

# エアビームの構造特性について

— その2 曲げに関する考察 —

河端昌也\*1

## 梗概

エアビームは外力の作用により膜面の一部にリンクリングが存在している状態においても、ある程度の荷重負担性能を保持していることが前報において示された。本報ではリンクリング発生開始後のエアビームの終局的な荷重負担能力をより明らかにするために、崩壊荷重を定量的に求めることを目的とする。まず曲げを受けるエアビームのモーメント-曲率関係および崩壊荷重の理論解を、微小変形、微小ひずみの仮定のもとリンクリング発生に伴う応力の再配分および中立軸の移動を考慮したうえで誘導し、後に有限要素法を用いた数値解析結果との比較を行う。またビームやアーチに集中荷重または分布荷重が作用する場合の数値解析例をいくつか示し、これらの荷重負担能力と局部座屈の発生による耐力の低下について言及する。

### 1. はじめに

膜構造は一般に荷重に対する変形が大きいため、構造解析では幾何学的非線形性を有する大変形問題として取り扱う必要がある。また織布材料にコーティング処理を施した膜材料の非線形性や異方性、非抗圧縮性（リンクリング現象）なども適正に取り扱われなければならない。

エアビーム構造は膜材料を筒状に用い、内圧や自重、雪荷重などの外力と膜面張力（内力）のつりあいにより成立する構造形式である。本構造に関する既往の研究として代表的なものにはstein<sup>1)</sup>らと永谷ら<sup>7)</sup>によるものがある。Steinらは、曲げが作用したエアビームのモーメント-曲率関係式を微小変形、微小ひずみの範囲で導いている。これによればリンクリング領域が断面全体に広がったときに崩壊に達し、崩壊モーメントは臨界（リンクリング発生開始）モーメントの2倍となる。永谷らはエアビームの軸方向張力（内部応力）をもとに曲げ応力成分に関して中立軸周り曲げモーメントを求め、リンクリング現象発生の影響を”曲げ剛性の低下”として評価し、はり要素による有限

要素法解析に適用している。また集中荷重を受ける単純ばりの実験において、しわが断面のおよそ半分をおおった状態において終局崩壊が起こるという観測結果から、理論的崩壊荷重は過大評価である危険性があることを指摘し、修正係数を適用することにより剛性および崩壊荷重の適正評価を図っている。

エアビームの曲げによる、リンクリング発生前にはほぼ線形性を示し、リンクリング発生荷重は線形理論に基づく式により与えられることが、前報<sup>1)</sup>で示された。本報ではこれらをふまえながら、リンクリング発生開始後のエアビームの終局的な荷重負担能力をより明らかにするために、崩壊荷重を定量的に求めることを目的として以下の手順にしたがって研究をすすめる。はじめに曲げを受けるエアビームのモーメント-曲率関係および崩壊荷重の理論解を、リンクリング現象に伴う応力の再配分と中立軸の移動を考慮しながら誘導する。この誘導においては微小変形、微小ひずみの範囲に限定することにより単純化を図り、膜材料は直交異方性弾性体と仮定して定式化を行なう。次に幾何学的非線形性を考慮した有限要素法を用いた数値解析に

\*1 横浜国立大学 工学部 建設学科 助手

より微小変形および大変形領域におけるエアビームの曲げ変形状態をシミュレートし、上記理論式との比較を行なう。さらにビームやアーチに集中荷重または分布荷重が作用する場合の数値解析例をいくつか示し、これらの形状および応力の変化や、変形が一部に集中し局部座屈を生じる場合の耐力（崩壊荷重）低下について言及する。

## 2. 曲げモーメント-曲率関係式の誘導

### 2. 1 基礎式

一般に幾何学的非線形性を有する問題では、ひずみ-変位関係として有限変形理論に基づいた次式が用いられる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left\{ \left( \frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right\} \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left\{ \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right\} \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \end{aligned} \quad (1)$$

いま膜材料を直交異方性弾性体と仮定して、面内のたて糸方向に  $x$  軸、横糸方向に  $y$  軸をとれば応力-ひずみ関係は次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \end{bmatrix} &= \frac{1}{1-\nu_x \nu_y} \begin{bmatrix} E_x & \nu_y E_x \\ \nu_x E_x & E_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \end{bmatrix} \\ \tau_{xy} &= G \gamma_{xy} \end{aligned} \quad (2)$$

一般に等方性弾性体では、せん断弾性係数に関して  $G = E / \{2(1+\nu)\}$  が成立するが、膜材料では  $G$  は独立した定数となる。また相反の定理より、引張弾性係数とポアソン比の間には次の関係が成り立つ。

$$\frac{E_x}{E_y} = \frac{\nu_x}{\nu_y} \quad (3)$$

また図-1より、膜面の主応力を  $\sigma_1, \sigma_2$  とすると

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left( \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \\ \sigma_2 &= \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \sqrt{\left( \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \end{aligned} \quad (4)$$

これよりリンクリング条件式は

$$\sigma_x \sigma_y = \tau_{xy}^2 \quad (5)$$

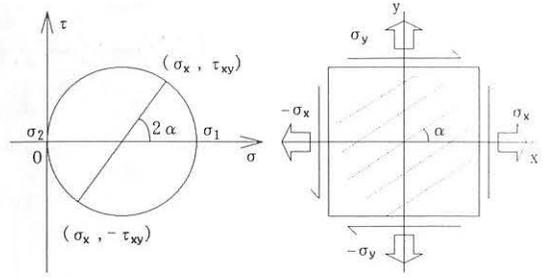


図-1 リンクリング時の膜面応力状態

となる。リンクリング発生状態 ( $\sigma_1 \neq 0, \sigma_2 = 0$ ) では

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma_1 \cos^2 \alpha \\ \sigma_y = \sigma_1 \sin^2 \alpha \\ \tau_{xy} = \sigma_1 \sin \alpha \cos \alpha \end{cases} \quad (6)$$

となる。この場合のつりあい条件式は次式となる。

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

さらに、エアビームの周方向応力に関しては次のつりあい条件式が成り立つ。

$$\frac{\sigma_y}{r} - \left( \sigma_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + 2\tau_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + \sigma_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) = \frac{p_0}{t} \quad (8)$$

厳密には式(7)、(8)のつりあい条件式を式(1)のひずみの定義に基づいて解くことによりエアビームの変位が求められるが、ここでは単純化のため微小変形、微小ひずみの範囲に限定し、式(1)の2次の項を省略して定式化を行なうこととする。

### 2. 2 初期張力状態

内圧  $p_0$  が作用しているエアビーム (半径  $r$ ) は次式に表わすように軸、周方向に 1 : 2 の初期応力状態で安定する。(図-2) ただし  $t$  は膜厚を表わす。

$$\begin{aligned} \sigma_{x0} t &= \frac{p_0 r}{2} \\ \sigma_{y0} t &= p_0 r \end{aligned} \quad (9)$$

またエアビームの無ひずみ時の軸長さ  $l_0$  および半径  $r_0$  に対して、初期張力の導入に伴う各々の長さの変化量を  $\Delta l, \Delta r$  とすると、式(2)、(9)より

$$\Delta l = \left( \frac{1}{2E_x t} - \frac{\nu_y}{E_y t} \right) p_0 r l$$

$$\Delta r = \left( -\frac{\nu_x}{2E_x t} + \frac{1}{E_y t} \right) p_0 r^2 \quad (10)$$

で表わされるが、これは微量であるため定式化においては初期張力状態における軸長さおよび半径を  $l$ 、 $r$  と定義する。

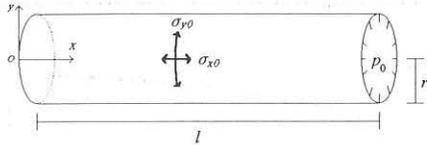


図-2 エアビームの初期張力状態

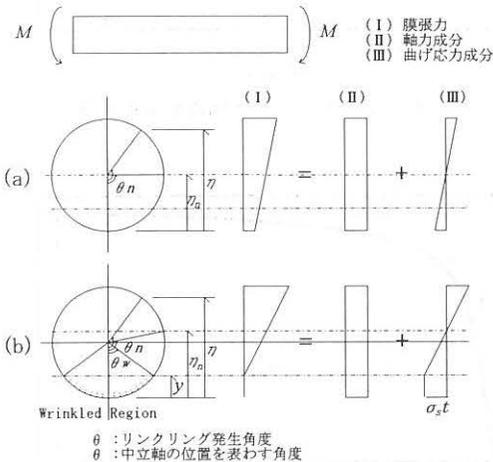


図-3 曲げを受けるエアビームの軸方向応力分布  
(a) リンクリング発生前  
(b) リンクリング発生後

### 2. 3 変形状態

曲げモーメント  $M$  の作用により、断面に垂直な軸方向の応力分布が図-3 (a) の状態にあるとする。この時  $\eta$  層のひずみは次式で表わされる。

$$\epsilon_x = \kappa(\eta - \eta_n) + \epsilon_{x0} \quad (11)$$

$\kappa$  : 中立面の曲率

$\epsilon_{x0}$  : 初期張力によるひずみ

これに対応する応力は、式(2)、(3)、(11)より

$$\sigma_x t = E_x t \kappa (\eta - \eta_n) + \frac{p_0 r}{2}$$

$$\sigma_y t = p_0 r \quad (12)$$

となる。式(12)の誘導の段階において  $E_y$ 、 $\nu_x$ 、 $\nu_y$  は相殺され、軸方向張力は軸方向ひずみと軸方向引張弾性係数  $E_x$  のみに依存する。このうち曲げモーメントによって生じる応力成分  $\sigma_M t$  は、次式となる。

$$\sigma_M t = E_x t \kappa (\eta - \eta_n) \quad (13)$$

(リンクリング発生前)

リンクリング発生前の中立軸は断面の中心と一致する ( $\eta_n = r$ )。したがって中立軸周りの曲げモーメントは式(13)より

$$M = \int_A \sigma_M (\eta - r) dA$$

$$= \int_A E_x \kappa (\eta - r)^2 dA$$

$$= E_x I \kappa \quad (14)$$

となる。

(リンクリング発生後)

図-3 (b) に示すように曲げモーメントを受け、圧縮側にリンクリングが生じている場合の膜張力は、下記のような完全弾塑性体の応力状態に置き換えることができる。<sup>9)</sup>

- |                                    |   |                            |
|------------------------------------|---|----------------------------|
| ・非リンクリング領域 ( $0 \leq \eta < y$ )   | → | ・弾性域                       |
| ・リンクリング境界 ( $\eta = y$ )           | → | ・弾塑性境界                     |
| ・リンクリング領域 ( $y < \eta \leq 2r$ )   | → | ・塑性域                       |
| ・ $\int_A \alpha dA = p_0 \pi r^2$ | → | ・ $\int_A \sigma_M dA = 0$ |

その場合のリンクリング領域 (塑性域) における曲げ応力成分  $\sigma_s t$  は、

$$\sigma_s t = -\frac{p_0 r}{2} \quad (15)$$

で表わされる。

非リンクリング領域内の応力  $\sigma_M$  は中立軸からの距離に比例すると仮定すると、

$$\sigma_M t = \frac{\eta_n - \eta}{\eta_n - y} \sigma_s t$$

$$= -\frac{p_0 r (\eta_n - \eta)}{2(\eta_n - y)} \quad (16)$$

となる。  $\int_A \alpha dA = 0$  より

$$\int_0^y \sigma_s z d\eta + \int_y^{2r} \sigma_M z d\eta = 0$$

$$(\eta_n - y) \sigma_s \int_0^y z d\eta - \sigma_s \int_y^{2r} z d\eta + \sigma_s \eta_n \int_y^{2r} z d\eta = 0$$

これより中立軸の位置は

$$\eta_n = \frac{y \int_0^y z d\eta + \int_y^{2r} z d\eta}{A} = \frac{r}{\pi} (\pi + \sin \theta_w - \theta_w \cos \theta_w) \quad (17)$$

となり、リンクリング領域  $\theta_w$  の関数で表わされる。また中立面の曲率  $\kappa$  は、式(13)において  $\eta = y$  のとき  $\sigma_x t = \sigma_x t$  となることより、

$$\kappa = \frac{\sigma_x}{E_x (y - \eta_n)} = \frac{\pi p_0}{2 E_x r \{ (\pi - \theta_w) \cos \theta_w + \sin \theta_w \}} \quad (18)$$

となり、さらに中立軸周りの曲げモーメントは

$$M = \int_0^y \sigma_x z (\eta - \eta_n) d\eta + \int_y^{2r} \sigma_M z (\eta - \eta_n) d\eta = E_x I \kappa \left( 1 + \frac{\sin 2\theta_w}{2\pi} - \frac{\theta_w}{\pi} \right) \quad (19)$$

となる。これらより曲率  $\kappa$  と曲げモーメント  $M$  を無次元化すると、

$$\frac{2 E_x t}{p_0} \kappa = \frac{\pi}{(\pi - \theta_w) \cos \theta_w + \sin \theta_w} \quad (20)$$

$$\frac{M}{p_0 \pi r^3} = \frac{\pi - \theta_w + \sin \theta_w \cos \theta_w}{2 \{ (\pi - \theta_w) \cos \theta_w + \sin \theta_w \}}$$

となる。これらはSteinらが変位を2次および1次式で表現し、つりあい式を解くことにより誘導したものと結果的に同じである。また式(19)の右辺カッコ内の部分は永谷らが示した剛性の低下と一致する。

(リンクリング発生開始時)

リンクリング発生開始時の曲率  $\kappa_{wr}$  および曲げモーメント  $M_{wr}$  は、式(18)、(19)において  $\theta_w = 0$  と置くことにより、

$$\kappa_{wr} = \frac{p_0}{2 E_x t} \quad (21)$$

$$M_{wr} = \frac{\pi p_0 r^3}{2}$$

となる。

無次元化されたリンクリング発生角度—曲率関係、曲げモーメント—曲率関係、膜張力—曲率関係をそれぞれ図-4、5、6に示す。いまリンクリング領域が断面全体に広がった ( $\theta_w \rightarrow \pi$ ) と仮定したとき曲率は  $\kappa \rightarrow \infty$  となり、中立軸周りのモーメントは  $M \rightarrow \pi p_0 r^3$  のピークに達する。つまり微小変形、微小ひずみの仮定のもとでは、崩壊モーメントはリンクリング発生開始時モーメント  $M_{wr}$  の2倍となる。しかし実際にエア

ビームが曲げモーメントを受けて大きな変形を生じる場合には、変形の増加に伴って断面形状が変化したり、曲率があるレベルに達すると変形が急速に進み崩壊に至ることなどが予想される。そこで次節では大変形に伴う幾何学的非線形性を考慮した数値解析結果との比較を通して、線形理論解の妥当性と適用限界を検証する。

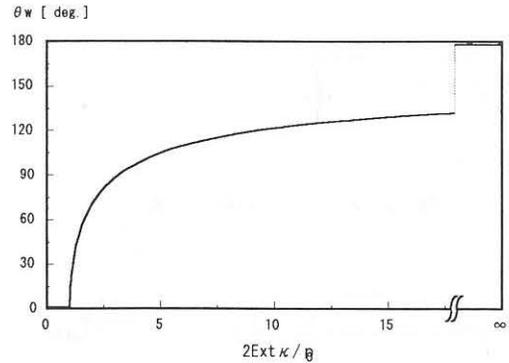


図-4 リンクリング発生角度—曲率関係

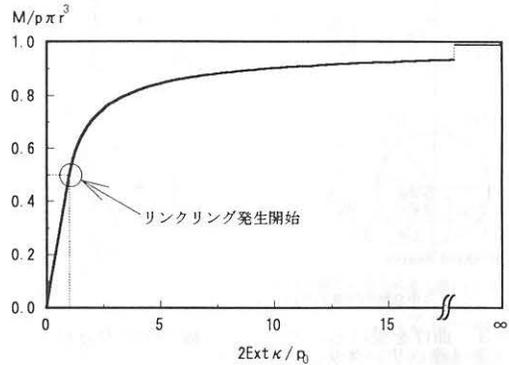


図-5 曲げモーメント—曲率関係

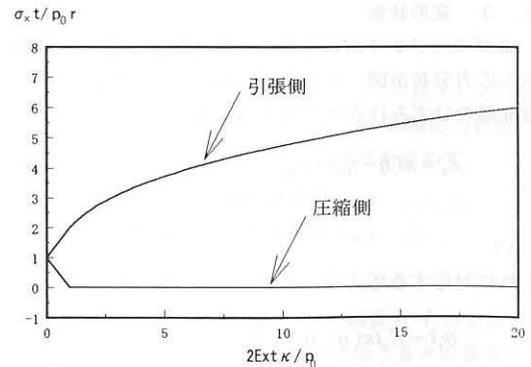


図-6 膜張力—曲率関係

### 3. 数値解析例

#### 3. 1 解析理論の概要とモデル

微小変形および大変形領域におけるエアビームの応力変形解析は、幾何学的非線形性、膜材料の異方性、リンクリングを考慮したうえで有限要素法に基づいて行なう。なお材料は線形性として扱う。

まず本報で用いた解析理論の概要<sup>10)</sup>を以下に示す。いま有限個の節点変位 $\{\delta\}$ が与えられているとすると、構造全体の系に関する内力と外力の平衡条件式は、

$$\{\psi\} = \int_V [\bar{B}]^T \{\sigma\} dV - \{\bar{R}\} = 0 \quad (22)$$

$\{\psi\}$ : 外部および内部一般化力の総和

$\{\sigma\}$ : 応力ベクトル

$\{\bar{R}\}$ : 外力ベクトル

で表わされる。 $[\bar{B}]$ はひずみの定義より

$$d\{\epsilon\} = [\bar{B}]d\{\delta\} \quad (23)$$

$$[\bar{B}] = [B_0] + [B_L]\{\delta\} \quad (24)$$

となる。 $[B_0]$ 、 $[B_L]$ はそれぞれ $[\bar{B}]$ の線形部および非線形部を示し、 $[B_L]$ は変位 $\{\delta\}$ に依存する。

式(22)の変分を取れば $d\{\delta\}$ と $d\{\psi\}$ の関係は、

$$d\{\psi\} = \int_V d[\bar{B}]^T \{\sigma\} dV + \int_V [\bar{B}]^T d\{\sigma\} dV \quad (25)$$

となる。また式(23)より

$$d\{\sigma\} = [D]d\{\epsilon\} = [D][\bar{B}]d\{\delta\} \quad (26)$$

である。ゆえに

$$d\{\psi\} = \int_V d[B_L]^T \{\sigma\} dV + [\bar{K}]d\{\delta\} \quad (27)$$

となる。各節点ごとに求められる上記関係式を、全体座標系において重ねあわせることにより構造全体に対する非線形方程式を構成し、これを解くことにより変位 $\{\delta\}$ が求められる。なお式(27)において

$$[\bar{K}] = \int_V [\bar{B}]^T [D] [\bar{B}] dV \quad (28)$$

$$\int_V d[B_L]^T \{\sigma\} dV = [K_\sigma]d\{\delta\} \quad (29)$$

である。ここで $[K_\sigma]$ は応力レベルに依存する幾何剛性マトリックスを表わす。

表-1に解析モデルと荷重および支持条件を示す。それぞれ直線材の曲げは応力が一様に分布する例として、集中荷重および分布荷重を受ける単純ばりとアーチは局部座屈が生じる例、および形状による違いを示す例として代表的なものを取り上げる。要素分割には表-2に示す3種類の要素とひずみの評価法を用いる。またリンクリング現象に対しては線材要素の場合には

表-1 解析モデル

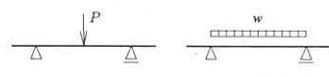
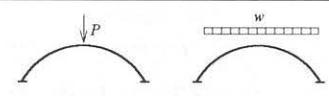
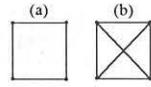
形状	荷重及び支持条件	要素
直線材		(a)
単純ばり		(b)
アーチ		(c)

表-2 各種有限要素

名称	線材要素	三角形要素
要素形状		
ひずみの評価	各線材に対して公称ひずみを適用する $\epsilon = \frac{l_0 - l}{l_0}$	有限ひずみ 式(1)の2次の項を含む
材料特性	・弾性体 (線材) ・非抗圧縮性	・直交異方性弾性体 ・非抗圧縮性
材料定数 (縦糸方向) (横糸方向) (剪断方向)	弾性係数 Ext: 65250kg/m Eyt: 43500kg/m Gt: 3000kg/m	ポアソン比 ((c)の場合) ( $\nu_x$ : 0.6) ( $\nu_y$ : 0.4)

個々の線材を非抗圧縮性とし、三角形要素の場合には岩盤のNo-Tension解析に適用された応力遷移法<sup>4)</sup>をNo-Compressionに置換えた手法により対応する。

#### 3. 2 純曲げ状態

一様な曲げを受けるエアビームの膜面内には剪断応力が生じないことを考慮して、軸、周方向に線材を配置した要素(a)を用いた。また応力分布が一様であることから、解析は図-7に示す部分に対して行なった。図-8、9はこの時の曲げモーメントと曲率の関係、リンクリング発生角度と曲率の関係を表わしたものである。ここでは500~5000kg/m<sup>2</sup>の4段階の内圧に対して解析を行なった結果、いずれも数値解および理論解がほぼ一致した傾向を示している。ただし数値解ではリンクリング発生角度が約130°~140°を越えると断面形状が急激に変化し、有意な解を得ることが困難となる。

図-7 直線材の曲げ (径:0.5m)

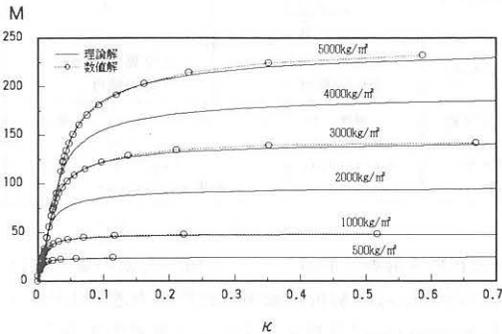
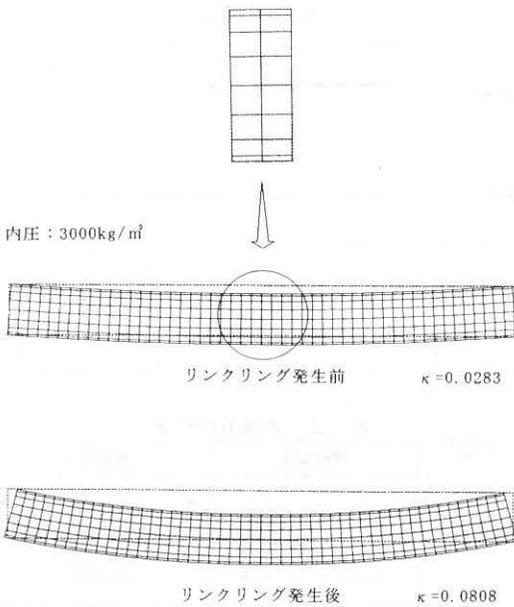


図-8 曲げモーメント-曲率関係

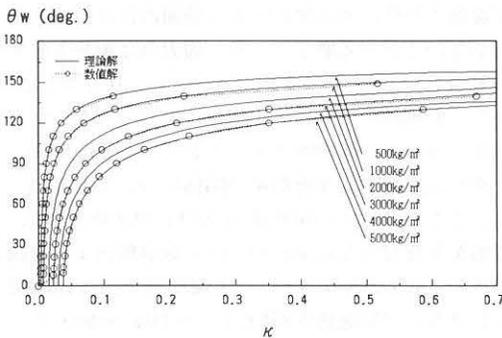


図-9 リングリング発生角度-曲率関係

### 3.3 局部座屈を生じる場合

通常、外力によりエアビームに一樣な曲げ応力のみが生じることは少なく、分布荷重や集中荷重等の作用により曲げ、引張、剪断が生じることの方がより一般的であろう。この場合、エアビームの構造的な崩壊は局部座屈が原因となって起こると予想される。ここでは単純ばりおよびアーチに集中荷重または分布荷重が作用する場合を取り上げる。なお集中荷重は載荷点の強制変位、分布荷重は各節点への等価節点力を与える。図-10~21は、各ケースの変形図、荷重-変位関係、膜張力-変位関係である。変形図と膜張力-変位関係はいずれも内圧が3000kg/m<sup>2</sup>のものを示した。

単純ばりでは、リングリング発生開始までの荷重-変位関係がほぼ線形性を示すのに対して、リングリング発生後は変形の割合が大きくなり、やがてわずかな荷重増加に対しても変形が急激に増加し崩壊に至る。変形の傾向は、集中荷重の場合には局所的であるのに対して、分布荷重の場合には純曲げ状態に近い全体的な変形を生じる。しかし最終的には両者とも曲げモーメント最大点が塑性ヒンジのようになり、変形が局部に集中し崩壊に至る。

アーチでは、リングリング発生開始までの荷重-変位関係にすでに非線形性が表われている点と、集中荷重の場合にはリングリング発生後の荷重がピークを過ぎると次第に減少していく点の特徴として挙げられる。外力の作用による膜張力の低下は、主として基部外側(①-O)、中腹部内側(②-I、③-I)、中央部外側(④-O)に生じるが、分布荷重の場合には特に広範囲で生じている。

### 3.4 エアビームの荷重負担性能

これまでに取りあげた5つの解析結果より、リングリング発生後のエアビームの荷重負担性能について考察する。表-3に各ケースのリングリング発生開始時外力と崩壊時外力の比を示す。図-22にはリングリング発生開始時の外力および変位で無次元化した外力-変位関係を示す。これらを平均化すると、理想的な純曲げ状態では $M_c/M_{wr} \approx 1.93$ でリングリング発生後の余力が大きいのに対し、分布荷重の場合には余力が小さくなり単純ばりでは $w_{cr}/w_{wr} \approx 1.57$ 、アーチでは $w_{cr}/w_{wr} \approx 1.22$ となり、集中荷重の場合にはさらに余力が小さくなり単純ばりでは $P_{cr}/P_{wr} \approx 1.36$ 、アーチでは $P_{cr}/P_{wr} \approx 1.07$ となっている。これらはいずれも座屈に伴う耐力の低下と考えられる。またアーチの余力が極端に小さいのは、外力による膜張力の低下が単純ばりに比べ広範囲で生じ、不安定になりやすいためと考えられる。

図-10 集中荷重を受ける単純ばり  
(径:0.5m、スパン5.0m、全長7.6m)

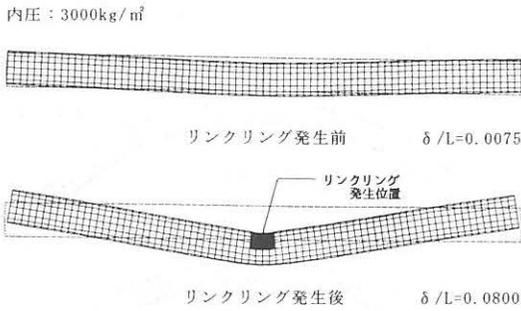


図-13 分布荷重を受ける単純ばり  
(径:0.5m、スパン5.0m、全長7.6m)

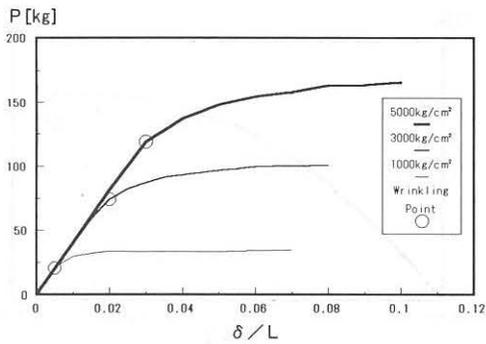
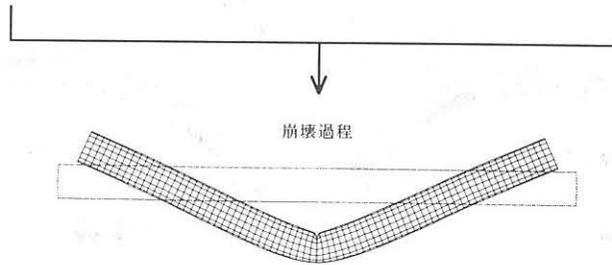
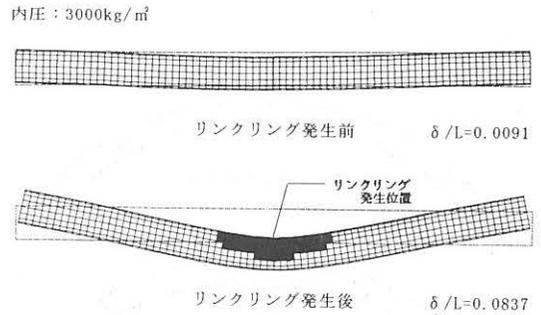


図-11 荷重-変位関係

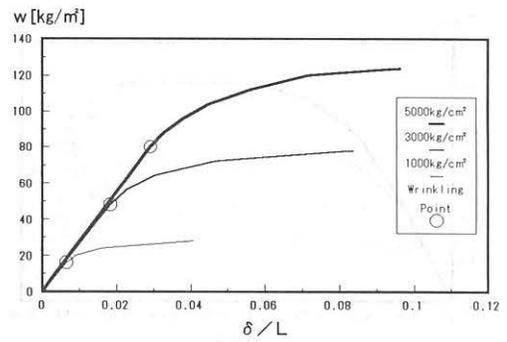


図-14 荷重-変位関係

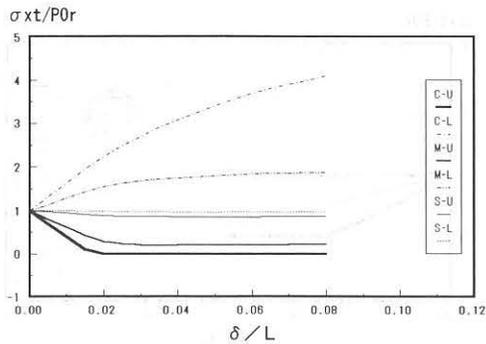


図-12 膜張力-変位関係

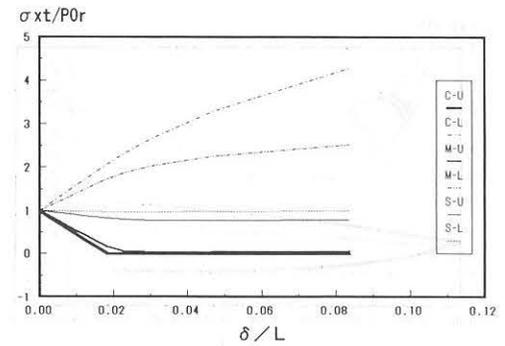


図-15 膜張力-変位関係

図-16 集中荷重を受けるアーチ  
(径:0.5m、スパン:10.0m、ライズ:2.9m)

内圧: 3000kg/m<sup>2</sup>

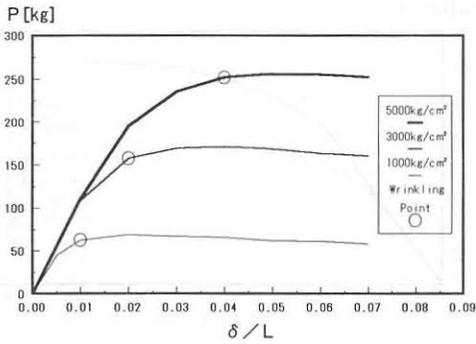
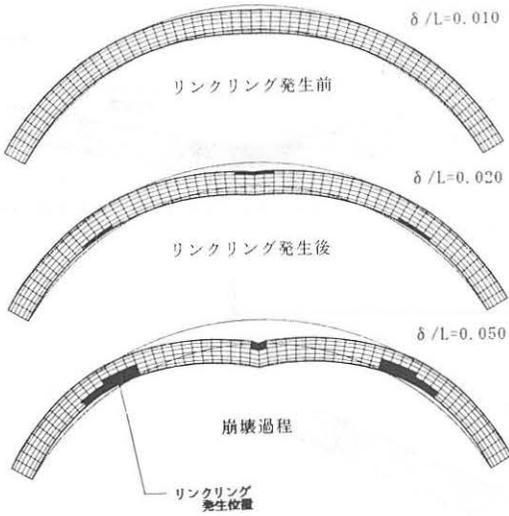


図-17 荷重-変位関係

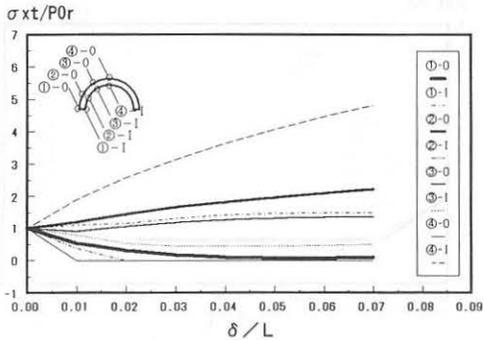


図-18 膜張力-変位関係

図-19 分布荷重を受けるアーチ  
(径:0.5m、スパン:10.0m、ライズ:2.9m)

内圧: 3000kg/m<sup>2</sup>

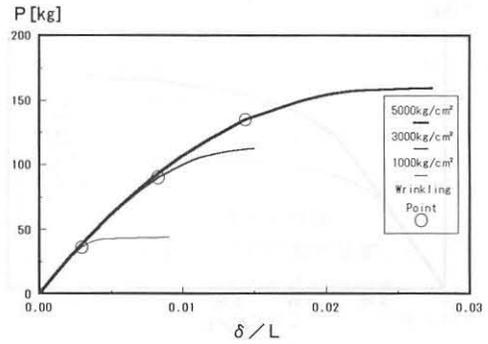
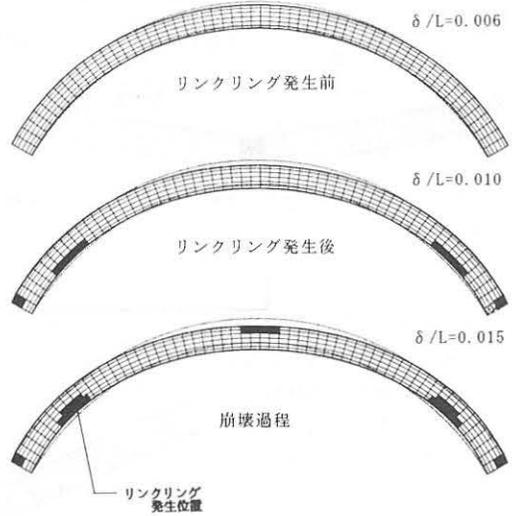


図-20 荷重-変位関係

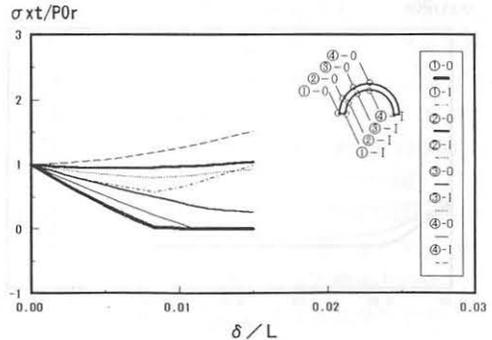


図-21 膜張力-変位関係

表-3 外力比

モデル	内圧	リンクリング発生開始時	崩壊時	比	
直線材 曲げ	$P_0$ (kg/m <sup>2</sup> )	$M_{wr}$ (kg/m)	$M_{cr}$ (kg/m)	$M_{wr}/M_{cr}$	
	500	12.3	23.9	1.94	
	1000	24.6	48.5	1.97	
	3000	73.6	142.0	1.92	
	5000	122.7	232.3	1.89	
単純ばり	$P_0$ (kg/m <sup>2</sup> )	$P_{wr}$ (kg)	$P_{cr}$ (kg)	$P_{wr}/P_{cr}$	
	集中	1000	25.0	33.0	1.32
		3000	74.0	100.0	1.35
		5000	118.0	165.0	1.40
	分布	$P_0$ (kg/m <sup>2</sup> )	$w_{wr}$ (kg/m <sup>2</sup> )	$w_{cr}$ (kg/m <sup>2</sup> )	$w_{wr}/w_{cr}$
		1000	18.0	28.0	1.56
		3000	48.0	74.0	1.54
	5000	80.0	128.0	1.60	
	アーチ	$P_0$ (kg/m <sup>2</sup> )	$P_{wr}$ (kg)	$P_{cr}$ (kg)	$P_{wr}/P_{cr}$
		集中	1000	60.0	63.0
3000			157.0	170.0	1.08
5000			234.0	255.0	1.09
分布		$P_0$ (kg/m <sup>2</sup> )	$w_{wr}$ (kg/m <sup>2</sup> )	$w_{cr}$ (kg/m <sup>2</sup> )	$w_{wr}/w_{cr}$
		1000	36.0	44.0	1.22
		3000	90.0	112.5	1.25
5000		135.0	160.0	1.19	

外力 (無次元化)

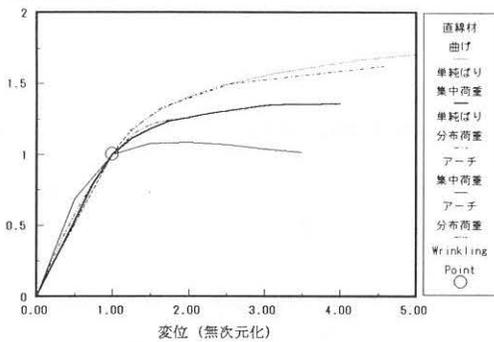


図-22 外力-変位関係

#### 4. まとめ

曲げを受けるエアビームのモーメント-曲率関係の理論式が微小変形、微小ひずみの仮定のもとで誘導され、リンクリング発生角度130°程度までの範囲では、理論解と有限要素法による数値解が良く一致した。

理想的な純曲げ状態での崩壊モーメントはリンクリング発生開始時モーメントの1.9倍程度であるが、局部座屈が生じるような場合には耐力の低下が生じるため、リンクリング発生後の余力が小さい。特にアーチは変形に伴う膜張力の損失が広い範囲で起きるため、リンクリング発生後に不安定になりやすい。

#### (参考文献)

- Stein, M. and Hedgepeth, J.M. : Analysis of Partly Wrinkled Membranes, NASA TN, D-813, 1961.
- Miller, R.K., Hedgepeth, J.M., Weingarten, V.I., Das, P. and Kahyai, S. : Finite Element Analysis of Partly Wrinkled Membranes, Computer & Structures Vol. 20, No. 1-3, 1985.
- Weeber, J.P.H. : Deflection of inflated cylindrical cantilever beams subjected to bending and torsion, Aeronaut Journal 86 [858] pp. 306~312, 1982.
- Zienkiewicz, O.C., Valliappan, S., and King, I.P. : Stress Analysis of Rock as a No Tension Material, Geotechnique, 18:56-66.
- Leonard, R.W., Brooks, G.W. and McComb, H.G. : Structural Consideration of Inflatable Re-Entry Vehicles, NASA TN, D-457, 1960
- 永谷秀樹、瀬川信哉、遠藤典男、三井康司、瀬川明 : エアビーム構造物の簡易数値解析手法に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第449号、pp. 133~141、1993.
- 遠藤典男、瀬川信哉、瀬川明、三井康司 : エアビーム構造物の剛性評価に関する考察、構造工学論文集、Vol. 38A, pp. 1324~1342、1992.
- 植村益次 : Wrinkleしたエアビームの載荷能力、テント構造研究会、1969
- 平修二 : 現代塑性力学、pp. 57~61、オーム社、1976
- O.C. Zienkiewicz著、吉識雅夫訳 : 基礎工学におけるマトリックス有限要素法、倍風館、1975
- 石井一夫 : 空気膜構造-設計と応用-、工業調査会、1977
- 河端昌也、石井一夫 : エアビームの構造性状について、膜構造研究論文集' 92、日本膜構造協会、No. 6、1992.
- 河端昌也、石井一夫 : エアビームの構造解析について、日本建築学会大会学術講演梗概集、1992
- 河端昌也、石井一夫 : エアビームの構造解析について (その2) キャンチレバーの場合、日本建築学会大会学術講演梗概集、1993

---

STUDY ON STRUCTURAL CHARACTERISTICS OF AIR-INFLATED BEAM STRUCTURES

- PART 2 : IN THE CASE OF BENDING -

Masaya KAWABATA\*<sup>1</sup>

SYNOPSIS

As is shown in the previous paper air-inflated beam structures have some load carrying capacity even after wrinkles are produced. In the case of design it is important to know the ultimate strength of structure and each element. At this point of view this paper discusses the load carrying behaviors of air-inflated beam and arch in their finite deflection range and collapse after wrinkles are produced by means of theoretical approach and numerical analysis(FEM). As the result in the condition of pure bending the collapse moment is approximately 1.9 times as large as wrinkles occurring moment. However in the condition of concentrated or distributed loading the ratio of collapse load to wrinkles occurring load becomes smaller, especially in the case of arch.

---

\*<sup>1</sup> Assistant, Faculty of Engineering, Yokohama National University