

数值解析的アプローチに基づく
大型宇宙構造システムの熱変形抑制に関する研究

2019年 3月

庄司 香織

数値解析的アプローチに基づく
大型宇宙構造システムの熱変形抑制に関する研究

庄司 香織

システム情報工学研究科
筑波大学

2019年 3月

目次：

1	序論	1
1.1	研究背景	2
1.2	研究目的および研究方法	3
2	熱変形を考慮した数値解析手法	8
2.1	3次はり要素を導入した有限要素モデル	9
2.2	合成線膨張係数による熱変形の考慮	15
2.3	解析条件	16
3	熱変形挙動の再現とそのメカニズム	20
3.1	単位モジュールの熱変形解析	21
3.2	全体モジュールの熱変形解析	21
3.3	単位モジュールと全体モジュールの関係	22
4	合成線膨張係数の組み合わせに着目した熱変形抑制	25
4.1	金属部品の長さ改定による合成線膨張係数の変更方法	26
4.2	部材の策定	26
4.3	熱変形抑制効果とそのメカニズムの考察	27
5	展開用バネを活用した熱変形抑制	29
5.1	展開用バネの位置制御方法	30
5.2	熱変形抑制効果とそのメカニズムの考察	30
6	設計変数の変更による熱変形抑制	34
6.1	展開完了時の斜部材角度の変更効果	35
6.2	斜部材中のヒンジ位置の変更効果	37
6.3	断面変更による部材剛性の低減効果	37
6.4	全体モジュールへの適用	37
7	結論	44
	文献	47
	研究業績	49

第 1 章 序論

1 序論

1.1 研究背景

人工衛星搭載側の通信用アンテナを大型化することで地上側の受信端末を小型化できるなど、ミッション要求の高まりにより、宇宙構造物の大型化が求められている。このような大型宇宙構造物には、高精度な姿勢制御が要求されるミッションが多い（山下他、2013）。他方、宇宙構造物が直面する課題の1つに、急激な温度変化が挙げられ、宇宙構造物が大型になるほどそこに生じる熱変形の影響も大きくなる可能性が高い。通信衛星の場合、通信用アンテナの熱変形によってビームの指向変動が生じるなど大きな課題となることも考えられる（Orikasa et al., 2010）。また、このような宇宙構造物の熱変形問題は、通信衛星のみならず、観測機器の観測軸と光軸を精確に一致させる必要のある天文衛星においても重要な課題である（岩田他、2012）。宇宙構造物が大型になるほどその熱変形量も大きくなると予想され、従来の宇宙構造物のように打上げ前にできる限り変形しない構造物を作る手法だけでは過酷な宇宙環境に耐えることが難しくなっている。そこで、軌道上において能動的に形状を変更することで、周囲の宇宙環境の変化に適応できるシステムを検討することが必要になる（田中、清水、1993）が、大型宇宙構造物の熱変形問題に対する知見はまだ少ない。

大型宇宙構造物の代表例として、技術試験衛星 VIII 型（以下、ETS-VIII）の軌道上外観図を図 1.1 に、大型展開アンテナの軌道上外観図を図 1.2 に示す。大型展開アンテナは、金属メッシュおよびケーブルネットワークから成るパラボラ鏡面と、これを支持する展開トラス構造で構成される。大型展開アンテナを構成する単位モジュールの外観を図 1.3 に、単位モジュールの構造図を図 1.4 に示す。展開トラス構造の骨組みは、炭素繊維強化プラスチック（Carbon Fiber Reinforced Plastics, 以下 CFRP）のチューブおよびチタン合金の接合部品（ヒンジ）で構成される。本研究においても、この展開トラス構造を数値モデル化し、熱変形抑制解析を実施する。展開機構の概要およびその詳細図をそれぞれ図 1.5 図 1.6 に示す。部材名は図 1.5 に示すとおりである。中央縦部材にアンテナ展開用の圧縮バネが装着されており、圧縮バネがスライドして機構を押し上げることで徐々にアンテナが展開する。展開後の残留バネ力は斜部材に伝達され、そこに発生する圧縮軸力は 6.7 N と設計されている。

静止衛星軌道を周回する ETS-VIII において、ETS-VIII が地球の陰に入る時間帯に、地上に向けた電波の受信レベルが約 3 dB 低下する現象がみられ、地上に向けた通信

ビームの指向方向が東方向へ 60 km~100 km 動いた。この電波強度の変動と、ETS-VIII に搭載されている大型展開アンテナの温度がほぼ一致するタイミングで推移していることが確認された。このことから、大型展開アンテナに熱変形が生じており、その結果、通信ビームの指向方向が大きく動いたものと予想される。ETS-VIII の場合は、ビームの形状が広域だったため、ミッションの遂行に問題はなかった。しかし、将来の通信衛星では通信ビームをピンポイントに絞り、大容量通信を行うことが想定される。大型展開アンテナの鏡面を支えるトラスの支持構造を例に、その熱変形メカニズムを解明するとともに熱変形抑制手法を検討することは、ETS-VIII のような通信衛星のみならず、骨組構造を有する宇宙構造物に広く応用できるものと期待できる。具体的な方法としては、極低線膨張係数をもつ CFRP を使用する、金属部品の熱膨張を利用して骨組のゆがみを抑制する、シールド（日傘）で構造物全体を覆い輻射熱を遮断するといったことが考えられる。

1.2 研究目的および研究方法

軌道上において能動的に熱変形抑制を行える宇宙構造物を設計する場合、最適化手法を用いるが、そのためには、何がパラメータとなりうるのか、どの程度効果があるのかを検証する必要がある。また、現状の設計形状では効果を発揮できないパラメータも、展開完了時の形状を工夫することで、熱変形抑制に大きく寄与するパラメータなる可能性が高い。以上を踏まえ、複数の抑制手法を用いることによる熱変形抑制効果を検証し、熱変形しにくい、または熱変形を抑制しやすくなるような大型宇宙構造システムの設計指針の提案を目指すことを目的とする。

本研究では、熱変形に起因すると思われる通信ビームの指向変動が観測された（佐藤他，2010）（藤野他，2008）技術試験衛星VIII型（Engineering Test Satellite-VIII，以下 ETS-VIII）搭載の大型展開アンテナを例として、まず、単位モジュールおよび全体モジュールの解析モデルを用いて熱変形の再現およびその発生メカニズムを検証する。その後、この検証から得られた知見を基に、複数の手法を組み合わせることによる熱変形抑制が見込める設計の提案を行う。最適な調整量に関しては、その後の開発・実証段階において、軌道上で把握する特性値と合わせて最適値を求める（最適化する）というプロセスになると考えられる。熱変形解析は、順応型 Shifted Integration 法(ASI 法)（都井，磯部 1992）（磯部，森下 1998）による解析コードに熱応力を導入したものをを用いて実施する。

先行研究では、金属部品と CFRP 部材から算出される合成線膨張係数に着目し、金属部品の長さを調整することで大型展開アンテナの中央点の熱変形抑制が可能となる見込みを得た（臼井他，2011）。しかし、熱変形メカニズムは明らかにされておらず、また、大型展開アンテナ全体に生じる熱変形を抑制するには至っていない。そこで本研究では、①解析で与える温度履歴を線形変化（臼井他，2011）ではなく ETS-VIII で観測された緩急のある実測値を用いることで軌道上での熱環境に近い解析を実施する、②熱変形を再現しとその発生メカニズムを検証する、③大型展開アンテナの展開にのみ使用されている展開機構に着目し、展開用圧縮バネを動かすことで熱変形抑制機構としても実証させることを数値解析的に試みる、④③による熱変形抑制が發揮できるような構造方針を提案する、⑤先行研究（臼井他，2011）ではアンテナの中央1点の熱変形抑制にとどまっていたが、新たに本研究ではアンテナを構成する全てのモジュールの中央および周辺頂点の変位を抑制できる見込みを得ることを目指す。

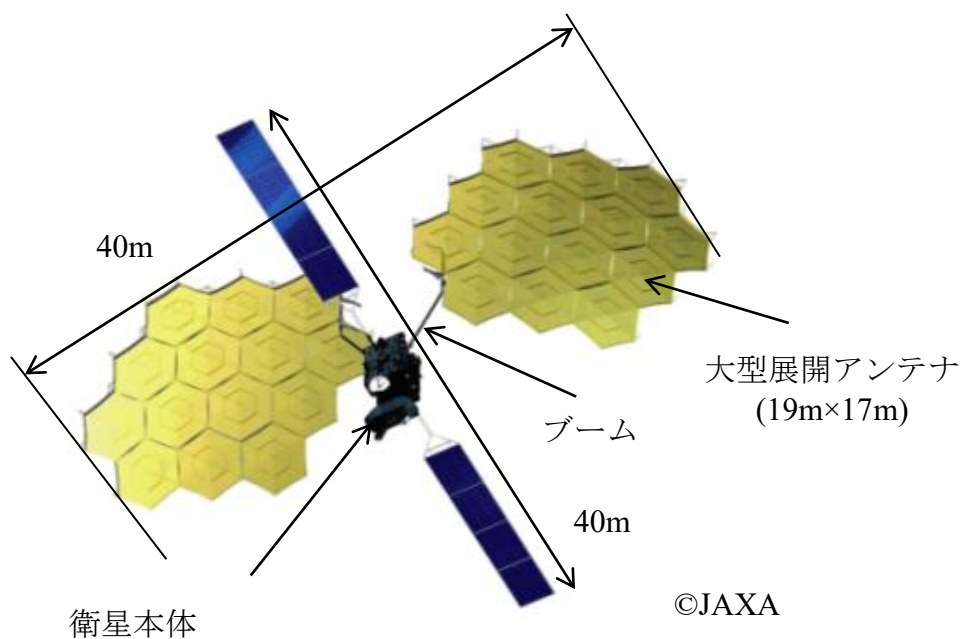


図 1.1 ETS-VIII の軌道上外観図

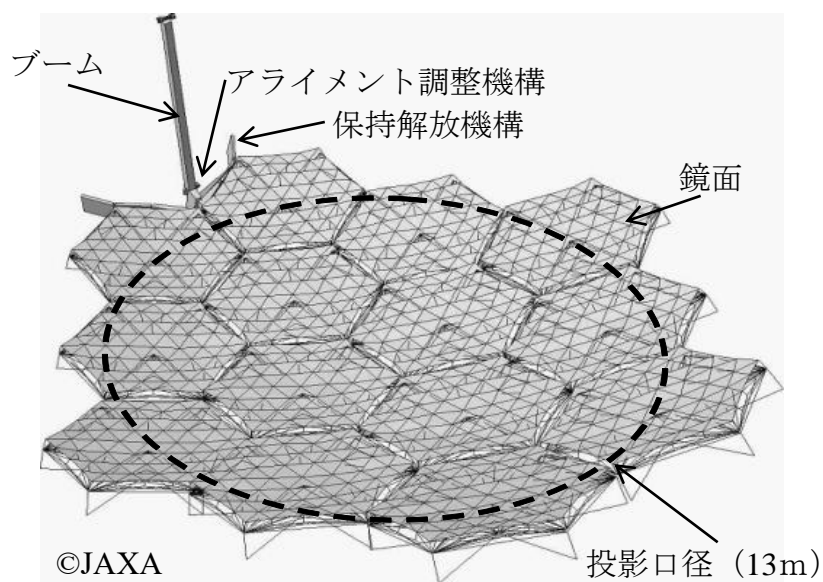


図 1.2 大型展開アンテナの軌道上外観図

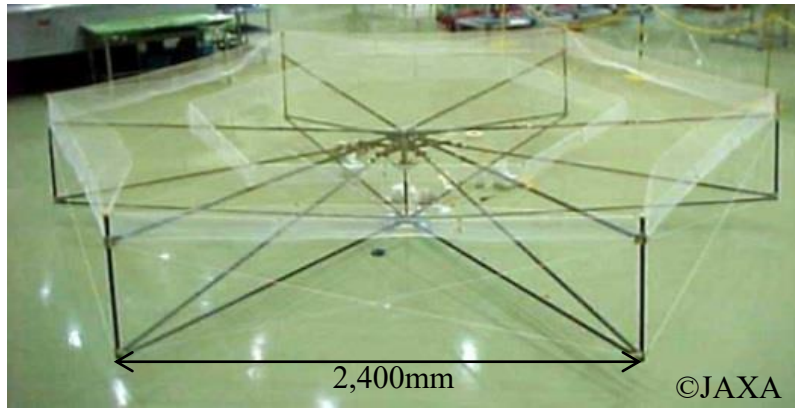


図 1.3 単位モジュールの外観

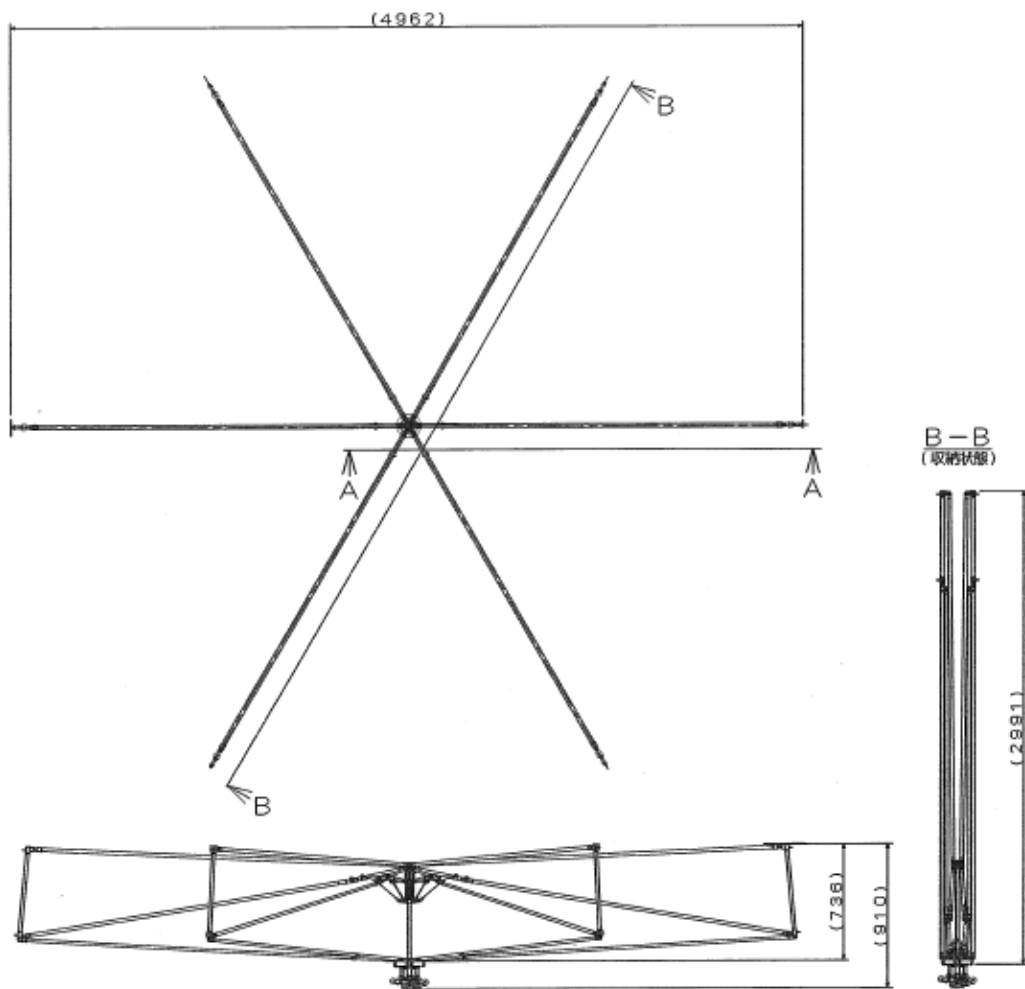


図 1.4 単位モジュールの構造図 (C) JAXA

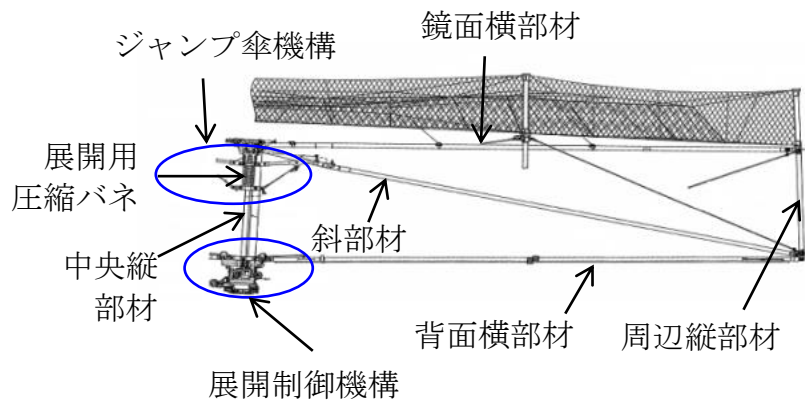


図 1.5 展開機構の概要 (C) JAXA

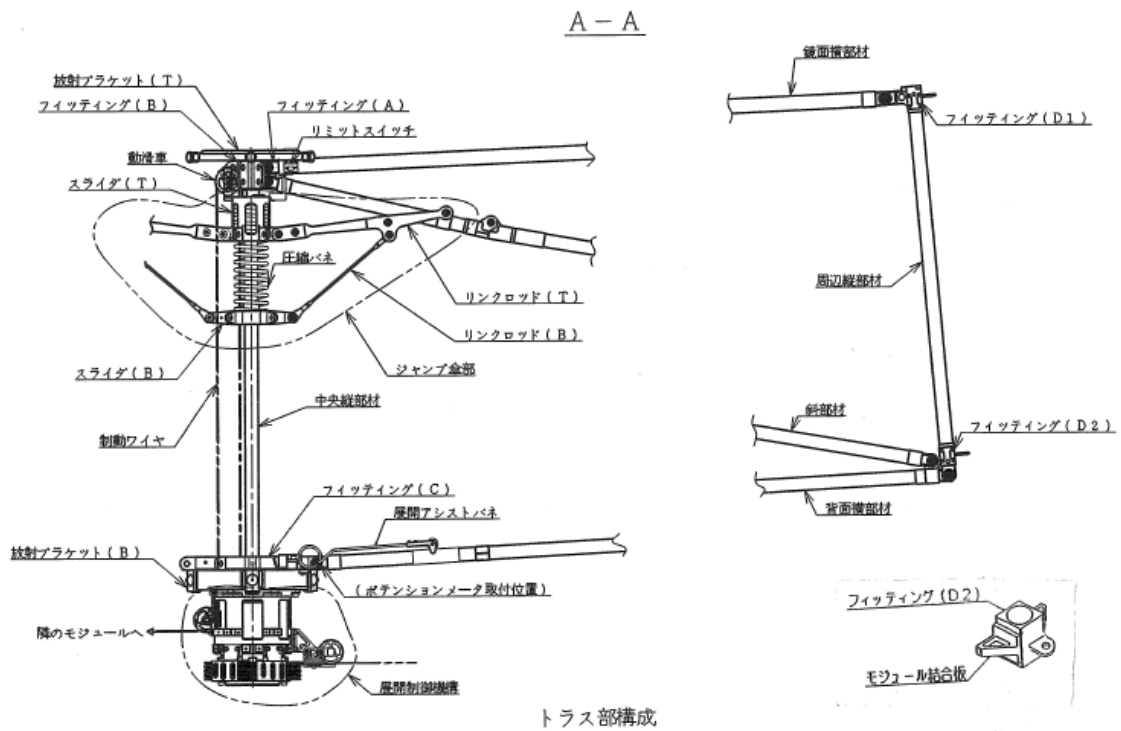


図 1.6 展開機構の詳細図 (C) JAXA

第 2 章 熱変形を考慮した数値解析手法

2. 熱変形を考慮した数値解析手法

2.1 3次はり要素を導入した有限要素モデル

大型展開アンテナのモデル化にあたり、考慮すべき外的要因が温度推移のみであり要素の変形も微小であることから、微小・弾性変形領域における解析では1部材1要素で十分に精度の高い解が得られることが知られている Bernoulli-Euler の仮定に基づく3次はり要素を用いた(磯部, 加藤, 2007) (磯部, 山口, 2012). この3次はり要素は、次の増分型仮想仕事の式として定式化される.

$$\delta V - \delta W = \int (\Delta M_x \delta \Delta \kappa_x + \Delta M_y \delta \Delta \kappa_y + \Delta N \delta \Delta \varepsilon_z + \Delta M_z \delta \Delta \theta_{z,z}) dz - \delta W = 0 \quad (2.1)$$

ここで V , W はそれぞれ内部仕事および外部仕事である. M_x , M_y , は、それぞれ x 軸回りおよび y 軸まわりの曲げモーメント, N , M_z はそれぞれ軸力, およびねじりモーメントである. κ_x , κ_y , ε_z および $\theta_{z,z}$ は対応する一般化ひずみである. 記号 δ および Δ は、それぞれ変分, 増分である. 図 2.1 に要素座標系と変位の定義を示す. 以後, 添字が小文字の場合は要素座標系表示, 大文字の場合は全体座標系表示と区別する. 一般化ひずみの増分は次式により与えられる.

$$\Delta \kappa_x = \frac{d^2 \Delta v}{dz^2} \quad (2.2a)$$

$$\Delta \kappa_y = \frac{d^2 \Delta u}{dz^2} \quad (2.2b)$$

$$\Delta \varepsilon_z = \frac{d \Delta w}{dz} \quad (2.2c)$$

$$\Delta \theta_{z,z} = \frac{d \Delta \theta_z}{dz} \quad (2.2d)$$

ここで, u , v , w , θ_x , θ_y , および $\theta_{z,z}$ は変位成分であり図 2.1 に定義されている.

また, 3次はり要素では曲げ変形に対して式 (2.3a) 式 (2.3b) に示す3次内挿関数を仮定する. また, 軸方向およびねじれ角に関しては式 (2.3c) 式 (2.3d) に示す線形内挿関数を仮定する.

$$u(z) = H_{00}u_1 + H_{10}L\theta_{y1} + H_{01}u_2 + H_{11}L\theta_{y2} \quad (2.3a)$$

$$v(z) = H_{00}v_1 - H_{10}L\theta_{x1} + H_{01}v_2 - H_{11}L\theta_{x2} \quad (2.3b)$$

$$w(z) = \frac{1}{2}(1-s)w_1 + \frac{1}{2}(1+s)w_2 \quad (2.3c)$$

$$\theta_z(z) = \frac{1}{2}(1-s)\theta_{z1} + \frac{1}{2}(1+s)\theta_{z2} \quad (2.3d)$$

ただしここで,

$$H_{00} = \frac{1}{8}(4 - 6s_i + 2s_i^2) \quad (2.4a)$$

$$H_{10} = \frac{1}{8}(1 - s_i - s_i^2 + s_i^3) \quad (2.4b)$$

$$H_{01} = \frac{1}{8}(4 + 6s_i - 2s_i^2) \quad (2.4c)$$

$$H_{11} = \frac{1}{8}(-1 - s_i + s_i^2 + s_i^3) \quad (2.4d)$$

(2.3)式において, 添字 1 および 2 は, 図 2.1 に示す節点番号, L は要素長である. また, s は $s = z/(L/2)$ と定義される無次元座標系であり, 次の値をとる.

$$s_i = \pm \frac{1}{\sqrt{3}} (i = 1, 2) \quad (2.5)$$

(2.3)式を(2.2)式に代入すると, 次の式(2.6)に示す一般化ひずみ増分と節点変位増分の間関係が得られる.

$$\{\Delta\varepsilon(r_i)\} = [B(s_i)]\{\Delta u\} \quad (2.6)$$

$[B(s_i)]$ は一般化ひずみ-節点変位マトリックス, 括弧内の変数 s_i は数値積分点の位置, 一般化ひずみ増分の括弧内の変数 r_i は応力評価点の位置を示す. 式(2.6)の成分は, 具体的に次式により与えられる.

$$\Delta\kappa_x = \frac{6s_i}{L^2}\Delta v_1 - \frac{3s_i - 1}{L}\Delta\theta_{x1} - \frac{6s_i}{L^2}\Delta v_2 - \frac{3s_i + 1}{L}\Delta\theta_{x2} \quad (2.7a)$$

$$\Delta\kappa_y = \frac{6s_i}{L^2}\Delta u_1 + \frac{3s_i - 1}{L}\Delta\theta_{y1} - \frac{6s_i}{L^2}\Delta u_2 + \frac{3s_i + 1}{L}\Delta\theta_{y2} \quad (2.7b)$$

$$\Delta\varepsilon_z = \frac{1}{L}(\Delta w_2 - \Delta w_1) \quad (2.7c)$$

$$\Delta\theta_{z,z} = \frac{1}{L}(\Delta\theta_{z2} - \Delta\theta_{z1}) \quad (2.7d)$$

曲率変化 $\Delta\kappa_x$ および $\Delta\kappa_y$ は、2点積分によって剛性マトリックスを評価することに対応しており、 s_1 および s_2 の2点で評価される。

弾性変形時の断面力と一般化ひずみの間の増分関係は、次式により与えられる。 $\{\Delta\varepsilon(r_i)\}$ には、後述の式(2.19)より算出した機械ひずみ ε_m の値を用いる。

$$\{\Delta\sigma(r_i)\} = [D(r_i)]\{\Delta\varepsilon(r_i)\} \quad (2.8)$$

ここで、 $[D(r_i)]$ は断面力・一般化ひずみマトリックスであり、

$$[D(r_i)] = \begin{bmatrix} EI_x & 0 & 0 & 0 \\ 0 & EI_y & 0 & 0 \\ 0 & 0 & EA & 0 \\ 0 & 0 & 0 & GK \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

となる。ここで、 EI_x 、 EI_y 、 EA および GK はそれぞれ x 軸回り、 y 軸回りの曲げ剛性、軸剛性および Saint-Venant のねじり剛性である。(2.8)式の成分は、具体的に次式により与えられる。

$$\Delta M_x = EI_x \Delta\kappa_x \quad (2.10a)$$

$$\Delta M_y = EI_y \Delta\kappa_y \quad (2.10b)$$

$$\Delta N = EA \Delta\varepsilon_z \quad (2.10c)$$

$$\Delta M_z = GK \Delta\theta_{z,z} \quad (2.10d)$$

(2.6)式および(2.7)式より，要素内の断面力は次式のようになる．

$$\Delta M_x(s_i) = EI_x \left(\frac{6s_i}{L^2} \Delta v_1 - \frac{3s_i - 1}{L} \Delta \theta_{x1} - \frac{6s_i}{L^2} \Delta v_2 - \frac{3s_i + 1}{L} \Delta \theta_{x2} \right) \quad (2.11a)$$

$$\Delta M_y(s_i) = EI_y \left(\frac{6s_i}{L^2} \Delta u_1 + \frac{3s_i - 1}{L} \Delta \theta_{y1} - \frac{6s_i}{L^2} \Delta u_2 + \frac{3s_i + 1}{L} \Delta \theta_{y2} \right) \quad (2.11b)$$

$$\Delta N = EA \frac{\Delta w_2 - \Delta w_1}{L} \quad (2.11c)$$

$$\Delta M_z = GK \frac{\Delta \theta_{z2} - \Delta \theta_{z1}}{L} \quad (2.11d)$$

要素の全領域が弾性的に挙動する場合は，ガウス積分点($s_i = \pm 1/\sqrt{3}$)が最適な数値積分点位置であり，最も高精度な変位解を与える．

非線形解析で用いられる増分理論には，Total Lagrangian Formulation (T.L.F)および Updated Lagrangian Formulation (U.L.F.)がある．本研究では，大型かつ極めて柔軟な構造物を対象としていることから，要素の回転と共にステップ毎に更新される要素座標系を用いる U.L.F を採用した．

動的釣り合い方程式を解くための時間スキームには一般的に陽解法と陰解法がある．質量マトリクス[M]として集中質量マトリクスを作成し，剛性方程式を解く必要がない陽解法に対し，Newmark の β 法などのように，剛性マトリクスを作成し，剛性方程式を解く場合，その解法は陰解法となる．本解析は，温度変化によって徐々に骨組が熱変形していくような準静的な解析であるため，時間増分を長く設定できる陰解法を使用することとした．3次はり要素の分布質量マトリクスは，次式のように表現される．

$$[M_e] = \begin{bmatrix} 156m_1 & 0 & 22m_1L & 54m_1 & 0 & -13m_1L \\ 156m_1 & 156m_1 & -22m_1L & 54m_1 & 13m_1L & 0 \\ 140m_1 & -22m_1L & 0 & 70m_1 & -3m_1L^2 & 0 \\ 4m_1L^2 & 4m_1L^2 & 13m_1L & -13m_1L & -3m_1L^2 & -3m_1L^2 \\ 4m_1L^2 & 140m_2 & 156m_1 & 0 & -22m_1 & 70m_2 \\ SYM & 156m_1 & 156m_1 & 22m_1 & -22m_1 & 0 \\ & & 140m_1 & 4m_1L^2 & 4m_1L^2 & 0 \\ & & & & & 4m_1L^2 \\ & & & & & 140m_2 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

ただし,

$$m_1 = \frac{\rho AL}{420}, m_2 = \frac{\rho I_z L}{420} \quad (2.13)$$

ここで, ρ , A , L , I_x , I_y , I_z はそれぞれ, 部材密度, 部材の断面積, 要素長, x 軸まわりおよび y 軸まわりの断面 2 次モーメント, そして断面極 2 次モーメントである.

時刻 $t + \Delta t$ における運動方程式は次式で与えられる.

$$[M]\{\ddot{u}\}_{t+\Delta t} + [C]\{\dot{u}\}_{t+\Delta t} + [K]\{\Delta u\} = \{F\}_{t+\Delta t} - \{R\}_t \quad (2.14)$$

ここで, $[M]$ は質量マトリクス, $[C]$ は減衰マトリクス, $[K]$ は剛性マトリクスである. $\{F\}_{t+\Delta t}$ は時間 $t + \Delta t$ における節点外力ベクトル, $\{R\}_t$ は時間 t における節点内力ベクトル, $\{\Delta u\}$ は時間 t と $t + \Delta t$ 間の節点変位増分ベクトルである. 外力が作用しない場合は, $\{F\}_{t+\Delta t}$ の各成分はゼロとなる. 時間積分法として陰解法の中でも広く用いられている Newmark の β 法を用いると, 時間 $t + \Delta t$ での加速度と速度は次式で与えられる.

$$\{\ddot{u}\}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\beta \Delta t^2} \{\Delta u\} - \frac{1}{\beta \Delta t} \{\dot{u}\}_t - \left(\frac{1}{2\beta} - 1 \right) \{\ddot{u}\}_t \quad (2.15)$$

$$\{\dot{u}\}_{t+\Delta t} = \frac{\delta}{\beta \Delta t} \{\Delta u\} - \left(\frac{\delta}{\beta} - 1 \right) \{\dot{u}\}_t - \left(\frac{\delta}{2\beta} - 1 \right) \{\ddot{u}\}_t \Delta t \quad (2.16)$$

式(2.13), 式(2.14), 式(2.15)より, 運動方程式は次式のように未知ベクトル $\{\Delta u\}$ のみとなり, 解くことが容易となる.

$$\begin{aligned} \left([K] + \frac{\delta}{\beta(\Delta t^2)} [M] \right) \{\Delta u\} = \{F\}_{t+\Delta t} + \{R\}_t + [M] \left\langle \left(\frac{1}{2\beta} - 1 \right) \{\ddot{u}\}_t \right\rangle + \\ [C] \left\langle \left(\frac{1}{2\beta} - 1 \right) \Delta t \{\ddot{u}\}_t + \left(\frac{\delta}{\beta} - 1 \right) \{\dot{u}\}_t \right\rangle \end{aligned} \quad (2.17)$$

なお, 本研究では Newmark の β 法のパラメータを $\beta=1/4$, $\delta=1/2$ として使用した.

図 1.3 に示す大型展開アンテナの単位モジュールを参考に, 図 2.2 に示す単位モジュールの解析モデルを作成した. 図 2.3 に, その詳細図を示す. 全てのモジュールに装着されている展開用圧縮バネと制動ワイヤは, 図 2.3 に示すように 1 つの梁要素で表現した. 上端は自由, 下端は中央縦部材に拘束とすることでバネ上端の動きを模擬し, 斜部材に設計内力 (6.7 N 圧縮力) を伝達させた. また, アンテナ展開完了時の斜部材の形状と熱変形抑制効果との関係を検証するために, リンクロッドと斜部材を連結する関節 (以下 Joint A) の他に, アンテナの収納/展開用の関節 (以下 Joint B) を表現する微小なトラス要素を解析モデルの斜部材に導入した. その他の部材のモデル化は, 1 部材 1 要素で構成されるトラス要素で行った. また, 要素を結合しているチタン合金接合部については, 微小長さのため剛性は考慮せず, 熱変形効果のみを CFRP チューブとの合成線膨張係数として数値的に加味している (庄司他, 2015).

ETS-VIII の現状設計では, 展開不達の事態に備えてアンテナを収納できるよう, Joint B は図 2.3 に示す角度 θ が大きくなる方向には回転可能なヒンジとなっている. 一方, アンテナの展開用に用いている展開用バネを, 展開完了後に熱変形抑制のために利用することを考えると, バネの位置を変動させた場合にアンテナが収納してしまわないよう, 斜部材のヒンジ部にストッパー機構を取り入れるなどして剛節とする方が考えられる.

そこで, アンテナの展開形状を維持したまま熱変形抑制を行うことを想定し, 展開完了後は解析モデル中の Joint B を剛節とした. ただし, Joint B での角度 θ の大きさによっては, 展開完了直前に, 斜部材を押し上げる, あるいは斜部材の長さを伸ばすなどの対策が必要となる可能性がある. 本研究では, 展開完了時の斜部材の角度と熱変形抑制の効果の関係を検証したい. そのため, 展開動作中における適正な機構については考慮していない. 単位モジュールの解析モデルは, 中央縦部材から等角度で放

射状に配置した 6 組の四辺形リブで構成されている。図 2.4 に示す全体モジュールの解析モデルにおける各モジュールは、単位モジュールの解析モデルを参考に、四辺形リブの角度を微妙に変えながら 14 個でパラボラ曲面を成すようにモデル化した。

2.2 合成線膨張係数による熱変形の考慮

本研究では、全ての要素に次式に示す熱ひずみを加えることにより熱変形を考慮した。

$$\Delta\varepsilon_T = \alpha\Delta T \quad (2.18)$$

ここで、 $\Delta\varepsilon_T$ 、 ΔT および α はそれぞれ熱ひずみ増分、温度増分、線膨張係数である。また、機械的ひずみと熱ひずみの関係を次式に示す。

$$\varepsilon_m = \varepsilon - \varepsilon_T \quad (2.19)$$

ここで、 ε_m および ε はそれぞれ機械的ひずみ、全ひずみである。解析に用いる線膨張係数の値は、部材長に対する CFRP の長さの割合に CFRP の線膨張係数をかけたものと、部材長に対するチタン合金の接合部品の長さの割合にチタン合金の線膨張係数をかけたものとを足し合わせた合成線膨張係数の値を用いる。合成線膨張係数の算出式を次式に示す。

$$\alpha_c = \frac{l_{CFRP}}{L} \alpha_{CFRP} + \frac{l_{Titanium}}{L} \alpha_{Titanium} \quad (2.20)$$

ここで、 L は部材長、 l_{CFRP} 、 $l_{Titanium}$ はそれぞれ CFRP 部分の長さおよびチタン合金接合部の長さ、 α_{CFRP} 、 $\alpha_{Titanium}$ はそれぞれ CFRP の線膨張係数およびチタン合金の線膨張係数である。各部材の物性値を表 2.1 (臼井他, 2011) に示す。鏡面横部材の合成線膨張係数のみ負の値 ($-0.182 \times 10^{-6}/K$) であり、温度が上昇すると収縮する。それ以外の部材の合成線膨張係数は全て正の値であり、また、温度上昇により膨張す

表 2.1 各部材の物性値

	材質	CFRP 積層構成 (degree)	直径×厚さ× 長さ (mm)	軸方向の CFRP の みの線膨 張係数 ($10^{-6}/K$)	軸方向の合 成線膨張係 数 ($10^{-6}/K$)	CFRP の弾 性率(MPa)
鏡面横部材	CFRP	(0/15/90/-15/0)	22×0.4×2305	- 1.07	- 0.182	248.5
背面横部材	CFRP	(0/15/90/-15/0)	20×0.4×2328	- 1.07	0.312	248.5
斜部材	CFRP	(0/15/90/-15/0)	20×0.4×2308	- 0.33	0.948	204.4
中央縦部材	CFRP	(0,90)/(±45)/(0,90) /(±45)/(0,90)	20×1×573	2.97	3.490	48.9
周辺縦部材	CFRP	(0/15/90/-15/0/0)	20×0.48×554	- 1.11	0.277	262.3
接合部材	Titanium alloy	-	-	-	8.800	-

る部材ごとに合成線膨張係数の値が異なるため、温度変化が生じると、大型展開アンテナの骨組みは複雑な挙動を示すことが予想される。

2.3 解析条件

拘束条件について、単位モジュールでは周辺縦部材の1つを完全拘束とした。全体モジュールでは、衛星本体から伸びるブームと接続されている2つのモジュールについて、それぞれ周辺縦部材の1つを完全拘束とした。外力に相当するものが温度推移しかなく、拘束自由度数をあげることで計算の不安定さを回避した。本研究では、トラス構造のモジュールをトラス連結しており、曲げ応力発生の影響は拘束されている要素を含む四辺形部分のみであり、これより先に連結している部分への影響は小さく、完全拘束としたことによる熱変形抑制結果への影響は少ないと考えた。ただし、今回の扱いは実際の大型展開アンテナよりも拘束が厳しい可能性は残されており、今後の検討課題である。

解析で与える温度の時刻歴を図 2.5 に示す。まず、50°C一定の定常状態を保つ区間を設けてモデルの形状を安定させた後、大型展開アンテナに取り付けてある温度センサーで計測された温度データ（以降、テレメトリ温度）を入力した。温度変化を幾度か経験することを考慮し、同じテレメトリ温度履歴を2サイクル与え、1サイクル目と2サイクル目の間は温度一定の定常状態を十分長く設けることとした。静止衛星の速度

は約 3 km/s と十分に高速であり，地球の陰に入る際はアンテナ全体が同時に温度変化するものと考えられるため，本研究においても与える温度履歴は全モジュールとも同一とする．熱変形抑制を試みる場合，上下端軸方向に与える力 $F(t)$ を調整することで展開用圧縮バネの位置が動き，その結果モジュールの幾何形状が変更される．力 $F(t)$ は，温度のテレメトリ形状に合わせて変化させる．この時，下記の式 (4) に示すように温度の変化速度も考慮している．

$$F(t) = A + BT(t) + C\dot{T}(t) \quad (2.21a)$$

$$A = F_{MAX} - B \times T_{MAX} \quad (2.21b)$$

$$B = \left| \frac{F_{MAX} - F_{min}}{T_{MAX} - T_{min}} \right| \quad (2.21c)$$

$$C = 100.0 \quad (2.21d)$$

ここで， $T(t)$ は時刻 t における温度であり， $\dot{}$ は時間に関する微分である．また，斜部材に伝達される内力が設計軸力と等しくなる時の，展開用圧縮バネと制動ワイヤの組合せを表現した 1 要素（以降，バネ+制動ワイヤ要素）の上下端軸方向に与える力の大きさを F_{MAX} ，熱変形抑制率が 100%となる時の，上下端軸方向に与える力の大きさを F_{min} とする． F_{MAX} ， F_{min} とも，複数回解析を実施して定めている． T_{MAX} および T_{min} は，軌道上で観測された大型展開アンテナの最高温度および最低温度であり，それぞれ 50°C および -150°C である．また，合成線膨張係数の値を変更することにより熱変形抑制を試みる場合は，複数回の解析を行い熱変形補正率の検証した．その上で，熱変形補正率が 100%となる時の値として背面横部材の合成線膨張係数を $0.312 \times 10^{-6} / \text{K}$ から $-0.120 \times 10^{-6} / \text{K}$ へと変更した．

時間増分を長め（8 秒）と設定しているため，実質的には準静的解析である．以上を踏まえ，熱変形挙動の再現解析を行ったのち，複数の手法を組み合わせた熱変形抑制を試みる．

軌道上での剛体変位はジャイロ等の制御系で抑制されるものと考え，本研究では，弾性変形のみ扱うこととした．

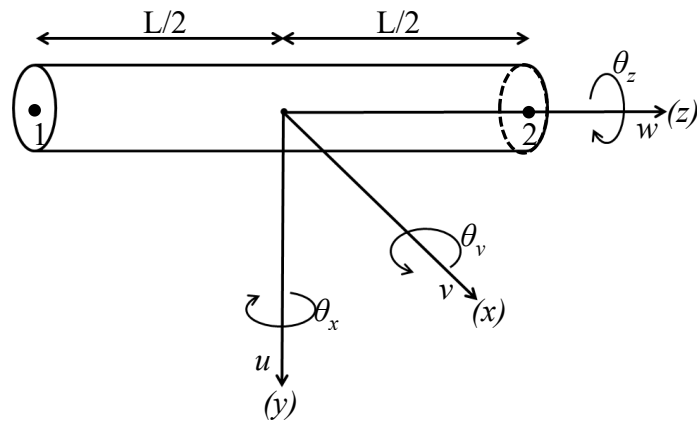


図 2.1 要素座標系と変位の定義

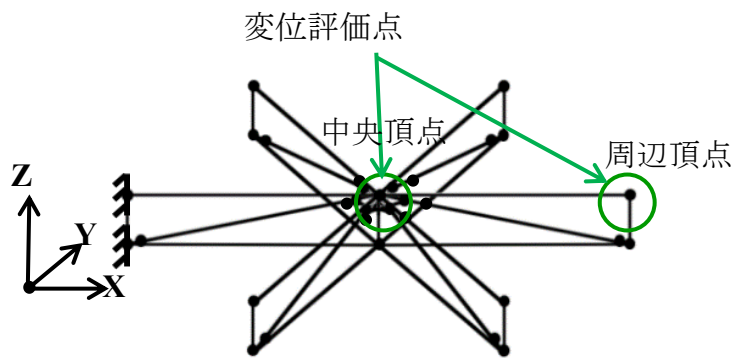


図 2.2 単位モジュールの解析モデル

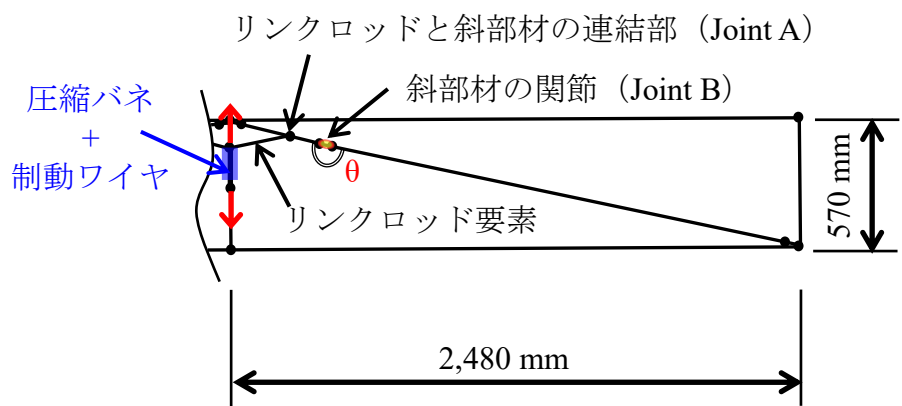


図 2.3 解析モデルの詳細図

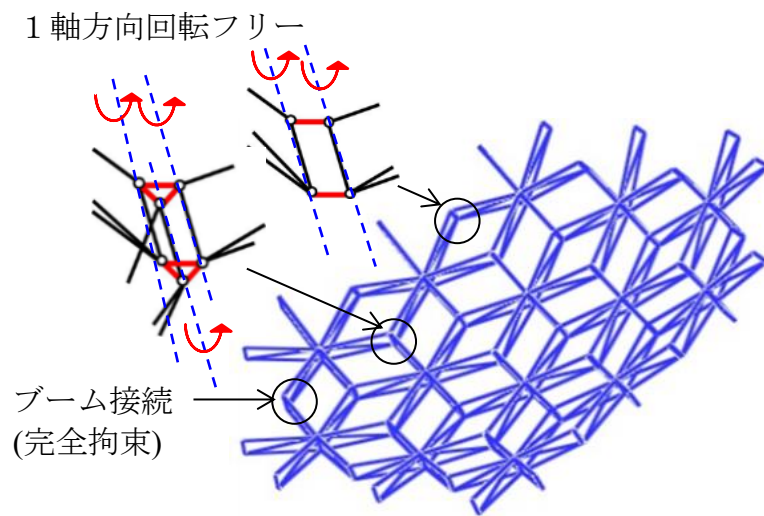


図 2.4 全体モジュールの解析モデル

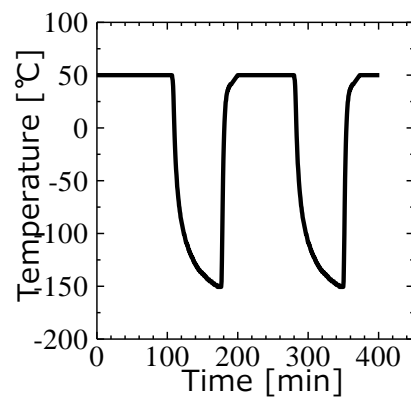


図 2.5 温度の時刻歴

第3章 熱変形挙動の再現とそのメカニズム

3. 熱変形挙動の再現とそのメカニズム

3.1 単位モジュールの熱変形解析

本章で用いる単位モジュールの解析モデルでは，展開が完了し設計内力が発生した時の斜部材が，下（Z 軸方向負方向）に凸形状となるように，Joint B の角度 θ を 183 度とした．これは，ETS-VIII の形状に最も近い解析モデルである．以降，この解析モデルを凹モデルとする．この単位モジュールの解析モデルを用いて熱変形を再現した場合の，周辺頂点および中央頂点の変位の時刻歴を図 3.1 に示す．また，熱変形の模式図を図 3.2 に示す．温度が -150°C まで低下すると，熱変形が生じて鏡面が下（Z 軸負の方向）に凸の形状となった．これは，斜部材の合成線膨張係数が背面横部材に比べて約 3 倍大きく，したがって温度低下に伴う斜部材の収縮が大きいためである．さらに，温度低下に伴って背面横部材は収縮するが鏡面横部材は膨張するため，拘束点からみて鉛直下向き（Z 軸負の方向）に変位が発生した．

3.2 全体モジュールの熱変形解析（庄司他，2016）

全体モジュールの解析モデルを用いた熱変形を再現した場合の，周辺頂点および中央頂点の変位の時刻歴を図 3.3 に示す．ここでは，代表して拘束点を含むモジュール，電界強度が最も高いアンテナ中央部の位置するモジュール，そして拘束点から最も遠く変位が大きくなると予想されるモジュール，以上 3 つのモジュールの結果を示している．解析の結果，全てのモジュールにおいて，拘束点からみて鉛直下向き（Z 軸負の方向）方向に変位が発生した．特に，ブームとの接続により完全拘束されている 2 つのモジュールでは，周辺縦部材の 1 つを完全拘束した単位モジュールの解析モデルの結果と概ね同値となった．これらの結果から，単位モジュールでの解析によって全体モジュールでの傾向を把握することができることを確認した．また，アンテナ中心部の変位は平均約 5mm となった．

ブーム取付点（固定点）を支点として，大型展開アンテナ全体がある角度 θ だけ回転すると，衛星本体から大型展開アンテナの鏡面へ照射される通信ビームの入射角および鏡面からの反射角がともに θ だけずれる．その結果，地球へ向けた通信ビームの指向方向（反射方向）は 2θ 動く．また，通信ビームの電界強度が最も強い大型展開アンテナの鏡面中心部は，ブーム取付点から約 6 m 離れている（臼井，2011 博士論文）．以上より，大型展開アンテナの中央部が約 5 mm 変形するとき，大型展開アン

テナから地球へ向けた通信ビームの指向方向は約 0.1° のずれに換算される。これを、地表面軌跡に換算すると約 60km となる。実際、ETS-VIII が地球の陰に入った際に、関東向け通信ビームの指向方向が、東方向に約 0.09° 動いたことが観測されていることから、実際のビームの移動現象を説明できる結果であると言える。このことから、解析モデルおよび解析手法の妥当性を確認した。隣り合うモジュールの変位が累積されるため拘束点から遠くなるほど変位幅が大きくなっていき、最も遠いモジュールの中央部で平均約 18 mm となった。

3.3 単位モジュールと全体モジュールの関係

全体モジュールにおいて、拘束点からみて鉛直下向き（Z 軸負の方向）に変位が発生した。これは、斜部材の収縮量が背面横部材に対して約 3 倍大きいという点と、温度低下によって背面横部材は収縮する一方で、対となる鏡面横部材は膨張する点の 2 つの要因が考えられる（Shoji et al., 2017）。このことは、単位モジュールでの熱変形再現解析でも同様の結果であり、単位モジュールでの検証から全体モジュールの特性を予測できる。これを踏まえ、第 4 章、第 5 章、第 6 章で議論する熱変形抑制手法は、単位モジュールでの解析を中心に行う。最後に、全体モジュールでの熱変形抑制効果を確認する。

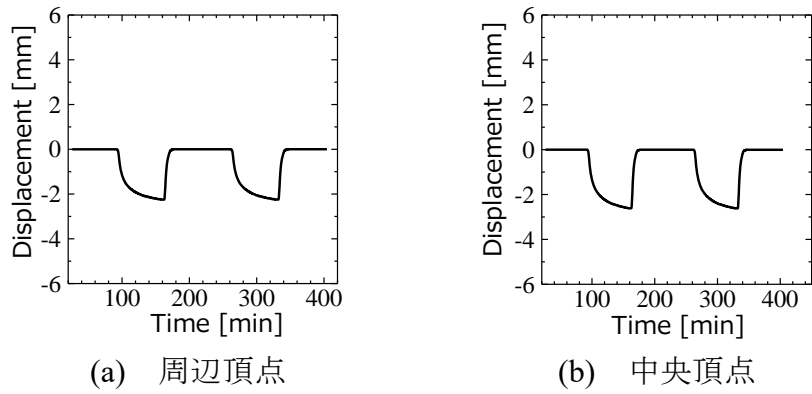


図 3.1 変位の時刻歴 (単位モジュール)

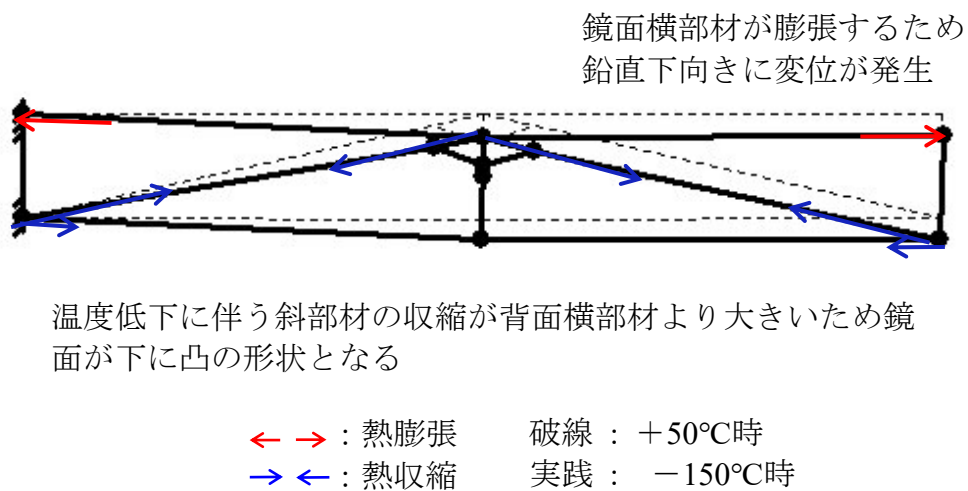


図 3.2 熱変形発生メカニズム

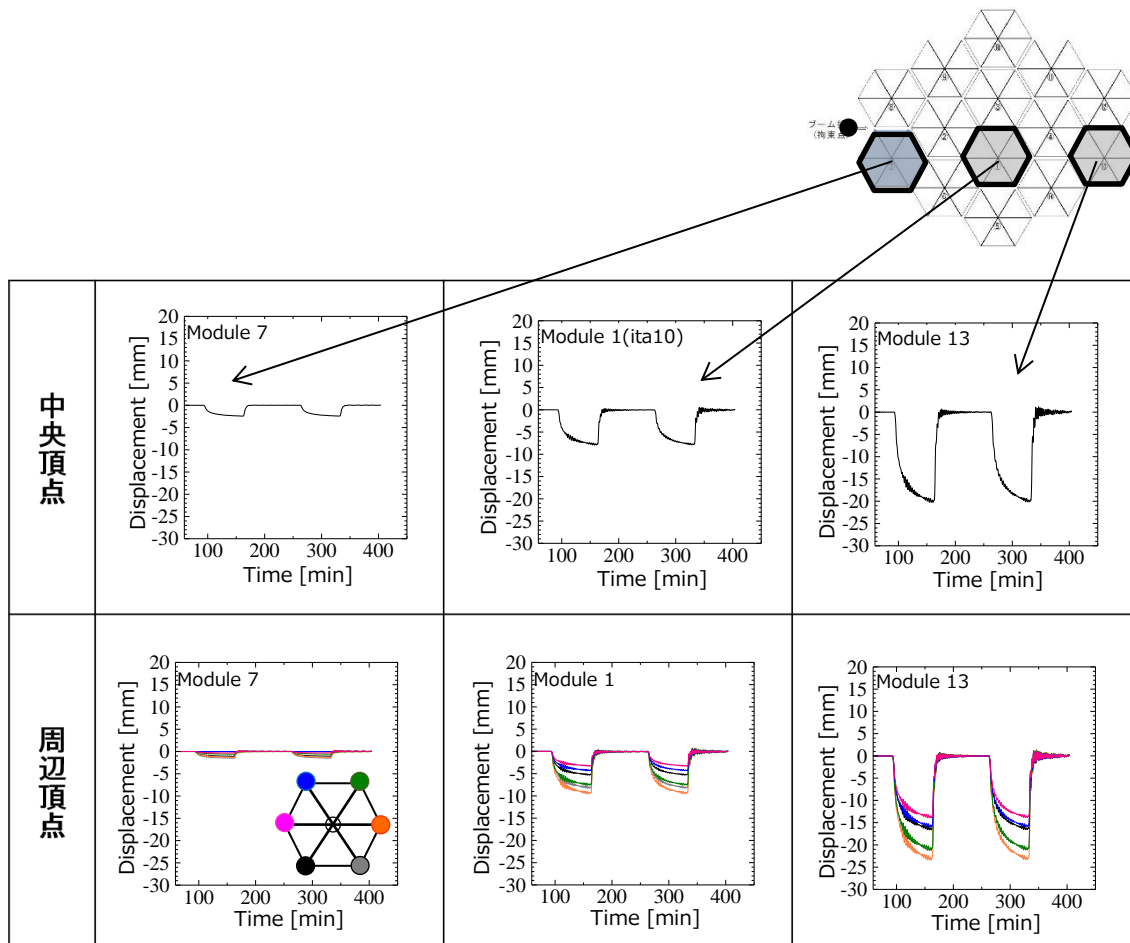


図 3.3 変位の時刻歴 (全体モジュール)

第 4 章 合成線膨張係数の組み合わせに着目した熱変形抑制

4. 合成線膨張係数の組み合わせに着目した熱変形抑制

4.1 金属部品の長さ改定による合成線膨張係数の変更

宇宙構造物は、厳しい重量制約・体積制約が課せられていることから、熱変形抑制を可能とするシステムを提案する場合においても、重量増加の可能性が小さいこと、設計変更が少ないことを重視し、すでにある駆動機構や関節の位置、物性値に着目し、これらをパラメータとして順に抑制効果との関係を検討する。

そこでまず、3章で考察した熱変形の再現解析の結果より、鏡面横部材の合成線膨張係数だけが負の値であり、熱膨張・収縮によるアンテナの変形形態への影響が大きいことと、打上げ時の環境に耐えることを考慮し、最小限の設計変更での熱変形抑制効果を検証する。具体的には、背面横部材の合成線膨張係数のみを変更した単位モジュールの解析モデルで熱変形抑制解析を実施した。背面横部材の合成線膨張係数の値を、チタン合金部品の長さを調整することで重量増加の恐れがある鏡面横部材の合成線膨張係数はそのままにし、複数回の解析を行い熱変形補正率の検証した。その上で、熱変形補正率が100%となる時の値として背面横部材の合成線膨張係数を $0.312 \times 10^{-6}/K$ から $-0.120 \times 10^{-6}/K$ へと変更した。CFRPの線膨張係数（軸方向）は、配向角の関係により負の値であること、部材全体の合成線膨張係数はチタン合金接合部の長さによって変化することから、背面横部材の合成線膨張係数を負の値へ変更することは、チタン合金部品の長さを数%短くすることに相当する。これは、実際のハードウェアとしては問題となることはなく（臼井他, 2011）、重量増加の可能性が小さい提案となっている。なお本研究では、バネ要素および受け骨要素から成るジャンプ傘機構を解析モデルに導入しており、部材に生じる内力の表現方法が先行論文（臼井他, 2011）とは異なっている。したがって、本研究でも改めて合成線膨張係数の調整を行っている。

4.2 部材の策定

合成線膨張係数を変更する部材を策定するにあたり、中央縦部材は、強度設計上、打上げ時の激しい振動や音圧に耐えるために最も重要な部材であり、チタン合金接合部品を短くすることによる影響を懸念し変更しないこととした。斜部材は、展開用バネによる内力が最も大きく、展開後のアンテナ形状を保つ上で重要な部材であると考え、変更しないこととした。周辺縦部材は、合成線膨張係数の絶対値が最も小さく、

周辺縦部材だけで大型展開アンテナの熱膨張・収縮を抑えるのは難しいと考え変更しないこととした。以上より、最小限の設計変更で最大限に熱変形抑制を試みるため、鏡面横部材と背面横部材の合成線膨張係数の値の組み合わせに着目した。

4.3 熱変形抑制効果とそのメカニズムの考察 (庄司他, 2016)

図 4.1 に、周辺頂点および中央頂点の抑制結果を示す。黒線が、熱変形抑制をしない場合、青線が、熱変形抑制を実施した場合である。解析の結果、周辺頂点に生じる変位に対して抑制効果がみられた。一方、中央頂点では抑制効果がみられなかった。

図 4.2 に、熱変形の抑制メカニズムを示す。背面横部材の合成線膨張係数を負の値に変更したことにより、温度低下時に膨張する鏡面横部材に対して背面横部材も膨張するようになった。このことから、変位発生メカニズムが変化し、鉛直下向きに変形していたモジュールの周辺頂点の位置は抑制効果された。一方で、中央頂点への抑制効果がみられなかった要因として、接合部がすべてピン関節という極めて柔軟でかつ大型の構造物であるため、特定の節点が上下に動いたとしても、他端の節点が連動して上下に動くとは限らないことが予想される (Shoji et al., 2017)。

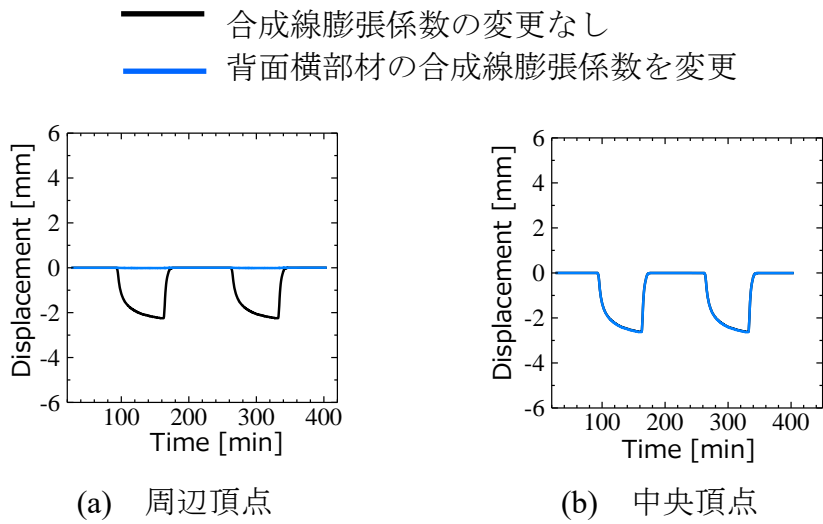


図 4.1 変位の時刻歴

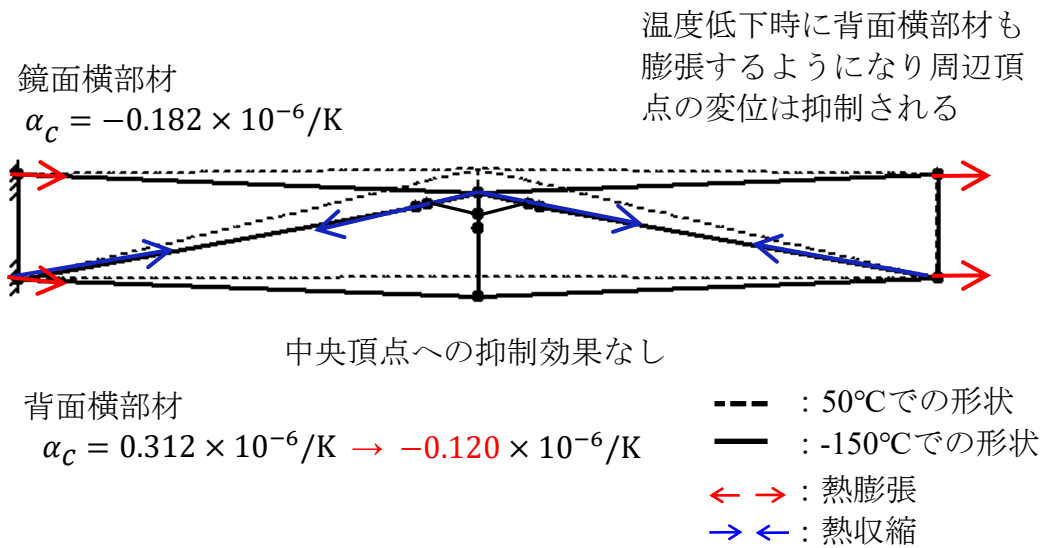


図 4.2 熱変形の抑制メカニズム

第 5 章 展開用バネを活用した熱変形抑制

5 展開用バネを活用した熱変形抑制

5.1 展開用バネの位置制御方法

モジュール中央頂点に対する熱変形抑制効果を検討するために、モジュール毎に取付けられている展開用バネの位置を調整することによる熱変形抑制解析を実施した。具体的には、温度の時刻歴に合わせてバネ+制動ワイヤ要素の上下端軸方向に与える力の大きさ $F(t)$ (式 (2.21a)) を調整することで、展開用バネの位置を軌道上で動かすことを模擬した。図 5.1 に圧縮バネ+制動ワイヤ要素の上端変位量を示す。青線が、 $F(t)$ を調整した際の上端変位量である。

ここでは、合成線膨張係数の変更による熱変形抑制効果を検証した 4 章と同様の単位モジュールの解析モデルを用いる。

図 5.2 に、周辺頂点、中央頂点、Joint B での変位の時刻歴を、図 5.3 に斜部材での軸力の時刻歴を示す。黒線が抑制なしの熱変形時の変位、青線が合成線膨張係数を変更した上で展開用バネを熱変形抑制へ応用した場合の結果である。

5.2 熱変形抑制効果とそのメカニズムの考察

まず、合成線膨張係数の変更およびバネの位置調整を考慮しない条件下で行った熱変形の再現解析の結果、図 5.2 (a)および図 5.2 (b) の黒線で示すように、温度が低下すると、モジュールの周辺・中央ともに拘束点からみて鉛直下向き (Z 軸負の方向) に変位が生じた。これは、合成線膨張係数の値の違いにより、斜部材の収縮量が背面横部材よりも 3 倍大きく、また、鏡面横部材は膨張し、それ以外の部材は収縮するためである。

これに対してバネの位置を変更して熱変形抑制解析を行った結果、周辺頂点は、背面横部材の合成線膨張係数を 4 章と同様の負の値 ($-0.120 \times 10^{-6} / K$) に変更したことにより抑制された。一方で、合成線膨張係数を変更しても中央頂点における抑制効果は極めて小さく、これに加えてバネの位置を調整した結果、抑制前よりも変位が大きくなり熱変形を抑制できなかった。これは、図 5.2 (b)、図 5.2 (c)および図 5.4 の熱変形抑制メカニズムに示すように、バネの位置を下げると、Joint B および中央頂点がともにバネの動く方向と連動して下方へ移動するため、熱変形時に下方へ移動する中央頂点の動きを抑制できなかったためと考えられる。また、図 5.3 に示すように、斜部材の軸力が大きく変動した。ETS-VIII の現状設計では、展開不達の事態に備えてアンテ

ナを収納できるよう、Joint B は角度 θ が大きくなる方向には回転可能なヒンジとなっている。そのため、圧縮部材である斜部材が引っ張りに転じてしまうと、アンテナの形状が不安定になる恐れがある。このように斜部材がアンテナの展開形状を保持する上で重要な部材であることを鑑みると、斜部材に生じる軸力変動をできるだけ小さく抑えたい。そこで次の6章では、展開完了後の斜部材の形状と熱変形抑制効果の関係、斜部材を構成するヒンジ間距離と熱変形抑制効果の関係、および斜部材の剛性と熱変形抑制効果の関係という3つの観点から、中央頂点の抑制および軸力の低下量をなるべく抑えるという2点を満たす方法を検証する。

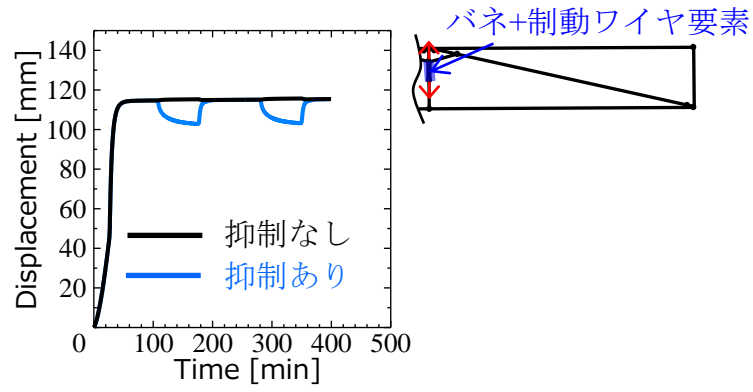


図 5.1 バネ+制動ワイヤ要素の上端変位量

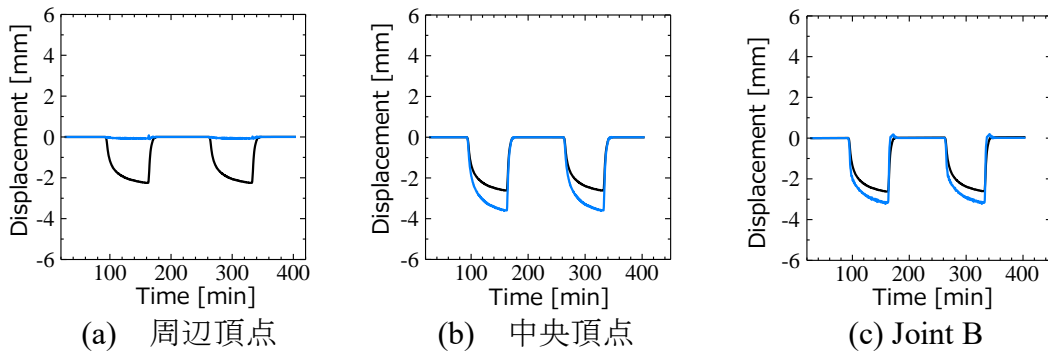


図 5.2 変位の時刻歴

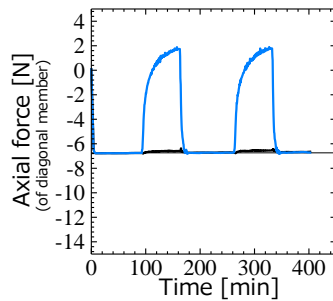
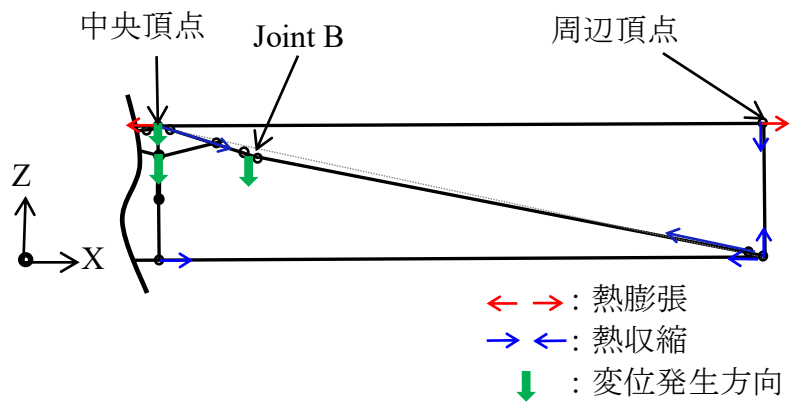


図 5.3 の軸力時刻歴



Joint B・中央頂点ともに下方へ移動するため
中央頂点の熱変形を抑制できない

図 5.4 熱変形抑制メカニズム

第 6 章 設計変数の変更による熱変形抑制

6. 設計変数の変更による熱変形抑制

6.1 展開完了時の斜部材角度の変更効果

5章において、バネの位置を変更して熱変形抑制解析を行った結果、Joint B および中央頂点がともにバネの動く方向と連動して下方へ移動するため、中央頂点の動きを抑制できなかった。この時の熱変形抑制メカニズムから、圧縮バネとリンクロッドで構成されるジャンプ傘機構と斜部材との結合部の設計が、中央頂点に生じる熱変形抑制に関係しているのではないかと考えた。ジャンプ傘機構は、大型展開アンテナを展開させるための機構だが、この機構を熱変形抑制にも利用する、つまり、収納・展開経路と形状制御経路を一致させることができる。厳しい重量制約・体積制約が課せられている宇宙構造物にとって、展開機構と形状精度を保つための機構を併用できることは、重量・体積制約の観点からみても効率的かつ理想的である。

そこでまず本節では、展開完了時の斜部材の角度を設計変数として、熱変形抑制効果との関係を検証する。図 6.1 および図 6.4 に示す 2 つの解析モデル（180°モデル、凸モデル）を作成し、展開完了後の斜部材の形状と熱変形抑制効果との関係を検証する。いずれの解析モデルも、合成線膨張係数は、4章で最もよい抑制効果を得られた数値を採用している。また、本章で用いる 180°モデル、凸モデルとの比較のため、3章から5章にかけて単位モジュールとした解析モデルを、本章では改めて凹モデルとよぶこととする。凹モデルでは、ETS-VIII の現状設計を参考に、展開完了時の斜部材の角度は 183°としていた。

(1) 180°モデル

図 6.1 に 180°モデルを示す。180°モデルでは、Joint B の角度 θ を約 180°とした。図 6.2 に、周辺頂点、中央頂点、Joint B での変位の時刻歴を、図 6.3 に斜部材での軸力の時刻歴を示す。5章と同様、黒線が抑制なしの熱変形時の変位、青線が合成線膨張係数を変更した上で展開用バネの位置調整を行い熱変形抑制した結果である。熱変形挙動の再現解析の結果、図 6.2 (a) および図 6.2 (b) の黒線で示すように、温度が低下すると周辺・中央ともに鉛直下向きに変位が生じた。これに対して熱変形抑制解析を行った結果、周辺頂点は抑制できたが、中央頂点への抑制効果は得られなかった。これは、5章での凹モデルの解析結果と同様に、180°モデルでも、図 6.2 (b) に示す中央頂点および図 6.2 (c) に示す Joint B が、ともにバネの動く方向と連動して下方へ移動し

ているためと考えられる。しかし、5章での解析結果のように中央頂点の変位抑制状況が悪化することはなかった。また、図 6.3 に示すように、凹モデルに比べて軸力の変動が小さくなる傾向がみられた。この結果より、展開完了時の斜部材の角度と熱変形抑制の間に相関関係があるものと予想される。

(2) 凸モデル

図 6.4 に凸モデルを示す。5章での凹モデルの解析結果および 180°モデルでの解析結果を踏まえて、凸モデルでは、アンテナ展開完了時の斜部材が上に凸の形状となるようにモデルを改良した。ここでは、上に凸とすることによる抑制効果を検証するために Joint B の角度 θ を約 170°としている。実際に設計する際は、収納性および展開動作との兼ね合いも考慮した角度とする必要がある。

図 6.5 に、周辺頂点、中央頂点、Joint B での変位の時刻歴を、図 6.6 に斜部材での軸力の時刻歴を示す。凡例は、180°モデルと同様である。図 6.5 (a)および図 6.5 (b) の黒線に示す熱変形の再現解析の結果、凹モデルおよび 180°モデルと同様、周辺・中央ともに鉛直下向きに変位が生じた。以上から、熱変形発生メカニズムは、アンテナ完了時の斜部材の角度によらず同様となることが分かった。

これに対して熱変形抑制解析を行った結果、図 6.5 (a)および図 6.5 (b) の青線に示すように、周辺・中央ともに熱変形が抑制された。凸モデルでは、図 6.5 (b)および図 6.5 (c)に示すように、Joint B はバネの位置を動かす方向と連動して下方へ移動しているが、中央頂点は Joint B の動きとは逆方向に動作している。これは、図 6.7 の熱変形抑制メカニズムに示すように、アンテナ展開完了時の斜部材の形状を上にしたことにより、Joint B が下方へ移動すると、アンテナ展開完了時に比べて斜部材の投影距離が長くなり、その結果、中央頂点が持ち上げられ熱変形が抑制されたためである。

以上より、熱変形抑制に優位な部材位置が存在する可能性がある。一方で、バネの位置を調整すると、温度低下に伴う各部材の膨張・収縮とも相まって、斜部材に生じている軸力が大きく変動する。斜部材がアンテナの形状を保持する上で重要な部材であることを鑑みると、斜部材に生じる軸力変動をできるだけ小さく抑えたい。そこでまず、斜部材のヒンジ位置を変更して斜部材の投影長さを短く、あるいは長くすることによる圧縮軸力維持への効果を調べた。

6.2 斜部材中のヒンジ位置の変更効果

前節の凸モデルでは、斜部材中の2つのヒンジ Joint A と Joint B の距離は 60 mm であった。これは ETS-VIII でのヒンジ間距離に最も近い。この解析モデルと比較するために、図 6.8 に示すように、ヒンジ間の距離が 5 mm および 100 mm の2つの解析モデルを新たに作成した。中央頂点の変位の時刻歴を図 6.9 に、軸力の時刻歴を図 6.10 に示す。この結果より、どのモデルも中央頂点では高い抑制効果がみられた。一方で、斜部材に生じる圧縮軸力の低下は多少緩和されるものの、効果が大きいとは言い難い。そのため、この手法は参考程度にとどめることとする。なお、合成線膨張係数の変更による周辺頂点への抑制効果は、ヒンジ間の距離によらずみられた。

6.3 断面変更による部材剛性の低減効果

ここでは、たわみによる余剰変位を大きくすることで、中央頂点の抑制および軸力の低下量をなるべく抑えるという2点を同時に満たせるかどうかを検討する。ここでは、斜部材中の2つのヒンジの距離を 60 mm に戻し、アンテナ展開完了時の斜部材は上（Z 軸正方向）に凸モデルとなるようにした上で、中空管である斜部材の直径および板厚を変更した。ETS-VIII で用いられている寸法は、直径 20 mm、板厚 0.4 mm である。これと比較する形で、直径および（または）板厚を減少させた3つの解析モデルを作成した。いずれの解析モデルも、展開完了時のモジュールの形状保持に必要とみられる設計軸力 6.7 N が斜部材に発生するよう、バネ+制動ワイヤ要素の上下端に与える力を調整した。

周辺頂点の変位、中央頂点の変位および軸力の時刻歴を図 6.11 に示す。その結果、剛性が低くなるほど、圧縮軸力の低下に対する緩和効果がみられた。これらの結果の中で最も効果がみられたモデルでは、斜部材の直径を 20 mm から 19 mm に、板厚を 0.4 mm から 0.3 mm に変更している。なお、剛性と熱変形抑制との間に強い相関関係があるのは斜部材のみであり、斜部材以外の部材剛性を変更しても熱変形抑制効果に変化がないことを確認している。このことから、大型展開アンテナの形状保持に対して、斜部材がもつ役割が大きいことがわかる。

6.4 全体モジュールへの適用

ここでは、6.3 節で最も効果が高かった設計条件（斜部材中の2つのヒンジの距離は 60 mm、アンテナ展開完了時の斜部材は上（Z 軸正方向）に凸モデル（ $\theta=170^\circ$ ）と

なるようにした上で、斜部材の直径を 20 mm から 19 mm に、板厚を 0.4 mm から 0.3 mm に変更) で、14 モジュールに拡張した場合の解析結果について述べる。まず、熱変形抑制なしの解析結果を図 6.12 に示す。単位モジュールと同様、熱変形は周辺・中央とも拘束点 (Boom attached point) からみて鉛直下向き (Z 軸負の方向) に生じており、拘束点からの距離が遠いモジュールほど、変位が大きくなっている。この傾向は、アンテナ展開完了角度が凹なモデルでも同様であった。図 6.12 (c) に示す軸力の時刻歴では、同一モジュール内でも位置によって変動が大きい部材があるが、モジュール間結合要素を介して接続されている残りの 1 本または 2 本の斜部材との間で力の釣り合いが取れている (例えばモジュール間結合要素を介して接続されている 3 本の斜部材の内 1 本の軸力が大きく圧縮側に変動している場合、残り 2 本はその約半分の大きさで引張側に変動している) ため、アンテナが収納してしまうなど不安定な挙動となる可能性は低いと考えられる。

熱変形抑制を施した場合の結果を図 6.13 に示す。図 6.13 (a) および図 6.13 (b) に示す周辺・中央ともに熱変形は高い精度で抑制されている。周辺頂点での抑制効果は、単位モジュールの解析結果と同様、背面横部材の合成線膨張係数を負の値に変更した効果である。中央頂点での抑制効果も、単位モジュールの解析結果と同様、展開用バネの位置を調整したことによる効果である。図 6.13 (c) に示す軸力の時刻歴では、図 6.12 (c) に示す熱変形抑制なしの場合と同様、軸力変動の大きい部材もあるが、引張側に転じている部材はないため、アンテナが収納してしまうなど不安定な挙動となる可能性は低いと考えられる。これは、展開完了時の斜部材の角度を凸にしたこと、および直径と板厚を変更して斜部材の剛性を低くした効果によるものと考えられる。

大型展開アンテナの 2 次元展開動作はジャンプ傘と同類であり、展開駆動機構が上下にスライドすることで展開する。この展開動作中は部材内力がほぼ発生しないものと考えられるため、剛性を低下させることによる展開途中の挙動への影響は少ないと考えられる。しかし、展開完了時の斜部材の角度 θ の設定によっては、展開完了直前に斜部材を押し上げる、あるいは斜部材を展開完了直後に伸ばすなど、現況の ETS-VIII からさらに一歩踏み込んだ製造・運用計画が必要となる可能性がある。

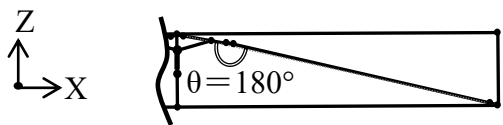


図 6.1 180° モデル

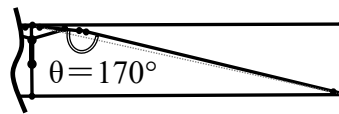
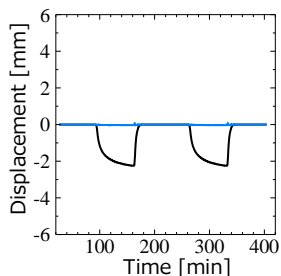
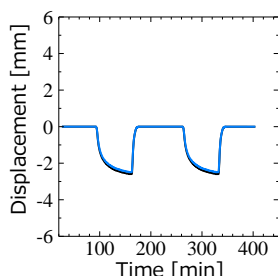


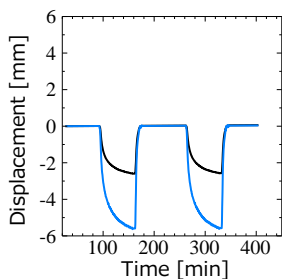
図 6.4 凸モデル



(a) 周辺頂点



(b) 中央頂点



(c) Joint B

— 抑制なし
— 抑制あり

図 6.2 変位の時刻歴

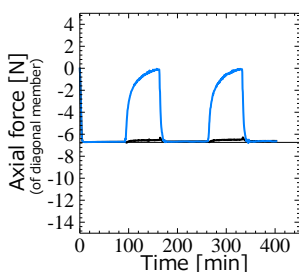
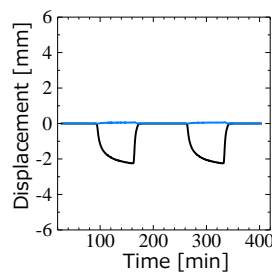
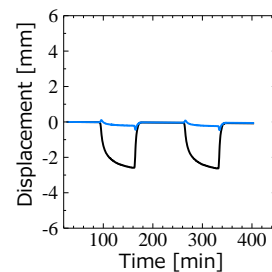


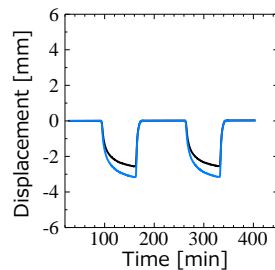
図 6.3 の軸力時刻歴



(a) 周辺頂点



(b) 中央頂点



(c) Joint B

— 抑制なし
— 抑制あり

図 6.5 変位の時刻歴

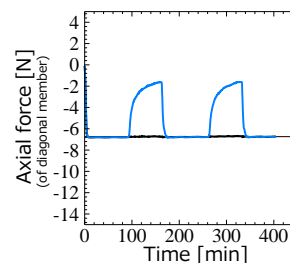
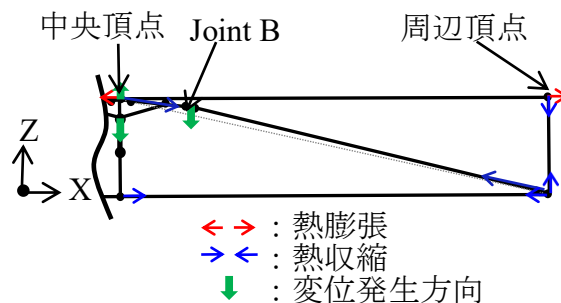


図 6.6 の軸力時刻歴



Joint B が下方へ移動すると中央頂点が持ち上がり熱変形が抑制される

図 6.7 熱変形抑制メカニズム

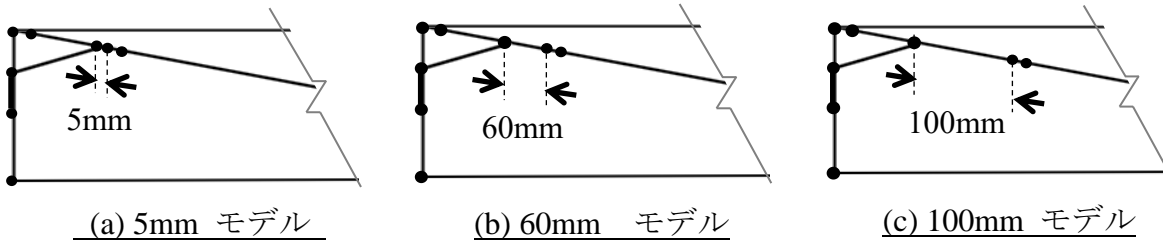


図 6.8 斜部材中のヒンジの位置が異なる 3 種類の解析モデル

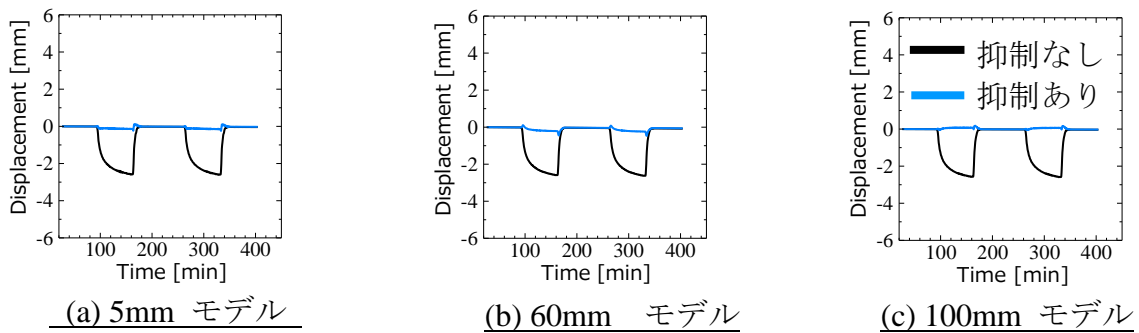


図 6.9 中央頂点の変位の時刻歴

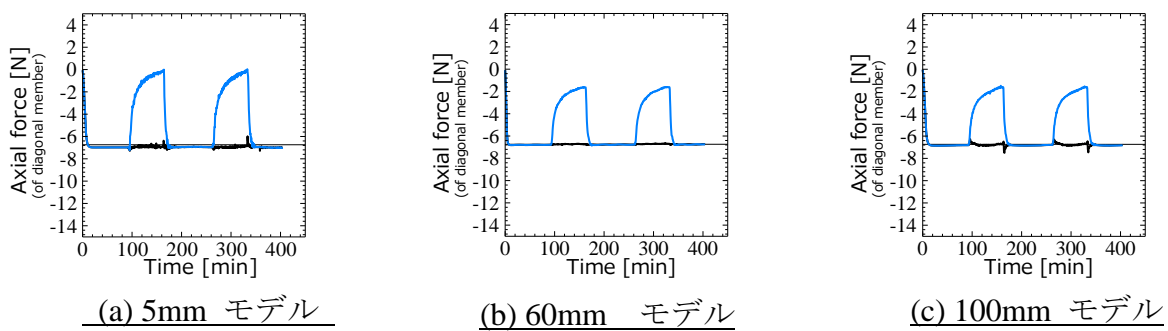
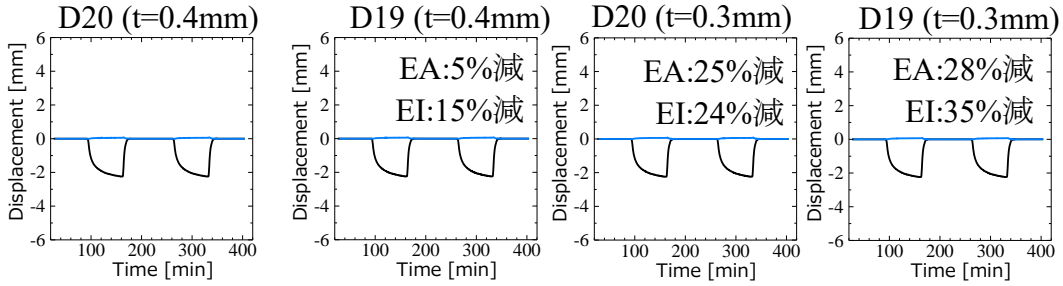
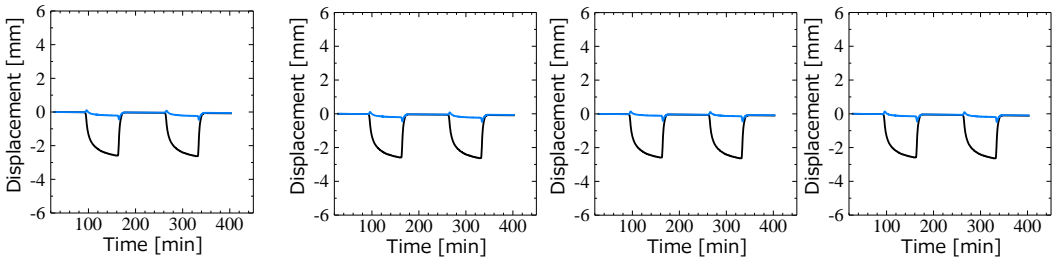


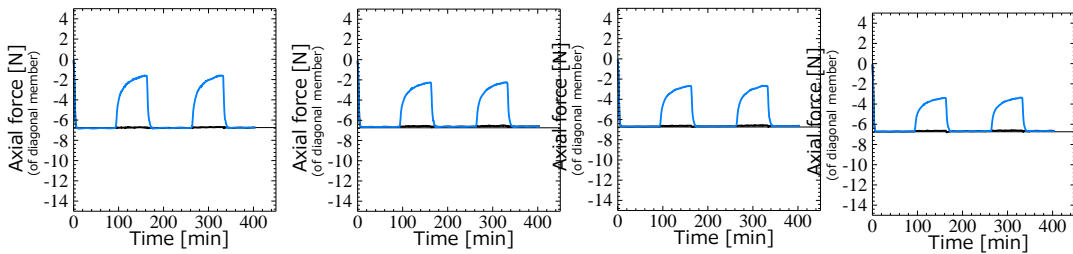
図 6.10 斜部材の軸力の時刻歴



(a) 周辺頂点の変位の時刻歴

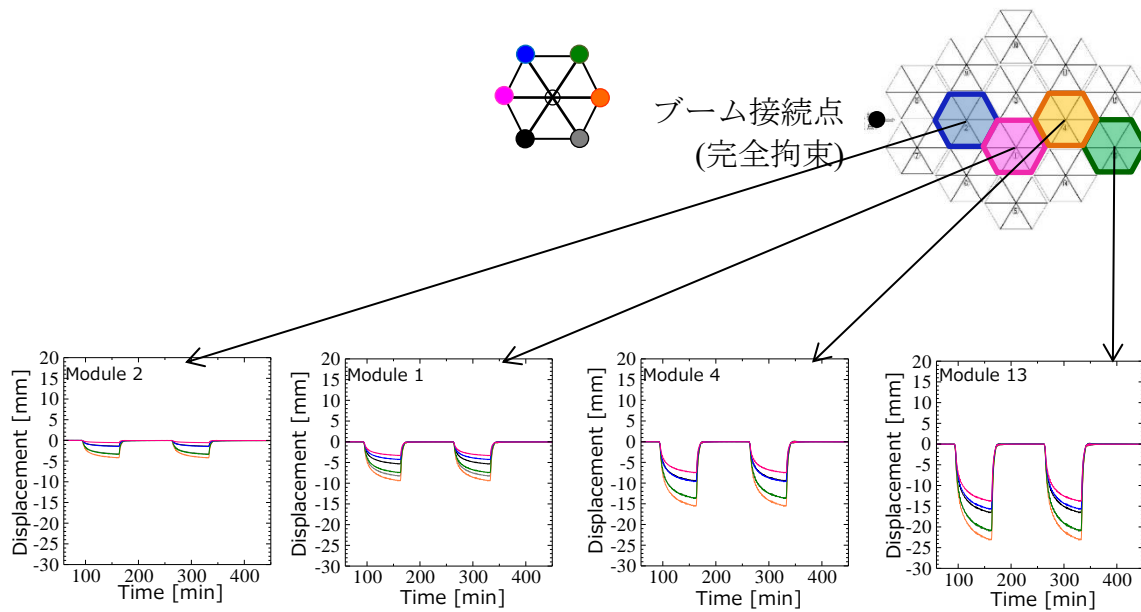


(b) 中央頂点の変位の時刻歴

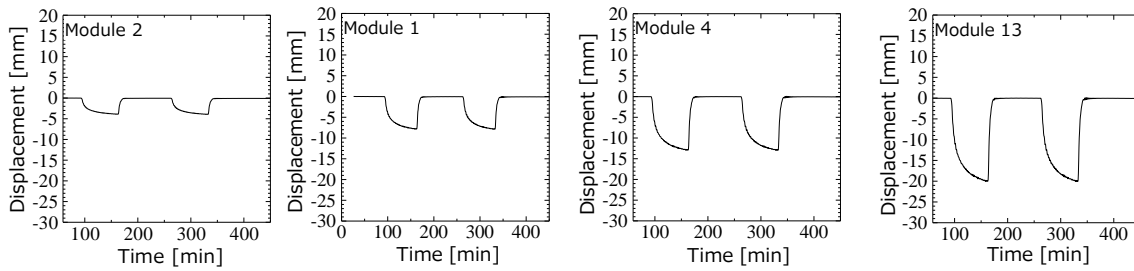


(c) 斜部材の軸力の時刻歴

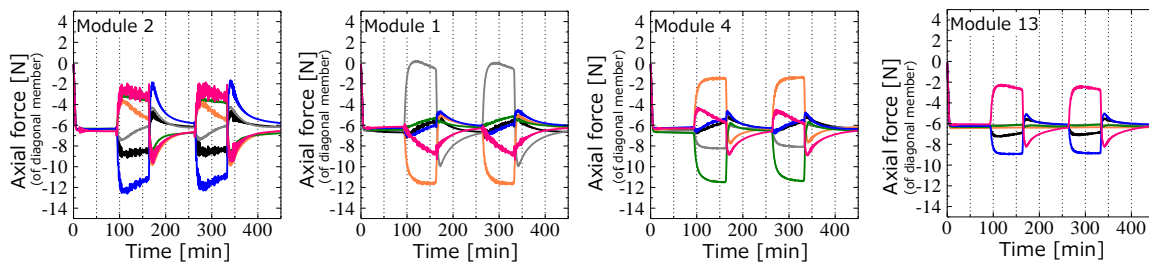
図 6.11 斜部材の剛性を変更した場合の熱変形抑制結果



(a) 周辺頂点の変位の時刻歴

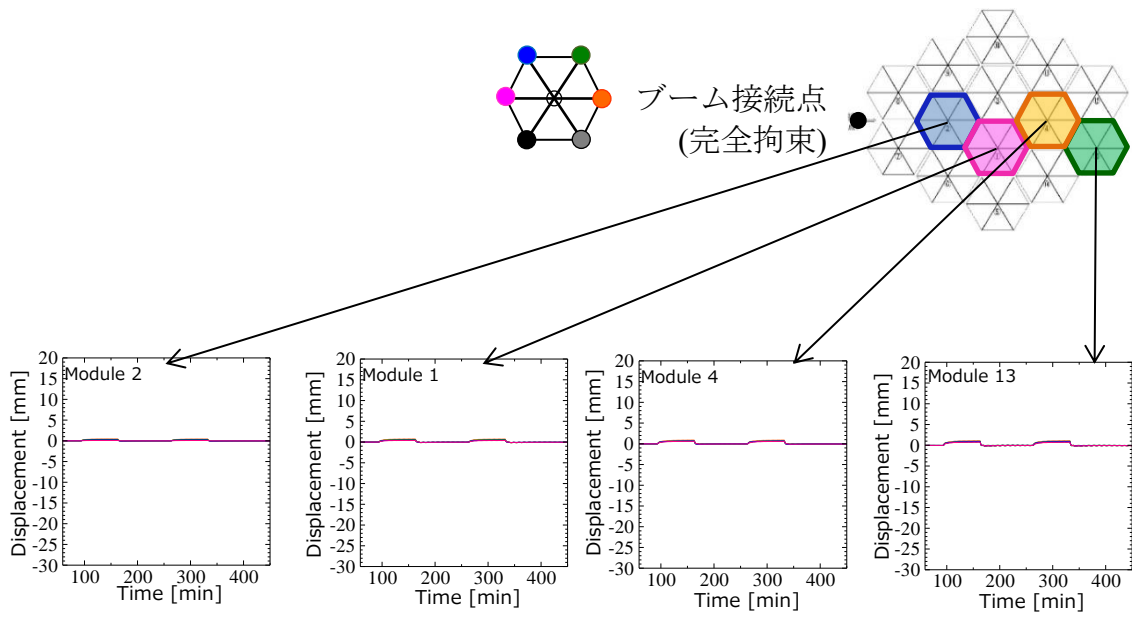


(b) 中央頂点の変位の時刻歴

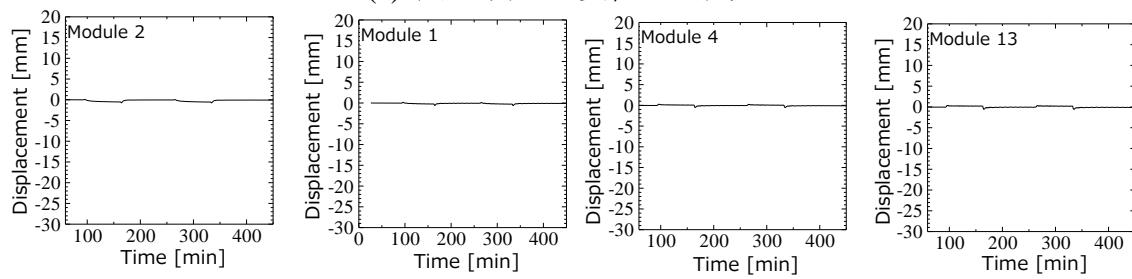


(c) 斜部材の軸力の時刻歴

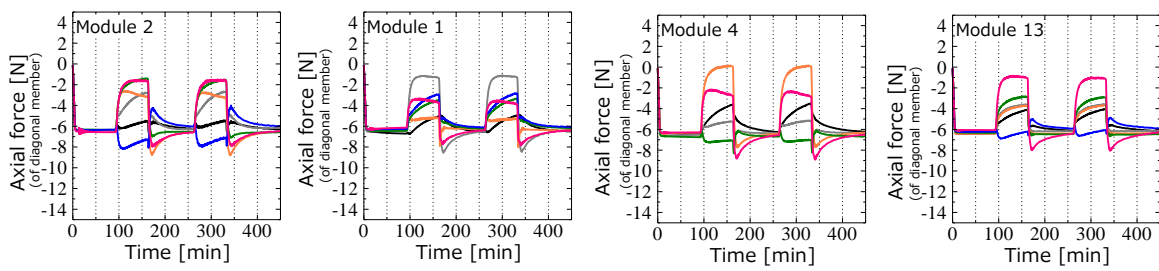
図 6.12 熱変形抑制を行わない場合



(a) 周辺頂点の変位の時刻歴



(b) 中央頂点の変位の時刻歴



(c) 斜部材の軸力の時刻歴

図 6.13 設計変数の変更による熱変形抑制を試みた場合

第 7 章 結論

7. 結論

本研究では、熱変形しにくい、または軌道上において能動的に熱変形抑制を行いやすくなるような大型宇宙構造システムの設計指針の提案を目指すことを目的として、複数の抑制手法を用いることによる熱変形抑制効果を検証した。

具体的には、熱変形に起因すると思われる通信ビームの指向変動が観測された ETS-VIII に搭載された大型展開アンテナを例題として、まず単位モジュールおよび全体モジュールの解析モデルを作成して、まず熱変形の再現解析を実施し、各部材の合成線膨張係数の違いから変位発生メカニズムを考察した。

次に、最小限の設計変更による熱変形抑制を試みた。合成線膨張係数の組合せを変更し、鏡面横部材と同様に背面横部材も温度低下時に膨張するように変更したところ、モジュールの周辺頂点に生じる変位を抑制できることが分かった。しかし、ETS-VIII を模擬した斜部材が凹型の形状で展開が終了する解析モデル（凹モデル）では、モジュールの中央頂点を抑制するために展開用バネを熱変形抑制に応用する手法は効果がないことが分かった。

そこで、①展開完了時の斜部材角度、②斜部材のヒンジ位置、③斜部材の剛性の 3 つの設計変数の変更による熱変形抑制効果を、まず単位モジュールの解析モデルを用いて数値的に検証した。その結果、展開完了後の斜部材の角度を凹から凸に設計変更し、その変形に余裕度を持たせることにより、モジュールの中央頂点の抑制が可能となることがわかった。しかし、この場合においても圧縮軸力の低下がみられたため、その低下量を抑えることを目的として、展開完了後の斜部材の角度を凸に設計変更した解析モデルを用いて、A. 斜部材のヒンジの位置を変更する方法、または B. 斜部材の直径および板厚を削減することで剛性を低める方法について検討した。その結果、斜部材のヒンジの位置を変更した場合は、圧縮軸力の低下量を抑える効果は小さかった。一方で、斜部材の剛性を変更した場合は、圧縮軸力の低下量を 6 割程度に抑えながら、モジュールの中央頂点の熱変形抑制が可能となることがわかった。

以上の単位モジュールの解析から得られた知見をもとに、斜部材の角度および剛性を変更し、全体モジュールでの熱変形抑制解析を実施した。その結果、軸力に関しては位置によって変動が大きい斜部材もあったものの引張側に転じる部材はなく、また、モジュールの周辺頂点・中央頂点ともに高い精度で熱変形を抑制できることを示した。

本研究で検討した熱変形抑制手法は、合成線膨張係数および部材の剛性を決定するなど、地上での設計段階でなるべく熱変形を抑える工夫をした後、宇宙空間での運用時においては、アンテナの展開完了後に役割を終えている圧縮バネを、そこで生じる熱変形抑制に対しても積極的に利用することを目指した挑戦的な提案となっている。そのため、展開完了時の斜部材の角度 θ の設定によっては、展開完了直前に斜部材を押し上げる、あるいは斜部材を展開完了直後に伸ばすなど、現況の ETS-VIII からさらに一歩踏み込んだ製造・運用計画が必要となる可能性がある。また、本研究で検討した熱変形抑制手法は、ETS-VIII において観測された温度推移以外にも、様々な温度履歴に対応することが可能である。以上より、この手法は軌道上において熱変形しにくい、または熱変形を能動的に抑制しやすくなるような大型宇宙構造システムの設計指針の一つを与えるものと思われる。

文 献

- 山下哲生, 濱田吉郎, 山口功, 長塩知之, 木田隆, 大型柔軟衛星のロバスト姿勢制御 (入力拘束を考慮したモデル予測制御の適用), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.79, No.802 (2013), pp.1935-1948.
- Orikasa, T., Satoh, M., Fujino, Y. and Miura, A., A study of beam direction variation of large deployable refractor antenna on orbit, Proceedings of the 61st International Astronautical Congress (2010), Paper ID 6886
- 岩田直子, 臼井隆, 三木明彦, 貝津幸広, 池田瑞穂, 小川博之, 高橋忠幸, X線天文衛星 ASTRO-H の熱設計, 宇宙科学技術連合後援会講演集, 第 56 巻, No.1N12 (2012)
- 田中博, 清水雅史, 衛星搭載用大形メッシュアンテナ鏡面の形状制御, 日本航空宇宙学会誌, 第 41 巻, 第 471 号(1993), pp.222-229
- 佐藤正樹, 織笠光明, 藤野義之, 川崎和義, 山本伸一, 三浦周, 平良真一, 軌道上における衛星搭載大型展開アンテナビームの指向方向の変動, 電子情報通信学会信学技報 (2010), pp.19-24.
- 藤野義之, 佐藤正樹, 織笠光明, 大型反射鏡展開アンテナを有する衛星の軌道上でのビーム変動, 電子情報通信学会信学技報 (2008), pp.15-18.
- 都井裕, 磯部大吾郎, 骨組構造の有限要素崩壊解析における順応型 Shifted Integration 法, 日本造船学会論文集, No. 171(1992), pp. 363-371.
- 磯部大吾郎, 森下真臣, ASI 有限要素法による大規模宇宙骨組構造のデブリ衝突解析, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 64, No. 627(1998), pp. 2726-2733.
- 臼井基文, 脇田和紀, 近藤健介, レティタイタン, 松井康将, 磯部大吾郎, 宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制手法について, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.77, No.777 (2011), pp.2107-2119.
- 磯部大吾郎, 加藤昭博, フレキシブル・リンク系のモデルベースド・フィードフォワード制御, 日本ロボット学会誌, Vol.25, No.4 (2007), pp.625-631.
- 磯部大吾郎, 山口良規, ロボットアームの強度的危険性を回避する動作計画法, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.78, No.793 (2012), pp.3239-3254.
- 庄司香織, 臼井基文, 磯部大吾郎, 日陰時における宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制に関する数値解析的検証 (第 1 報, 熱変形抑制の基礎的検討および熱変形再現解析), 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 830 (2015), DOI:10.1299/transjsme.15-00351.

庄司香織, 臼井基文, 磯部大吾郎, 日陰時における宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制に関する数値解析的検証 (第2報, 内力制御による熱変形抑制手法の検討), 日本機械学会論文集, Vol. 82, No. 836 (2016), DOI:10.1299/transjsme.15-00637.

臼井基文, 人工衛星搭載用の大型展開アンテナの開発とその技術評価に関する研究, 博士論文 (2011), 筑波大学

Shoji, K., Isobe, D., and Usui, M., Numerical Investigations to Suppress Thermal Deformation of the Large Deployable Reflector during Earth Eclipse in Space, The Aeronautical Journal, Vol. 121, No. 1241, (2017), pp. 970-982, (<https://doi.org/10.1017/aer.2017.33>)

研究業績

1. 学術論文

- 1) K. Shoji, D. Isobe and M. Usui: Numerical Investigations to Suppress Thermal Deformation of the Large Deployable Reflector during Earth Eclipse in Space, The Aeronautical Journal, Vol. 121, No. 1241, (2017), pp. 970-982, (<https://doi.org/10.1017/aer.2017.33>)
- 2) 庄司 香織, 臼井 基文, 磯部 大吾郎: 日陰時における宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制に関する数値解析的検証 (第2報, 内力制御による熱変形抑制手法の検討), 日本機械学会論文集, Vol. 82, No. 836, (2016), p. 15-00637, (<http://doi.org/10.1299/transjsme.15-00637>)
- 3) 庄司 香織, 臼井 基文, 磯部 大吾郎: 日陰時における宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制に関する数値解析的検証 (第1報, 熱変形抑制の基礎的検討および熱変形再現解析), 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 830, (2015), p. 15-00351, (<http://doi.org/10.1299/transjsme.15-00351>)
- 4) 庄司 香織, 臼井 基文, 磯部 大吾郎, 「日陰時における宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制に関する数値解析的検証 (第3報, 設計変数の変更による抑制効果向上の試み)」, 日本機械学会論文集 (査読中)

2. 学会発表 (国際)

2.1 口頭発表・査読あり

- 1) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: Numerical Investigations to Suppress Thermal Deformation of the Large Deployable Reflector during Earth Eclipse in Space, the 7th Asia-Pacific International Symposium on Aerospace Technology (APISAT2015), (2015), Cairns, Australia

2.2 口頭発表・査読なし

- 1) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: High-precision Control Method for Large Space Structure Subject to Thermal Deformation, the 13th World Congress on Computational Mechanics and 2nd Pan American Congress on Computational Mechanics (WCCM XIII & APANACM II), 150195, New York, USA, July 2018
- 2) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: A Study on Thermal Deformation Compensation of Large Space Structure, the 12th World Congress on Computational

Mechanics and 6th Asia-Pacific Congress on Computational Mechanics (WCCM XII & APCOM VI), 150195, Seoul, Korea, July 2016

- 3) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: Modeling of a Large Space Structure for Thermal Deformation Compensation Analysis, VII European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS Congress 2016), E10374, Crete, Greece, June 2016
- 4) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: A Numerical Investigation to Suppress Distortions of Large Deployable Reflector in Space During Earth Eclipse, the 11th World Congress on Computational Mechanics (WCCM XI), (2014), Barcelona, Spain
- 5) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: A Numerical Investigation to Suppress Thermal Distortion of Large Deployable Reflector on ETS-VIII, the 1st International Conference on Computational Engineering and Science for Safety and Environmental Problems (COMPSAFE2014), (2014), pp. 428-430, Sendai, Japan
- 6) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: Thermal Distortion Analysis of the Large Deployable Reflector Using FEM, 5th Asia Pacific Congress on Computational Mechanics & 4th International Symposium on Computational Mechanics (APCOM & ISCM2013), (2013), Singapore

2.2 ポスター発表・査読なし

- 1) Kaori Shoji, Motofumi Usui, and Daigoro Isobe: High-precision Control Method for Large Space Antenna Reflectors Subject to Thermal Deformation, SEDS Space Vision 2017, (2017), Cape Canaveral, FL, USA

3. 学会発表 (国内)

3.1 口頭発表・査読なし

- 1) ○庄司香織, 磯部大吾郎, 臼井基文: 複数の抑制手法を組み合わせることによる大型宇宙構造物の熱変形抑制効果, 第 23 回計算工学講演会, (2018), ウィンクあいち
- 2) ○庄司香織, 磯部大吾郎, 臼井基文: 熱変形抑制を重視した宇宙用大型展開アンテナのデザインに関する基礎的検討, 第 22 回計算工学講演会, (2017), ソニックシティ

- 3) ○庄司香織, 磯部大吾郎, 臼井 基文: 高効率な熱変形抑制を目的としたモジュール型展開アンテナのデザインの検討, 日本機械学会第 29 回計算力学講演会講演論文集 CD-ROM, No.16-4, (2016)
- 4) ○庄司香織, 磯部大吾郎, 臼井基文: 有限要素法による大型宇宙構造物の熱変形抑制解析, 第 24 回スペース・エンジニアリング・コンファレンス, (2016), ことひら温泉琴参閣
- 5) ○庄司香織, 磯部大吾郎, 臼井基文: 有限要素法を用いた宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制解析, 日本機械学会第 28 回計算力学講演会, (2015), 横浜国立大学
- 6) ○庄司香織, 磯部大吾郎, 臼井 基文: 宇宙用大型展開アンテナの熱変形抑制に関する検討, 計算工学講演会, (2015), つくば国際会議場
- 7) 庄司香織, 磯磯部大吾郎, 臼井 基文: 宇宙用大型展開アンテナの熱変形解析, 計算工学講演会, (2014), 広島国際会議場(平和記念公園内)