L90	2.92	1.86	1.30	3.04	1.08
U_b [x10 ⁵ Nmm]	H10L60	1.64	1.96	0.38	1.49	0.94
	H05L60	17.46	19.34	1.75	40.77	3.05
	H10L90	2.16	3.20	0.64	1.68	2.30
	H05L90	22.19	31.53	3.63	25.76	6.61
$U_b/U[\%]$	H10L60	2.87	2.97	1.07	3.16	2.58
	H05L60	9.29	10.56	1.66	15.43	2.82
	H10L90	1.77	2.19	0.80	1.62	2.77
	H05L90	5.96	6.30	1.52	6.67	2.66
$A_{e(m)}$	H10L60	0.736	0.851	0.792	0.644	0.623
	H05L60	0.791	0.912	0.967	0.657	1.008
	H10L90	0.987	1.074	1.060	0.880	1.160
	H05L90	1.028	1.317	1.278	0.976	1.356

3.3.3. 線形弾性解析による応力分布

図 3.4 に H05L60 の軸応力図と曲げ応力図を示す。軸応力は主に格子材に集中し、Opt3 は圧縮軸応力が Y5 通り格子材に、Opt4 では Y3 通りの格子材に圧縮軸応力が集中する。XY1 通りの支持部付近の節点が低く探索されることで、Opt1, Opt2, Opt4 では Y3 通り周辺の圧縮軸応力が増加し、Y5 通りの圧縮軸応力が減少する傾向が見られる。また、Opt1, 2, 4 では僅かながら斜材に引張り軸応力も作用する。Opt1, Opt2 では圧縮軸応力のばらつきが少なくなる傾向がある。これは評価値計算を行うときに Opt1 では特定部材、Opt2 では初期降伏部材の応力に注目したことによる影響と考えられる。

また曲げ応力に注目すると、Opt3 では曲げ応力の発生が極めて少ない。一方、Opt1, Opt2, Opt4 では図 3.3(b)で下に凸に形状が変化した XY1 通り周辺の曲げモーメントが大きく発生することがわかる。このため、外力に対し軸応力によって抵抗する形状が必ずしも座屈耐力の推定値や線形座屈荷重、初期降伏荷重が高いわけではないことが確認できる。

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

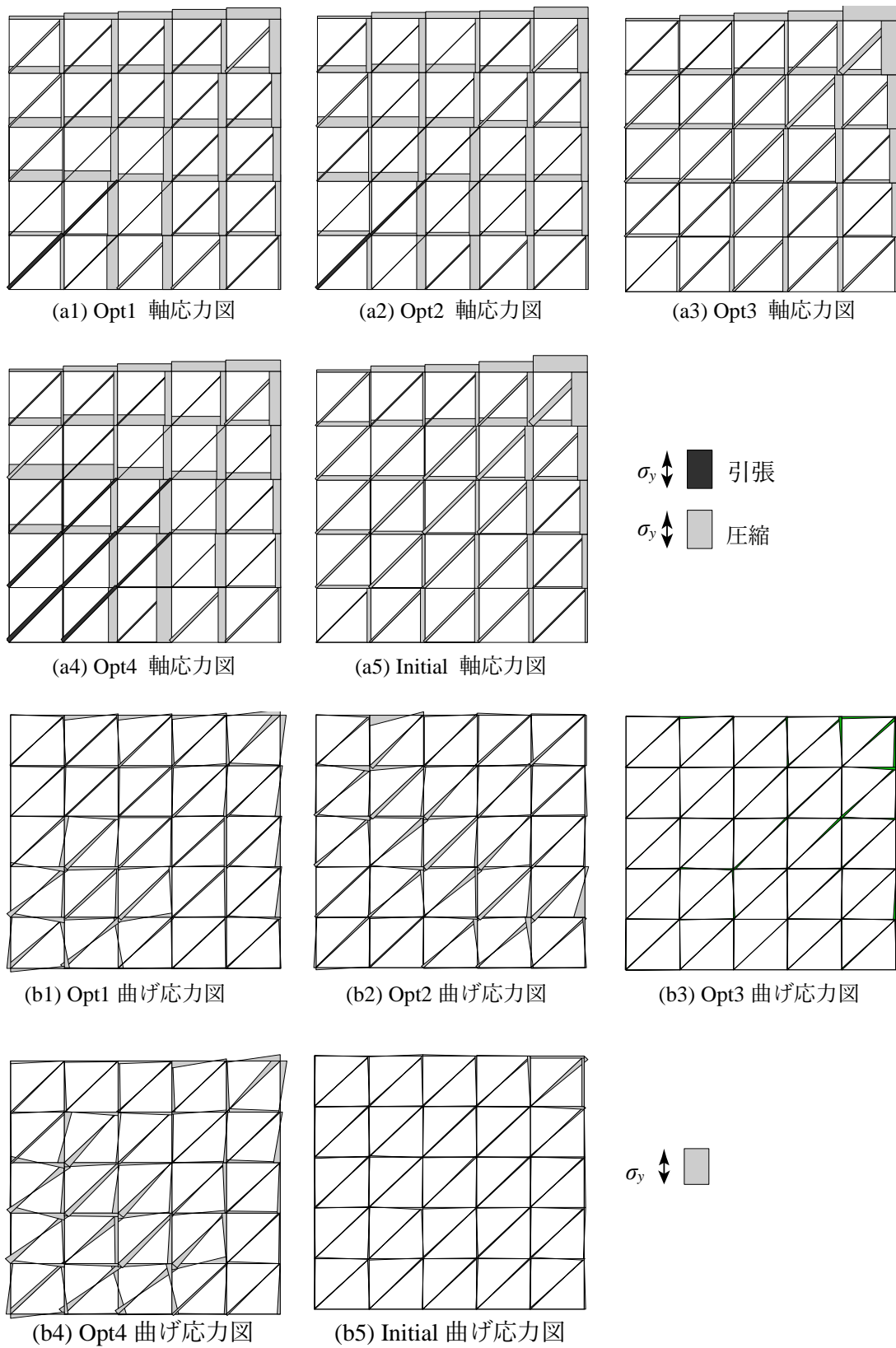


図 3.4 固定荷重に対する応力分布

3.3.4. 固定荷重に対する座屈性状

3.3.4.1. 線形座屈荷重

図 3.5 に固定荷重に対する線形座屈解析により得られる固有値の次数 k と、 k 次の線形座屈荷重係数 λ_k の関係を示す。H10L60 モデルの Opt1, Opt2, Opt4 では固有値が近接し、Opt2 の $\lambda_1=19.1, \lambda_8=20.4$ となる。この傾向は他のモデルでも同様に確認され、例えば H05L90 モデルの Opt2 では $\lambda_1=1.86, \lambda_8=1.94$ となり 4%程度の差しかない。このため、弾性、弾塑性座屈では解析モデルによっては 1 次の座屈モードだけでなく高次の座屈モードが発生する場合も予想され、注意が必要である。

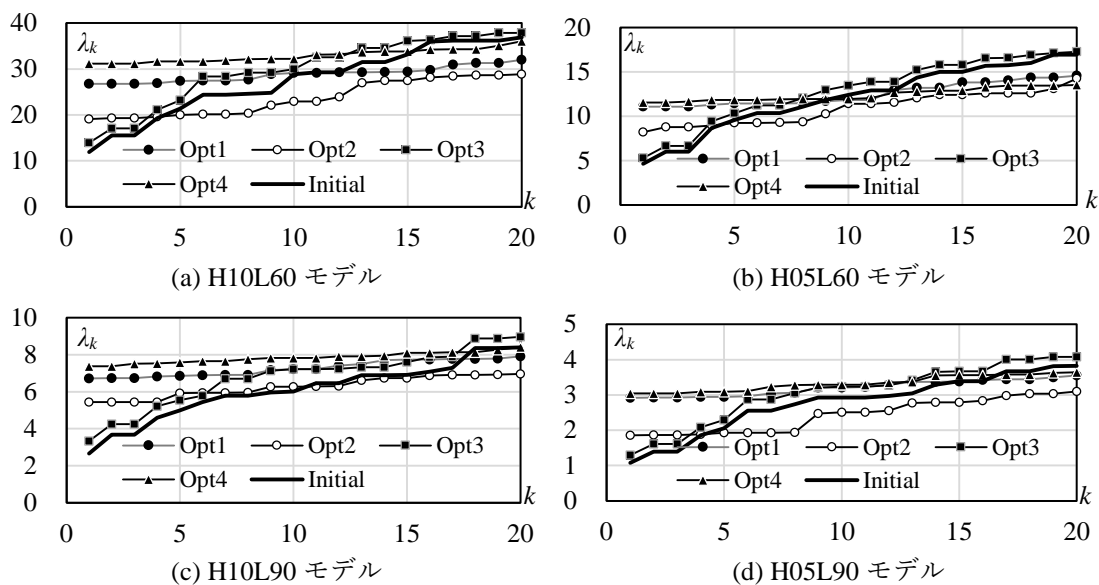


図 3.5 固有値の次数と値の関係

3.3.4.2. 座屈解析の解析条件

弾性座屈解析および弾塑性座屈解析では第 2 章と同様に、材端ばねモデル¹²⁾を使用する。材端ばねモデルは両端の弾塑性ばね要素と弾性梁要素からなり、部材の座屈などの幾何非線形性を考慮するために弾性梁要素には座屈たわみ角法で定式化を行う。弾塑性ばね要素は降伏後、式(3.16)に示す降伏条件を満たしながら塑性流動を仮定する。

$$\left(\frac{N}{N_y}\right)^2 + \sqrt{\left(\frac{M_y}{M_{yp}}\right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_{zp}}\right)^2} = 1.0 \quad (3.16)$$

座屈解析では座屈モード比例型の形状初期不整を考慮する。座屈荷重最大形状は線形座屈モードが低次で近接することから、1~3次の線形座屈モードを初期不整形状に加えて、RS(Reduced Stiffness)解析¹³⁾により得られるRS座屈荷重が最も低い座屈モードも初期不整形状として考慮した。初期不整最大振幅はスパンの1/1000の50mmとする。なお、この初期不整量はJASS6¹⁴⁾の管理許容差に相当する。

3.3.4.3. 弾性および弾塑性座屈荷重

表3.4に解析から得られた弾性座屈荷重係数 λ_{cr}^{el} と弾塑性座屈荷重係数 λ_{cr}^{elpl} を示す。なお、添字(*imp*)は初期不整を考慮した場合の最小値を示している。弾性座屈荷重低減係数 α_0 は形状最適化計算時には0.5を仮定したが、表3.4の値は次の式(3.17)で計算する。 α_0 は0.4~0.7の値を取る。これは幾何曲面形状のラチスシェルの α_0 ⁴⁾と同程度である。

$$\alpha_0 = \frac{\lambda_{cr}^{el(imp)}}{\lambda_{cr}^{in}} \quad (3.17)$$

全てのモデルに共通して初期形状よりも探索された曲面形状の座屈耐力は増加する傾向が見られる。H10L60モデル、H05L60モデルではOpt2の座屈耐力が最も大きい。一方H10L90モデル、H05L90モデルではOpt4が最も有効である。また、 $\lambda_{cr}^{elpl(imp)}$ の値を比較すると、H10L60モデル、H05L60モデル、H10L90モデルでOpt1の $\lambda_{cr}^{elpl(imp)}$ は2番目に高く、H05L90モデルにおいても、Opt1の $\lambda_{cr}^{elpl(imp)}$ と最大値の差は0.1程度である。このことより、Opt1の座屈耐力は比較的高い傾向があることも確認できる。

図3.6に示す荷重変位関係に注目すると、初期降伏後に耐力上昇が見られ最大耐力に至る。このため、応力集中を避けて初期降伏荷重を最大化すると座屈耐力が高くなる傾向があるといえる。しかし、線形応力を使って式で計算した初期降伏荷重 λ_y と、解析から得られる初期降伏荷重 $\lambda_{y(FEM)}$ に注目すると、H05L90モデルやH10L90モデルにおいてその値が大きく異なることが確認できる。これは座屈前変形の影響と考えられる。

本章では初期降伏後に座屈耐力が決定する場合に着目し、初期降伏荷重の最大化を実施したが、初期降伏荷重が低い場合でも靱性を確保し、座屈後の耐力上昇幅を大きくすることで、高い耐力を有する構造物が存在する場合も考えられる。これについては、今後の課題とする。

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

表 3.4 座屈荷重値（固定荷重に対する倍率）

		Opt1	Opt2	Opt3	Opt4	Initial
λ_{cr}^{lin}	H10L60	26.73	19.08	13.90	31.13	11.87
	H05L60	11.08	8.18	5.27	11.54	4.63
	H10L90	6.72	5.44	3.34	7.38	2.65
	H05L90	2.92	1.86	1.30	3.04	1.08
λ_{cr}^{el}	H10L60	17.70	14.88	10.33	18.53	7.38
	H05L60	6.24	6.24	3.36	7.48	2.67
	H10L90	5.22	4.57	2.84	5.54	1.77
	H05L90	1.63	1.46	0.882	1.74	0.644
$\lambda_{cr}^{el(impr)}$	H10L60	14.90	12.74	8.24	14.22	6.98
	H05L60	5.13	5.74	2.89	5.32	2.40
	H10L90	3.25	3.01	2.12	4.17	1.54
	H05L90	1.21	1.16	0.720	1.23	0.576
λ_{cr}^{elpl}	H10L60	6.38	6.49	5.31	6.54	4.29
	H05L60	3.38	3.50	2.76	2.76	2.29
	H10L90	3.01	2.85	1.85	2.96	1.41
	H05L90	1.30	1.20	0.866	1.34	0.638
$\lambda_{cr}^{elpl(impr)}$	H10L60	5.95	6.03	4.96	5.94	4.07
	H05L60	2.97	3.29	2.34	2.57	1.99
	H10L90	2.41	2.30	1.49	2.45	1.18
	H05L90	0.887	0.893	0.682	1.08	0.556
α_0	H10L60	0.56	0.67	0.59	0.46	0.59
	H05L60	0.46	0.70	0.55	0.46	0.52
	H10L90	0.48	0.55	0.63	0.57	0.58
	H05L90	0.41	0.62	0.55	0.40	0.53
$\lambda_{y(FEM)}$	H10L60	5.49	5.52	3.80	5.43	3.30
	H05L60	2.72	2.79	1.98	2.00	1.73
	H10L90	2.31	2.30	1.36	2.10	1.09
	H05L90	0.840	0.880	0.666	1.06	0.546

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

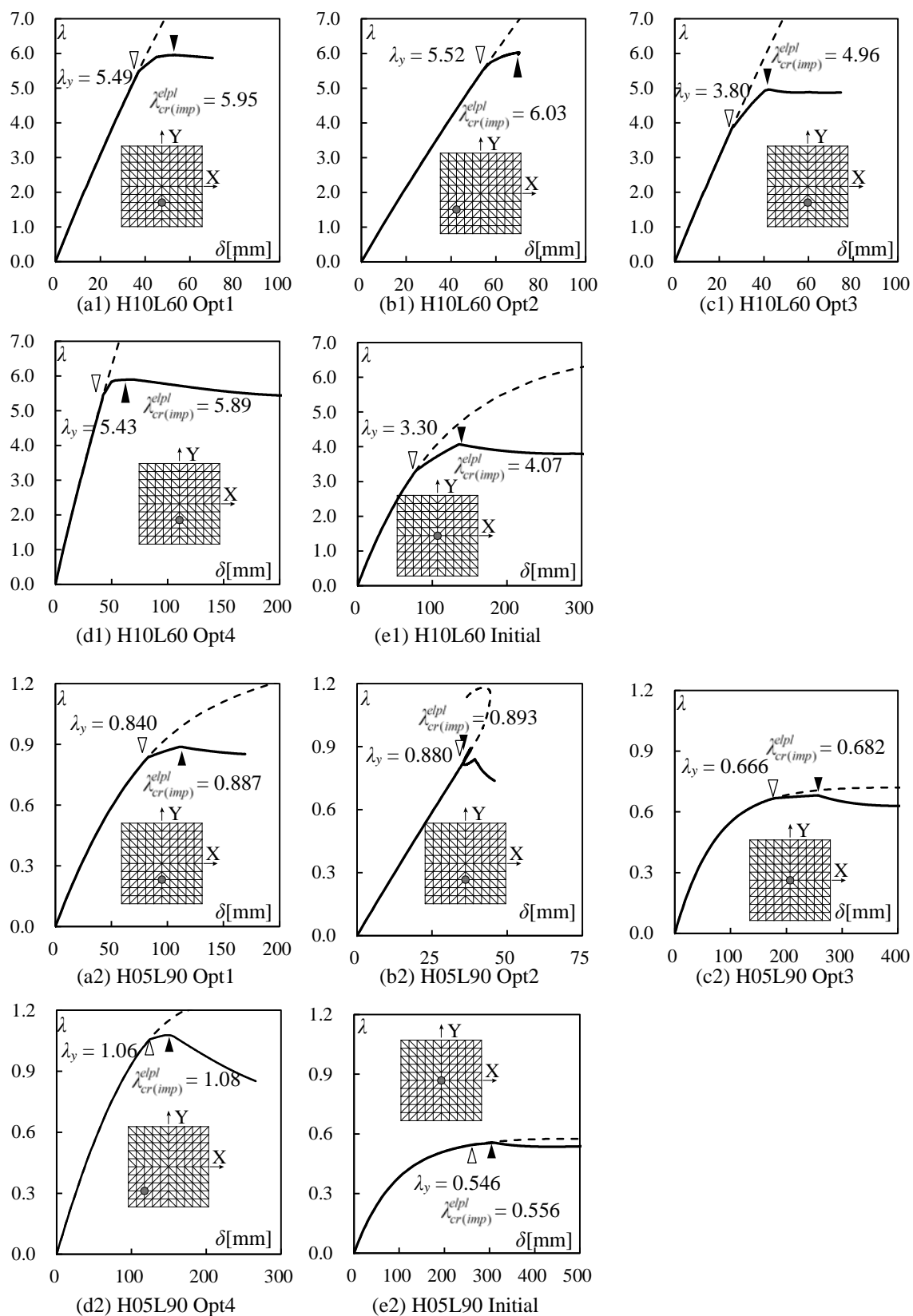


図 3.6 荷重変位関係 破線は弾性座屈解析，実線は弾塑性座屈解析 $w=50\text{mm}$

3.4. 例題2：二つの頂部と自由境界辺を持つ三方向ラチスシェル

3.4.1. 初期形状

初期形状を図 3.7 に示す。曲面は Surface A と Surface B の二つの曲面から構成されともに制御点数が 5x5 の NURBS 曲面で表現する。Surface A と Surface B の境界では制御点を共有しているため、この 2 個の曲面は辺 BEH 上で常に連続する。

構造物は外周に配置される部材を外周部材、辺 BEH の部材をリブ部材とし、内部の部材は斜材と Y 方向部材の計 4 種類の部材から構成されるものとする。初期形状の部材長の平均値より、外周部材、リブ部材、Y 方向部材の基準長さを 5.3m、斜材の基準長さを 6.1m とし、斜材と Y 方向部材は細長比 60 程度の部材とした。応力集中が予想される外周部材とリブ部材が先行して塑性化しないように準備計算を行いリブ部材と外周部材では H-400x300x10x16 を採用した。ヤング係数 E は 205kN/mm^2 、降伏応力度 σ_y は 235N/mm^2 とし、それぞれの部材特性は表 3.5 に示す。荷重条件は固定荷重として初期形状の表面積あたり 1kN/m^2 とした。また、形状最適化での制御点の探索範囲 R は 2.5m とした。

表 3.5 部材特性

部材種	Y 方向部材 $d_{0xt}:249.8 \times 5.0$	斜材 $d_{0xt}:287.6 \times 5.8$	外周,リブ部材 H400x300x10x16
$A[\text{mm}^2]$	3923.8	5240.4	13330.0
$I_y[\times 10^8 \text{mm}^4]$	0.306	0.542	3.790
$I_z[\times 10^8 \text{mm}^4]$	0.306	0.542	0.720
$M_{py}[\text{kNm}]$	922.1	1231.5	52.2
$M_{pz}[\text{kNm}]$	922.1	1231.5	171.6
$N_p[\text{kN}]$	73.3	112.7	3132.6

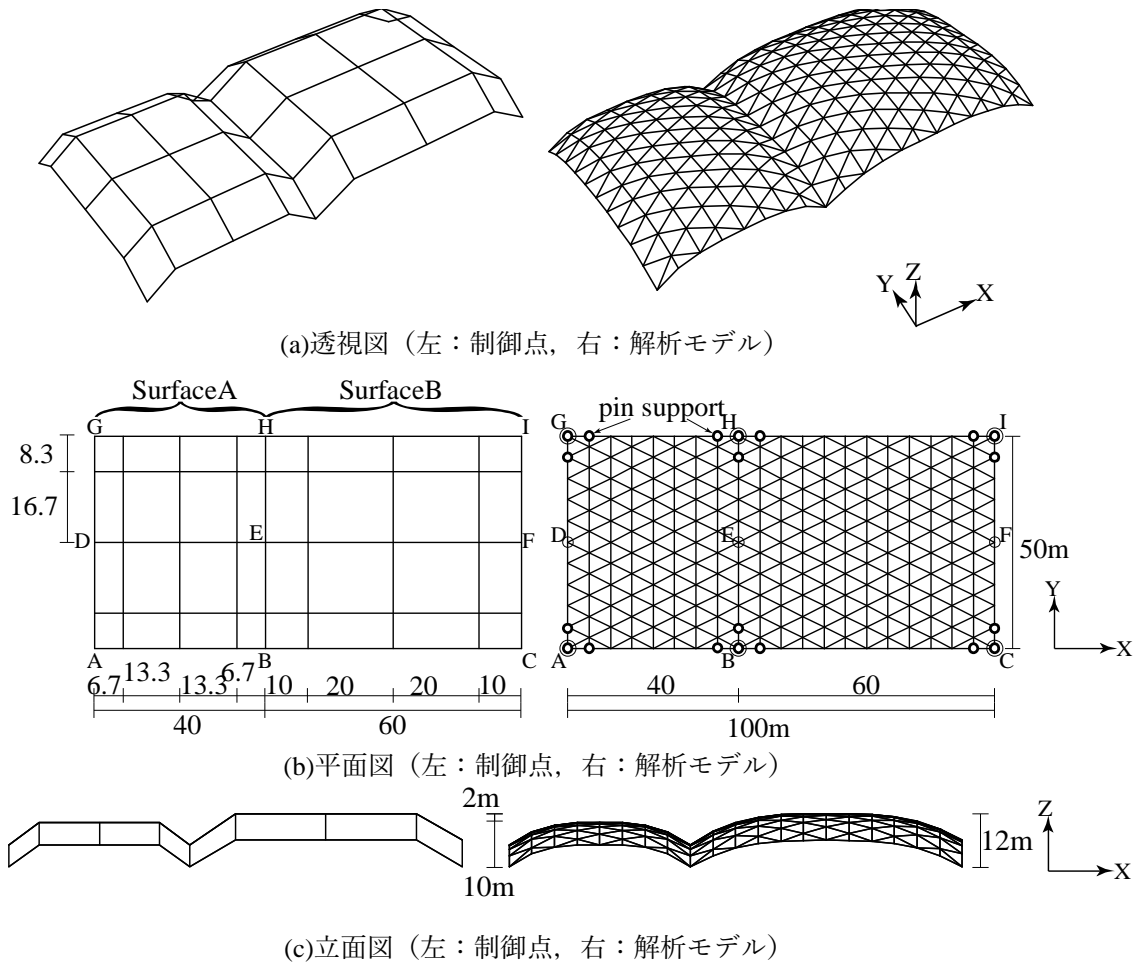


図 3.7 初期形状

3.4.2. 形状と目的関数値の比較

Opt1~4 と初期形状の評価値を表 3.6 に示す。全体の傾向は 3.3 節の結果とよく似た傾向となり、例えば、 $\lambda_{cr}^{est, pl}$ の最大化を目的とした Opt1 では $\lambda_{cr}^{est, pl}$ が他の解形状の $\lambda_{cr}^{est, pl}$ より大きい。この関係は Opt2, Opt3, Opt4 でも同様であり、推定座屈耐力 $\lambda_{cr}^{est, pl}$ 、初期降伏荷重係数 λ_y 、ひずみエネルギー U 、線形座屈荷重係数 λ_{cr}^{lin} はそれぞれトレード・オフの関係にあることがわかる。正規化細長比 $\lambda_{e(m)}$ に注目すると Opt1, Opt3, Opt4 は 0.8~0.5 に分布する一方で、Opt2 で 1.15 となり、初期形状より $\lambda_{e(m)}$ が増加する。

図 3.8 に辺 ABC の節点位置を示す。Opt2 の左側の頂部は $X=10m$ の位置に、Opt4 では $X=25m$ の位置にあり、頂部の位置が左右に変化し、この形状の変化により曲げモーメントの発生が予想され、 U_b/U は Opt3 に比べ 3 倍程度大きな値となる。

表 3.6 各評価値

	Opt1	Opt2	Opt3	Opt4	Initial
$\lambda_{cr}^{est\,elpl}$	2.39	1.65	1.96	2.05	1.80
λ_y	2.19	2.98	2.36	2.18	2.52
$U[x10^7Nmm]$	4.78	4.61	3.73	5.18	5.22
λ_{cr}^{lin}	11.07	4.63	8.79	12.73	5.83
$U_b/U[\%]$	10.06	8.11	2.62	9.36	13.51
$\Lambda_{e(m)}$	0.758	1.154	0.774	0.626	0.998

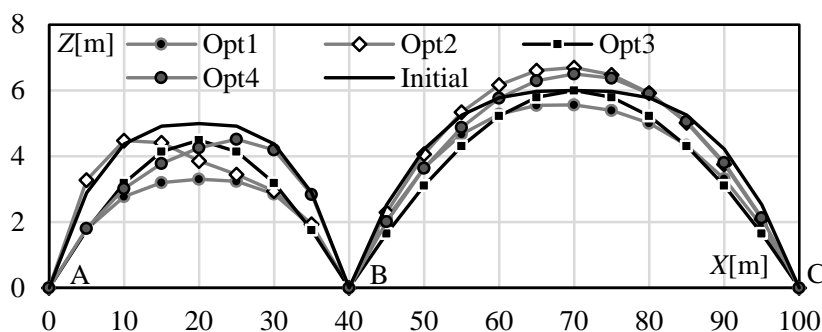


図 3.8 節点位置の比較

3.4.3. 線形弾性解析による軸力分布

図 3.9 に応力図を示す。SurfaceA は Y 方向部材，SurfaceB は斜材に圧縮軸応力が大きく働く。また自由境界辺により，支持部近傍に軸応力が集中する傾向がある。Opt1, Opt2 は 3.3 節の解析例と同様に最大圧縮軸応力 σ_{max} が小さく探索され， σ_{max} がもっとも大きい Opt4 に比較すると Opt1, Opt2 の σ_{max} は 2 割程度小さい。曲げ応力に注目すると，Opt1, Opt2, Opt4 では Opt3 より曲げ応力が大きく発生することが確認できる。また，Opt1, Opt4 は境界部に曲げが発生する一方で，Opt2 では SurfaceB の中央に曲げ応力が大きく発生する。前述のように Opt1,2,4 では外周部の節点が非対称な配置となりこれにより曲げモーメントが発生し，この影響として軸応力の集中が緩和される。

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

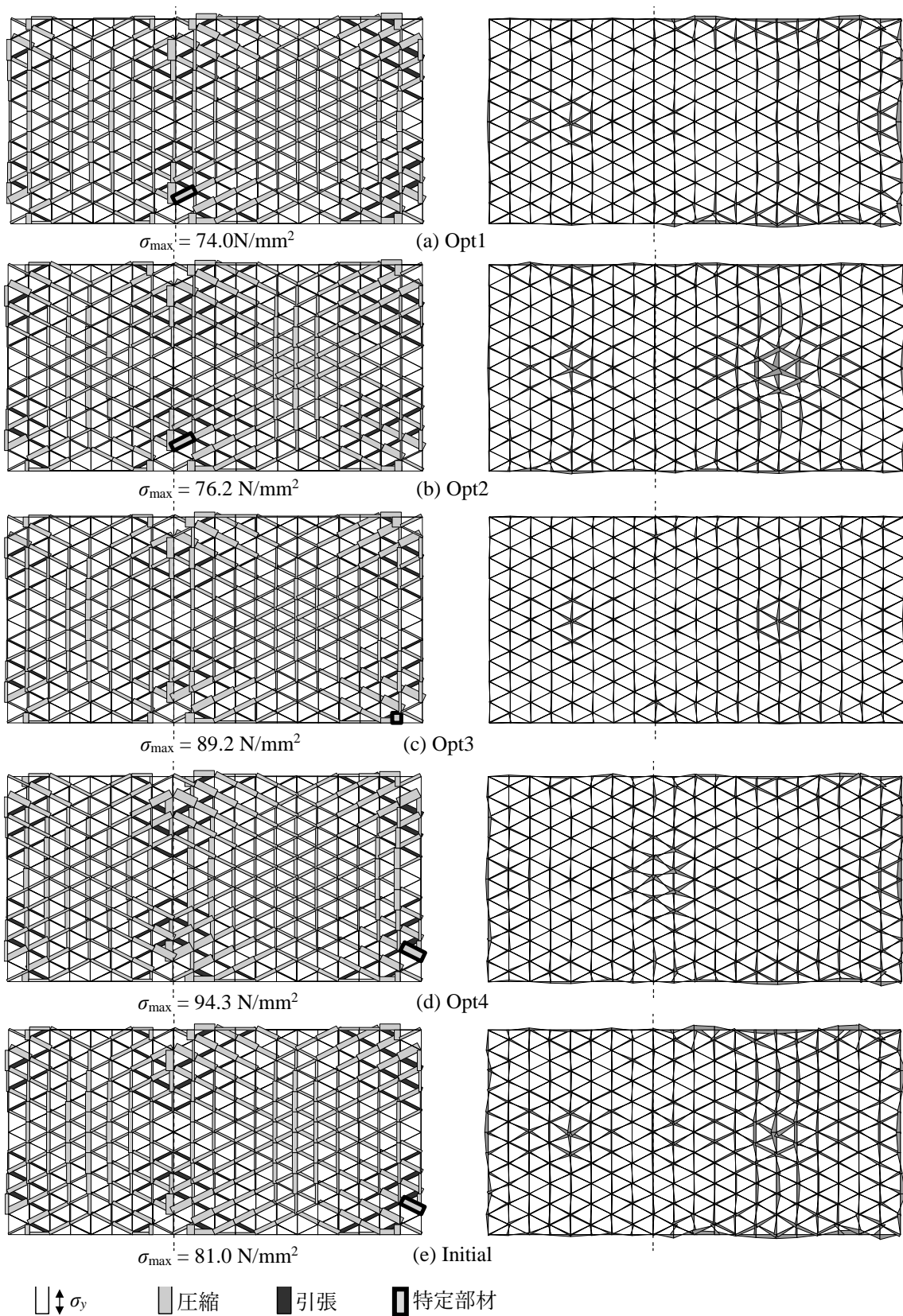


図 3.9 応力分布図 (左：軸応力, 右：曲げ縁応力)

3.4.4. 座屈性状

3.4.4.1. 線形座屈解析

図 3.10 に線形座屈荷重と固有値の次数 k の関係を示す。Opt4 と Opt1 では固有値の近接が確認できる。3.3 節の解析例では Opt2 も固有値が近接した座屈荷重を有していたが、この解析例の Opt2 では線形座屈荷重は初期形状(Initial)よりも小さく、その性状は異なる。図 3.11 に主要な線形座屈モードを示す。1 次の線形座屈モードは全て長辺方向のスペンが 60m の SurfaceB の中央にピークを持つ座屈波形である。また Opt3 の $k=3$ のように外周部だけに座屈波形を持つモードも確認できる。低次の座屈モードではリブ部に座屈振幅がある座屈モードはなかった。

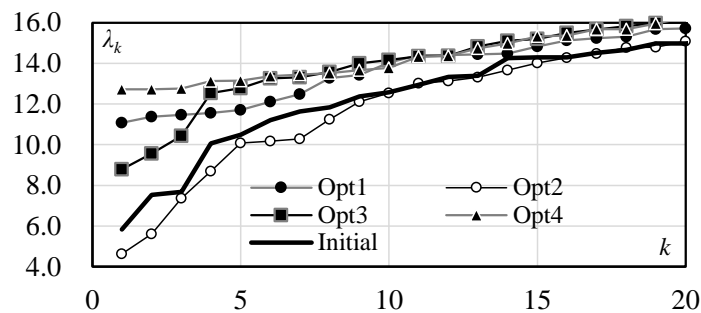


図 3.10 線形座屈荷重と次数の関係

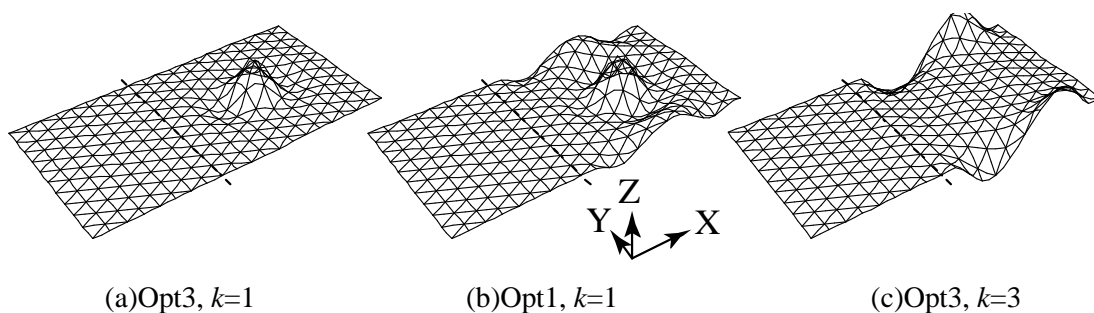


図 3.11 座屈モード

3.4.4.2. 弾性および弾塑性座屈荷重

3.3 節の解析と同様に、弾性座屈解析と弾塑性座屈解析では形状初期不整を考慮する。形状初期不整の最大振幅はスペンの 1/1000 とし、図 3.11 に示すように SurfaceB に座屈

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

モードのピークがあるため、SurfaceB の長辺方向のスパン 60m から計算し 60mm とする。初期不整の分布形状は 1~3 次の座屈モード形状に加えて、RS 座屈荷重が最も小さくなるモードも考慮する。表 3.7 に座屈荷重の値を示す。もっとも座屈耐力が大きいのは Opt3、次に Opt1 となった。線形弾性解析から得られる λ_y と FEM 解析から得られる降伏荷重 $\lambda_{y(FEM)}$ を比較すると Opt2 は $\lambda_y=2.98$, $\lambda_{y(FEM)}=1.70$ となり λ_y の推定精度が悪い。最も座屈耐力が大きい Opt3 の $\lambda_{y(FEM)}$ は 2.36 となり他のケースに比べ $\lambda_{y(FEM)}$ がもっとも大きい。このため、二つの解析例を通して、 $\lambda_{y(FEM)}$ を最大化することは高い座屈耐力を獲得するために有用であるといえるが、線形応力から推定した λ_y は精度が悪い場合があることが確認できる。また、Opt1 はこの解析例でも比較的良好な結果が得られた。

この解析例でも α_0 は 0.4~0.7 の値をとり、幾何曲面ラチスシェルの α_0 と比較するとおむね同程度の値となることが確認できる。

表 3.7 座屈荷重値 (固定荷重に対する倍率)

	Opt1	Opt2	Opt3	Opt4	Initial
λ_{cr}^{lin}	11.07	4.63	8.79	12.73	5.83
λ_{cr}^{el}	5.91	3.05	4.13	6.55	3.26
$\lambda_{cr(impl)}^{el}$	4.78	2.99	3.64	5.63	2.89
λ_{cr}^{elpl}	2.78	1.92	2.91	2.80	2.31
$\lambda_{cr(impl)}^{elpl}$	2.76	1.83	2.83	2.76	2.12
α_0	0.43	0.65	0.41	0.44	0.50
$\lambda_{y(FEM)}$	2.15	1.70	2.36	2.12	1.96

3.5. 正規化細長比を用いた耐力と目的関数の評価

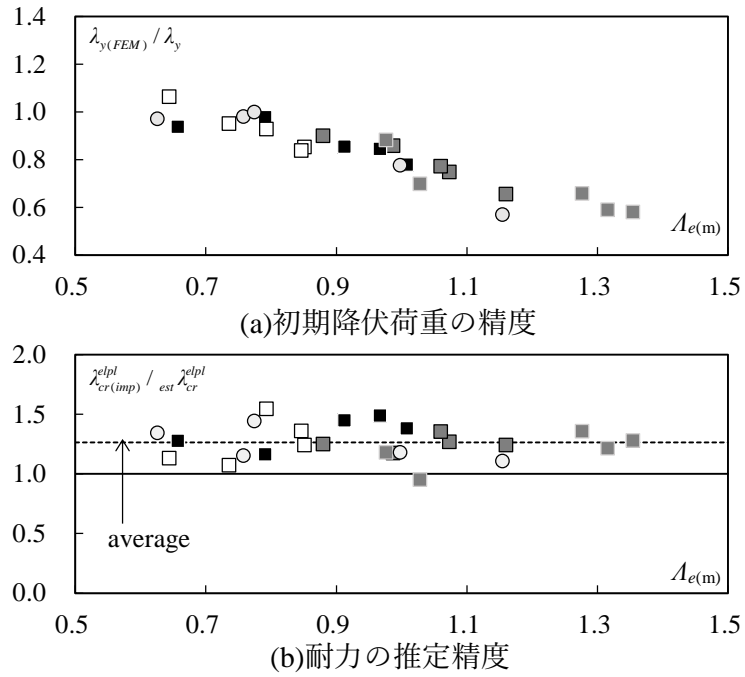
二つの解析例を通して1) Opt1 で得られる形状は比較的、 $\lambda_{cr(impl)}^{elpl}$ は高いものの、第3章で検討した目的関数の中で最大の形状ではなかった。2) 初期降伏後に耐力上昇が起き最大耐力に達するため $\lambda_{y(FEM)}$ が高い形状ほど高い耐力 $\lambda_{cr(impl)}^{elpl}$ を有する傾向があることが分かった。そこで、ここでは正規化細長比を用いて分析を加える。

図 3.12(a)に初期降伏荷重の推定精度を示す。 $A_{e(m)}$ が大きくなるほど、幾何非線形性の影響を受け、 $\lambda_{y(FEM)}/\lambda_y$ は低下する傾向がわかる。 $A_{e(m)}$ が 0.7 では $\lambda_{y(FEM)}/\lambda_y$ は 1.0 前後になる一方で $A_{e(m)}$ が 1.3 のとき $\lambda_{y(FEM)}/\lambda_y$ は 0.6 前後の値となる。このため、Opt2 の目的関数を用いる場合は $A_{e(m)}$ の値に制約を付けることが望ましい。

図 3.12(b)に示す耐力 $\lambda_{cr(impl)}^{elpl}$ の推定精度に注目すると、 $\lambda_{cr(impl)}^{elpl} / \lambda_{cr}^{elpl}$ は 0.95~1.6 までばらつくことがわかる。これは α_0 を 0.5 と仮定したことや、塑性化後の耐力上昇の影響が原因として考えられる。また、 $A_{e(m)}$ と $\lambda_{cr(impl)}^{elpl} / \lambda_{cr}^{elpl}$ には強い相関は見られない。このばらつきが、Opt1 が最も座屈耐力が高い形状にならなかった原因として考えられる。 $\lambda_{cr(impl)}^{elpl} / \lambda_{cr}^{elpl}$ の平均値は 1.26 となりおおむね全ての解析ケースで安全側に耐力を推定できることが確認できる。このため Opt1 で用いた耐力の推定値最大化は $A_{e(m)}$ に左右されず比較的良好な座屈耐力を有する形状を探索する結果となったと言える。

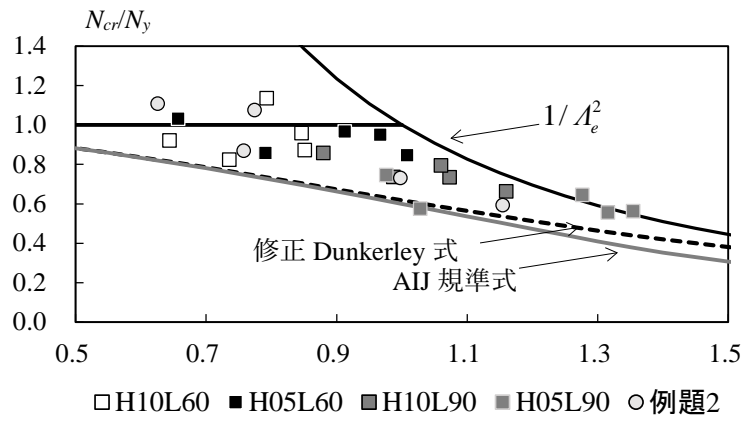
自由曲面ラチスシェルの耐力を特定部材の圧縮強度として推定する方法の適用可能性を第3章で生成した全ての自由曲面ラチスシェルに対して検討する。図 3.13 に Opt1~Opt4 に加えて初期形状の初期不整を考慮した座屈耐力をプロットする。横軸の $A_{e(m)}$ は $\alpha_0=0.5$ と仮定して計算した。なお、 $A_{e(m)}$ の値は表 3.3, 表 3.6 に示す。同図より、おおむね全てのケースで修正 Dunkerley 式により安全側の耐力評価が可能であることがわかる。修正 Dunkerley 式を用いた自由曲面ラチスシェル構造の中でもこれまで検討されていなかった線形座屈荷重最大形状も形状初期不整を考慮した耐力評価が可能であることがわかる。

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化



□H10L60 ■H05L60 ■H10L90 ■H05L90 ○例題2

図 3.12 初期降伏荷重と座屈耐力の推定精度



□H10L60 ■H05L60 ■H10L90 ■H05L90 ○例題2

図 3.13 特定部材の軸力を用いた耐力評価

3.6. まとめ

第3章では、目的関数をパラメータに複数の自由曲面ラチスシェルを生成し、初期不整を考慮した座屈解析を行った。以下に得られた知見を示す。

1. 得られた解形状はそれぞれ、形状最適化時に考慮した目的関数の評価値では他の形状に比べて最良の解であった。また、ひずみエネルギー、初期降伏荷重係数、線形座屈荷重係数、推定弾塑性耐力はそれぞれトレード・オフの関係にある。曲げひずみエネルギーに注目すると、ひずみエネルギー最小化は曲げモーメントの発生が抑制される一方で、座屈耐力の推定値最大化、線形座屈荷重最大化、初期降伏荷重最大化では曲げひずみエネルギーが増加する場合がある。
2. 初期不整を考慮した座屈耐力の比較より、修正 Dunkerley 式を用いた座屈耐力推定値最大化(Opt1)は推定精度のばらつきに起因して全てのケースで最も高い耐力を有するものではないことがわかった。しかし、全てのケースで比較的高い座屈耐力を有することが確認でき有用であると考えられる。
3. 構造物は初期降伏後、応力再分配によりわずかながら耐力上昇が発生し最大耐力に至る。このため初期降伏荷重の最大化(Opt2)が高い座屈耐力を有する形状の探索に有効であることを確認した。しかし正規化細長比が大きくなると、幾何非線形性の影響により線形応力から初期降伏荷重を推定することが難しくなる。このため提案した初期降伏荷重最大化は正規化細長比に制約を付加することや、補正を行う必要がある。また、正規化細長比が大きい範囲では線形座屈荷重最大化(Opt4)が有効であることを確認した。
4. 第3章で対象とした大域的には正の2重曲率を持つ自由曲面ラチスシェルの弾性座屈荷重低減係数 α_0 は0.4~0.7となり、球殻など正のガウス曲率の幾何曲面ラチスシェルの α_0 と同程度の値となる。
5. 第3章で対象とした全ての自由曲面ラチスシェルは幾何曲面のラチスシェルと同様に正規化細長比によりその耐力が評価できる。正規化細長比の大きさは形状最適化の前後で変化するため、現時点では座屈耐力推定値の最大化、初期降伏荷重最大化など複数の最適化を行った後、その形状の正規化細長比をもって座屈耐力を評価することがより高い耐力を有する形状の探索に有用であると考えられる。

第3章で扱った初期形状はひずみエネルギーに対する曲げひずみエネルギーの比 U_b/U が1%~15%程度の曲げモーメントの発生量が比較的小さい形状であった。しかし、意匠性、

第3章 自由曲面ラチスシェルの座屈耐力最大化

施工性など非力学的な要求を考慮した多目的最適化形状^{15,16)}は曲げモーメントがこれよりもさらに大きく発生する場合も考えられる。また、網目形状や荷重条件によっては幾何非線形性が強い形態も考えられる。これらについては今後の課題としたい。

本章で提案した初期降伏荷重最大化は初期降伏後の挙動は考慮していない。このため、初期降伏後の靱性を確保し、耐力上昇幅を大きくすることができれば、更に高い耐力を有する形態が探索可能である。また、曲面の表現方法としてNURBSによって曲面形状を制御したが、座屈モードや固定荷重下の変位モードを逆向きを与えるなど、節点毎に形状修正¹⁷⁾を行うことで座屈耐力をさらに向上させることも可能である。これについても今後の課題とする。

3章の参考文献

- 1) J.Schlaich : On Some Recent Lightweight Structures, *J.IASS*, Vol.43, pp.69-79, 2002.8
- 2) E.Ramm : Shape Finding Methods of Shells, *Nonlinear Analysis of Shells by Finite Elements*, Vol.328, pp.269-283, 1992
- 3) 大森博司, 山本憲司 : 応力分布を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究 その2 スペースフレームへの適用, 日本建築学会構造系論文集, No.503, pp.77-83, 1998.1
- 4) 日本建築学会 : ラチスシェルの座屈と耐力, 丸善株式会社, 2010
- 5) J.M.T.Thompson, G.W.Hunt : A General Theory of Elastic Stability, J. Wiley, 1973
- 6) 小河利行, 大崎純, 立石理恵 : 線形座屈荷重最大化と部材長一様化を目的とした単層ラチスシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.570, pp.129-136, 2003.8
- 7) 林裕真, 竹内徹, 小河利行 : 地震荷重下の座屈耐力に着目した単層格子屋根構造の形状探索, 構造工学論文集 Vol.59B, pp.479-488, 2013.3
- 8) R. Reitingger and E. Ramm : Buckling and Imperfection Sensitivity in the Optimization of Shell Structures. *Thin-Walled Structures*, Vol.23, pp.159-177, 1995
- 9) M. Ohsaki K. Uetani and M. Takeuchi : Optimization of imperfection-sensitive symmetric systems for specified maximum load factor, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* Vol.166, pp.349-362, 1998
- 10) 山本憲司, 皆川洋一, 大森博司 : 座屈荷重を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.564, pp.95-102, 2003.2
- 11) 山本憲司, 皆川洋一, 大森博司 : RS 座屈荷重係数を目的関数とした単層ラチスドームの形状最適化, 構造工学論文集 Vol.54B, pp.345-352, 2008.3
- 12) 植木隆司, 加藤史郎, 向山洋一, 松栄泰男 : 両端に回転ばねのある部材で構成される単層ラチスドームの弾塑性座屈荷重, 日本建築学会構造系論文報告集, No.448, pp.47-58, 1993.6
- 13) M.Kashani, J.G.A.Croll : Lower Bound for overall buckling of spherical space domes, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.120, pp.949-970, 1994
- 14) 日本建築学会 : 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 2011
- 15) 浜田英明, 大森博司 : 設計者の選好と力学的合理性を勘案した自由曲面シェル構造の構造形態創生法の提案その1 多目的遺伝的アルゴリズムによる発見的方法, 日本建築学会構造系論文集, No.609, pp.105-111, 2006.11
- 16) 藤田慎之輔, 大崎純 : ひずみエネルギーとパラメトリック曲面の代数不変量を考慮したシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.639, pp.857-863, 2009.5
- 17) 山本憲司 : 単層ラチスシェルの線形座屈荷重を上昇させるための簡便な形状修正方法の検討, 日本建築学会構造系論文集, No.706, pp.1847-1856, 2014.12
- 18) Y.Shigeta, A.Kobayashi, K.Minowa, T.Ogawa and S.Kato : Optimization of Shape and Member Stiffness Distributions for Single-layer Reticulated Shells of Rectangular Plan, *J.IASS*, Vol.56, pp.173-186, 2015

4. 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

第2章では固定荷重のみに対する形状最適化により決定した自由曲面ラチスシェルの地震応答性状について分析し、水平入力に対して、大きな鉛直変位が発生することを確認した。日本のような地震が頻発する地域で自由曲面ラチスシェルを計画する場合、地震荷重に対して応力を最小化できれば有益であると考えられる。そこで、第4章では地震動に対するラチスシェルの形状最適化手法を提案する。

4.1. はじめに

自由曲面ラチスシェルを屋根に用いる場合、座屈性能や耐震性能の評価が重要となる。一定の曲率を持つシェル形状（以後、幾何曲面ラチスシェルと呼ぶ）については、これまで座屈に関して数多くの研究が行われてきた。特に、球殻ドームなど^{7~13)}では、古典座屈理論を援用して、線形座屈荷重、弾性座屈荷重の推定式が提案されている。また、耐力についても修正 Dunkerley 式を用いた評価手法¹⁴⁾が提案され、比較的簡易な解析に基づく耐力評価法が確立されつつある。一方、幾何曲面ラチスシェルの地震応答に関する研究も数多く行われ、動的性状^{15,16)}だけでなく、球殻ドーム¹⁸⁾や円筒ラチスシェル¹⁹⁾については、動的靱性指標 dF や動的構造耐震指標 dI_s ¹⁷⁾に基づく塑性化を考慮した耐震性能の評価が研究されている。

自由曲面ラチスシェルは構造内で曲率が大きく変わり、境界辺で2次曲線以外の特徴的な構成となる可能性もあり、既往の幾何曲面ラチスシェルの研究成果だけではその力学性状は把握できない。また、自由曲面ラチスシェルの座屈性状や応答性状を分析した研究例^{20,21)}は少ない。このため、構造設計では、幾何非線形性、材料非線形性をともに考慮した座屈解析や地震応答解析を行い、力学性状を把握する必要がある。

このような背景から、著者らはこれまで、本研究の第2章で固定荷重に対して形状最適化により決定された自由境界辺を持つ中規模の自由曲面ラチスシェル形状を取り上げ、このシェルに限定して、座屈解析および地震応答解析からその性状を分析した。これにより、一例ではあるものの、修正 Dunkerley 式により固定荷重時の耐力が評価できることを示した。また、地震動入力強さを変化させて弾塑性地震応答解析を実施し、地震時に大きな鉛直変位が発生する問題点を確認したものの、ラチスシェルの塑性変形の大きさについては未検討である。

上述の問題点より、我が国で中規模の自由曲面ラチスシェルを計画する場合、固定荷

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

重だけでなく地震荷重を考慮した形状決定が重要と考えられる。そこで、第4章では第2章と同規模のラチスシェルを想定し、1)固定荷重と地震荷重に対する応力度を最小化する形状最適化を行い、2)形状最適化されたラチスシェルに対して、ラチスシェルの座屈特性を考慮した許容圧縮応力度を設定し、固定荷重および地震荷重に対して許容応力度設計により断面算定を行い、3)断面算定を行った自由曲面ラチスシェルについて、固定荷重に対する線形座屈解析、RS座屈解析、弾性および弾塑性座屈解析を実施し、その座屈特性を分析する。また、4)座屈を考慮した弾塑性地震応答解析を進め、地震動入力強さと弾性変形および塑性変形の関係調べ、その結果に基づいて耐震性能を分析する。5)さらに、得られた結果に基づき自由曲面ラチスシェルの設計法を確立するための今後の研究課題を明らかにする。

4.2. 地震荷重を考慮した形状最適化

4.2.1. 初期形状と曲面の表現方法

図 4.1 に示す初期形状に対して表 4.1 の部材を仮定し、後述の表 4.2 の荷重を考慮して形状最適化計算を行い、曲面形状を生成する。初期形状の解析モデルは 2 章と同じ、中規模でシェル中央が最高ライズとなる形状を考える。なお、このスパンライズ比を有する球殻形状の曲率半径は 50.4m、半開角は 29.8 度となる。初期形状は、X 軸、Y 軸に対象形状を想定し、全体を 4 枚のベジエ曲面で表現する。制御点座標は曲面の曲率がなめらかに連続するように与える。ベジエ曲面による曲面の表現方法と制御点座標については 2 章と重複するので、ここでは省略する。

形状は、平面 50m x 50m、高さ 14.5m の中規模のラチスシェルである。支持条件は 4 隅のそれぞれで 3 節点をピン支持とする。ラチスシェルの網目は平面上で 20 等分割している。構造物の外周（自由境界辺）に配置される部材を外周部材、X 方向および Y 方向に配置される部材を格子部材、斜め 45 度方向に配置される部材を斜材とし、これら 3 種類の部材でラチスシェルを構成する。部材の初期断面は第 2 章で用いたものと同じ部材であり、部材の細長比は外周部材に細長比 30 程度、格子部材に細長比 55 程度、斜材に細長比 65 程度となる。ヤング係数は 205kN/mm²、降伏応力度 σ_y は 235N/mm² とする。部材断面積 A 、断面二次モーメント I 、断面係数 Z 、降伏軸力 N_y 、全塑性モーメント M_p は次式(4.1)から計算する。なお、管厚中心距離を d_0 、管厚を t とする。

$$\begin{aligned} A &= \pi d_0 t, I = \pi d_0^3 t / 8, Z = \pi d_0^2 t / 4 \\ N_y &= A \sigma_y, M_p = d_0^2 t \sigma_y \end{aligned} \tag{4.1}$$

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

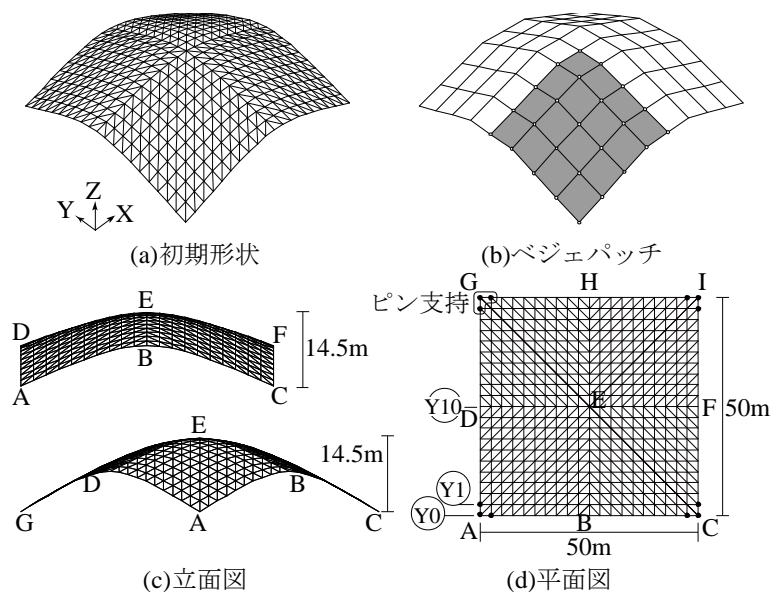


図 4.1 初期形状

表 4.1 部材特性

	外周部材	格子部材	斜材
外径 D [mm]	267.4	139.8	165.2
管径 d_0 [mm]	258.4	134.8	160.2
管厚 t [mm]	9.0	5.0	5.0
断面積 A [mm ²]	7306	2117	2516
断面二次モーメント I [cm ⁴]	6098	481.0	807.3
細長比(初期形状)	27.4~29.7	52.5~56.8	62.6~72.6

4.2.2. 形状最適化

形状最適化では既往の研究²²⁾の方法を援用して、形状最適化において式(4.2)に示す目的関数を用いる。この形状最適化は、線形弾性解析で得られた応力度に対し感度解析を行い、最小二乗法により目的関数を漸近的に最小化する手法である。目的関数は力学的性能項 U とペナルティ関数項 V からなる。第一項 U の A_k 、 E_k および、 l_k はそれぞれ部材 k の断面積、ヤング係数、および部材長、 MEM は総部材数を示す。 $a_{\sigma k}$ は部材 k の平均軸応力度を示す。 ${}^{(j)}\sigma_k$ は部材 k の j 端(1 端および 2 端)における曲げ応力度を示す。また、 $LOAD$ は後述の荷重組み合わせ条件の数(ここでは 3 個)を示す。第二項 V はペナ

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

ルティ関数項である。この項の δ_i は節点 i の初期形状での節点位置から最適化計算過程での節点までの距離、 K_i はペナルティ係数をそれぞれ示し、このペナルティ関数項により、制約付き最適化問題を制約なし最適化問題に変換している。ペナルティ係数 K_i は節点の i の Z 座標 Z_i が指定した範囲内 ($h_{\min} \sim h_{\max}$) に存在する場合は $K_i = 0$ 、存在しない場合は、予備解析結果を参照して定めた値、 $K_i = 10^3 \text{kN/mm}$ とする。なお、高さの制限値を $h_{\min} = 0\text{m}$ 、 $h_{\max} = 14.5\text{m}$ とし、形状最適化で得られる形状は初期形状と同じライズを有するように設定した。形状はベジエ曲面の制御点を Z 方向に移動させて変化させるが、支点およびシェルの頂点の制御点は動かさず、ラチスシェルの初期形状のライズを保つように形状最適化計算を実施した。

$$\begin{aligned}
 W &= U + V \\
 &= \frac{1}{2} \sum_{l=1}^{LOAD} \sum_{k=1}^{MEM} \frac{A_k l_k}{E_k} \left({}_a\sigma_k^2 + {}^{(1)}_b\sigma_k^2 + {}^{(2)}_b\sigma_k^2 \right) + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N K_i \delta_i^2 \quad (4.2)
 \end{aligned}$$

4.2.3. 荷重条件

表 4.2 に形状最適化で考慮する 3 個の荷重組み合わせ条件を示す。形状最適化では、①固定荷重の 1.5 倍、②固定荷重と X 方向に地震動が作用した場合、③固定荷重と XY 平面 45 度方向に地震動が作用した場合、の 3 種類の荷重条件を考慮する。固定荷重 DL は仕上げ、鋼材重量を含めて投影平面あたり 1kN/m^2 とし、節点あたり 6.25kN (外周に接する節点では 3.125kN) とする。静的地震荷重の分布と強さの定め方は単層ラチスシェル構造の場合、層状構造物と異なり様々な考え方^{23,24)}があるが、ここでは予備的な線形弾性地震応答解析の結果を参照して地震荷重を定める。なお、地震荷重は表 4.2 にあるように EQX1 などの記号で表す。

予備的な地震応答解析では、初期形状、表 4.2 の仮定断面の構造物に対し、2.5.1 節で示した、El-Centro(1940)の NS 成分の位相特性を用いた国土交通省告示の応答スペクトル(第 2 種地盤)に適合する模擬地震動を入力する。地震動の大きさは地震動強さ λ_E を用いて表す。 $\lambda_E = 1.0$ の最大入力加速度は 110.35cm/s^2 である。地震応答解析を用いた空間構造物の設計では 25kine 相当の地震動に対し弾性設計を行うことが多い^{14,26)}。このため本章での形状最適化ならびに断面算定において用いる地震荷重の大きさは、25kine 相当の地震動からなる静的地震荷重として $\lambda_E = 2.5$ を考慮する。地震応答解析より得られる結果のうち、①層せん断力が最大となる時刻 T_{Base} 、②水平加速度が最大となる時刻 T_{Hacc} 、③鉛直加速度が最大となる時刻 T_{Vacc} の 3 つの時刻を求め、この時刻の加速度分布に節点質量を乗じたものを静的地震荷重(EQX1~EQX3, EQXY1~EQXY3)とする。ここ

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

で、初期形状のラチスシェルの固有周期は $T_1=1.41s$ であり、 $\lambda_E=1.0$ のとき X 方向入力時のベースシア係数は $C_0=0.14$ となった。

なお、固定荷重および地震荷重はラチスシェルの形状の変化によりそれらの分布が変化することが予想されるが、形状最適化中の荷重の変化は考慮しない。なお、ラチスシェルの形状の変化により地震荷重の分布はやや変化するものの、形状最適化により得られる形状は大きく変化しないことを確認している。

表 4.2 荷重組み合わせ条件

l	概要
1	DLx1.5
2	DL±EQX1(層せん断力が最大となる時刻 T_{Base} を基に作成) DL±EQX2(水平加速度が最大となる時刻 T_{Hacc} を基に作成) DL±EQX3(鉛直加速度が最大となる時刻 T_{Vacc} を基に作成) 上記のうち部材毎に最大曲げ応力度，軸応力度を考慮する
3	DL±EQXY1(層せん断力が最大となる時刻 T_{Base} を基に作成) DL±EQXY2(水平加速度が最大となる時刻 T_{Hacc} を基に作成) DL±EQXY3(鉛直加速度が最大となる時刻 T_{Vacc} を基に作成) 上記のうち部材毎に最大曲げ応力度，軸応力度を考慮する

4.2.4. 形状最適化結果とその応力性状

目的関数の値の推移を図 4.2 (a)に、得られた探索形状と初期形状の比較を図 4.2 (b)および(c)に示す。また、形状の比較のため図 4.2 (b),(c)には同じサイズの球殻形状の節点位置も示す。目的関数の値は大幅に減少し、450step 以降でわずかに振動する。そこで 500step で解析を打ち切りもっとも目的関数の小さい step の形状を探索形状とした。第2章の固定荷重のみに対して形状最適化した形状では自由境界辺の節点位置が高い形状となるが、地震荷重を考慮した探索形状は、自由境界辺 ABC や ADG の節点位置が初期形状や球殻形状より低く、外周部に近い箇所曲率が大きくなる。頂部の節点位置に注目すれば、球殻よりもドームの頂部の曲率が小さくなることがわかる。

初期形状と探索形状に関して、固定荷重 DL に対する応力度を図 4.3-1 に、初期形状に対して求めた静的地震荷重 EQX3 に対する応力度図を図 4.3-2 にそれぞれ示す。固定

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

荷重、地震荷重ともに形状最適化により全体的に曲げ応力度が大幅に減少し、固定荷重と地震荷重を考慮した形状最適化法の有用性が確認できる。ただし、固定荷重を作用させたときのラチスシェル頂部や、地震荷重を作用させたときの B 点付近などに局所的に応力度が初期形状よりも大きくなる場所も確認できる。利用した形状最適化手法は初期値依存性があるものの、大幅に力学特性が改善されたことから以後、この構造物に対して議論をすすめる。

固定荷重下の軸力分布では、ラチスシェルの中央では圧縮軸力のみ発生する。一方、自由境界辺の端部周辺では斜材に大きな圧縮軸力が発生し、これにつりあうように格子部材に引張軸力が生じ、自由境界辺の中央周辺(点 B, D 周辺)では圧縮軸力の発生が極めて少ない。

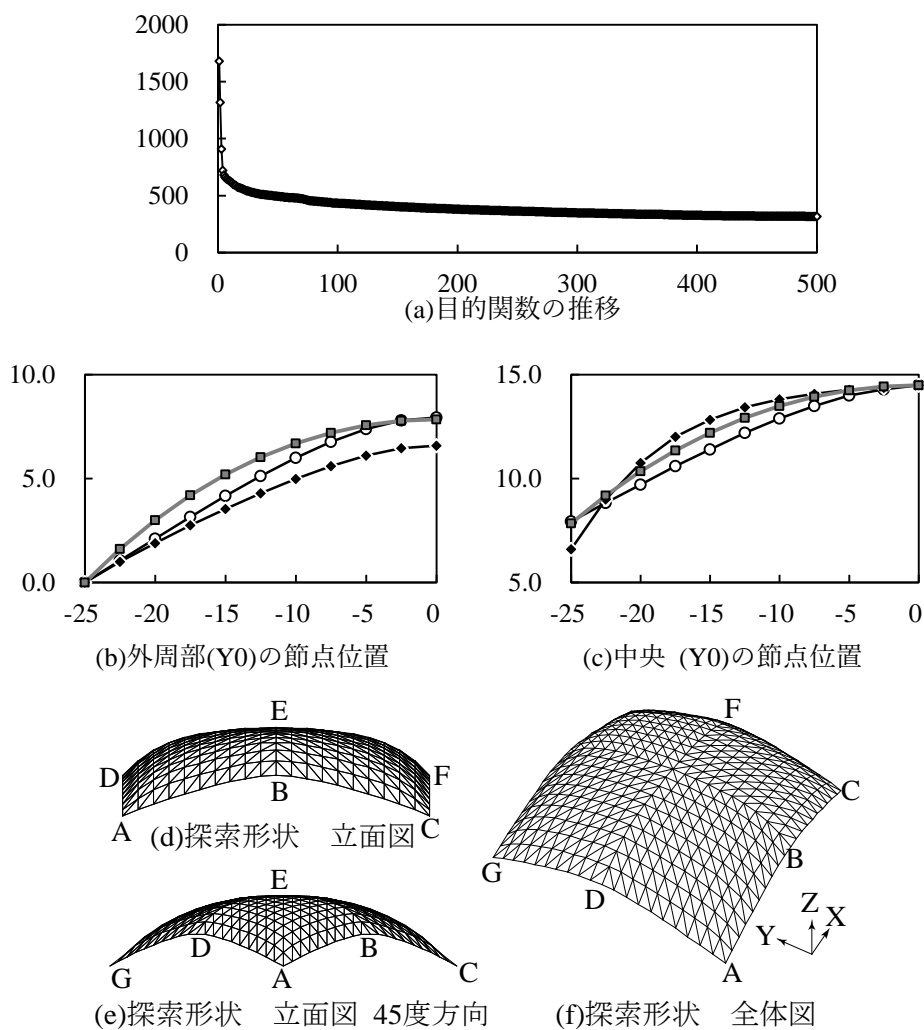


図 4.2 形状最適化結果

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

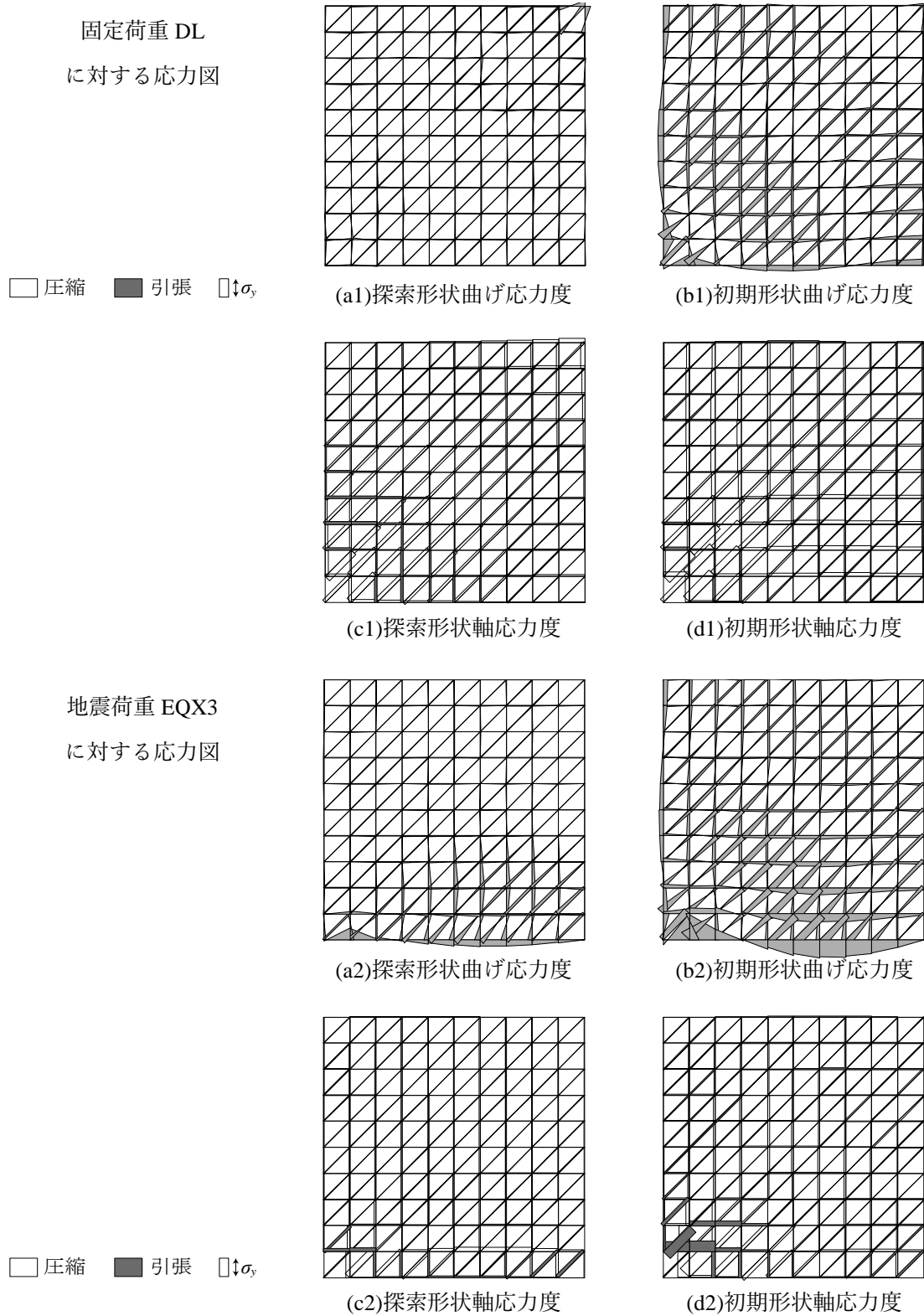


図 4.3 DL と EQX3 に対する応力度図

(a1~d1 : DL に対する応力度図, a2~d2 : EQX3 に対する応力度図)

4.3. 断面算定

前述の探索形状に対する線形弾性解析結果から、当該構造物は局所的な応力集中が確認できるため、軸力と曲げを考慮した断面算定を行う。断面算定では、文献⁹⁾では円筒ラチスシェルの斜材や水平材と行った種類毎に断面を決定することが考えられる。また、形状最適化時に断面も同時に最適化する同時最適化手法の利用も考えられる。しかし、自由曲面ラチスシェルの構造特性を分析することに主眼を置くため、ここでは、後述の方法で断面を一度更新する。自由境界辺の部材の断面算定法の構築や、部材断面と形状の同時最適化手法は今後の課題としたい。

断面算定での荷重条件として、探索形状に対して表4.1の断面（断面算定前）を用いて地震応答解析を実施し、4.2.3節の地震荷重作成法に従って地震動強さ $\lambda_E=2.5$ の地震荷重を作成し、表4.2の荷重の組み合わせを設計荷重として使用する。

4.3.1. 許容圧縮応力度

許容圧縮応力度はラチスシェルの座屈を考慮して定める。全ての部材のうち、最も圧縮軸応力度の大きい部材を特定部材(m)と定義し、特定部材の正規化細長比 $A_{e(m)}$ を式(4.3)より求める。ここで、断面算定用の弾性座屈荷重低減係数 α_0 は0.5を用いる。許容圧縮応力度は日本建築学会鋼構造設計規準式(4.4)を用いて求め、断面算定での検定式(4.5)を満たす断面を求める。

$$A_{e(m)} = \sqrt{\frac{N_{y(m)}}{\alpha_0 N_{cr(m)}^{lin}}} \quad (4.3)$$

$$\frac{N_{cr}}{N_{y(m)}} = \begin{cases} \frac{1-0.24A_{e(m)}^2}{1+\frac{4}{15}A_{e(m)}^2} & \text{for } A_{e(m)} \leq 1.29 \\ \frac{9}{13A_{e(m)}^2} & \text{for } A_{e(m)} \geq 1.29 \end{cases} ; \quad \begin{cases} \sigma_{cr(m)}^{el} = \frac{\sigma_y}{A_{e(m)}^2} \\ \sigma_{cr(m)} = \frac{N_{cr}}{A_{(m)}} \end{cases} \quad (4.4)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{N_{(i)}}{\sigma_{cr(m)} A} \pm \frac{M_{(i)}}{Z_{(i)} \sigma_y \left(1 - \frac{N_{(i)}}{\sigma_{cr(m)}^{el} A_{(i)}}\right)} \leq 1 \quad \text{圧縮軸力の場合} \\ \frac{N_{(i)}}{A_{(i)} \sigma_y} \pm \frac{M_{(i)}}{Z_{(i)} \sigma_y} \leq 1 \quad \text{引張軸力の場合} \end{array} \right. \quad (4.5)$$

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

なお、式中の添字(i)は断面を算定する任意の部材 i を指す。例えば $A_{(i)}$ は部材 i の断面積である。

式(4.5)の左辺第2項の分母には部材に軸力と曲げが作用する際の幾何非線形による曲げ応力度の増幅項が考慮されている。ラチスシェルの幾何形態によっては、シェル全体の幾何非線形性の影響を受け、曲げ応力が大きく増加する場合がある^{10,27)}。このラチスシェルの曲げ増幅を考慮し、かつ、過度な軸応力度を回避するために、式(4.6)を考慮する。ここで式(4.5)および(4.6)中の N , M は断面算定用の荷重に対する発生応力（線形弾性解析）である。式中の $\sigma_{cr(m)}^{el}$ は式(4.3)の $A_{e(m)}$ を用いて定める弾性座屈応力度、 $\sigma_{cr(m)}$ は式(4.4)の N_{cr} から定める許容圧縮応力度である。なお、式(4.7)の $N_{cr(m)}^{lin}$, $N_{cr(m)}^{el}$, $N_{cr(m)}$ は、それぞれ、座屈解析から得られた座屈荷重を軸力に換算した線形座屈軸力、弾性座屈軸力、圧縮強度である。

$$\frac{N_{(i)}}{\sigma_{cr(m)}^{el} A_{(i)}} \leq 0.5 \quad (4.6)$$

$$\begin{aligned} N_{cr(m)}^{lin} &= \lambda_1^{lin} N_{0(m)} \\ N_{cr(m)}^{el} &= \lambda_{cr}^{el} N_{0(m)} = \alpha_0 \lambda_{cr}^{lin} N_{0(m)} \\ N_{cr(m)} &= \lambda_{cr}^{elpl} N_{0(m)} \end{aligned} \quad (4.7)$$

式(4.5)による断面算定の計算では、外径を保持して部材管厚を 0.1mm 刻みで更新する。また、応力上、極端に薄い部材が発生するため外径 D を用いて、 $t > D/50$ の管厚制限を設ける。

4.3.2. 断面算定結果

管厚分布を図4.4に示す。最大管厚はそれぞれ、外周部材で 10.2mm、格子部材で 5.5mm、斜材で 6.0mm となった。第2章で固定荷重に対して形状最適化された同じ規模、同じ部材で構成する自由曲面の場合、軸力のみを考慮して断面算定し、その結果（図2.5）、斜材の最大管厚は 20.5mm となる。この値に比べると今回の断面算定では斜材の管厚が大幅に減少する。これは、地震荷重を形状最適化時に考慮することで得られる曲面形状が大きく変化し、地震時の応力の発生が抑えられたことが原因と考えられる。

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

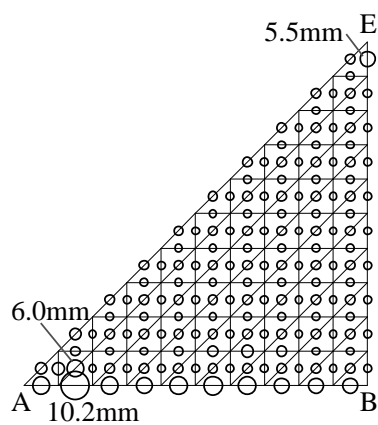


図 4.4 管厚分布図

4.4. 固定荷重に対する座屈性状

4.4.1. 線形座屈荷重および座屈モード

断面算定された自由曲面ラチスシェルに対して線形固有値解析を行い、固定荷重に対する k 次の線形座屈荷重倍率 λ_k^{lin} を求める。また、弾性座屈荷重の下限値を与えるとされる Reduced Stiffness 座屈荷重解析(以後 RS 座屈解析)²⁸⁾から RS 座屈荷重倍率 λ_k^* を求める。ここで1次の線形座屈荷重倍率 λ_1^{lin} に対する k 次の RS 座屈荷重倍率 λ_k^* を RS 座屈荷重低減率 α_0^* と定義する。

$$\alpha_0^* = \lambda_k^* / \lambda_1^{lin} \quad (4.8)$$

図 4.5 に座屈モード形状、表 4.3 に λ_k^{lin} , λ_k^* および, α_0^* の値を示す。これらの座屈モードは全体座屈モードに相当し、大きく分けて、(1)内部に大きな座屈波形が見られるモード($k=1,5$), (2)外周部にのみ座屈波形が見られるモード($k=3,7$), (3)内部と外部ともに座屈波形が見られるモード($k=8,9$)が見られる。また、高次の座屈モードになるほど半波数が多くなる傾向がある。

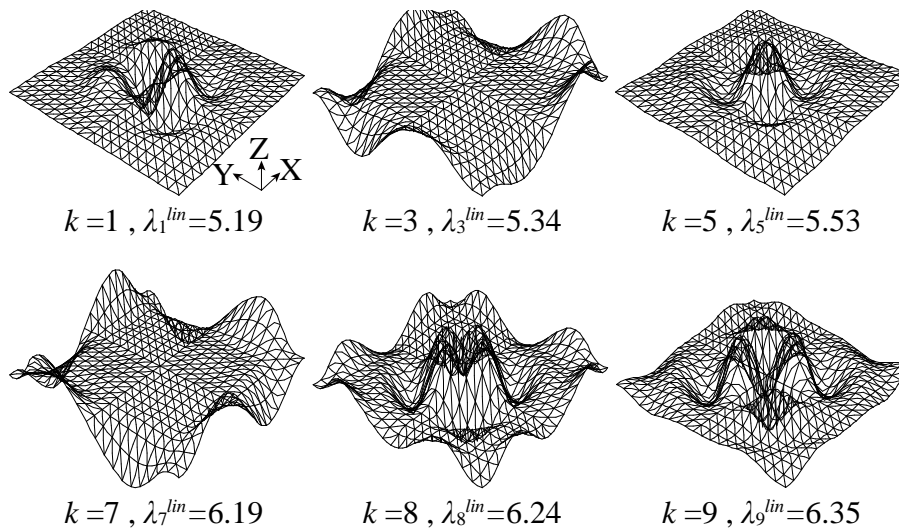


図 4.5 座屈モード

表 4.3 線形座屈荷重倍率およびRS座屈荷重倍率

k	λ_k^{lin}	λ_k^*	α_0^*
1,2	5.19	2.91	0.56
3,4	5.34	3.42	0.66
5	5.53	2.46	0.47
7	6.19	3.88	0.75
8	6.24	3.98	0.77
9	6.35	3.70	0.71

4.4.2. 弾性及び弾塑性座屈荷重と形状初期不整の影響

弾性および弾塑性座屈解析から固定荷重に対する弾性座屈荷重の倍率 λ_{cr}^{el} および弾塑性座屈荷重(以後, 耐力と呼ぶ)倍率 λ_{cr}^{elpl} を求める。なお, 解析法は第2章, 第3章と同じであり, 部材は両端バネモデルを用いて部材の塑性化を考慮する。部材端のバネは降伏条件式(4.9)を満たして塑性流動するものを仮定する。本章では, 図4.5に示す6つの座屈モード比例型初期不整を考慮する。最大初期不整振幅の絶対値 w_{i0} は50mm, 100mm, 150mm を考慮する。なお, $w_{i0}=50\text{mm}$ はスパンの1/1000である。また, $k=5,8,9$ の座屈モードは対称形状のため, 初期不整の与え方の正負により座屈荷重, 耐力が変化する。ここでは, 座屈荷重, 耐力が小さい値を採用する。ここで, 弾性座屈荷重低減係数 α_0 は式(4.10)で計算する。

$$\left(\frac{N}{N_y}\right)^2 + \sqrt{\left(\frac{M_y}{M_p}\right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_p}\right)^2} = 1.0 \quad (4.9)$$

$$\alpha_0 = \lambda_{cr}^{el} / \lambda_1^{lin} \quad (4.10)$$

表4.4に λ_{cr}^{el} および α_0 を示す。 $w_{i0}=50\text{mm}$ のとき, 弾性座屈荷重は $k=1$ で最も小さく, α_0 は0.55である。初期不整振幅 w_{i0} を大きくすると, $k=5$ の初期不整分布で座屈荷重は敏感に低下し, $w_{i0}=100\text{mm}$ のとき α_0 は0.36, $w_{i0}=150\text{mm}$ のとき α_0 は0.25となり, RS座屈解析における $\alpha_0^*=0.47$ を大きく下回る。これは, 弾性座屈性状が初期不整の大小により変化することを示す。

図4.6に w_{i0} と α_0 の関係を示す。弾性座屈荷重はシェル内側に大きな初期不整振幅を与えた場合($k=1,5$)に大きく低下し, 外周部に大きな初期不整振幅を与えた場合($k=3,7$)で

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

は弾性座屈荷重の低下は小さい。つまり、外周部よりも内部の座屈の可能性の高いことを示している。前述のように固定荷重時、自由境界辺に直交する格子部材に引張軸力が作用している。この格子部材が自由境界辺の座屈拘束として作用していると考えられる。一方、シェル中央では圧縮軸力が支配的となり、圧縮軸力が大きいシェル中央の部材に初期不整による曲げが入ることで、早期に座屈が発生すると考えられる。

弾塑性座屈荷重倍率 λ_{cr}^{elpl} を表 4.5 に示す。最大初期不整振幅の値が同じでも、 α_0 が小さくなる初期不整分布形状を考慮した場合に λ_{cr}^{elpl} も小さくなる傾向が全体的に見られ、 $w_{i0}=50\text{mm}$ において $k=1$ のとき $\lambda_{cr}^{elpl}=2.25$ 、 $w_{i0}=100, 150\text{mm}$ においては $k=5$ のとき $\lambda_{cr}^{elpl}=1.75, 1.29$ の値を取る。1.5 倍の固定荷重を許容応力度設計時に考慮したものの、 $w_{i0}=150\text{mm}$ では、 λ_{cr}^{elpl} は 1.5 を下回る場合がある。これは、断面算定用として仮定した $\alpha_0(=0.5)$ より、解析から得られる $\alpha_0(=0.25)$ が非常に小さいことに起因している。

表 4.4 弾性座屈荷重倍率 λ_{cr}^{el} ()内は座屈荷重低減率係数 α_0

k	w_{i0} [mm]			
	0	50	100	150
1	4.46 (0.86)	2.83 (0.55)	2.25 (0.43)	1.97 (0.38)
3		4.27 (0.82)	4.19 (0.81)	4.11 (0.79)
5		3.27 (0.63)	1.87 (0.36)	1.31 (0.25)
7		4.46 (0.86)	4.46 (0.86)	4.46 (0.86)
8		3.60 (0.69)	2.82 (0.54)	2.24 (0.43)
9		3.16 (0.61)	2.67 (0.51)	2.84 (0.55)

表 4.5 弾塑性座屈荷重倍率 λ_{cr}^{elpl}

k	w_{i0} [mm]			
	0	50	100	150
1	2.76	2.25	1.87	1.62
3		2.62	2.64	2.48
5		2.43	1.75	1.29
7		2.82	2.78	2.66
8		2.42	2.04	1.82
9		2.44	1.98	1.76

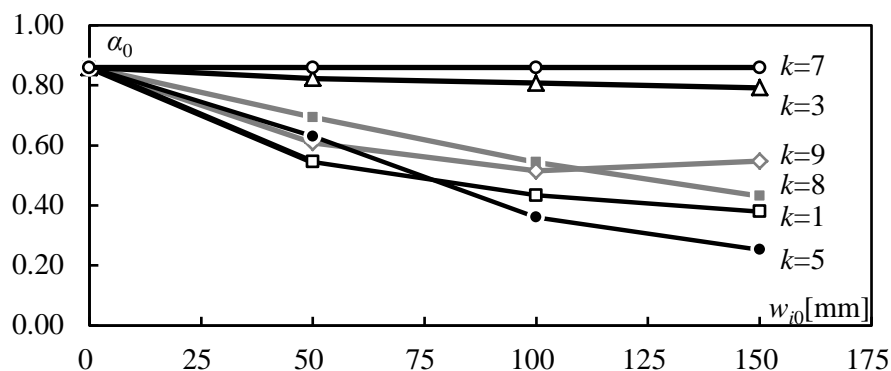


図 4.6 w_{i0} と α_0 の関係

4.4.3. 荷重変位関係と崩壊メカニズム

座屈解析における荷重と変位の関係を図 4.7 に示す。同図では節点 E における鉛直下向き変位と注目節点の初期不整量の和を横軸としている。弾塑性座屈解析における荷重変位関係を実線、弾性座屈解析から得られる荷重変位関係を破線で示す。最大耐力時の塑性ヒンジの様子を図 4.8 に示す。本章の解析モデルでは、初期不整の有無にかかわらず、シェル中央の節点 E に接続する格子部材が最初に塑性化する。その後、完全形状では、①支持部付近の斜材に塑性ヒンジが発生し、耐力に至る。一方、初期不整振幅 $w_{i0}=50\text{mm}$ ($k=1$ の線形座屈モード比例型分布) を考慮した場合は、②中央に塑性ヒンジが発生し、シェル中央の変形が進行する。この場合、最大耐力時に特定部材に塑性ヒンジは発生しない。他の形状初期不整を考慮した場合も塑性ヒンジの発生位置にばらつきがあるものの、概ねこの二つの崩壊メカニズムに大別できる。前述のように、当該構造物の格子部材は、固定荷重に対して中央で圧縮力が大きくなるが、シェル中央の斜材の圧縮力は比較的小さく、塑性ヒンジが発生した後に応力の再分配による耐力上昇が起きる。その後、初期不整の与え方によって挙動にばらつきはあるが、耐力は、①支持部付近の部材、②シェル中央の部材のどちらかの塑性化により決定すると言える。

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

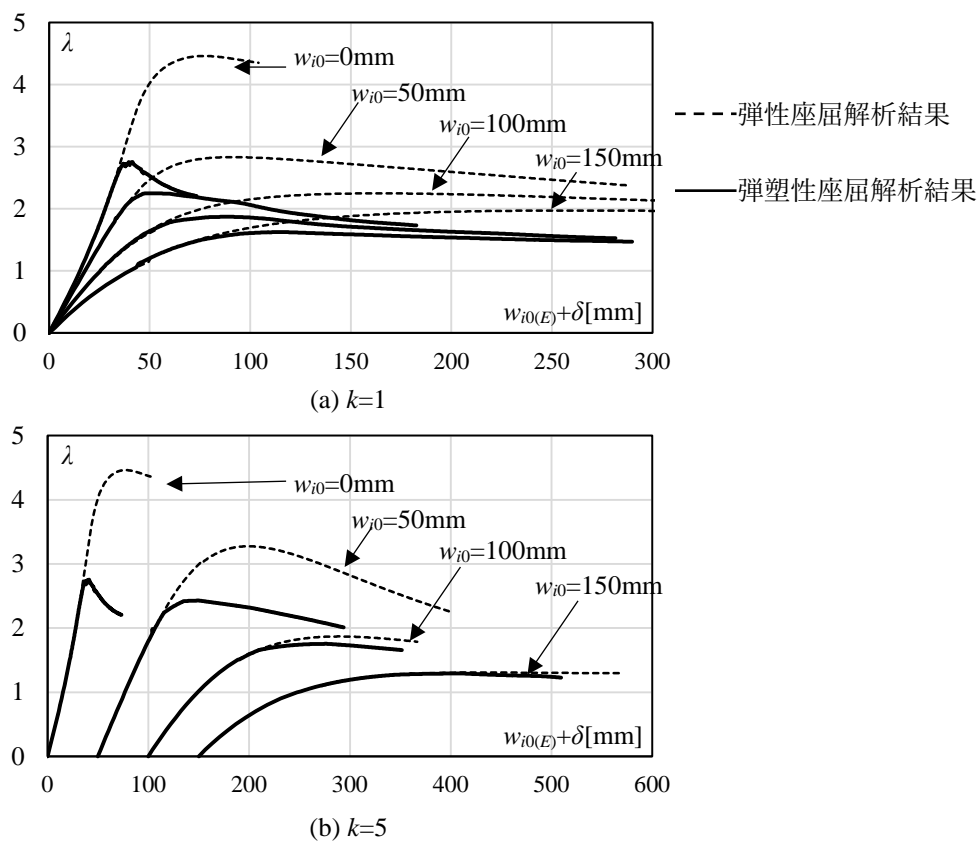


図 4.7 ドーム中央（節点 E）の荷重変位関係
 実線：弾塑性座屈解析結果，破線：弾性座屈解析結果

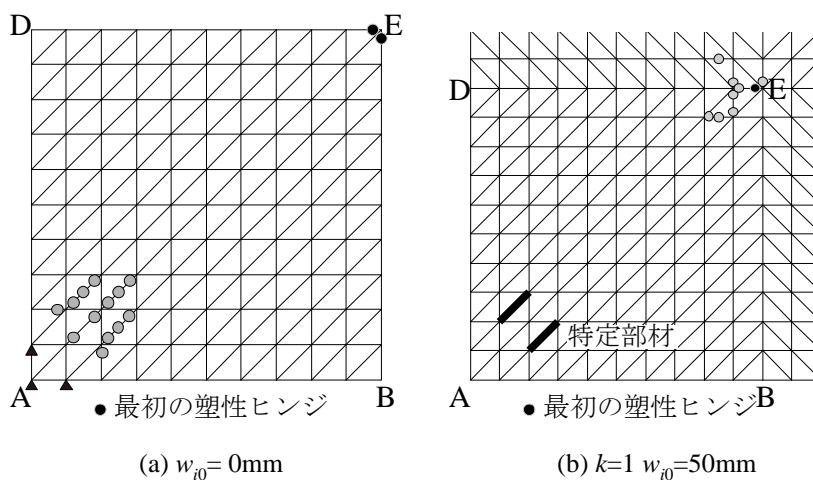


図 4.8 最大耐力時の塑性ヒンジの分布図

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

シェル中央の最初に塑性ヒンジが発生する点での軸力 N と曲げモーメント M の関係を図 4.9 に示す。また、同図には初期不整を考慮しない場合の特定部材の N - M 関係もあわせて示す。なお、 M は $M = \sqrt{M_y^2 + M_z^2}$ として計算している。初期不整を考慮した場合では、初期不整振幅 w_{i0} が大きくなるほど、部材に発生する曲げモーメントの割合が大きくなることがわかる。ただし、初期不整を考慮しても、降伏曲面に達するまでの N - M 関係はほぼ線形であり、中央部では曲げ増幅の影響が小さい構造物であるといえる。4.3 節の断面算定で考慮した曲げ増幅の影響を議論するためには、異なる網目や、曲げ増幅の影響が大きくなると考えられる低ライズのラチスシェルに対し追加検討が必要である。また、式(4.2)を用いて、部材の曲げモーメントをできるだけ抑えた形状ではあるが、前述のように中央の部材には比較的大きな曲げモーメントが発生しているため、このような部分的な曲げモーメントの発生を抑制した形状最適化が必要といえる。

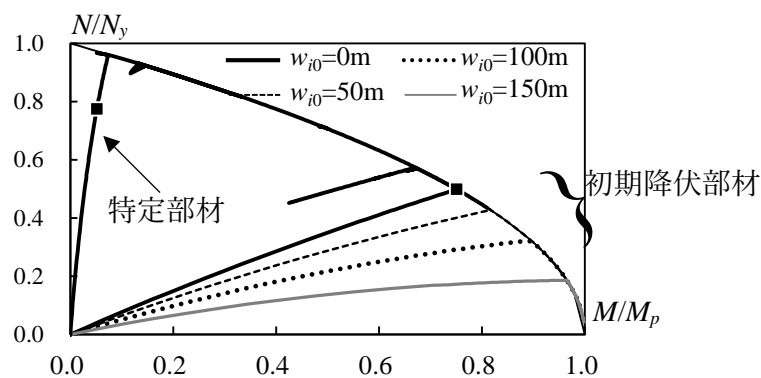


図 4.9 N-M 相関図 ($k=1$) ■は初期降伏点

4.4.4. 耐力推定

前述のようにシェル中央の格子材に局所的な曲げモーメントが発生するものの、図 4.9 に示すように特定部材の曲げモーメントの発生は少なく、初期降伏後も N - M 関係はほぼ線形である。このため、自由曲面ラチスシェルの耐力を特定部材の特性から推定する方法を、まず検討する。耐力の推定にあたり鋼構造設計規準式(4.3)を用いる。特定部材の位置は図 4.8-(b)に示す。ラチスシェルの耐力を柱の圧縮強度¹⁴⁾として換算した圧縮強度を縦軸にとり、これを図 4.10 に示す。横軸の正規化細長比 λ は、特定部材(m)の圧縮軸力から式(4.3)で計算する。この方法に加え、幾何線形で材料非線形を考慮した解析から塑性ヒンジが最初に現れる荷重を求め、この時点の荷重から初期降伏荷重倍率 λ_y

を求め、正規化細長比 A_S を計算する式(4.12)の方法²⁹⁾も検討する。

$$A^2 \left(\frac{N_{cr}}{N_y} \right) + \left(\frac{N_{cr}}{N_y} \right)^2 = 1.0 \quad (4.11)$$

$$A_S = \sqrt{\frac{\lambda_y}{\alpha_0 \lambda_1^{lin}}} \quad (4.12)$$

なお、降伏荷重倍率 λ_y は、式(4.9)の降伏条件を最初に満たす荷重とする。また、同図には、既往の幾何曲面ラチスシェルに対して耐力評価式として用いられてきた修正 Dunkerley 式(4.11)もあわせて示す。なお、同じ w_{i0} に対して初期不整分布形状として利用した図 4.5 の 6 個のモードの結果をあわせて示している。本章で対象とした構造物は、ラチスシェルの特定部材に最初の塑性ヒンジは発生しないため、式(4.12)で得られる正規化細長比 A_S は式(4.3)から得られる $A_{e(m)}$ より小さくなる。正規化細長比の計算結果を表 4.6 に示す。なお、式(4.3)および式(4.12)の式中 α_0 には弾性座屈荷重の各 w_{i0} に対する下限値を用いて計算した。

鋼構造設計規準式と修正 Dunkerley 式による、それぞれの初期不整振幅に対する耐力の最小値を圧縮強度 N_{cr} に換算し、この換算値を鋼構造設計規準式(4.3)および修正 Dunkerley 式で推定した耐力 $estN_{cr}$ と比較し、これを表 4.7 に示す。なお、正規化細長比に A_S を用いた場合と $A_{e(m)}$ を用いた場合も比較する。

図 4.10 および表 4.7 より、 A_S による耐力評価が $A_{e(m)}$ を用いた場合よりも精度が高い事がわかる。また、修正 Dunkerley 式の方が、やや鋼構造設計規準式より精度が高いといえる。

初期不整が小さい場合、図 4.8 に示すように、構造物は塑性ヒンジが入った後に耐力上昇が発生する。これにより、数値解析の結果は推定値よりもやや高くなるが、概ね全てのケースで安全側の耐力評価ができる。当該構造物の α_0 は、球殻ドームなどと同様の傾向を示し、初期不整が大きくなると低下するものの、弾性座屈解析から適切な α_0 を求めて適用すれば、この種のラチスシェルに対しても耐力評価が可能である。

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

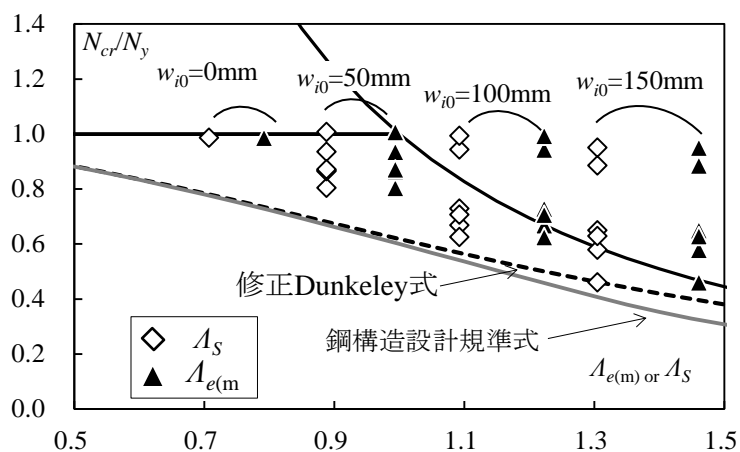


図 4.10 正規化細長比による耐力評価

表 4.6 正規化細長比の計算

	$w_{i0}[\text{mm}]$			
	0	50	100	150
λ_y	2.23			
α_0	0.86	0.55	0.36	0.25
$A_{e(m)}$ 式(4.4)	0.79	0.99	1.22	1.46
A_S 式(4.12)	0.71	0.89	1.10	1.30

表 4.7 $N_{cr}/estN_{cr}$ の比較

		$w_{i0}[\text{mm}]$			
		0	50	100	150
鋼構造設計規準式	$A_{e(m)}$	1.36	1.33	1.36	1.42
	A_S	1.27	1.20	1.16	1.13
修正 Dunckerley 式	$A_{e(m)}$	1.34	1.25	1.42	1.17
	A_S	1.26	1.10	1.13	0.998

4.5. 地震動に対する耐震性能

4.5.1. 解析法と解析条件

固定荷重を作用させ、その後、地震動を作用させて、ラチスシェルの幾何非線形性、材料非線形性を考慮した時刻歴応答解析(以後、弾塑性地震応答解析と呼ぶ)を実施する。減衰マトリクスはレーリー減衰 ($h=2\%$) を1次固有周期 0.771s と 0.1s に仮定する。数値積分法には Newmark- β 法($\beta=1/4$)を採用し、地震動の継続時間は 50 秒とする。地震動の入力方向は、X 方向および XY 方向の2種類を考慮し、入力地震動は 2.5.1 節に示した地震動の中から、位相特性が El-Centro(1940)波の NS 成分、Taft(1952)波の EW 成分、神戸海洋気象台(1995)NS 成分(それぞれ、El-Centro NS Taft EW Kobe NS と表記する)の3波を用いる。図 4.11 に使用する地震動の地震動強さ $\lambda_E=1.0$ に対応する応答スペクトルを示す。2.5.1 節に示したように、損傷限界レベルの地震動が地震動強さ $\lambda_E=1.0$ に対応する。本節では λ_E を 0.5 刻みに変えて解析を行う。ただし、最初に塑性ヒンジが入る地震動強さ(以後、初期降伏地震動強さ λ_{Ev} と呼ぶ)については λ_E を 0.1 刻みに変えて求める。なお、弾塑性地震応答解析では形状初期不整は考慮しない。

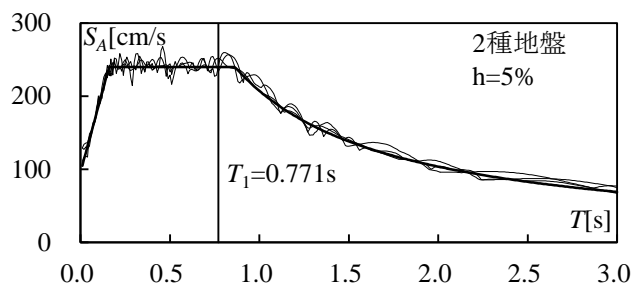


図 4.11 $\lambda_E=1$ の加速度応答スペクトル

4.5.2. 固有振動解析

固有振動解析から得られた1次振動モードを図 4.12 に示す。1次振動モードでは、自由境界辺で Z 方向に大きな振幅が見られ、半波数は 2 となる。自由境界辺の成分が大きく、内部のラチスシェル部分の振動成分は相対的に小さい。1次モードの有効質量比は 15% 程度になり、 0.1s までの有効質量比の総和は 85% 程度になる。また、 $0.771\text{s}\sim 0.1\text{s}$ の間に有効質量比が 15% より大きなモードがないことを確認している。

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

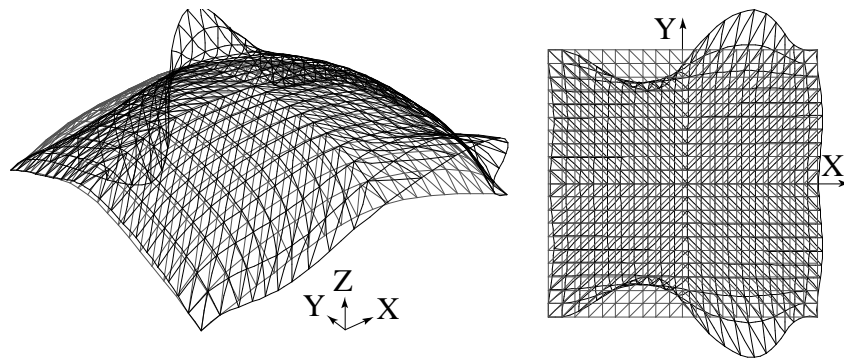


図 4.12 1次振動モード

4.5.3. 応答変位性状

入力地震動3波の $\lambda_E=1.0$ に対するベースシア（地震応答解析中の最大値）、初期降伏地震動強さ λ_{Ey} 、および $\lambda_E=5.0$ における最大鉛直変位を表4.8に示す。 λ_{Ey} は平均値で見ればX方向で $\lambda_{Ey}=2.6$ 、XY方向で $\lambda_{Ey}=3.3$ となり、断面算定時に考慮した地震荷重レベル $\lambda_E=2.5$ で弾性範囲にある自由曲面ラチスシェルが設計できたと判断できる。 $\lambda_E=5.0$ において最も変位が大きいのは、Taft EW波をX方向に入力したときである。また図4.13より、地震動強さと最大鉛直変位の関係は概ね線形であること、そして、XY方向にくらべ、X方向に地震動を入力した解析ケースにおいて変位が大きくなり、早期に塑性ヒンジが発生することがわかる。このため、後述の塑性回転角の分析はX方向入力の解析結果について行う。

表 4.8 C_0 、 λ_{Ey} および δ_{max}

		El-Centro NS	Taft EW	Kobe NS	平均
C_0		0.180	0.150	0.165	0.165
λ_{Ey}	X 方向	2.4	2.6	2.8	2.6
	XY 方向	2.9	3.3	3.6	3.3
δ_{max} ($\lambda_E=5.0$)	X 方向	332mm	392mm	367mm	364mm
	XY 方向	290mm	301mm	270mm	287mm

第 4 章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

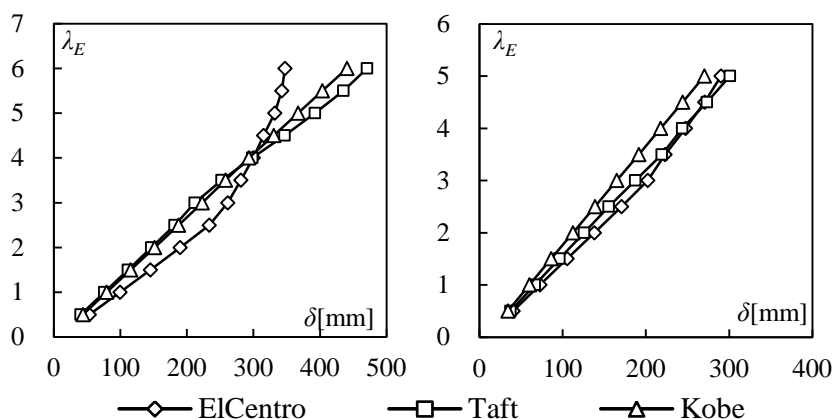


図 4.13 地震動強さ λ_E と最大鉛直変位の関係

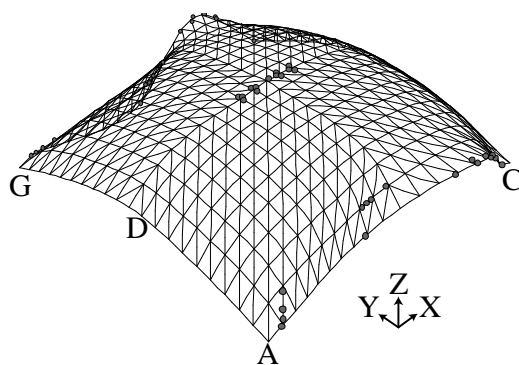


図 4.14 変形図

$\lambda_E=5.0$, Taft EW 波における最大変位の発生時刻における変位図を図 4.14 に示す。固有振動モードとよく似た、自由境界辺に半波数 2 の変位場が確認できる。自由境界辺 ABC (Y0 通り) とシェル中央の DEF (Y10 通り) を通る節点の最大変位の絶対値を図 4.15 に示す。図中の破線は断面算定時の地震荷重 EQX1~EQX3 (ただし大きさは $\lambda_E=1.0$ 相当) と固定荷重 DL を作用させた時の最大変位である。本章で設定した静的地震荷重は $\lambda_E=1.0$ の地震応答解析の変位モードとおおむね対応していることがわかる。最大鉛直変位が発生する節点は地震動の入力方向、位相特性によって変化するものの、すべての解析ケースに共通して自由境界辺上に発生する。そして、水平方向の変位よりも鉛直方向の変位が大きくなる傾向がある。この傾向は図に示していない El-Centro NS, Kobe NS 波についても同様である。自由境界辺にくらべ中央の鉛直変位は小さいものの、一点鎖線で示した中央線から部材 1 本分離れた位置で比較的大きな鉛直変位が生じる。図 4.15(a) に示す J 点はすべての節点において最も変位が大きくなる節点である。J 点の時刻歴変位を図 4.16 に示す。 $\lambda_E=5.0$ において 16s 近辺で最大変位の 392mm となり、その

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

後 20s までの間に塑性化により残留鉛直変位が漸次増大する。392mm は、スパンに対し約 130 分の 1 となり、非常に大きな変位となるものの、地震動の入力終了後の変位はスパンの約 600 分の 1(80mm 程度)に収束し、応答の多くが弾性成分で占められる。地震動入力後の時刻 80s の変位図を図 4.17 に示す。最大鉛直変位が発生する J 点と、Y1 通りの格子部材の部材中央で残留変位が大きく見られる。

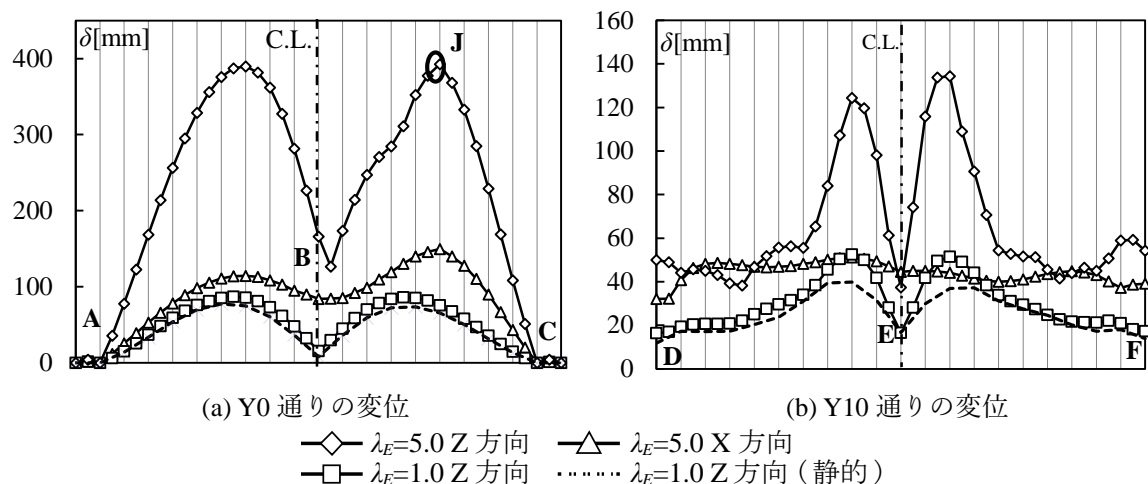


図 4.15 時刻歴応答解析による変位 (絶対値)

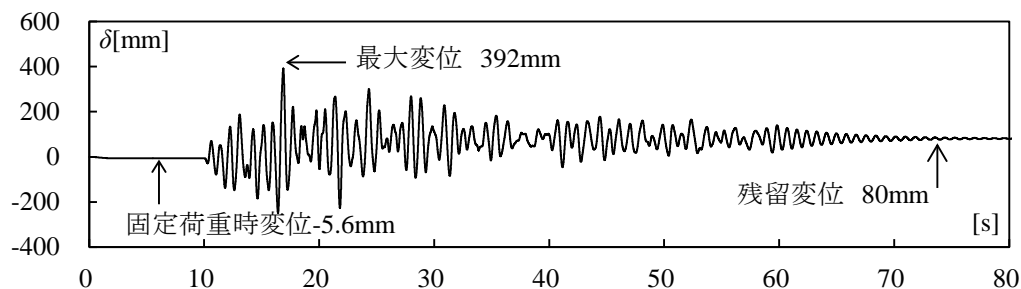


図 4.16 J 点の時刻歴応答変位 X 方向 $\lambda_E=5.0$

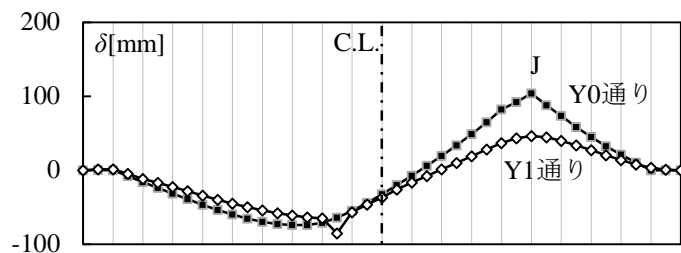


図 4.17 地震動入力後の変位 (残留変位) $\lambda_E=5.0$

4.5.4. 塑性ヒンジの分布とその $N-M$ 関係

$\lambda_E=5.0$, Taft EW 波の位相特性の模擬地震動入力時における塑性ヒンジの分布図を図 4.18 に示す。塑性ヒンジが発生する場所のうち、①支持部付近、②Y1 通り中央の格子部材、③自由境界辺の J 点付近、④ラチスシェル中央の 4 箇所注目する。それぞれ、●で示した部材端部の塑性ヒンジに注目してこの部材の $N-M$ 関係を示す。以後、 y 軸回りおよび z 軸回りの塑性回転角 θ_{yp} , θ_{zp} に注目する。ここで、この章の解析モデルでは部材軸回りの回転角 θ_x は 0 とし図 4.19 のように、 Z 軸回りの回転角 θ_1 と y 軸回りの回転角 θ_2 を用いて部材は配置する。

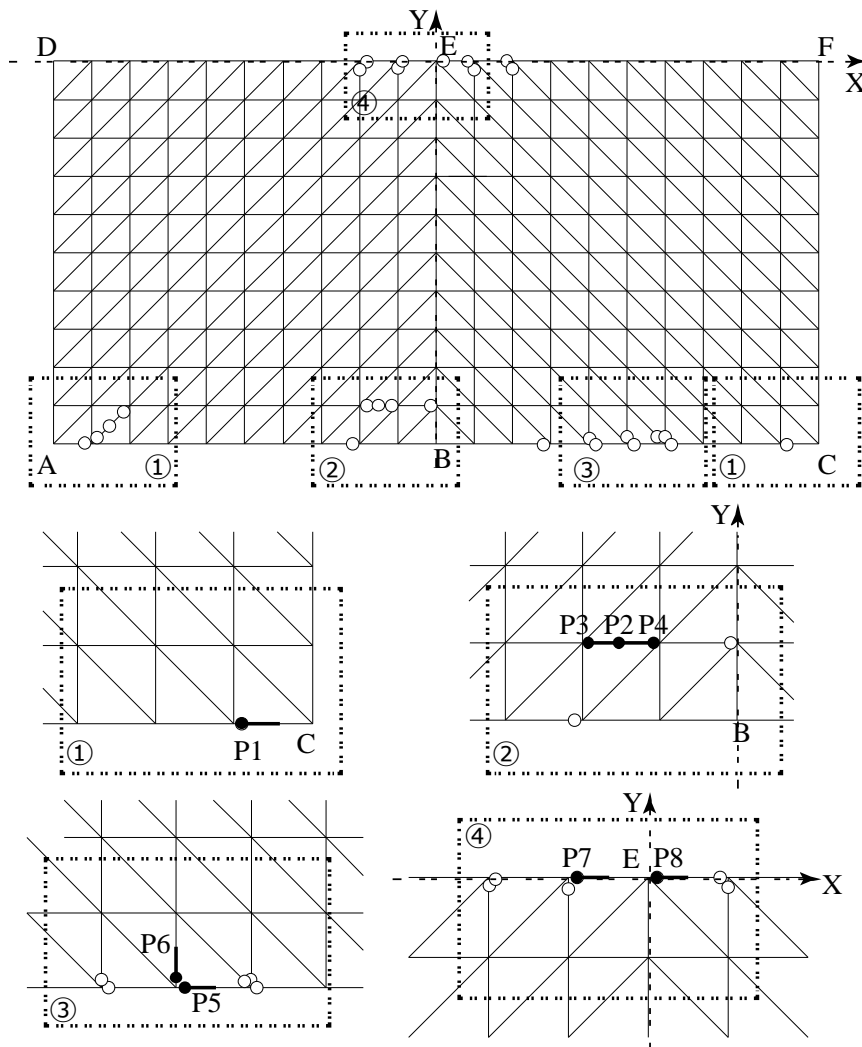


図 4.18 塑性ヒンジ分布図

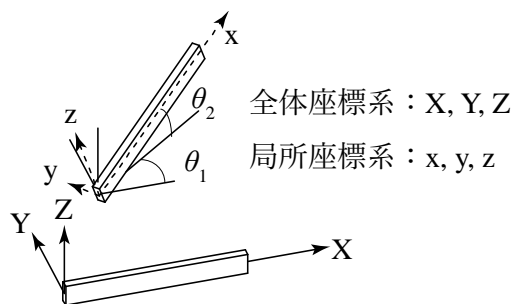


図 4.19 局所座標系の定義

①支持部付近

塑性ヒンジ P1 は、ピン支持（支持点 C）の支持節点間の部材であるため、軸力は発生せず、曲げモーメントにより部材の塑性化が起きる。なお、P1 の Y 軸対称位置（支持点 A）に構造物全体で最初に塑性ヒンジが発生する。N-M 関係を図 4.20(a)に、曲げモーメントと塑性回転角の関係を図 4.21 に示す。復元力特性より、ループを描く履歴が確認できる。部材座標系の y 軸周りの最大塑性回転角 θ_{yp} と z 軸周りの最大塑性回転角 θ_{zp} を比べると、それぞれ $\theta_{yp}=0.030\text{rad}$ と $\theta_{zp}=0.018\text{rad}$ となり、y 軸周りの成分が大きい。自由境界辺 ABC が鉛直方向（Z 軸方向）だけでなく、水平方向（Y 軸方向）にも振動するため、 θ_{zp} にも比較的大きな塑性回転角が見られる。また累積塑性回転角 $\Sigma\theta_{yp}$ 、 $\Sigma\theta_{zp}$ は $\Sigma\theta_{yp}=0.129\text{rad}$ 、 $\Sigma\theta_{zp}=0.070\text{rad}$ となる。ただし、この部材はピン支持の支点間の部材であり、軸力を保持しないため、この部材の損傷により自由曲面ラチスシェルが直接崩壊することは考えにくい。

②Y1 通り中央の格子部材

塑性ヒンジ P2 ではすべての部材の中で最も大きな塑性回転角、塑性軸ひずみが発生する。この部材の中央の塑性ヒンジを P2、両端を P3、P4 とし、その N-M 関係を図 4.20 (b)~(d)に示す。また、復元力特性を図 4.22 に示す。P2 は、 $N/N_y=0.9$ (圧縮)で断面が塑性化した後、引張側でも降伏曲面に達する。当該部材は、固定荷重による圧縮軸力が比較的少なく、地震動による軸力が大きい。このため、地震時の自由境界辺の鉛直応答により、圧縮、引張軸力が交互に作用する。初期降伏後の挙動に注目すれば、圧縮側で軸降伏した後、塑性流動により圧縮軸力は増加傾向を示した後、曲げが増幅する方向に塑性流動が起きる。この時刻で、外周部材上に塑性ヒンジ P5 が発生する。この塑性ヒンジの発生により、地震荷重に抵抗するメカニズムが変化し、塑性流動の方向が変化するものと考えられる。復元力特性からも N が P5 の塑性化まで増加することが確認できる。なお、P2 と P5 の塑性ヒンジが発生する時間差は 0.025s 程度である。

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

$\lambda_E=5.0$ の地震動強さでは、地震応答による繰返し履歴はサイクル数が少なく、最大軸歪 $\varepsilon_{max}=0.6\%$ 、累積軸歪 $\Sigma\varepsilon=0.68\%$ となる。また最大塑性回転角は y 軸周りで 0.051rad 、z 軸周りで 0.038rad となる。平均軸歪、および塑性回転角の大きさについては次節で議論する。

③自由境界辺の J 点付近

塑性ヒンジ P5 は最大鉛直変位が発生する J 点に接続する外周部材、P6 は外周部材と直交する格子部材にそれぞれ発生する。P5 と P6 の $N-M$ 関係を図 4.20 (e)と(f)にそれぞれ示す。また、P5 部材の復元力特性を図 4.23 に示す。P5、P6 とともに、地震力による曲げモーメントが卓越して大きく作用する。軸力に注目すれば、P5 は圧縮軸力、P6 は引張軸力が作用している。この P5 の最大塑性回転角は、 $\lambda_E=5.0$ のとき $\theta_{yp}=0.025\text{rad}$ 程度となる。この値は P1 や P2 に比較すれば小さい。z 軸周りの塑性回転角は $\theta_{zp}=0.019\text{rad}$ となり、P1 と同様に、自由境界辺は z 軸周りの塑性回転角も大きくなる傾向が確認できる。

④ラチスシェル中央

ラチスシェル中央の格子材に発生する塑性ヒンジ P7 と P8 の $N-M$ 関係を図 4.20 (g)と(h)にそれぞれ示す。また P7 部材の復元力特性を図 4.24 に示す。ラチスシェル中央では固定荷重に対する応力度が大きく発生する。一方、比較的、地震動による応力の発生は少なく、 $N-M$ 関係においても、線形的な挙動が見られる。その歪の大きさは P1 や P2 に較べれば極めて小さく、最大塑性回転角は $\theta_{yp}=0.26\times 10^{-2}\text{rad}$ となる。

以上より、 $\lambda_E=5.0$ の地震動に対し、当該構造物は P2 部材の軸降伏後の塑性座屈とほぼ同時に、外周部材の P5 周辺の曲げによる塑性化がはじまり、P5 部材の塑性回転角は一方向に進行し、P2 部材は履歴ループを描くように塑性変形が進行する。ここでは最大鉛直変位が最も大きくなる Taft EW 波に対する塑性ヒンジを分析したが、El-Centro NS 波、Kobe NS 波を考慮した時も、塑性ヒンジのバラつきはあるものの、最初に塑性ヒンジが発生する位置は P1 (あるいは、Y 軸に対称位置)、最も塑性ヒンジが大きくなる位置は P2 (あるいは、Y 軸に対称位置) となることを確認している。

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

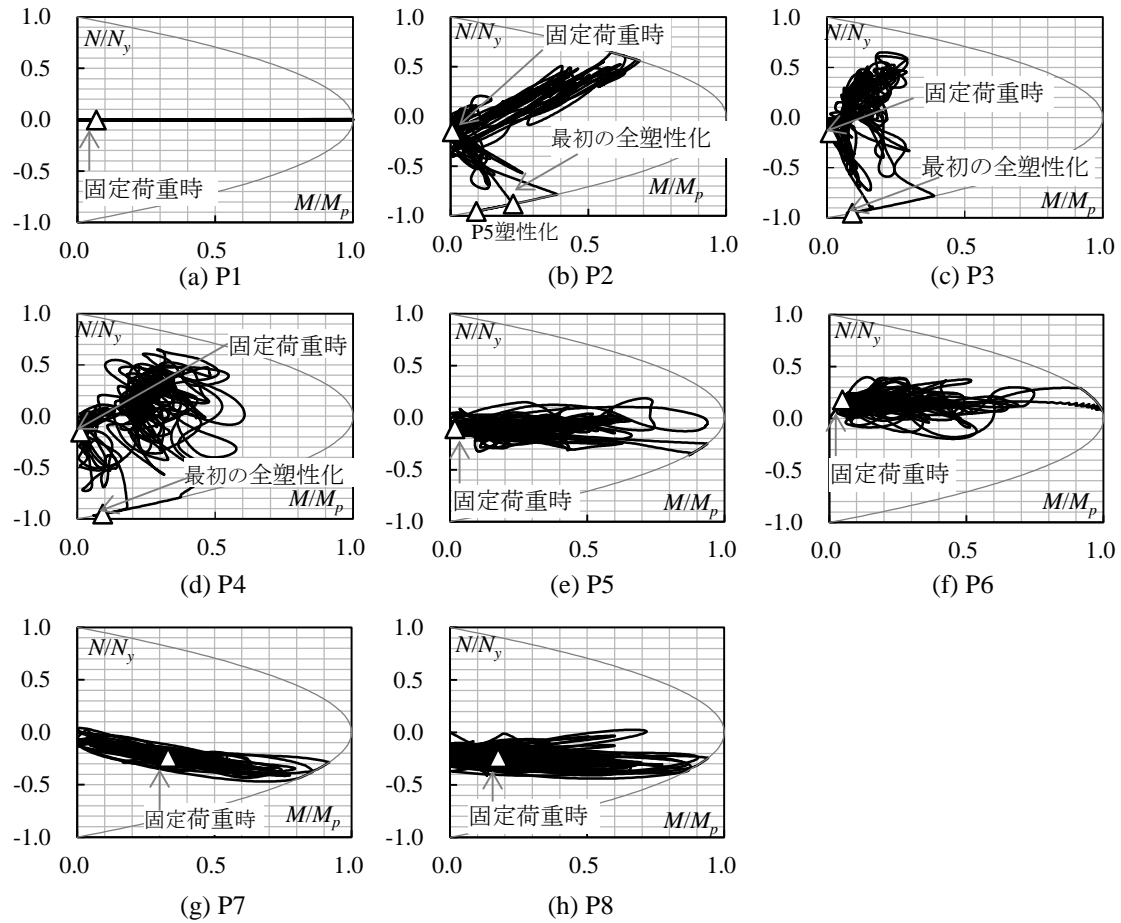


図 4.20 N - M 相関図 ($\lambda_E=5.0$)

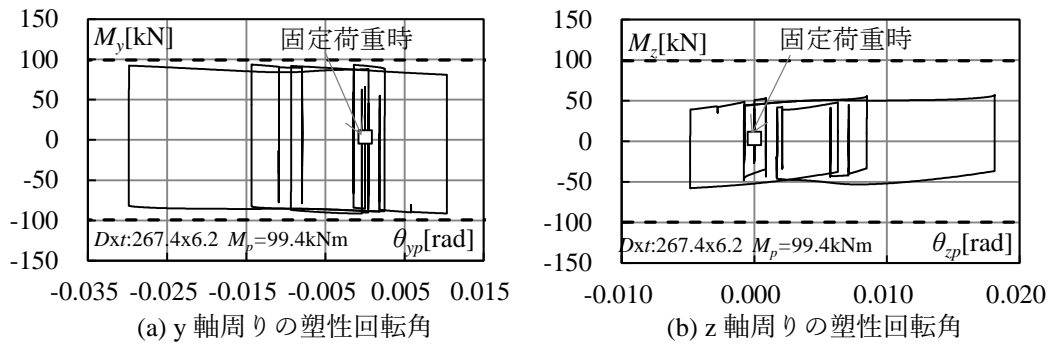


図 4.21 P1 の曲げモーメントと塑性回転角の関係

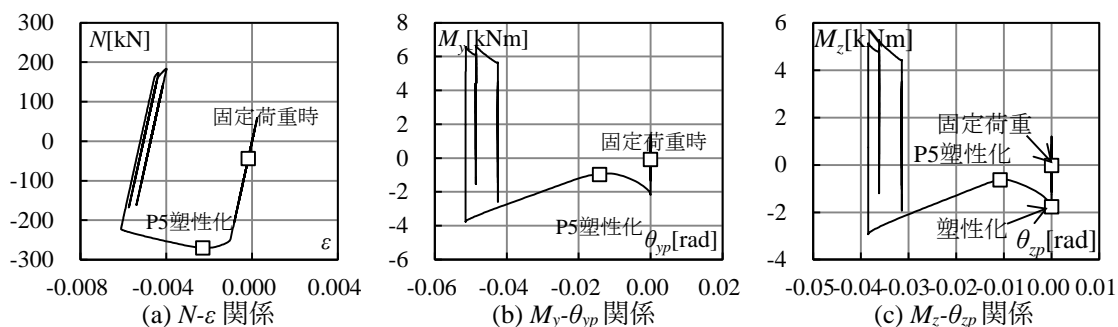


図 4.22 塑性ヒンジ P2 における復元力特性

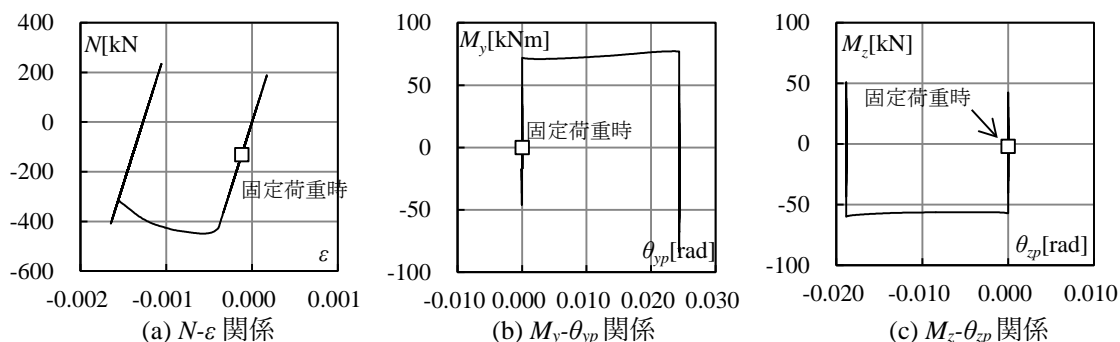


図 4.23 塑性ヒンジ P5 における復元力特性

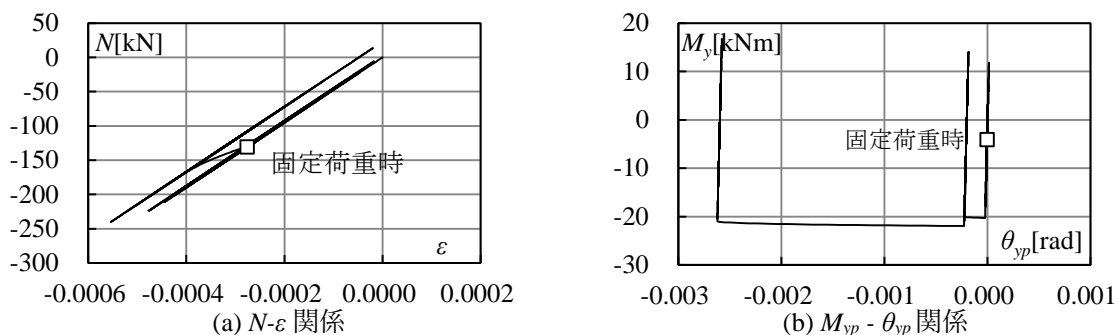


図 4.24 塑性ヒンジ P7 における復元力特性

4.5.5. 限界変形の仮定と塑性変形の評価

①軸方向ひずみの評価

前述のように当該構造物は P2 において、部材中央の塑性化が見られる。竹内らの鋼管の大歪繰返し実験による研究³⁰⁾によれば、1%の等価軸歪(軸変形/初期長さ)を超える繰返し軸変形を受けると鋼管は局部座屈が発生し破断に至ることが、径厚比 20~30

程度の鋼管について示されている。 $\lambda_e=5.0$ では、P2 部材の等価軸ひずみは 0.6%程度でサイクル数も少ない。しかし、径厚比が大きくなるほど破断に至るまでの累積歪が小さくなる傾向が文献³⁰⁾に示されているため、径厚比が 50 の P2 部材($D:139.8\text{mm}$, $t:2.8\text{mm}$)では、設計では注意が必要である。本研究での解析方法では部材の破断や耐力の劣化を考慮することはできない。このため、等価軸歪が 1%までの部材については破断しないと仮定して分析を行う。

②塑性回転角の評価

塑性回転角については鋼管部材の塑性変形能力に関する研究^{31,32)}を参照する。円形鋼管の塑性回転角は片持ち梁モデルから変形能力評価式が提案され³¹⁾、塑性ヒンジの回転角を片持ち梁の自由端に荷重を載荷したときの降伏回転角 θ_e は次のように定義されている。また、塑性変形倍率 η は θ_e と最大回転角 θ_u を用いて式(4.14)のように定義されている。

$$\theta_e = \frac{M_p L_0}{3EI} \quad (4.13)$$

$$\eta = \theta_u / \theta_e - 1 \quad (4.14)$$

ここで L_0 は片持ち梁のスパン(シアースパン)、 M_p は全塑性モーメントである。地震時の曲げモーメント分布は時々刻々変化するため、 L_0 を正確に定義することは難しい。既往の研究¹⁹⁾にならって、部材中央に発生するヒンジは、 L_0 に当該位置の部材長の 1/2 を用い、部材端に発生するヒンジは、 L_0 に当該位置の部材長を用いる。

前述のように、塑性回転角は自由境界辺に近い部材では部材座標系 y 軸周りの塑性回転角 θ_{yp} だけでなく z 軸周りの塑性回転角 θ_{zp} も発生するものの、全体的に θ_{zp} に較べて θ_{yp} が大きいことから、 θ_{yp} について評価を行う。

②-1 P1 の累積塑性回転角の評価

津田らの一定軸力と変動水平力を受ける円形鋼管柱の実験による研究³³⁾では、繰返し載荷による正側(片側)の累積回転角と曲げモーメントの関係が単調載荷の荷重変位関係と比較的よく対応することが示され、さらに、変形能力が次式(4.15)で提案されている。ここで η_{95} は最大耐力 M_{max} 後の $0.95M_{max}$ に対応する塑性変形能力である。

$$\begin{aligned} \eta_{95} &= 0.00247\beta^{-2} + 0.572\beta^{-1} - 2.4 \\ \beta &= (D/t)(\sigma_y/E) \end{aligned} \quad (4.15)$$

P1 部材は両端をピン支持点となる部材であり、軸力が発生せず、曲げモーメントが

繰返し作用するため、式(4.15)を用いて評価を行う。P1の最大塑性回転角は $\theta_{yp}=0.030\text{rad}$ となり累積塑性回転角 $\Sigma\theta_{yp}=0.129\text{rad}$ となる。また、式(4.13)から計算する降伏回転角 θ_e は $1.00 \times 10^{-2}\text{rad}$ 、式(4.15)から $\eta_{95}=10.18$ となる。ここで、解析による累積塑性回転角 $\Sigma\theta_{yp}$ は正側と負側の塑性回転角を合わせた値であり、片側の累積塑性回転角を略算的に $0.129/2=0.0645$ とすれば、応答による塑性変形倍率 η は6.5程度となり、式(4.15)の塑性変形能力を満足する。ただし、本解析法では歪み硬化の影響や曲げモーメントによる局部座屈の進行は考慮されていないので、繰返し载荷により局部座屈域が広がりや、これに伴う耐力低下についてのより正確な応答の分析は、今後の課題としたい。

前述のように部材P1は軸力が作用しておらず、当該部材の耐力低下によるラチスシェルの崩壊に影響は少ないと考えられる。このことから、以下では、P1を除いて最も累積塑性回転角が大きいP2の塑性回転角の評価を行う。

②-2 P2の塑性回転角の評価

P2の塑性回転角は、 N/N_y が0.9程度で塑性化が起きた後に、塑性回転角が増大する。当該部材は履歴のサイクル数は少なく、累積塑性回転角と最大塑性回転角は大きく変わらないものの、ここでは、軸力比が極めて大きいことから、歪集中を考慮し、累積塑性回転角に注目する。

鋼構造限界状態設計指針³⁶⁾の冷間成形円形鋼管の幅厚比区分では、塑性変形倍率 η の値を最大値で4と規定している。このため $\eta=1,2,3,4$ に対応する限界塑性回転角 θ_{yp}^{cr} を式(4.16)により求め、 η に対応する限界地震動強さ λ_E^{cr} を線形補間により調べる。解析では両端ばねモデルを用いて、塑性回転角を求める。ここで、降伏回転角 θ_e は式(4.13)より、 $\theta_e=0.897 \times 10^{-2}\text{rad}$ となる。図4.25に、P2における累積塑性回転角 $\Sigma\theta_{yp}$ と全節点で最大の鉛直変位 δ 、および $\Sigma\theta_{yp}$ と λ_E の関係を示す。また、 λ_E^{cr} を表4.9に示す。 $\eta=4$ としたとき、 λ_E^{cr} の平均値は5.14となる。限界塑性率を $\eta=4$ としたとき、平均的には安全限界相当の地震動に耐えることとなる。なお、当該構造物の鋼管の管厚比区分はP-I-2相当であるため、 $\eta=2$ で評価すれば、地震動強さ $\lambda_E=4$ 程度に耐えることとなる。

$$\theta_{yp}^{cr} = \eta\theta_e \quad (4.16)$$

表 4.9 限界地震動強さ λ_E^{cr}

η	θ_{yp}^{cr} [rad]	El-Centro NS	Taft EW	Kobe NS	平均
1	0.897×10^{-2}	3.72	3.47	4.25	3.81
2	1.79×10^{-2}	4.68	3.75	4.61	4.35
3	2.69×10^{-2}	5.35	4.02	4.91	4.76
4	3.59×10^{-2}	5.89	4.32	5.21	5.14

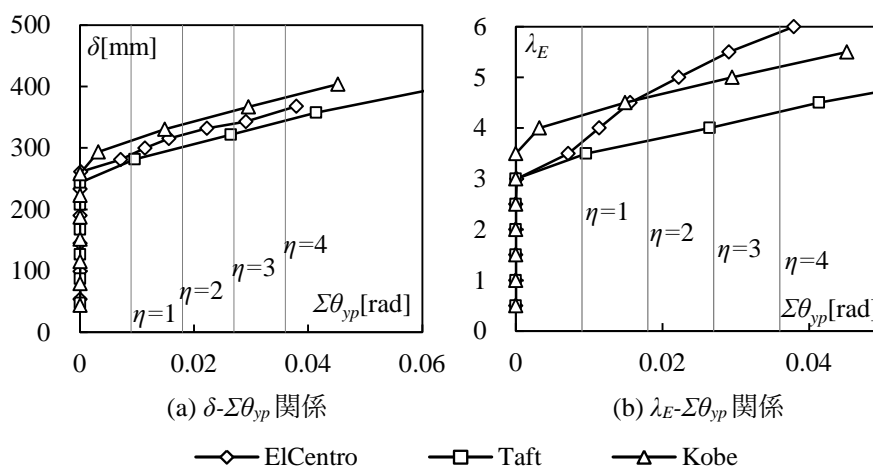


図 4.25 P2 の累積塑性回転角

4.5.6. 動的構造耐震指標 dI_S と動的靱性指標 dF

自由曲面ラチスシェルの動的構造耐震指標 dI_S 値を既往の研究¹⁷⁾から次の式(4.17)のように定義する。なお、 dI_S 値が(4.18)を満たすとき、耐震性が確保されていると考える。

$$dI_S = \lambda_E^{cr} \cdot C_0 \quad (4.17)$$

$$dI_S \geq dI_{S0} \quad (4.18)$$

この判定値 dI_{S0} の値については、ラチスシェルに関して十分議論されていない。そこでこの章では既往の研究^{18,19)}にならい、①屋内運動場等の耐震性能診断基準³⁶⁾による倒壊の危険性が低いと判断される I_S 値 0.70、②安全限界相当の地震動強さ $\lambda_E=5.0$ に対する弾性応答時の層せん断力係数（層せん断力係数の3波平均 $C_0=0.165$ の5倍）の0.83をそれぞれ dI_{S0} の値として用いる。

dI_S 値と η の関係を図 4.26(a)に示す。前述のように当該構造物の管厚比区分は P-I-2 相

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

当であるため、 $\eta=2$ で評価すれば、 dI_S 値の平均値は 0.72 となる。これは、 $dI_{S0}=0.7$ を上回るものの、 $dI_{S0}=0.83$ より小さく、安全限界相当の地震動に対し限界変形を超える塑性変形が発生することがわかる。

単層ラチスシェルの動的靱性指標 dF 値は、 dI_S を降伏層せん断力係数 C_y で除した値として式(4.19)で定義する。 η と dF 値の関係を図 4.25 (b)に示す。 $\eta=2$ のときの dF 値の平均は 1.68 となり、 $\eta=4$ のときでは dF 値は 1.99 となる。これは、形状が異なるものの、文献¹⁸⁾の球殻ドームとほぼ同程度の靱性を有しているといえる。 dF 値を用いれば λ_{Ey} を把握することにより、仮定した限界変形に対応する λ_E^r を簡単に求めることができる。ただし、本章での dF 値の分析は一つの解析モデルに限定した結果であるため、曲面形状や部材細長比を変化させた分析が必要である。これは今後の課題とする。

$$dF = dI_S / C_y = \lambda_E^r / \lambda_{Ey} \quad (4.19)$$

以上より、本章では、形状を固定荷重と地震荷重下の応力度最小化により決定したものの、地震時の応答変位を抑制できず、 $\lambda_E=2.5$ の地震荷重と固定荷重の 1.5 倍による断面設計だけでは、対象とした解析モデルの耐震安全性は確保できない事が確認できる。表 4.1 の仮定断面、また、4.2.2 節の探索形状を前提とした場合には、断面算定時には 4.3 節で仮定した荷重よりも更に大きな静的地震荷重や固定荷重を考慮することが設計上必要である。また、自由境界辺をもつ自由曲面ラチスシェルは自由境界辺の鉛直応答に起因して塑性変形が進行するため、この鉛直応答を低減するような部材断面の増強を伴う形状最適化が必要であろう。

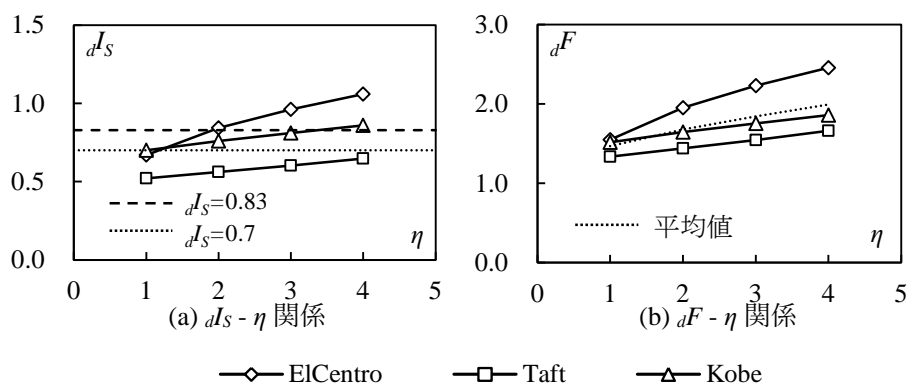


図 4.26 dI_S , dF と η の関係 (地震波 X 方向入力)

4.6. まとめ

第4章では自由境界辺のあるスパン 50m, 高さ 14.5m の矩形平面のラチスシェルを対象として, 固定荷重のみならず従来は検討されていなかった地震荷重も考慮して, 応力度を最小化する条件で自由曲面ラチスシェルを探索した。最適化で得られた自由曲面に対し, 固定荷重と地震荷重に対して断面算定を進めた。断面算定されたラチスシェルに対し, 初期不整を考慮した弾性座屈荷重および弾塑性座屈荷重を数値解析から求め, 固定荷重に対する座屈性状を分析した。また, 弾塑性地震応答解析では部材の塑性回転角に注目して, 動的構造耐震指標 d_s 値, 動的靱性指標 d_F 値を分析した。以下に得られた結果を要約する。

1. 地震荷重を含む複数の荷重に対する応力最小化により得られるラチスシェルは, 固定荷重のみに対して得られる探索形状よりも自由境界辺のライズは低くなる。また, 形状最適化により固定荷重, 地震荷重に対する応力が大きく低減できることを確認した。
2. 固定荷重に対する座屈解析では, 初期不整の与え方により異なる崩壊メカニズムが生じることを確認した。4 隅支持の自由境界辺を持つ自由曲面ラチスシェルは, 本章で対象とした形態に限定されるが, 支持部付近で軸力集中が起き, また, 支持部付近の格子材に局所的な引張軸力が発生する。耐力時の変位分布形状および弾性座屈荷重の分析から, 耐力時には自由境界辺では座屈せず, ラチスシェル内部で大きな変位が発生すること, また, 圧縮軸力が支配的なラチスシェル内部に初期不整振幅があると, 弾性座屈荷重, 耐力が大きく低下することを確認した。
3. 限定的な形状ではあるが, 固定荷重に対しては, 適切な座屈荷重低減係数を与えることで, 既往の修正 Dunkerley 式に基づいて, ラチスシェルの耐力を安全側に推定することが可能であることを第2章, 第3章と同様に確認した。ただし, さまざまな曲面形状の想定される自由曲面ラチスシェル一般に関しては, 適切な座屈荷重係数をどのように定めるか, あるいはより実用的な耐力評価法の提案に関しては今後の課題である。
4. 本章で対象とした構造物は, 安全限界レベルの入力地震動強さに対しては, 内部のラチスシェル部分の変位は比較的小さいものの, 自由境界辺でスパンの約 1/130 となる大きな鉛直変位が発生した。ただし, 鉛直変位の多くは弾性成分であり, 地震動終了後の残留変位はスパンの約 1/600 となる。
5. 断面算定用の座屈荷重低減係数 α_0 を 0.5 として, 許容応力度設計に準じて固定荷重

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

と地震動強さ $\lambda_E=2.5$ の地震荷重を考慮した断面算定をすれば、対象とした解析例では初期不整最大振幅 $w_{i0}=50\text{mm}$ を考慮しても固定荷重の2倍以上の耐力を有し、さらに、初期降伏地震動強さ $\lambda_{E3}=2.6$ 程度のラチスシェルが設計することが可能である。しかし、安全限界相当の地震動に対しては、塑性変形倍率は4以上となり、十分な塑性率を確保できる性能の部材を使用する必要性を確認した。また、固定荷重と地震荷重に対する応力最小化による形状最適化に加え、自由境界辺の部材の塑性変形倍率を2程度に抑制できるような部材設計法の必要性、また、自由辺の部材の変位や応力を抑制できる形状最適化法の必要性を確認した。

6. 動的構造耐震指標 dI_s 値、動的靱性指標 dF 値を用いて耐震性能を分析した結果、対象とした構造物は、塑性率 $\eta=2$ で規定される部材で構成したとき、 dI_s の値は 0.72 となり安全限界相当の地震動に相当する $dI_{S0}=0.83$ より小さく、仮定した限界変形を超える塑性変形が安全限界相当の地震動に対し発生することを確認した。

構造性能の視点からは、自由曲面ラチスシェルの形状最適化においては風荷重、等分布あるいは不均等分布の積雪荷重に対する応力最小化³⁴⁾や、種々の荷重に対する座屈荷重最大化⁴⁻⁶⁾を目標とすることが重要な課題である。本章で得られた知見をより汎用性のあるものにするためには、1)自由境界辺のライズ、2)部材細長比、3)網目形状、4)荷重に対する安全率などをパラメータとし、これらのパラメータが自由曲面ラチスシェルの構造性能に与える影響を明らかにするとともに、5)内部の部材の応力度や自由境界辺の変位を抑制も考慮できる自由曲面の探索方法を検討する必要がある。さらに、限界変形を条件とする設計法の確立のためには、部材のひずみ硬化や局部座屈の考慮できる解析法によるより詳細な分析も必要であることを確認した。

また、この種の新しい建築表現では、その施工方法、ライフサイクルコスト、や事業採算性など、様々な条件を考慮した合意形成がしばしば重要な課題となる。さまざまな条件を考慮した包括的な建築形態の決定プロセスが重要である。上記のこれらは今後の課題としたい。

4章の参考文献

- 1) G.Lee, S.Kim : Case Study of Mass Customization of Double-Curved Metal Façade Panels Using a New Hybrid Sheet Metal Processing Technique , *Journal of Construction Engineering and Management*, 2012.138, pp.1322-1330
- 2) A.Pronk, I.Rooy, P.Schinkel : Double-curved surfaces using a membrane mould : *Proceedings of the IASS Symposium 2009*, Valencia, Spain, 2009.9
- 3) 大森博司, 山本憲司 : 応力分布を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究 その2 スペースフレームへの適用, 日本建築学会構造系論文集, No.503, pp.77-83, 1998.1
- 4) 山本憲司, 皆川洋一, 大森博司 : 座屈荷重を目的関数とする空間構造の形状最適化に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.564, pp.95-102, 2003.2
- 5) 小河利行, 大崎純, 立石理恵 : 線形座屈荷重最大化と部材長一様化を目的とした単層ラチスシェルの形状最適化, 日本建築学会構造系論文集, No.570, pp.129-136, 2003.8
- 6) 林 裕真, 竹内 徹, 小河 利行 : 地震荷重下の座屈耐力に着目した単層格子屋根構造の形状探索, 構造工学論文集 Vol.59B, 2013.3
- 7) 加藤史郎, 柴田良一, 植木隆司 : 剛接合単層ラチスドームの座屈荷重推定法-部材の座屈応力度を用いる方法, 日本建築学会構造系論文集, No.436, pp.91-103, 1992.6
- 8) 加藤史郎, 庄村昌明, 柴田良一, 植木隆司 : 円形平面を有する単層ラチスドームの座屈荷重の推定, 日本建築学会構造系論文集, No.439, pp.111-119, 1992.9
- 9) 加藤史郎, 仁保裕 : 単層円筒ラチス屋根の部材断面算定と部材弾塑性座屈応力度に関する一考察, 鋼構造論文集, 第15巻第57号, pp.45-60, 2008.
- 10) 加藤史郎, 今野岳, 山下哲郎 : 単層直交格子ドームの座屈荷重に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.636, pp.305-312, 2009.2
- 11) 加藤史郎, 吉田矩子, 中澤祥二 : ブレースで補剛された単層直交格子ドームの座屈耐力に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.676, pp.891-898, 2012.6
- 12) 丸嶋壮一郎, 藤本益美, 今井克彦 : テンション材を対角材として組み込んだ単層2方向格子ドームの座屈性状に関する数値解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.617, pp.121-128, 2007.7
- 13) 小河利行, 加藤史郎, 萩原真祐子, 立石理恵 : 等分布荷重を受ける単層HPラチスシェルの座屈挙動と耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, No.553, pp.65-72, 2002.3
- 14) 日本建築学会編 : ラチスシェルの座屈と耐力, 丸善株式会社, 2010
- 15) 日本建築学会編 : 空間構造の動的挙動と耐震設計, 丸善株式会社, 2006.3
- 16) 竹内徹, 熊谷知彦, 調浩朗, 小河利行 : 多層架構で支持されたラチスシェル構造の地震応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第619号, pp.97-104, 2007.9
- 17) 加藤史郎, 中澤祥二, 大家貴徳, 柏井恭平 : 弾塑性地震応答解析に基づく体育館等のブレースの動的靱性指標の検討, 日本建築学会構造系論文集, 第647号, pp.129-135, 2010.1
- 18) 中澤祥二, 高橋直生, 加藤史郎 : 下部構造を有する単層ラチスドームの耐震性能評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第686号, pp.799-807, 2013.4
- 19) M.Fujita, S.Nakazawa, S.Kato : Seismic Performance Evaluation of Cylindrical Latticed Shells, *Proceedings of the IASS-APCS Symposium 2015*, Xi'an, China, 2015.5
- 20) 滝内雄二, 中澤祥二, 加藤史郎 : 補剛された自由境界辺を有する矩形平面の自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析, 構造工学論文集, Vol.61B, pp.335-342, 2015.3
- 21) Y.Takiuchi, S.Kato, S.Nakazawa, K.Kaneda : Structural Design Strategy for Free-Form Lattice Shells in Regions of High Seismicity, *Proceedings of the IASS Symposium 2012*, Seoul, Korea, 2012.
- 22) E.Satria, S.Kato, S.Nakazawa, Y.Niho : Form Finding of RC Shells Considering Multiple Design loads ,

第4章 地震荷重に対する自由曲面ラチスシェルの形状最適化

- APCS2009, 2009, 5.27-29, APCS09-P0021, pp.89-90
- 23) 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, No.579, pp.71-78, 2004.5
 - 24) 中澤祥二, 柳澤利昌, 加藤史郎: 単層ラチスドームを対象とした地震荷重と耐震性能評価法の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第 703 号, pp.1287-1297, 2014.9
 - 25) 中澤祥二, 立道郁生, 嶋登志夫: 体育館・工場などの空間構造物の地震リスク評価に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.53B, pp.227-237, 2007.3
 - 26) 渡部幸宏, 渡邊秀仁, 藤堂正喜, 荒井豊人: 多目的ドームの構造設計: その 3 時刻歴地震応答解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸)B-1, 構造 1, 2002.9
 - 27) 加藤史郎, 金鍾敏: 単層ラチスドームの座屈応力度に関する分析と断面算定への応用-等分布と偏載荷重を考慮して断面算定された周辺ローラー支持の場合-, 鋼構造論文集, 第 9 巻 33 号, 2002.3
 - 28) M.Kashani, J.G.A.Croll: Lower Bound for overall buckling of spherical space domes, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol.120, pp.949-970, 1994
 - 29) S.Kato, S.Nakazawa, T.Yanagisawa, T. Yoshino: Load Factors in Buckling Load Evaluation for Metal Reticulated Spherical Domes considering Reliability of Strength, *Proc. of IASS 2014*, 2014
 - 30) 竹内徹, 鈴木一弁, 松井良太, 小河利行: 局部座屈を伴う鋼管ブレースの累積繰返し変形性能, 日本建築学会構造系論文集, 第 608 号, pp.143-150, 2006.10
 - 31) 加藤勉: 閉断面部材の局部座屈と変形能力, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 378 号, pp.27-36, 1987.8
 - 32) 越智健之, 黒羽啓明: 冷間成形円形鋼管部材の耐力と変形能の統計的評価, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 391 号, pp.59-71, 1988.9
 - 33) 津田恵吾, 松井千秋: 一定軸力と変動水平力を受ける円形鋼管柱の弾塑性性状, 日本建築学会構造系論文集, 第 505 号, pp.131-138, 1998.3
 - 34) 日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2009.
 - 35) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2010.
 - 36) 文部科学省大臣官房文教施設企画部: 屋内運動場等の耐震性能診断基準(平成 18 年度版), 2006.5

5. 下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの静的地震荷重

第4章では、ラチスシェルの地震を考慮した形状最適化を提案し、設計した構造物の耐震性を議論した。第4章までの分析では屋根構造のみに注目したが、実際には下部構造を有する場合も考えられる。また、ドームなどに対し下部構造の塑性化により、上部構造を弾性設計する例も多い。そこで第5章では下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの応答性状を分析し、静的地震荷重の算定方法を提案する。

5.1. はじめに

第2章や第4章で示したように、ラチスシェルの動的挙動では水平方向の地震動入力に対し、鉛直方向の応答が発生することや複数の振動モードが励起することが知られている。このため、耐震設計を静的解析に基づいて行なうことを考えると、これらの複雑な挙動を適切に模擬するような3方向の地震荷重を設定する必要がある。しかしながら、自由曲面ラチスシェルの地震荷重について検討した例^{2,3)}は少ない。このため、ラチスシェル屋根構造設計指針¹⁾では、自由曲面ラチスシェルの時刻歴応答解析や応答スペクトル法で応力・変形を直接評価することが推奨されている。

ラチスシェルの地震荷重に関する研究として、加藤らは、平面アーチ⁴⁾を対象として応答スペクトル法に基づいて静的地震荷重を提案している。また、下部構造は弾塑性、上部構造は弾性を前提とした球形単層ドームの並列多質点系縮約モデル⁵⁾による解析法が提案され、下部構造の塑性化を考慮した複層ドーム⁶⁾や、直接基礎で支持された球形ドームの耐震性能評価とその地震荷重⁷⁾の算定方法などが研究されている。これらの研究の多くでは、ラチスシェルの形状ごとに地震荷重が研究されている。

一方、内田、大崎ら⁸⁾は高次モードと主要モードの位相差をパラメータとする地震荷重の設定法を提案している。これは汎用性の高い優れた方法であるが、アーチのような高々2個の振動モードが主となる構造物に対して16個の組み合わせ地震荷重が必要となり、やや実際的とは言えず、この組み合わせ数の減少方法は未検討である。また、竹内らは複層ラチスシェルのようなデプススパン比の大きい、支持架構付きのドームや円筒形状について支持構造物との周期や質量の比率による応答増幅を考慮した地震荷重の計算式⁹⁾を提案している。さらに、竹内らはドーム⁹⁾や円筒¹⁰⁾の評価式を援用して、周辺でピン支持の自由曲面ラチスシェルの地震荷重の評価式を提案している^{2,3)}。しかし、すべての自由曲面ラチスシェルに適用できるかは明確ではなく、また、縁梁で支持

第5章 下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの静的地震荷重

される自由曲面については、未検討な課題が多い。

縁梁による自由境界を有する自由曲面ラチスシェルは、境界上に比較的大きな加速度や応力の発生が伴うことが既往の研究¹¹⁾で報告されている。このため、自由境界を有するラチスシェルに対しては、既往の古典的形状の地震荷重分布を援用することはやや難しいと考えられる。

そこで5章では、自由境界を有する自由曲面ラチスシェルに関して線形弾性範囲の応答を模擬する地震荷重の作成方法を示すことを目的とする。研究方法として、まず縁梁付きの自由境界を有する自由曲面ラチスシェルを二種類の形状最適化により作成する。得られた自由曲面ラチスシェルに対し断面を算定する。次に、断面算定した構造に対し、固有振動解析から地震時に卓越する振動モードを分析する。さらに、2個の主要な振動モードを用いた地震応答評価および地震荷重の作成を行い、その精度を議論する。

5.2. 解析モデル

5.2.1. 上部構造の概要と形状最適化条件

上部構造の平面形状を図 5.1 に示す。スパンは X, Y 方向に 50m で上部構造は、外周に配置される外周部材（縁梁）、ラチスシェル内部の格子部材（直交する部材）とこれに斜交する斜材の三種類の部材で構成される。部材断面は鋼管を想定し、接合部は剛接合とする。外周の4辺を自由境界とし、上部構造のみの解析では4隅について、隅の1個の節点でピン支持とし、その他の4個の支持点の外周に直交方向にローラー支持、自由境界に沿った方向にピン支持とする。

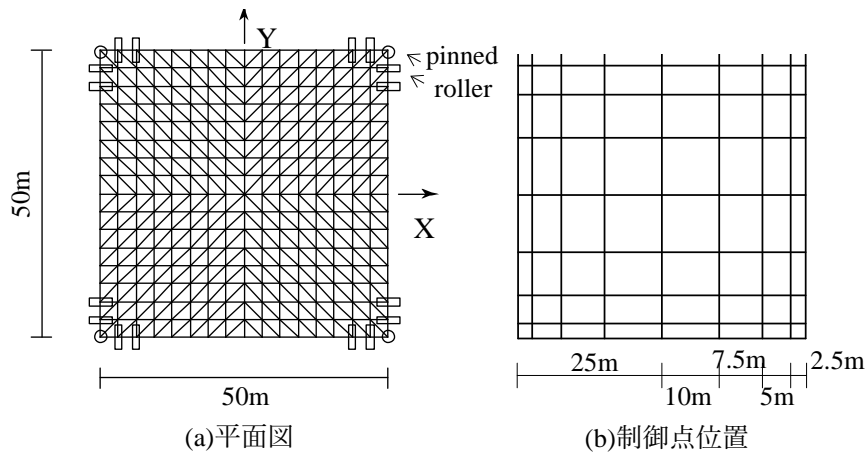


図 5.1 上部構造の解析モデル

本章では上部構造の形状を、後述のように二種類の形状最適化問題 opt-DL と opt-EQ により決定する。形状は NURBS 曲面により表現する。曲面 $S(u,v)$ は 2 つの変数 $u,v(0 \leq u,v \leq 1)$ の関数として式(5.1)のように表される。ここで u 方向と v 方向の制御点の個数をそれぞれ $n+1, m+1$ とする。式中 $N_{i,k}(u), M_{j,l}(v)$ は NURBS 基底関数である。また、 $\mathbf{P}_{ij} = \{P_{xij}, P_{yij}, P_{zij}\}^T$ は制御点座標、 w_{ij} は重み係数である。ここで、NURBS 曲面の次数 k,l は 4 とし、 w_{ij} はすべて 1.0 とする。

$$S(u,v) = \frac{\sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m (N_{i,k}(u) M_{j,l}(v) w_{ij} \mathbf{P}_{ij})}{\sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m (N_{i,k}(u) M_{j,l}(v) w_{ij})} \quad (5.1)$$

第5章 下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの静的地震荷重

形状最適化問題の設計変数は制御点の Z 座標 $P_{z_{ij}}$ とし、最適化問題は次式で表される。

opt-DL

$$\text{Minimize } U_{DL} \quad (5.2)$$

$$\text{Subject to } h_{\min} \leq h \leq h_{\max} \quad (5.3)$$

opt-EQ

$$\text{Minimize } U_{DL}, U_{EQ} \quad (5.4)$$

$$\text{Subject to } h_{\min} \leq h \leq h_{\max} \quad (5.5)$$

ここで U_{DL} は固定荷重に対するひずみエネルギー、 U_{EQ} は水平荷重に対するひずみエネルギーを表す。 h は曲面 S の最高点を表し、 $h_{\min}=0\text{m}$ 、 $h_{\max}=10\text{m}$ とした。固定荷重は表面積あたり 0.8kN/m^2 、水平荷重は X 方向に 0.8kN/m^2 とする。最適化手法には opt-DL では遺伝的アルゴリズム(GA)、opt-EQ では多目的最適化手法の一つである SPEA2¹³⁾を採用する。GA、SPEA2 に用いる解析パラメータは表 5.1 に示す。なお、形状最適化では目的関数の勾配を用いる事や、後述の部材断面の同時最適化も考えられるが、ここでは最適化により決定した形状の地震応答と地震荷重の議論を主眼に置くため考慮しない。

表 5.1 形状最適化の諸条件

GA			
母集団個体数	200	世代数 T	300
突然変異確率	0.05	交叉確率	0.6
選択方法	ランキング戦略	交叉方法	一様交叉
コード表現	Gray コード	各変数の bit 長	10bit
SPEA2			
母集団個体数	200	世代数	3000
アーカイブ数	200	交叉確率	0.8
選択方法	トーナメント	突然変異率	0.1
コード表現	Gray コード	各変数の bit 長	10bit

5.2.2. 形状最適化結果

図 5.2 に opt-DL の最適化におけるひずみエネルギー U_{DL} の推移を示す。 U_{DL} は大きく減

第5章 下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの静的地震荷重

少して収束している。固定荷重を表面積あたり 0.8kN/m^2 としたが、形状の変化に伴って荷重条件は変化させていない。そこで、200step 時点の形状から表面積を再計算し、最適化を再度実行した。その結果、既往の研究¹⁴⁾でも確認されているように外周部付近の節点位置が高い形状が得られた。

また、SPEA2 で得られた opt-EQ のパレート解を図 5.3 に示す。 U_{DL} が小さくなるほど、外周部の節点が高く探索される傾向があり、 U_{EQ} が小さいほど全体的にライズが低くなる傾向が確認できる。opt-DL の結果と opt-EQ の形状 A の結果は少し異なる。この違いは、opt-EQ では解析を 3000 世代で打ち切ったが、固定荷重に対するひずみエネルギーの最小形状が求められていないためと考えられる。図 5.3 の形状 C は固定荷重、水平荷重に対しても比較的良好な性能を有していることから、本章では、形状 C を採用し、次節以降の検討に利用する。この章では水平荷重と固定荷重を考慮しているが、第 4 章では初期形状に対する地震荷重を用いた形状最適化が実施している。第 4 章と本章で得られた形状 C は外周部の節点が低く探索される点で共通している。

以後、opt-DL で得られた形状を model-DL、opt-EQ で得られた形状 C を model-EQ と呼ぶ。

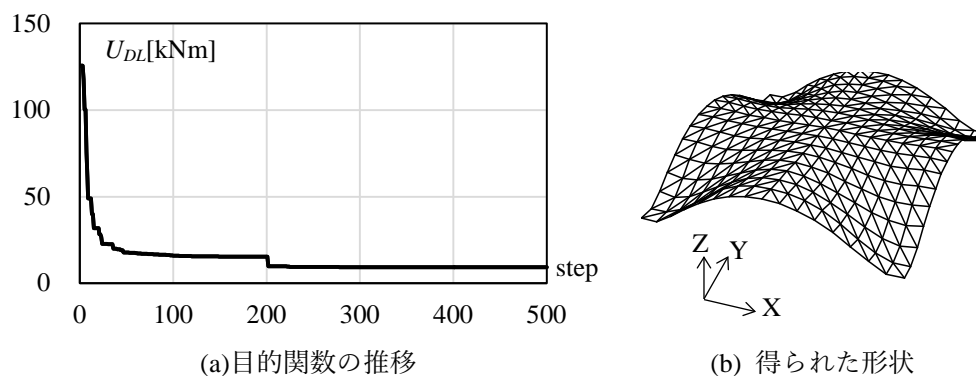


図 5.2 最適化問題 Opt-DL の結果

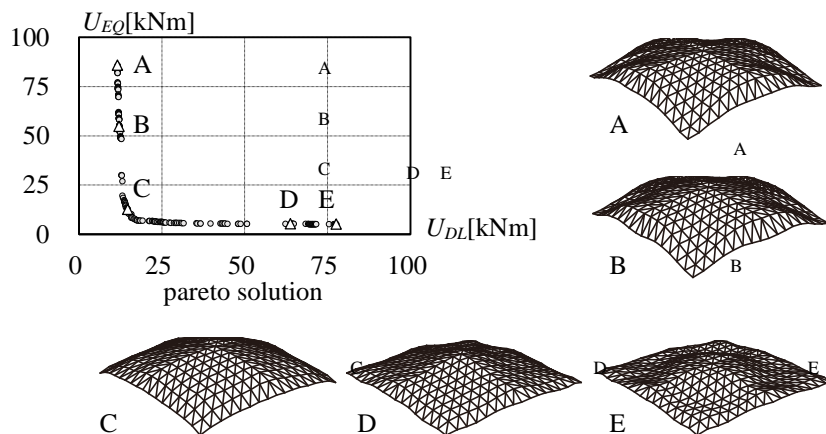


図 5.3 最適化問題 Opt-EQ の結果

5.2.3. 下部構造の設定

下部構造は地震動に対しブレースのみで抵抗するように設定する。下部構造は図 5.4 に示すように 8 対のブレースで構成し、ブレースは座屈拘束ブレース¹⁵⁾を想定する。座屈拘束ブレースの各部の寸法を図 5.5 に示す。ブレースは塑性化部と、弾性部、接合部から構成される。それぞれ長さを l_p, l_e, l_j とし、断面積を A_p, A_e, A_j とする。またブレースの全長を l_{br} とする。座屈拘束ブレースは、塑性化部の断面積 A_p を有する 1 本のトラス要素としてモデル化する。等価なヤング係数 E_{br} は次式より計算する。

$$E_{br} = \frac{E}{\left(\frac{2\lambda_j}{\alpha_j} + \frac{2\lambda_e}{\alpha_e} + \lambda_p \right)} \quad (5.6)$$

ここで、ブレースの全長に対する接合部の長さを接合部長さ比 λ_j 、弾性部の長さの比を弾性部長さ比 λ_e 、塑性化部の長さの比を λ_p とする。同様に、塑性化部の断面積に対する接合部の断面積比を α_j 、弾性部の断面積比を α_e とする。

$$\begin{aligned} \lambda_j &= l_j / l_{br}, \lambda_e = l_e / l_{br}, \lambda_p = l_p / l_{br} \\ \alpha_j &= A_j / A_p, \alpha_e = A_e / A_p \end{aligned} \quad (5.7)$$

なお、ブレース各部の寸法は大家らの研究¹⁵⁾を参照して、次の値を用いる。塑性化部の長さはブレース距離の 4 割とする。

$$\begin{aligned} \lambda_j &= 0.1, \lambda_e = 0.2, \lambda_p = 0.4 \\ \alpha_j &= 6.0, \alpha_e = 1.7 \end{aligned}$$

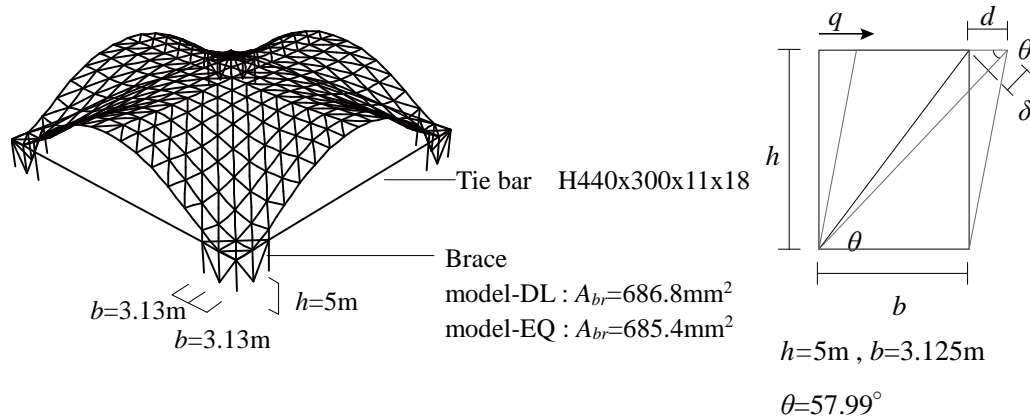


図 5.4 下部構造

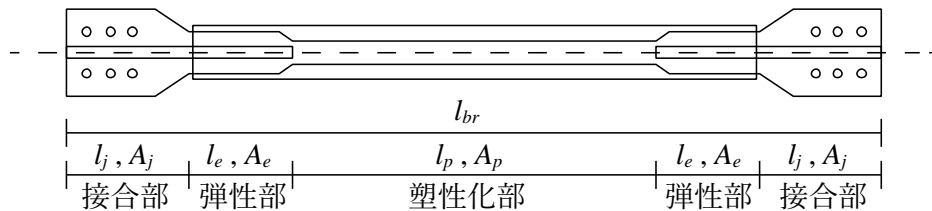


図 5.5 ブレースの各部の寸法

以上の計算より座屈拘束ブレースの等価ヤング率を $E_{br} = 306,598 \text{ N/mm}^2$ とする。ブレースの断面積 A_{br} はベースシア係数 $C_y = 0.3$ でブレースの塑性化部が降伏するように設定する。ブレースの X 構面の本数を $n (= 8)$ とすると、ブレース断面は次のように求められる。

$$A_{br} = \frac{C_y W_T}{n \cos \theta \sigma_y} \quad (5.8)$$

以上より A_{br} は model-DL で 686.4 mm^2 、model-EQ で 685.4 mm^2 となる。

また、上部構造と下部構造はピン接合で柱は軸方向剛性が十分高く、下部構造柱頭で鉛直変位は発生しないと仮定する。上部構造の重量 W_R は model-DL で 2156 kN 、model-EQ で 2152 kN 、下部構造の重量 W_S は両モデルとも 125 kN となり、下部構造は上部ドームに比べて軽いモデルとなる。総重量 W_T は model-DL で 2281 kN 、model-EQ で 2277 kN となり、質量 M_T は model-DL で $232.8 \times 10^3 \text{ kg}$ 、model-EQ で $232.3 \times 10^3 \text{ kg}$ となる。

屋根面を剛体として 1 質点系に縮約したときの水平剛性 K は、 C_y の大きさの水平力

が作用したときの水平変位を d としたとき次式になる。

$$K = \frac{C_y W_T}{d} = \frac{C_y W_T E_{br} \cos \theta}{\sigma_y l} \quad (5.9)$$

1 質点系の固有周期 T_{1DOF} は式(5.10)より求める。

$$T_{1DOF} = 2\pi \sqrt{\frac{M_T}{K}} \quad (5.10)$$

T_{1DOF} は model-DL, model-EQ とともに, 0.34s となる。

5.2.4. 上部構造の断面算定

形状最適化により形状を決定したラチスシェル model-DL と model-EQ に対し次の二つの条件で断面算定を行なう。

条件1: 初期不整(スパンの1000分の1の最大変位で5cm)を考慮した固定荷重(0.8kN/m²)に対する上部構造の弾塑性座屈耐力が固定荷重の3倍以上

条件2: 下部構造のブレースを弾性として, 固定荷重と $\lambda_E=2.5$ の地震動を作用させたときに上部構造に塑性ヒンジが発生しない

なお, 地震動は 2.5.1 節で説明した模擬地震動で, 暫定的に El-Centro NS 成分の位相特性より作成した地震波を用いる。

断面算定後の部材断面を表 5.2 に示す。断面は STK400 の断面リストより選択した。なお, model-DL, model-EQ とともに, 同じ断面で上記の条件 1, 2 を満足する。

表 5.2 部材断面特性

	外径 D [mm]	管厚 t [mm]	断面積 A [mm ²]	断面二次 モーメント I [mm ⁴]	弾性係数 E [N/mm ²]
外周部材	267.4	7.0	5726.5	4857.3x10 ⁴	205000
格子部材	190.7	7.0	4039.8	1706.5x10 ⁴	
斜材	190.7	8.2	4701.4	1961.3x10 ⁴	

5.2.5. 入力地震動

応答解析で用いる入力地震動は 2.5.1 節で示した国土交通省告示応答スペクトル(第 2 種地盤, $h=5\%$)に適合する模擬地震動 12 波であり, X 方向に入力する。なお, 図 2.12 に示したように減衰定数 $h=2\%$ のときに, 模擬地震動による加速度応答スペクトルがやや告示スペクトルより大きくなるため, 後述の応答スペクトル法に用いるスペクトルには笠井ら¹⁷⁾による応答低減率 D_h を用いて, 式(5.12)で応答スペクトルを計算する。

$$D_h = \sqrt{\frac{1+\alpha h_0}{1+\alpha h}} \quad (5.11)$$

$$S_A(T, h) = S_{A0}(T) D_h(h) G_S(T) \quad (5.12)$$

なお式(5.11)の h_0 は 5% とし, 予備的な検討より式中の α は 75 を利用する。 D_h を用いたときの $h=2\%$ のスペクトルも図 5.6 に示す。

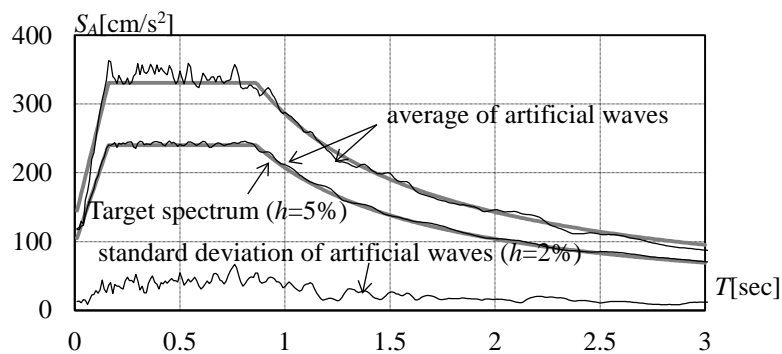


図 5.6 入力地震動 ($\lambda_E=1.0$) の加速度応答スペクトルの平均と標準偏差

5.3. 固有振動性状

5.3.1. 支持架構付きの固有振動性状

上部構造について、固有振動解析から得られる i 次の固有周期を T_i 、X 方向の有効質量比を ρ_{xi} 、運動エネルギーを E_i とし、 ρ_{xi} の大きいモードを図 5.7 に示す。なお E_i は擬似速度スペクトルを用いて式(5.13) で計算する。1 次~20 次の有効質量比の総和 $\Sigma\rho_{xi}$ は model-DL で 97%、model-EQ で 99% となる。有効質量比 ρ_{xi} に注目すると、model-DL はモード 1 とモード 13 で 96% となる。model-EQ はモード 2、モード 13 の和で 75% となる。一方、運動エネルギーの 20 次モードまでの和 ΣE に対する各モードの運動エネルギーの比 $E/\Sigma E$ に注目すると、model-DL は 2 モードで 99.5%、model-EQ は 2 モードで 85% になる。既往の研究²⁾では有効質量比の和が 90% 以上のモードを考慮している。速度一定域より T_i が短い範囲では固有周期が短いほど速度スペクトルの値が小さくなるため、高次のモードの運動エネルギーの割合は有効質量比よりも小さくなる。以上の理由から model-DL、model-EQ とともに主要な 2 個のモードを用いて応答評価を行う。既往の研究^{9,19)}より、単層のドームは複数の振動モードが励起し、デプススパン比が大きくなるほど、主要なモードの数が少なくなる傾向がある。本章で扱うモデルは単層にも関わらずモード数が少ない。これは自由境界を有することに起因すると考えられるが、詳細な検討は今後の課題とする。

$$E = \frac{1}{2} \rho_{xi} M_T \left(\frac{S_A(T_i, h_i, D_h)}{\omega_i} \right)^2 \quad (5.13)$$

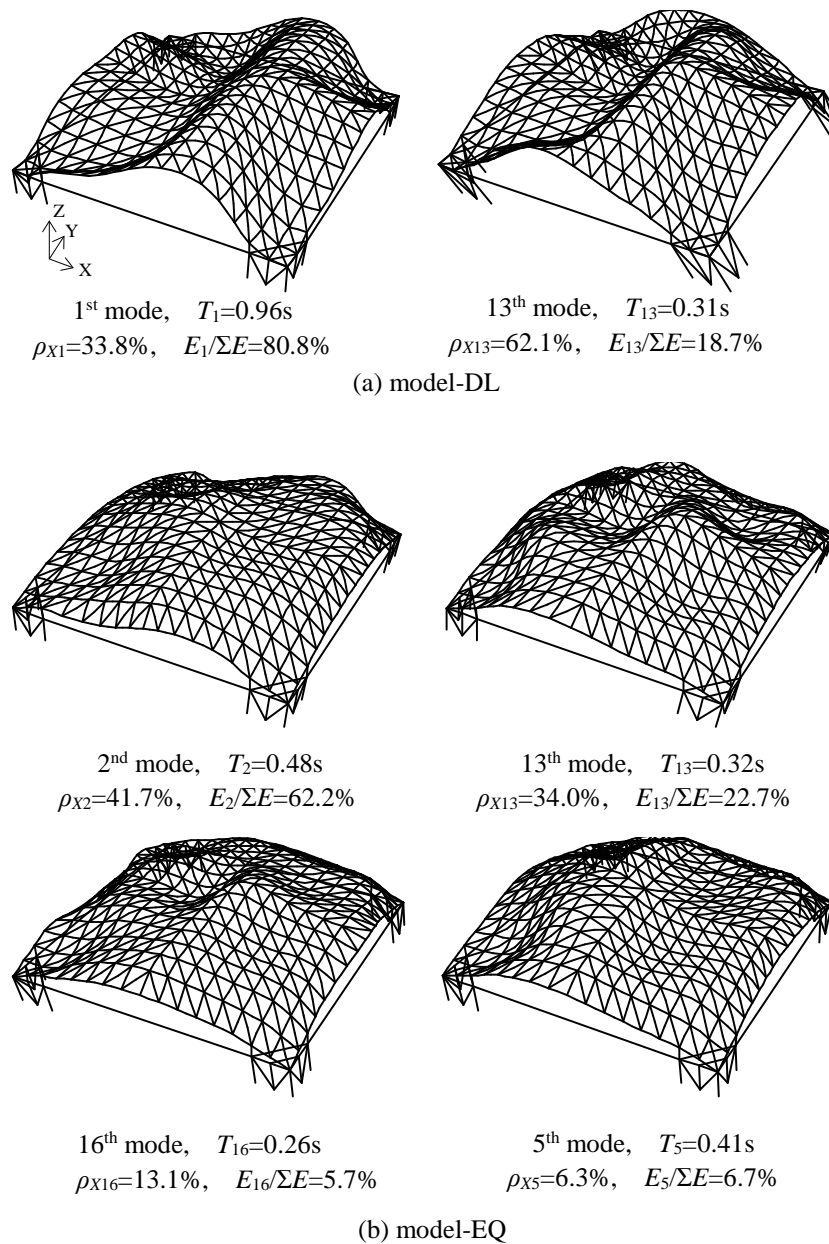


図 5.7 振動モード

5.3.2. 面外剛性が異なる場合

複層のドームのように面外剛性が大きい場合に主要な振動モード数が限定されることが既往の研究で複数の曲面形状に対し示されている。そこで、5.2 節で生成した自由曲面形状のラチスシェルについて、面外剛性が主要な振動モードに与える影響を分析する。断面積は変化させず、図 5.8 のように、面外方向の断面二次モーメント I_y を変化させ、表 5.2 の I_y の 10 倍、100 倍のモデルを作成する。モデル名は、model-DL, model-EQ

の後ろに、それぞれ I10, I100 と付記する。なお、I10 のモデルで、スパンデプス比 $d/L=1/121$, I100 で $d/L=1/38$ となる。

なお、図 5.8(c)のように、全体座標系の X 軸を在軸方向とした部材を XY 平面で角度 θ_1 回転させ、その後、局所座標系 y 軸回りに θ_2 回転させて配置する。局所座標系の x 軸回りには回転させない。このためこの面外剛性を変化させたモデルでは X 軸を在軸方向としたときの Y 軸回りの断面二次モーメント I_y を 10 倍、100 倍と変化させている。

図 5.9 に面外剛性を変化させた場合の振動モードを示す。両モデルに共通して、面外剛性が大きくなるほど下部構造がスウェーするモードの有効質量比 ρ_x が大きくなり、上部構造が面外方向に変形するモードの ρ_x が小さくなる。また、model-EQ のように、2 モードの有効質量比の和が 75% の形状も面外剛性が増えると、2 モードで 95% を超えることがわかる。このため、本章で対象とした自由境界を有する自由曲面ラチスシェル構造も、既往の研究^{2,10,19)}で言及されている性状を有していることが確認できる。

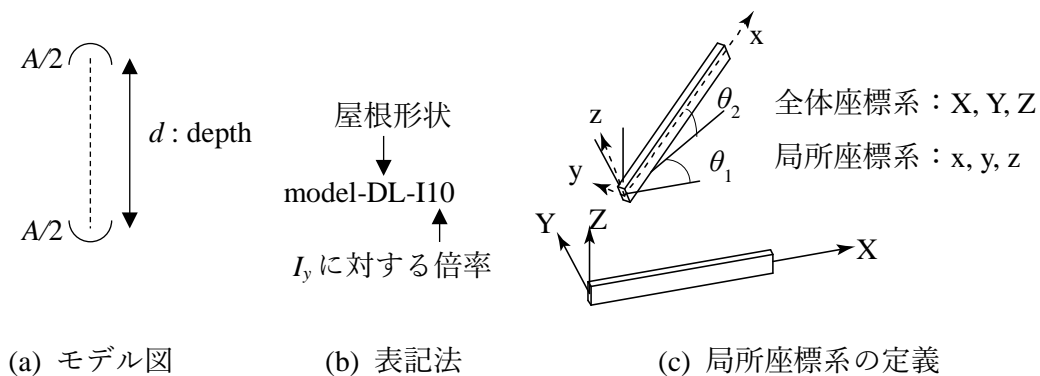


図 5.8 面外剛性を大きくした場合のモデル化

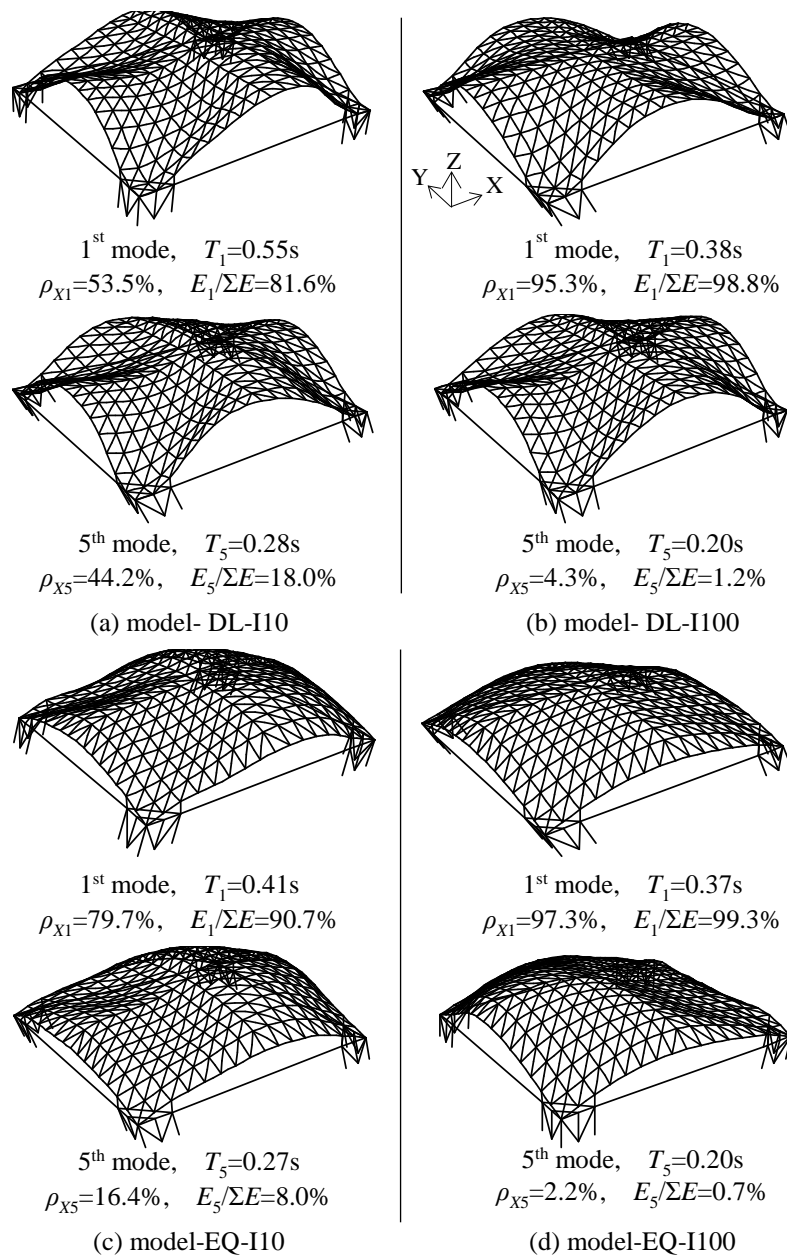


図 5.9 面外剛性を変化させたときの固有振動モード

5.3.3. 上部構造のみの固有振動性状

上部構造のみの固有振動解析により得られる 1 次固有周期は model-DL で 1.30s, model-EQ で 0.46s となる。水平荷重に対するひずみエネルギー同時に最小化した model-EQ の水平剛性が model-DL よりも高くなったため, model-EQ の固有周期は model-DL の固有周期より 0.84s 小さくなる。上部構造のみの固有振動モードより支配的なモード

第5章 下部構造を有する自由曲面ラチスシェルの静的地震荷重

を図 5.10 に示す。なおこの図ではモード形状のみを示している。model-DL では全体的に半波数が 2 の形状となっているが、model-EQ では自由境界辺と内部のモード振幅の上下が逆になることがわかる。

1 質点系の固有周期 T_{1DOF} と屋根架構の卓越周期 T_R の比 R_T は次式で計算する。

$$R_T = \frac{T_{1DOF}}{T_R} \quad (5.14)$$

これによると R_T は model-DL で 0.26, model-EQ で 0.73 となる。竹内らの研究^{2,10)}では R_T が 1.0 付近では下部構造による上部構造への振動励起が確認されている。後述の地震荷重の作成では下部構造も含めた全体モデルの振動モードを利用する。上部構造のみの固有振動解析結果を用いた静的地震荷重の作成方法については今後の課題としたい。

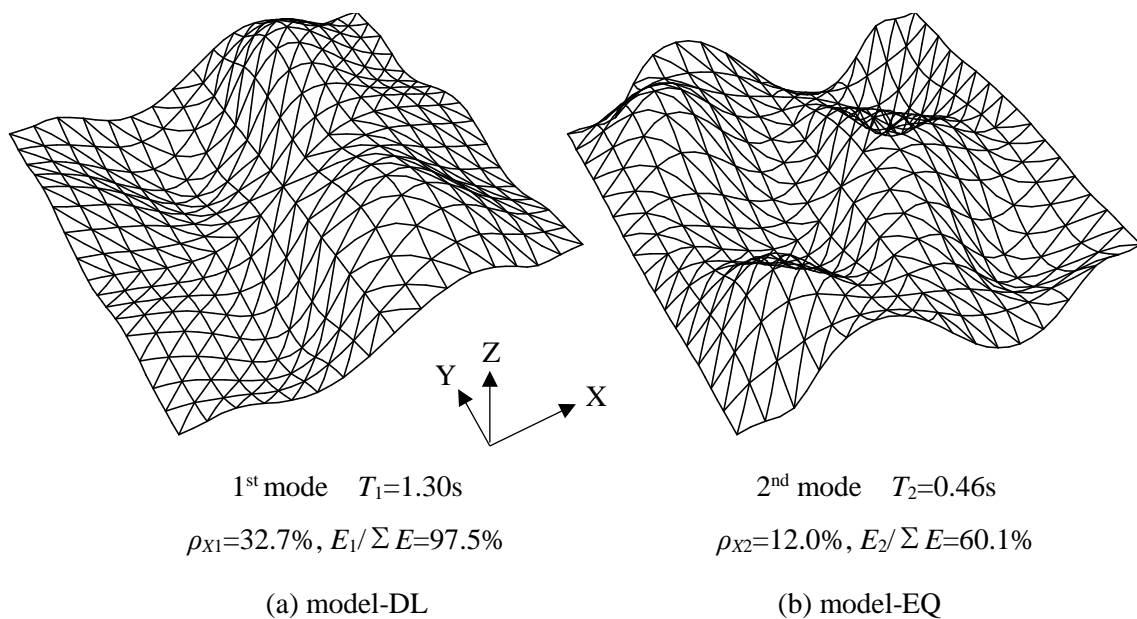


図 5.10 上部構造の固有振動モード

5.4. 振動モードを用いた応答評価

主要な2モードを用いて変位の最大値 D_{\max} , 応答加速度の最大値 A_{\max} , 部材応力の最大値 F_{\max} を式(5.15)で評価する。ここで β_k , Φ_k , f_k は、それぞれ k 次モードの刺激係数、振動モード、振動モード Φ_k により部材に発生する応力である。また、CQC法による応答値は式(5.16)で計算する。CQC法では、 m は考慮するモード数でここでは有効質量比の分析から20とする。 ρ_{ij} はモード間の相関係数であり、変位については式(5.17)¹⁸⁾、加速度については式(5.18)より計算した。

$$\begin{aligned} D_{\max} &= \sqrt{(\beta_i S_D(h_i, T_i) \Phi_i)^2 + (\beta_j S_D(h_j, T_j) \Phi_j)^2} \\ A_{\max} &= \sqrt{(\beta_i S_A(h_i, T_i) \Phi_i)^2 + (\beta_j S_A(h_j, T_j) \Phi_j)^2} \\ F_{\max} &= \sqrt{(\beta_i S_D(h_i, T_i) f_i)^2 + (\beta_j S_D(h_j, T_j) f_j)^2} \end{aligned} \quad (5.15)$$

$$\begin{aligned} D_{CQC} &= \sqrt{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m \rho_{ij} \beta_i S_D(h_i, T_i) \Phi_i \beta_j S_D(h_j, T_j) \Phi_j} \\ A_{CQC} &= \sqrt{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m \rho_{ij} \beta_i S_A(h_i, T_i) \Phi_i \beta_j S_A(h_j, T_j) \Phi_j} \\ F_{CQC} &= \sqrt{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m \rho_{ij} \beta_i S_D(h_i, T_i) f_i \beta_j S_D(h_j, T_j) f_j} \end{aligned} \quad (5.16)$$

$$\rho_{rs} = \frac{8\sqrt{h_r h_s} (h_r + \Omega_{rs} h_s) \Omega_{rs}^{3/2}}{(1 - \Omega_{rs}^2)^2 + 4h_r h_s \Omega_{rs} (1 + \Omega_{rs}^2) + 4(h_r^2 + h_s^2) \Omega_{rs}^2} \quad (5.17)$$

$$\rho_{rs} = \frac{8\sqrt{h_r h_s} \{h_r + \Omega_{rs}^3 h_s + 4\Omega_{rs} h_s h_r (h_r + \Omega_{rs} h_s)\} \Omega_{rs}^{1/2}}{\sqrt{(1 + 4h_s^2)(1 + 4h_r^2)} \left\{ (1 - \Omega_{rs}^2)^2 + 4h_r h_s \Omega_{rs} (1 + \Omega_{rs}^2) + 4(h_r^2 + h_s^2) \Omega_{rs}^2 \right\}} \quad (5.18)$$

$$\Omega_{rs} = \frac{\omega_s}{\omega_r} \quad (5.19)$$

時刻歴応答解析を2.5.1節で説明した入力地震動12波を用いて実施する。時刻歴応答解析では減衰はReyleigh減衰を仮定し、減衰定数は前述の主要な2個のモードで2%を

仮定する。各波に対する最大応答値の12波平均と、2モードによる応答評価値を図5.11, 5.12に示す。おおむね2モードによる評価値は変位、加速度、応力についてよく対応することが確認できる。変位や応力に比べると加速度の2モードでの評価精度が悪い。これは、2個の主要モード以外の高次モードの成分の影響と考えられる。特に2個の主要モードの有効質量比の和が小さいEQモデルはこの傾向が顕著である。ただし、加速度を除けば応答の最大値の精度は概ね良いことが確認できる。

次に、CQC法による応答評価と時刻歴応答解析の結果の比較を示す。図5.13に鉛直変位と軸力、曲げモーメントの分布図を示す。なお、model-DLではB-B'間、model-EQではA-A'間で鉛直変位が最大になるため、当該箇所注目している。図中のCVは変動係数を表す。なお、変動係数は地震動12波による最大値の標本標準偏差により計算した。模擬地震動の位相やスペクトルの変動により、応答値は20%前後ばらつく。なお、当然ではあるがCQC法による応答評価は2モードのみを用いた評価より精度が向上する。

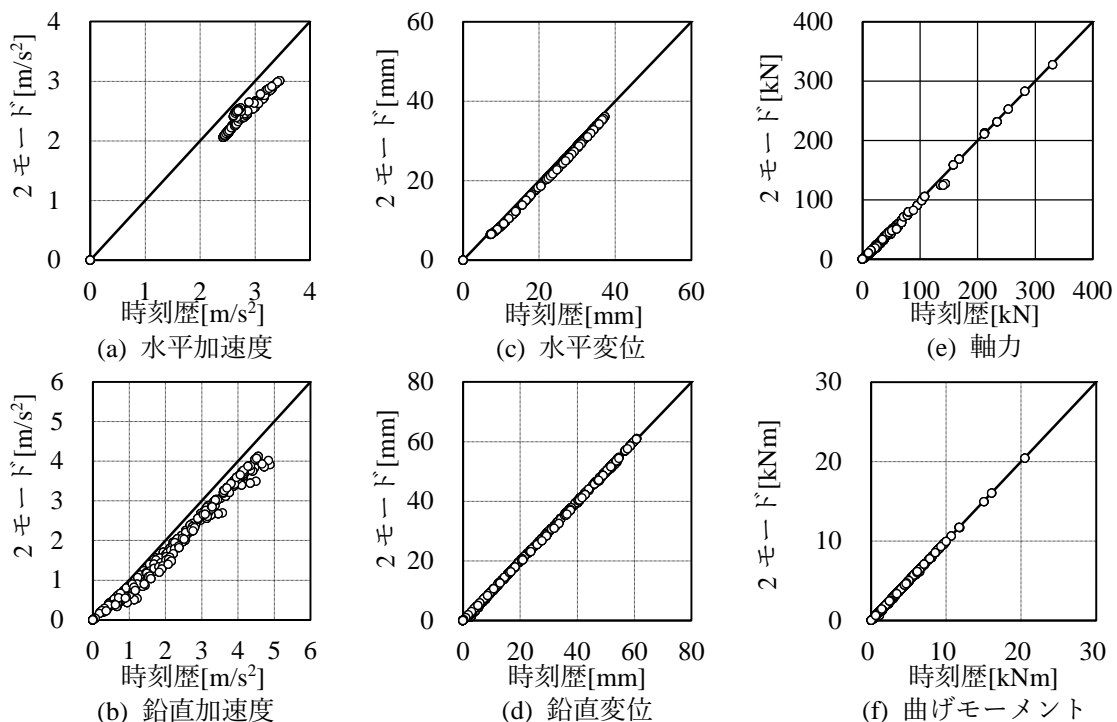


図 5.11 model-DL の 2 モード評価と地震応答解析による応答値の比較

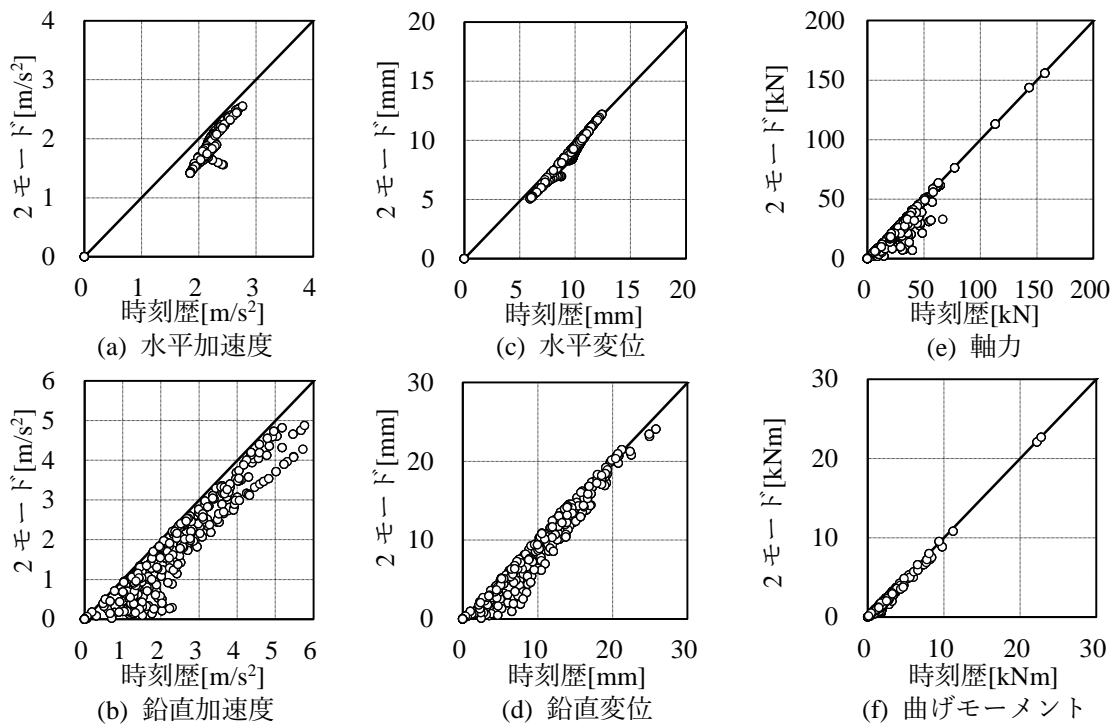


図 5.12 model-EQ の 2 モード評価と地震応答解析による応答値の比較

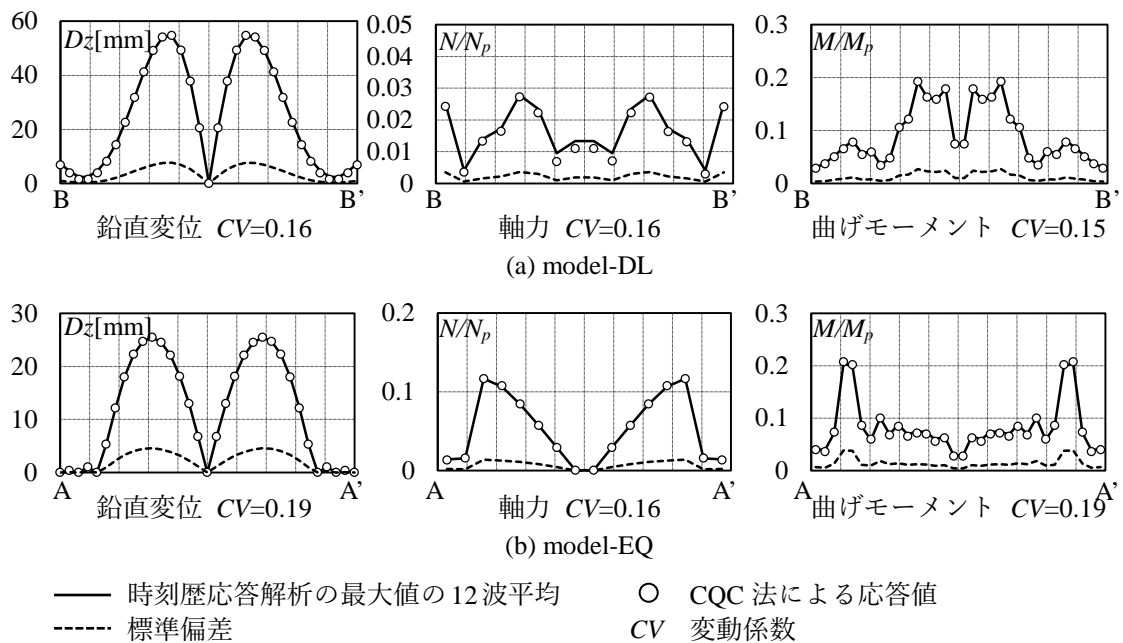


図 5.13 応答分布の比較

5.5. 主要な2個のモードによる地震荷重

主要な2個のモードにより地震荷重を作成し、その妥当性を検討する。ここで、 i 次振動モード成分に対応する荷重ベクトル \mathbf{P}_i を次のように計算する。

$$\mathbf{P}_i = \beta_i S_A(T_i, h_i) \mathbf{M} \Phi_i \quad (5.20)$$

ここで \mathbf{M} は質量マトリクスである。2個の主要モードによる荷重ベクトル $\mathbf{P}_i, \mathbf{P}_j$ を用いて $\mathbf{P}_i + \mathbf{P}_j$ と $\mathbf{P}_i - \mathbf{P}_j$ により地震荷重を作成する。図 5.14, 5.15 に model-DL, model-EQ に対する地震荷重分布を示す。同図は節点あたりの荷重値を示し、地震荷重の大きさは $\lambda_E=1.0$ に対応する。二つの組み合わせにより、水平方向成分が大きい荷重分布と、鉛直方向成分が大きい荷重分布が作成される。また、ラチスシェルの形状により荷重の分布形状も変化する。例えば、model-DL は自由境界に発生する荷重は小さい一方、model-EQ では大きく、ドーム中央の C-C' と荷重の正負の分布も逆向きになる。

地震荷重 $\mathbf{P}_i + \mathbf{P}_j$ と $\mathbf{P}_i - \mathbf{P}_j$ による変位、応力の比較を図 5.16 と図 5.17 に示す。ほとんどの場所で、二つの地震荷重の応答値のどちらかが時刻歴応答解析での応答値より安全側に求まることがわかる。model-DL では \mathbf{P}_1 による変位がおおむね時刻歴応答解析の結果と対応することがわかる。model-DL の1次モードの有効質量比 ρ_{x1} は 33.8% だが、運動エネルギーの和の割合 $E_1/\Sigma E$ は 80% 程度と大きいことがこの原因と考えられ、有効質量比だけでなく、応答スペクトルの成分を含めた指標で主要なモードを判断することの有用性が確認できる。また、5.4 節で示したように、時刻歴応答解析での変動係数は 20% 前後あり、時刻歴応答解析での応答値の平均を μ 、標準偏差を σ としたとき、 $\mu + \sigma$ 程度の大きさと、 $\mathbf{P}_i + \mathbf{P}_j$ と $\mathbf{P}_i - \mathbf{P}_j$ による地震荷重の大きい方の応答がほぼ同一となっている。以上より、有効質量比和が 75% のような 2 個の振動モードを用いても精度良く地震動に対する線形応力を模擬する地震荷重が作成可能であることが確認できる。

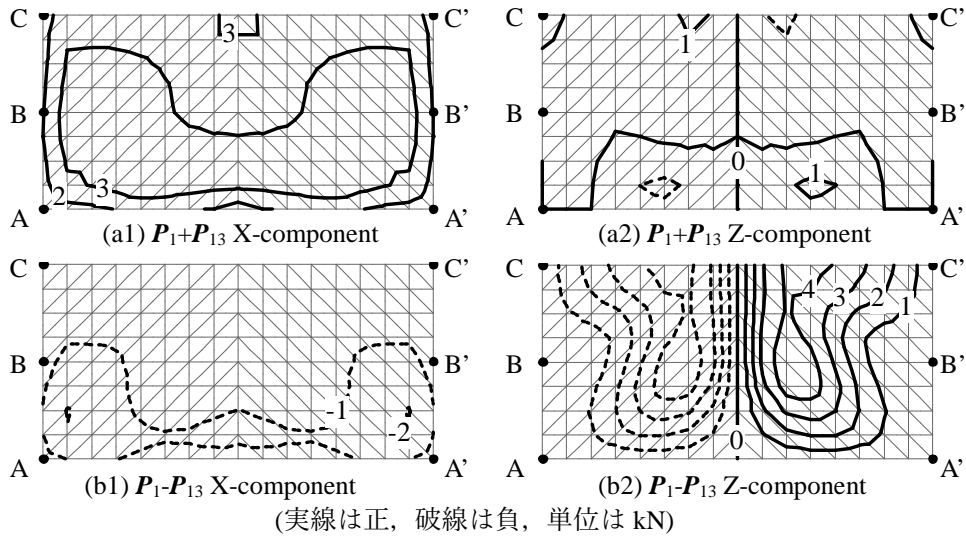


図 5.14 model-DL の地震荷重の分布

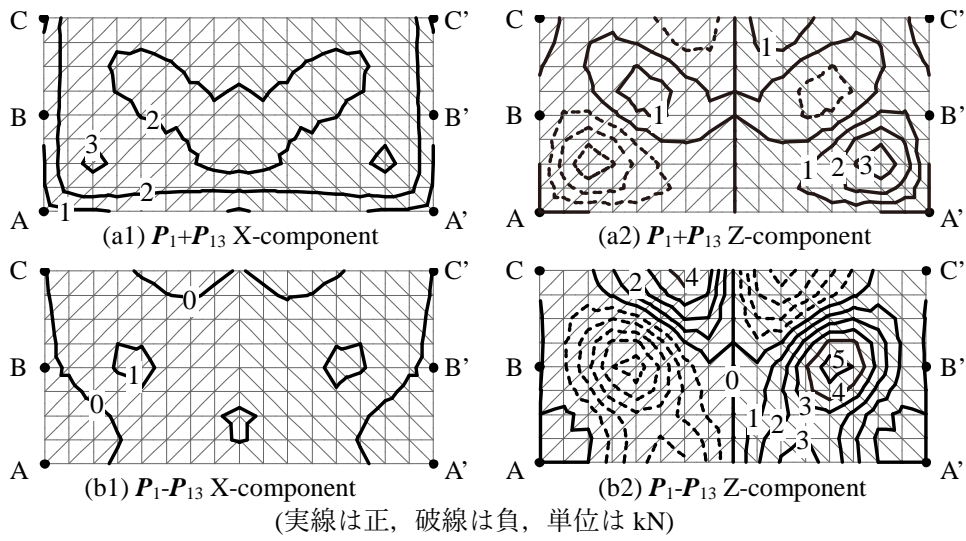


図 5.15 model-EQ の地震荷重の分布

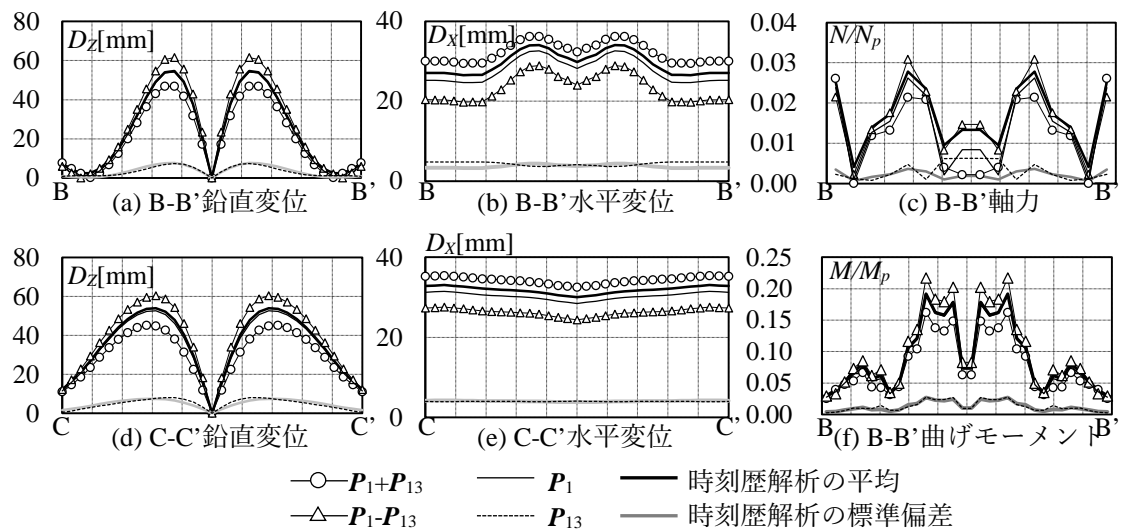


図 5.16 model-DL の地震荷重による変位, 応力

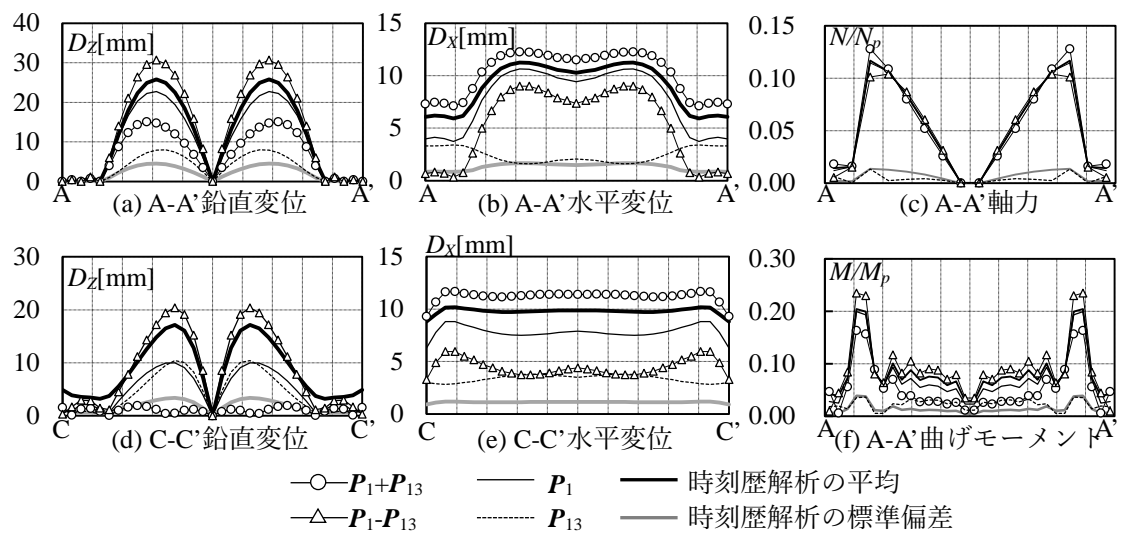


図 5.17 model-EQ の地震荷重による変位, 応力

5.6. まとめ

下部構造で支持された縁梁付きの自由境界を有する自由曲面ラチスシェルに対して、線形地震応答性状を分析した。結果に基づいて、主要な2個のモードを用いた地震荷重を検討した。以下に得られた知見を示す。

1. 第5章で対象とした自由境界と支持架構を有する自由曲面ラチスシェル model-DL と model-EQ では、主要な2個の振動モードによる有効質量比和は95%、75%であったが、疑似速度スペクトルを用いた運動エネルギーの比率 $E_i/\Sigma E$ に注目すると85%以上となる。ラチスシェルの面外剛性が大きくなるほど、この2モードによる有効質量比は増える傾向にあり、下部構造がスウェーするモードの成分の有効質量比が支配的になる。
2. $E_i/\Sigma E$ が85%以上となる主要な2個の振動モードによる応答評価により、変位、応力はおおむね評価できる。ただし変位や応力の応答値が小さい部分や加速度の応答値は高次モードの影響により評価精度がやや低下する。第5章で対象とした構造物は単層でスパンデプス比が小さい構造物であるが、2個の振動モードでの評価が可能である。
3. 国土交通省告示の設計用スペクトルに適合する12波の地震動応答性状、および、その応答変動を考慮するとき、 $E_i/\Sigma E$ が85%以上となる主要な2個の振動モードを用いれば、この変動を考慮した変位、断面力の応答は、主要な2個の振動モードを用いた地震荷重でおおむね安全側に評価することができる。

第5章では形状最適化による自由曲面形状を対象としたが、形状が無限に考えられる自由曲面ラチスシェルにおいてはこの結果は限定的である。今後は、主要な2個の振動モードの有効質量の和や、疑似速度スペクトルによる運動エネルギーの和がどの程度であれば、この主要な2個の振動モードで地震荷重が精度よく地震荷重を模擬できるかについて、各種の自由曲面形状、縁梁の剛性等を考慮して詳細な分析を行う予定である。

5章の参考文献

- 1) 日本建築学会：ラチスシェル屋根構造設計指針，第1版，丸善出版株式会社，2016
- 2) 竹内徹，岡田康平，小河利行：支持架構付き自由曲面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，Vol.81, No.727, pp.1467-1477, 2016.9,
- 3) 竹内徹，前原航，小河利行：正負のライズを有する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，Vol.82, No.739, pp.1371-1380, 2017.9
- 4) 加藤史郎，中沢祥二，高鑫：大スパンアーチ構造の地震時応答性状の分析と静的地震力の推定，構造工学論文集，Vol.48B, pp.23-36, 2002.3
- 5) 加藤史郎，小西克尚：ラチスドームの Push-over analysis に基づく地震応答推定に関する一考察 -1 次モード支配型の空間構造物に関する検討-，日本建築学会構造系論文集，No.561, pp.153-160, 2002.11
- 6) 中澤祥二，斎藤慶太，加藤史郎：劣化型履歴を有するブレース架構で支持された複層ラチスドームの地震応答と静的地震荷重の推定，日本建築学会構造系論文集，No.608, pp.69-76, 2006.10
- 7) 中澤祥二，柳澤利昌，加藤史郎：単層ラチスドームを対象とした地震荷重と耐震性能評価法の提案，日本建築学会構造系論文集，No.703, pp.1287-1297, 2014.9
- 8) 内田篤志，大崎純，張景耀：高次モードを考慮した静的解析による空間構造の弾塑性地震応答推定法，構造工学論文集，Vol.55B, pp.49-56, 2009.3
- 9) 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，No.579, pp.71-78, 2004.5
- 10) 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，No.596, pp.57-64, 2005.10
- 11) 加藤史郎，滝内雄二，中澤祥二：自由境界辺のある自由曲面ラチスシェルの固定荷重および地震荷重に対する構造特性，構造工学論文集，Vol.62B, 2016.3
- 12) 滝内雄二，加藤史郎，中澤祥二：自由曲面単層ラチスシェルの座屈耐力最大化に関する研究，日本建築学会構造系論文集，No.733, pp.441-450, 2017.3
- 13) E.Zitzler, M.Laumanns, and L.Thiele：SPEA2: Improving the Performance of Strength Pareto Evolutionary Algorithm. *Technical Report 103, Computer Engineering and Communication Networks Lab (TIK)*, 2001.
- 14) 永田洸大，本間俊雄：優良解探索機能を導入した群知能による自由曲面シェル構造の形態，日本建築学会構造系論文集，No.684, pp.345-354, 2013.2
- 15) 大家貴徳，加藤史郎，中澤祥二，柏井恭平：弾塑性地震応答解析に基づく体育館の耐震性能評価 履歴型ダンパーにより補強された桁方向のブレースの耐震性能に関する検討，日本建築学会構造系論文集，No.660, pp.329-336, 2011.2
- 16) 中澤祥二，立道郁生，嶋登志夫：体育館・工場などの空間構造物の地震リスク評価に関する基礎的研究，構造工学論文集，Vol.53B, pp.227-237, 2007.3
- 17) 笠井和彦，伊藤浩資，渡辺厚：等価線形化手法による一質点弾塑性構造の最大応答予測法，日本建築学会構造系論文集，No.571, pp.53-62, 2003.9
- 18) 大網浩一：CQC 法におけるモード相関係数の簡便な近似式とその適用例，日本建築学会構造系論文集，No.515, pp.83-89, 1999.1
- 19) S. Kato, S. Nakazawa：Seismic Design Method to Reduce the Responses of Single Layer Reticular Domes by Means of Yielding of Substructure under Severe Earthquake Motions, *Extended Abstracts of the International Symposium on Theory, Design and Realization of Shell and Spatial Structures*, 2001.10

6. 結論

6.1. まとめ

本研究では近年注目が集まっている自由曲面ラチスシェルの設計法の確立のための一助として座屈耐力評価法の自由曲面ラチスシェルへの適用可能性の検討、静的地震荷重の設定法の提案を行った。また、自由曲面ラチスシェルの形状決定のための手法として、座屈耐力の最大化手法と、地震荷重を考慮した手法を提案した。

本論文で得られた知見は、各章末でまとめが述べられているため一部重複するが、再びまとめて本論文の結論とする。

第1章では、本研究の背景と目的を述べた。

第2章では、固定荷重に対する応力度を最小化する条件で補剛梁のある自由曲面ラチスシェルを探索した。探索された自由曲面ラチスシェルの形状に対して初期不整分布と振幅をパラメータとして弾性座屈荷重、弾塑性座屈荷重を数値解析により分析した。以下に得られた結果を要約する。

1. 補剛された自由境界辺を有する自由曲面ラチスシェルは、初期不整分布によって弾性座屈が発生する場合と発生しない場合があることを確認した。また、初期不整振幅の大きさによっても座屈荷重値が大きく下がる場合と安定した挙動を取る場合にもなり、同じ初期不整でも、初期不整の正負により異なる座屈経路が発生することを確認した。
2. RS 座屈荷重値は初期不整分布を定めずに耐力低減率を見積もることができる便利さがあると想定されるが、その値は本報の解析ケースでは過大に安全側の評価を与える場合がある。RS 座屈荷重による座屈荷重低減率を設計に反映するには、RS 座屈荷重に至る初期不整振幅がどのような大きさなのか明確にするための研究が今後必要である。
3. 座屈低減係数を 0.5 と仮定して、軸力のみを用いて断面算定した自由曲面ラチスシェルの固定荷重に対する耐力は、固定荷重の 2.3~4.2 倍程度となる。これは、断面算定時に見込んだ固定荷重に対する安全率 2.0 を上回る結果となり、特定部材に注目してラチスシェル全体の許容応力度を定め、軸力にのみ着目した断面算定が可能であることを確認した。
4. 自由曲面ラチスシェルでは形状初期不整の影響を詳細に検討する必要があるが、適

第6章 結論

切に選ばれた弾性座屈荷重低減係数を援用すれば、特定部材の正規化細長比を用いた耐力式により、安全側に自由曲面シェルの座屈耐力を評価することが可能であることを確認した。

5. 損傷限界レベルの2.5倍の大きさに相当する静的地震荷重に対して軸力のみ考慮して断面算定した自由曲面ラチスシェルは、安全限界相当の地震動に対して鉛直変形が漸増し崩壊に至るような応答性状はみられないものの、過大な鉛直変位が生ずることを確認し、地震時の応答変位の抑制も考慮した形状探索あるいは断面算定法の必要性を確認した。また、支持部近傍の斜材に部材座屈を伴う塑性ヒンジの発生が見られたので、当該部材に過度なひずみの集中を回避するような配慮が必要なことを確認した。

第3章では、ラチスシェルの座屈耐力を最大化する手法を提案し、目的関数をパラメータに複数の自由曲面ラチスシェルを生成し、初期不整を考慮した座屈解析を行った。以下に得られた知見を示す。

6. 3章の形状最適化で得られた解形状はそれぞれ、形状の探索時に考慮した目的関数の評価値では他の形状に比べて最良の解であった。また、ひずみエネルギー、初期降伏荷重係数、線形座屈荷重係数、推定座屈耐力はそれぞれトレード・オフの関係にある。曲げひずみエネルギーに注目すると、ひずみエネルギー最小化は曲げモーメントの発生が抑制される一方で、座屈耐力の推定値最大化、線形座屈荷重最大化、初期降伏荷重最大化では曲げひずみエネルギーが増加する場合がある。
7. 初期不整を考慮した座屈耐力の比較より、修正 Dunkerley 式を用いた座屈耐力推定値最大化(Opt1)は推定精度のばらつきに起因して全てのケースで最も高い耐力を有するものではないことがわかった。しかし、全てのケースで比較的高い座屈耐力を有することが確認でき有用である。
8. 構造物は初期降伏後、応力再分配によりわずかながら耐力上昇が発生し最大耐力に至る。このため初期降伏荷重の最大化(Opt2)が高い座屈耐力を有する形状の探索に有効であることを確認した。しかし正規化細長比が大きくなると、幾何非線形性の影響により線形応力から初期降伏荷重を推定することが難しくなる。このため提案した初期降伏荷重最大化は正規化細長比に制約を付加することや、補正を行う必要がある。また、正規化細長比が大きい範囲では線形座屈荷重最大化(Opt4)が有効であることを確認した。
9. 第3章で対象とした自由曲面ラチスシェルの弾性座屈荷重低減係数 α_0 は 0.4~0.7 と

第6章 結論

なり、球殻など正のガウス曲率の幾何曲面ラチスシェルの α_0 と同程度の値となる。検討したラチスシェルの形状は限定的ではあるが、第2章、第4章で検討した場合も同程度となっている。

10. 第2章、3章、4章で座屈解析を実施した全ての自由曲面ラチスシェルは幾何曲面のラチスシェルと同様に正規化細長比によりその耐力が評価できる。正規化細長比の大きさは形状最適化の前後で変化するため、現時点では座屈耐力推定値の最大化、初期降伏荷重最大化など複数の最適化を行った後、その形状の正規化細長比をもって座屈耐力を評価することがより高い耐力を有する形状の探索に有用であると考えられる。

第4章では、自由境界辺のあるスパン 50m、高さ 14.5m の矩形平面のラチスシェルを対象として、固定荷重のみならず従来は検討されていなかった地震荷重も考慮して、応力度を最小化する条件で自由曲面ラチスシェルを探索した。最適化で得られた自由曲面に対し、固定荷重と地震荷重に対して断面算定を進め、座屈性状と地震応答性状を分析した。また、弾塑性地震応答解析では部材の塑性回転角に注目して分析した。以下に得られた結果を要約する。

11. 地震荷重を含む複数の荷重に対する応力最小化により得られるラチスシェルは、固定荷重のみに対して得られる探索形状よりも自由境界辺のライズは低くなる。また、形状最適化により固定荷重、地震荷重に対する応力が大きく低減できることを確認した。
12. 固定荷重に対する座屈解析では、初期不整の与え方により異なる崩壊メカニズムが生じることを確認した。4隅支持の自由境界辺を持つ自由曲面ラチスシェルは、第4章で対象とした形態に限定されるが、支持部付近で軸力集中が起き、また、支持部付近の格子材に局所的な引張軸力が発生する。耐力時の変位分布形状および弾性座屈荷重の分析から、第2章と同様に耐力時には自由境界辺では座屈せず、ラチスシェル内部で大きな変位が発生すること、また、圧縮軸力が支配的なラチスシェル内部に初期不整振幅がある場合、弾性座屈荷重、耐力が大きく低下することを確認した。
13. 固定荷重に対しては、第2章、第3章と同様に、適切な座屈荷重低減係数を与えることで、既往の修正 Dunkerley 式に基づいて、ラチスシェルの耐力を安全側に推定することが可能であることを確認した。ただし、さまざまな曲面形状が想定される自由曲面ラチスシェルに関して、適切な座屈荷重低減係数をどのように定めるかは

第6章 結論

今後の課題である。

14. 第4章で対象とした構造物は、安全限界レベルの入力地震動強さに対しては、内部のラチスシエル部分の変位は比較的小さいものの、自由境界辺でスパンの約 1/130 となる大きな鉛直変位が発生した。ただし、鉛直変位の多くは弾性成分であり、地震動終了後の残留変位はスパンの約 1/600 となる。
15. 断面算定用の座屈荷重低減係数 α_0 を 0.5 として、許容応力度設計に準じて固定荷重と地震動強さ $\lambda_E=2.5$ の地震荷重を考慮した断面算定をすれば、対象とした解析例では初期不整最大振幅 $w_{i0}=50\text{mm}$ を考慮しても固定荷重の 2 倍以上の耐力を有し、さらに、初期降伏地震動強さ $\lambda_{E_y}=2.6$ 程度のラチスシエルが設計することが可能である。しかし、安全限界相当の地震動に対しては、塑性変形倍率は 4 以上となり、十分な塑性率を確保できる性能の部材を使用する必要性を確認した。また、固定荷重と地震荷重に対する応力最小化による形状最適化に加え、自由境界辺の部材の塑性変形倍率を 2 程度に抑制できるような部材設計法の必要性、また、自由辺の部材の変位や応力を抑制できる形状最適化法の必要性を確認した。
16. 動的構造耐震指標 d_s 値、動的靱性指標 d_F 値を用いて耐震性能を分析した結果、第4章で対象とした構造物は、塑性率 $\eta=2$ で規定される部材で構成したとき、 d_s の値は 0.72 となり安全限界相当の地震動に相当する $d_{s0}=0.83$ より小さく、仮定した限界変形を超える塑性変形が安全限界相当の地震動に対し発生することを確認した。また、 d_F の値は 1.5~2.0 程度となり、ドームと同程度となることを確認した。

第5章では、下部構造で支持された縁梁付きの自由境界を有する自由曲面ラチスシエルに対して、線形地震応答性状を分析した。結果に基づいて、主要な2個のモードを用いた地震荷重を検討した。以下に得られた知見を示す。

17. 対象とした自由境界と支持架構を有する自由曲面ラチスシエル model-DL と model-EQ では、主要な2個の振動モードによる有効質量比和はそれぞれ、95%、75%であったが、疑似速度スペクトルを用いた運動エネルギーの比率 $E_i/\Sigma E$ に注目するとどちらも 85%以上となる。ラチスシエルの面外剛性が大きくなるほど、この2モードによる有効質量比は増える傾向にあり、下部構造がスウェーするモードの成分の有効質量比が支配的になる。
18. $E_i/\Sigma E$ が 85%以上となる主要な2個の振動モードによる応答評価により、変位、応力はおおむね評価できる。ただし変位や応力の応答値が小さい部分、加速度は高次モードの影響により評価精度がやや低下する。第5章で対象とした構造物は単層で

第 6 章 結論

スパンデプス比が小さい構造物であるが、2 個の振動モードでの評価が可能である。

19. 国土交通省告示の設計用スペクトルに適合する 12 波の地震動応答性状、および、その応答変動を考慮するとき、 $E_i/\Sigma E$ が 85%以上となる主要な 2 個の振動モードを用いれば、この変動を考慮した変位、断面力の応答は、主要な 2 個の振動モードを用いた地震荷重でおおむね安全側に評価することができる。

6.2. 今後の課題と展望

1. 本研究で対象とした構造物は全て、ある条件下での形状最適化により生成している。しかしながら、自由曲面ラチスシェルは意匠性が強いものや形状最適化計算の制約条件により構造的に必ずしも合理的でない形状となる場合も考えられ、無限に存在する自由曲面ラチスシェル一般を評価するには至っていない。球や円筒のドームであれば、部材半開角など形状を一意に表現できるが、自由曲面ラチスシェルを一般的に評価するためにはその形状の特徴を表現する手法を開発する必要がある。
2. 本研究で対象とした自由曲面ラチスシェルは全て剛接合の接合部を考慮している。しかし、ボルトなどを用いた半剛接合の接合部も考えられる。ドームなどに対する既往の研究より、接合部の剛性が座屈性状に大きく影響することが知られているため、今後の検討課題と言える。また、自由曲面ラチスシェルの場合、ドームや円筒のラチスシェルと異なり、固定荷重下でも比較的大きな曲げモーメントが局所的に発生することが想定されるので、曲げモーメントが発生しない箇所はピン接合、曲げモーメントが発生する箇所は接合部曲げ剛性を大きく取るなど、形状最適化時に接合部についても同時に最適化することも考えられる。
3. 本研究で対象とした自由曲面ラチスシェルは全て三方向網目である。ラチスシェルの外装材に注目すると、三方向網目の場合、三角形の平面形状を選択することができる。一方で、近年の自由曲面を有する建築例では1方向あるいは2方向に曲率を持った金属パネルやガラスによる外装材を有するラチスシェルも見られる。このため、ラチスシェルの網目形状では三方向網目以外の二方向格子や、六角形、さらにポロノイ分割などを用いた複雑な網目形状が選択される場合もある。力学的な観点からは、二方向格子や六角形格子はシェルの面内に曲げモーメントが発生することが知られている。このため網目形状によっても座屈耐力に大きく影響が与えられる。このような網目の自由曲面ラチスシェルについては未検討であり、今後の課題である。
4. 本研究では自由境界辺を有するラチスシェルに対して、2章で固定荷重に対する応力最小化、4章で地震荷重に対する応力最小化を実施したが、どちらの場合も過大な鉛直変位が発生した。また近年では、ラチスシェルの天井の落下など非構造部材

第6章 結論

への被害が問題となっているため、応答変位や応答加速度を抑制するような形状最適化も必要であると考えられる。構造材や非構造材の損傷やリスクを勘案した形態創生手法の開発も今後の研究課題の一つと考えられる。

5. 近年、ラチスシェルの信頼性指標に関する研究が始まっている。また、近年のスタジアムやスポーツアリーナの建設例では、大きなイベントの後に減築して利用する場合や、イベントの期間後に解体するような場合も見られる。このような期限付き建物の場合、設計用安全率を小さく取ることが考えられる。このため、雪や地震の再現期間と設計用安全率、そしてその信頼性指標に関する研究が必要であると考えられる。この点も今後の研究課題である。

謝辞

本論文は、著者が豊橋技術科学大学博士課程3年間における研究成果をまとめたものである。本研究を行うにあたり、多くの方々にご指導をいただきました。ここに深く感謝いたします。

本研究を進めるにあたり、豊橋技術科学大学教授 中澤祥二博士には著者が豊橋技術科学大学に入学以来、数多くの幅広いご指導とご支援を賜りました。心から感謝申し上げます。

また、豊橋技術科学大学 名誉教授 加藤史郎博士には本研究を行うきっかけを作っていただくとともに、研究を進めるにあたり終始熱心なご指導を頂きました。心から感謝申し上げます。

本研究を審査いただくとともに、適切なご指導ご助言を賜りました豊橋技術科学大学教授 齊藤大樹博士、准教授 松本幸大博士に深く感謝申し上げます。

本研究を進めるにあたり、コンピューテーショナルデザインについて、貴重なご意見を頂いた、豊橋技術科学大学教授 松島史郎博士、講師 水谷晃啓博士、FabLab 北加賀屋の皆様にご礼申し上げます。

著者が在学中（2009-2012, 2015-2018）に同じ研究室とともに研究生生活を過ごした加藤研究室、中澤研究室、山田研究室、松本研究室のメンバーに感謝いたします。共に研究し、お互いの研究の問題を指摘しあう仲間を持つことができたことは研究を進める上で心の支えになりました。

最後に、大学院に進学することを理解し、支えて頂いた家族に感謝いたします。

平成30年3月 滝内雄二

発表論文

本研究に関連して発表した査読付学術論文, 査読付国際会議論文

- 1) 滝内雄二, 加藤史郎, 中澤祥二: 補剛された自由境界辺を有する矩形平面の自由曲面ラチスシェルの構造特性の分析, 構造工学論文集, Vol.61B, pp.335-342, 2015.3
- 2) 加藤史郎, 滝内雄二, 中澤祥二: 自由境界辺のある自由曲面ラチスシェルの固定荷重および地震荷重に対する構造特性, 構造工学論文集, Vol.62B, pp.107-119, 2016.3
- 3) 滝内雄二, 加藤史郎, 中澤祥二: 自由曲面単層ラチスシェルの座屈耐力最大化に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.82, No.733, pp.441-450, 2017.3
- 4) 滝内雄二, 加藤史郎, 中澤祥二: 支持架構で支持された自由境界を有する自由曲面ラチスシェルの地震荷重の推定, 構造工学論文集, Vol.64B, 2018.3 (掲載予定)
- 5) Shiro Kato, Shoji NAKAZAWA, Yuji TAKIUCHI : Buckling and Seismic Response Performance of Free Form Lattice Shells, *IABSE-IASS Symposium London 2011*, pp.65, London, United Kingdom, 2011.9
- 6) Yuji TAKIUCHI, Shiro KATO, Shoji NAKAZAWA, Katsunori KANEDA : Structural Design Strategy for Free-Form Lattice Shells in Regions of High Seismicity, *Proceedings of the IASS Symposium 2012*, FF-093, Seoul, Korea, 2012.5
- 7) Yuji TAKIUCHI, Shiro KATO, Shoji NAKAZAWA : Buckling strength maximization approach for free-form of single layer reticulated shells, *Proceedings of the IASS Annual Symposium 2016*, ID 1099, Tokyo, Japan, 2016.9
- 8) Yuji TAKIUCHI, Shiro KATO, Shoji NAKAZAWA : Free-Form Reticulated Shell Structures Searched for Maximum Buckling Strength, *IGNITE AICCE'17 conference proceedings*, ID 2017-01-01-0056, Penang, Malaysia, 2017.8
- 9) Shiro Kato, Yuji TAKIUCHI, Shoji NAKAZAWA : Two-mode based evaluation of seismic loads for free-form single layer reticulated shell structures supported by substructures, *Proceedings of the IASS Annual Symposium 2017*, ID 9882, Hamburg, Germany, 2017.9

その他の査読付学術論文

- 10) 水谷晃啓, 滝内雄二, 清水優里: 対話型構造解析プログラムを援用して行う建築形態スタディ方法 -対話的なシステムを用いた設計検討方法に関する研究-, 論考 建築設計 01, pp.67-73, 2016.5
- 11) 白井寛弥, 中澤祥二, 滝内雄二: 形態創生手法により形状決定された自由曲面ラチスシェルにおける座屈性状の分析および座屈耐力の評価, 構造工学論文集, Vol.63B, pp.133-140, 2017.4