

織布特性を考慮した膜構造の応力・変形解析法

西川 薫 *1

石井 一夫 *2

小竹 達也 *3

梗 概

膜構造の応力・変形解析に於いて、膜材料の応力-歪関係を正確に捉えて計算に反映させることは解析精度を高める上で重要である。恒久的な膜構造建築物に汎用されている四フックエチレン樹脂コーティングガラス繊維布は、織布とコーティング樹脂の複合材料である為、その応力-歪関係は両者の特性が複合され複雑な非線形性を示す事が各種試験結果から判っている。特に織布は、織糸の持つ幾何学的な構造から、一般弾性体とは異なる応力-歪関係を保有している。

本論文では、織糸の幾何学的構造モデルにより織布の応力-歪関係を表現した"織布要素"と"コーティング要素"の2つよりなる織布膜要素を新たに構築し、この要素を用いて、膜材料による特殊な"材料非線形性"と膜構造の変形から生ずる"幾何学的非線形性"の双方を考慮した有限要素法による膜構造の応力-変形解析法について述べる。

1. 本研究の目的と方法

膜構造の恒久化並びに大規模化により、膜材料に対する構造的な要求はより厳しいものになってきており、それに伴って構造解析上の精度もより高いものが要求されてきている。これに対し、従来の有限要素法による膜材の直線材或いは平面弾性体置換による解析に於いては、合成樹脂と織布の複合材料である膜材のもつ製法上から生ずる初期伸び、織糸のクリンプに起因する直交方向の織糸の伸び、縮み或いは馴じみを十分に表現する事は難かしく、については膜構造の応力-変位挙動を正確に捉える事は困難であった。

本研究では、この合成樹脂と織布の複合材料の応力-歪関係を適正に捉え、これを反映した膜構造建物の応力・変形解析法を確立することを目的としている。

研究は3段階に分けて行なった。第1段階では先ず膜材料の応力-歪特性の実状を捉える事を目的として、コーティングを施した織布とコーティング前の織布について一軸の引張試験、二軸引張試験及びせん断剛性試験を実施した。その結果、コーティング織布の応力-歪特性を確認し、応力-歪関係に於けるコーティングの影響について考察した。第2段階では、織布の織物としての応力-歪関係を表現する数学的なモデルについて考察した。織糸の幾何形状及び織糸の断面方向のつぶれ等を考慮に入れた4種の織糸構造モデルを作り、更にこれらに加え、コーティングを考慮に入れた織糸構造モデルも作成した。そしてそれぞれについて試験結果との比較を行ない、織糸構造モデルの適用性について検討した。第3段階では、織糸モデルの応力

*1 大成建設(株) 技術開発部 課長
横浜国立大学 工学部 博士課程

*2 横浜国立大学 工学部 教授

*3 横浜国立大学 工学部大学院

歪に関する非線形性を採り入れた織布要素と、コーティングによる付加的な剛性を表現するコーティング要素からなる織布膜要素の定式化を行ない、この特殊な“材料非線形”と“幾何学的非線形”を考慮した有限要素法による応力-変形解析法を確立した。さらに膜構造の基本形状として平面パネルと双曲面パネルを採り上げ、この解析法による具体的な数値解析を実施し、織布特性を考慮した場合の面内・外荷重時の応力-変位挙動についてその特性を調べた。また従来の解析法に拠っても同様の数値解析を行ない、その結果の比較を行なってその違いを確認し、本研究に於ける織布特性を考慮した膜構造の解析法の適用性について考察した。

以上のうち第1段階及び第2段階の一部については、前報¹⁾で報告している。本報では、第2,3段階の研究成果について報告する。

2. 既往の研究

織物構造に対して簡単な幾何モデルを考え数学的にその構造を説明しようとする試みは、織物そのものの設計法に理論的な基礎を与えるという点から重要であるため、古くから各方面で研究がなされてきた。特に F. T. Peirce⁷⁾ はその構造の基礎とも云うべきクリンプ理論に対して各種の幾何学的な取扱いを試み、一応の成功を見ている。その後膜構造物の普及とともに、1970年代後半に塩ビコーティングポリエステル布に関する材料研究が進み、G. Menge, B. Meffort⁸⁾らによりコーティング材の剛性を組み入れた数学的モデル=Meffort Model⁹⁾が作られ、当時考案された二軸引張試験結果との比較研究がなされている。その後暫く関連した論文の発表は見当たらないが、近年になって、恒久的な膜構造物として四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維布が汎用されるに至って、この材料への Meffort Modelの適用性及びモデルの改良等が N. Dimitrov, H. J. Shock^{9), 10)}により研究され、新しいコーティング織布の数学的モデル化に一応の成果を上げている。

一方、織布の特有な応力-歪関係を考慮した構造解析法については南¹¹⁾、石川¹²⁾、A. S. DAY¹³⁾らにより研

究がなされており、それぞれ異なった手法を提案している。しかし、これらは平面問題に終わり、曲面への具体的な展開は未だなされておらず、解析に於ける材料常数の設定に不明瞭な点もある。この様な背景から、現在の膜構造解析では前述の様に膜材の直交異方性弾性体置換等がなされているが、膜材の織布構造から生ずる特有な応力-歪関係の非線形性の表現には正確さを欠くことになり、織布としてのこの非線形特性を考慮に入れた、実用的な膜構造解析法が望まれている。

3. 織糸モデルの構築

3-1 構築上の条件

膜材の一軸及び二軸引張試験¹⁴⁾より、コーティング織布の応力-歪関係には、コーティング材が織布の応力-歪関係に関与するが、最終的には織布そのものの応力-歪関係に支配される事が解明できた。そこで、織布を織糸により構成された1つの幾何形状をもった構造体として捉え、この構造体の応力-変位関係から織布の応力-歪関係を導く織糸モデルの構築を行なう。織布に於ける織糸は直交する織糸の間をそれぞれ蛇行しており、張力が加わるとその蛇行の状況が双方の応力状態により微妙に変化して(クリンプ交換)、伸び、縮みが決まる。このクリンプ交換に於ける伸び、縮みの量を、織糸に作用する力と織糸の幾何形状及びそのものの剛性等から組立てた織糸モデルにより表現する。この織糸モデル構築上の条件として次の様なものがある。

- (1) 織布に於ける糸間隔、緩み、織糸の断面形状、剛性等は均質と見なせるものとし、一定の張力場に於いては織糸の1交点における応力-歪関係がその織布の応力-歪関係を代表できるものとする。
- (2) 織糸は曲げ剛性を無視できる線形弾性体とし、その交点に於いて糸間のずれは生じないものとする。
- (3) コーティング材は軸引張試験に於いて粘弾性を示すが、モデル化に於いては線型弾性体とし、粘弾性については別途考慮するものとする。

(1)の条件は膜材の生産における品質に関するもので

あり、近年の膜材の需要と共に品質管理も向上しており妥当と考える。この事は今回の諸試験¹⁾に於いてもある程度実証されている。(2)については織糸を構成する繊維は一般に繊維化する際に分子構造が整い、線型弾性体となり、更に織糸自体の撻りが小さい事による。また曲げ弾性に関しては、繊維径が非常に微細なものの収束である為、織糸の間隔からして本目的の解析では無視でき得るものとした。

条件(3)は試験結果と矛盾したものであるが、モデルの特性を明確にする為、このような取扱いをした。コーティング樹脂の粘弾性については今後調査されねばならないが、線形弾性体と見なして、剛性 100%及び 0%それぞれの結果を導くことにより応力-歪関係に於ける粘弾性を考えた上界値と下界値を求める事ができよう。

3-2 織糸の幾何形状

膜面の断面写真を見ると、織糸は蛇行し、その断面は紡錘形をしている。そこで織糸の構造モデルを作成する上で比較検討の為次の様な 2 種の幾何形状を採り上げ、それに糸軸直角方向の弾性変形の影響の有無を組み合わせ、4つのモデルを考えた。

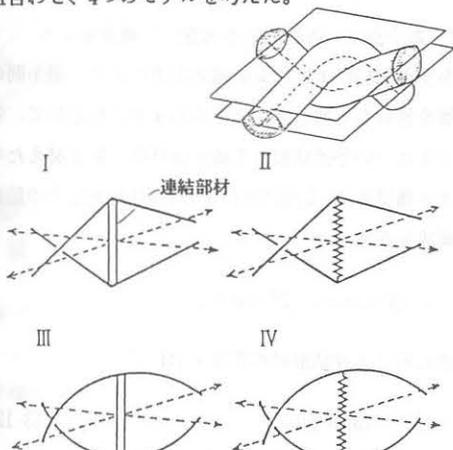


図 3-1 織糸の構造モデルの概念図

I 基本モデル

織糸を単純な直線弾性材として置換し、タテ糸・ヨコ糸及びそれらを継ぐ変形のない剛な連結部材(糸軸の厚みに相当する)により構成したモデル。

II 糸交点での弾性変形を考慮した基本モデル

部材の構成は基本モデルと同様であるが、連結部材を線形弾性体として考えたモデル。

III 円弧モデル

タテ・ヨコ織糸を円弧状の弾性体として置換したモデル。円弧径は内力の釣合いにより変化するが、連結部材の弾性変形は考慮していない。

IV 糸交点での弾性変形を考慮した円弧モデル

各モデルは一つの織糸交点に着目して作成した。

3-3 織糸モデルの定式化

各モデルの応力-歪関係に関する定式化に於ける記号は次の通りである。

N_i	: 膜面応力	(kg/cm)
F_i	: 織糸に作用する力	(kg)
	($F_i = N_i \times 3.0/n_i$)	
n_i	: 織糸の打込み数	(本/3cm)
$(EA)_i$: 糸の引張剛性	(kg)
ϵ_{0i}	: 初期歪み(伸び)	
κ_{i0}	: 無荷重時の糸間隔の $1/2$	(cm)
	($\kappa_{i0} = 3/2n_i$)	
D	: 交点における糸軸間距離	(cm)
L_{0i}	: 無荷重時の糸間糸長さの $1/2$	(cm)
	($L_{0i} = \kappa_{i0} \times (1 + \epsilon_{0i})$)	
L_i	: 荷重後の糸間糸長さの $1/2$	(cm)
θ_i	: " 糸軸の角度	(ラジアン)
ϵ_i	: " 膜材の歪み	

(記号中*i*はタテ糸方向=1,ヨコ糸方向=2で示し,*j*はそれぞれの直交方向を表す)

i) 円弧モデル

基本モデルについては前報¹⁾で触れたので、本報では円弧モデルについて説明する。

織糸を図 3-2に示す様な円弧として仮定し、モデルの作成を行なう。

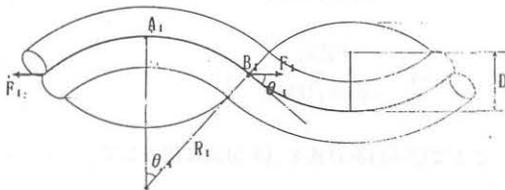


図 3-2 織糸の円弧モデル化

図 3-2 に於いて

$$L_1 = A_1 B_1 \\ = (D + R_1 \cos \theta_1) \theta_1$$

これにより

$$R_1 = (L_1 / \theta_1 - D) / \cos \theta_1 \quad (3-1)$$

ヨコ糸断面についても同様にして次式が成立つ。

$$R_2 = (L_2 / \theta_2 - D) / \cos \theta_2 \quad (3-2)$$

図 3-3 から織物としての連続条件より

$$(D + R_1 \cos \theta_1) (1 - \cos \theta_1) \\ + (D + R_2 \cos \theta_2) (1 - \cos \theta_2) = D \quad (3-3)$$

糸交点での鉛直方向の力の釣合い条件から

$$F_1 \tan \theta_1 = F_2 \tan \theta_2 \quad (3-4)$$

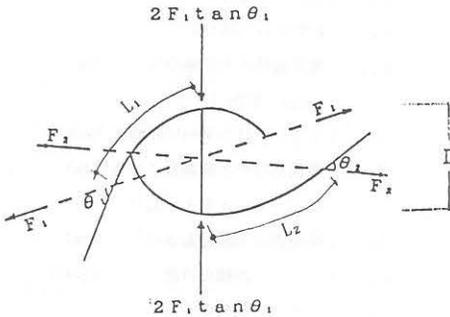


図 3-3 円弧モデルの構成

ここで(3-1)(3-2)式を(3-3)式に代入して

$$\frac{L_1 (1 - \cos \theta_1)}{\theta_1} + \frac{L_2 (1 - \cos \theta_2)}{\theta_2} = D \quad (3-5)$$

また応力と歪みの関係式より

$$L_1 = \frac{F_1 L_{01}}{\cos \theta_1 (EA)_1} + L_{01} \quad (3-6)$$

$$L_2 = \frac{F_2 L_{02}}{\cos \theta_2 (EA)_2} + L_{02} \quad (3-7)$$

ここで(3-6)(3-7)式を(3-5)式に代入して

$$\left(\frac{F_1 L_{01}}{\cos \theta_1 (EA)_1} + L_{01} \right) \left(\frac{1 - \cos \theta_1}{\theta_1} \right) \\ + \left(\frac{F_2 L_{02}}{\cos \theta_2 (EA)_2} + L_{02} \right) \left(\frac{1 - \cos \theta_2}{\theta_2} \right) = D \quad (3-8)$$

一方、基本モデルについては上式が次の様に求められている。

$$\left(\frac{F_1 L_{01}}{\cos \theta_1 (EA)_1} + L_{01} \right) \sin \theta_1 + \left(\frac{F_2 L_{02}}{\cos \theta_2 (EA)_2} + L_{02} \right) \sin \theta_2 \\ = D \quad (3-9)$$

次に、(3-4)式から $\theta_2 = \tan^{-1}(F_1 \tan \theta_1 / F_2)$

これを(3-8)或いは(3-9)式に代入すると θ_1 に関する非線形方程式が得られる。この方程式の解は、 $0 \leq \theta_1 < 90^\circ$ の範囲に存在する為、数値計算的に求める事が可能である。 θ_1, θ_2 が求まる事により円弧モデルのタテ・ヨコ糸の各歪度は次の式によって求まる。

$$\varepsilon_1 = \frac{(D + R_1 \cos \theta_1) \sin \theta_1 - \kappa_{10}}{\kappa_{10}} \quad (3-10)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{(D + R_2 \cos \theta_2) \sin \theta_2 - \kappa_{20}}{\kappa_{20}} \quad (3-11)$$

ii) 糸交点での弾性変形を考慮した織糸モデル

糸交点に於いて、相互の織糸応力により、織糸間の距離を狭める方向に力が働き変形すると仮定して、各モデルについて連結部材を線形弾性体と置き替えたモデルを構築する。交点に作用する力 W は織糸応力の鉛直方向成分から

$$W = 2F_1 \tan \theta_1 = 2F_2 \tan \theta_2$$

交点に於ける連結部材の歪度 ε_d は

$$\varepsilon_d = 2F_1 \tan \theta_1 / EA_d \quad (3-12)$$

(EA_d : 糸軸の厚さ方向の剛性)

変形後の糸軸間距離を D' とすると

$$D' = D(1 - \varepsilon_d) \quad (3-13)$$

となり、この D' を基本モデルに於ける(3-9)式及び円弧モデルに於ける(3-8)式の D と置換する事により定式化

できる。

従って糸交点での弾性変形を考慮した基本モデルは(3-9)式より

$$\left(\frac{F_1 L_{01}}{\cos \theta_1 (EA)_1} + L_{01} \right) \sin \theta_1 + \left(\frac{F_2 L_{02}}{\cos \theta_2 (EA)_2} + L_{01} \right) \sin \theta_2 = D' \quad (3-14)$$

但し、 $\theta_2 = \tan^{-1}(F_1 \tan \theta_1 / F_2)$

これを同様に解くことにより $0 \leq \theta_1 < 90^\circ$ の範囲で解を得る事ができる。

次に、円弧モデルについても同様に(3-8)式のDにD'を代入し下式を得る。

$$\left(\frac{F_1 L_{01}}{\cos \theta_1 (EA)_1} + L_0 \right) \left(\frac{1 - \cos \theta_1}{\theta_1} \right) + \left(\frac{F_2 L_{02}}{\cos \theta_2 (EA)_2} + L_0 \right) \left(\frac{1 - \cos \theta_2}{\theta_2} \right) = D' \quad (3-15)$$

但し、 $\theta_2 = \tan^{-1}(F_1 \tan \theta_1 / F_2)$

$D' = D(1 - \varepsilon_d)$ ε_d : 連結部材の歪度

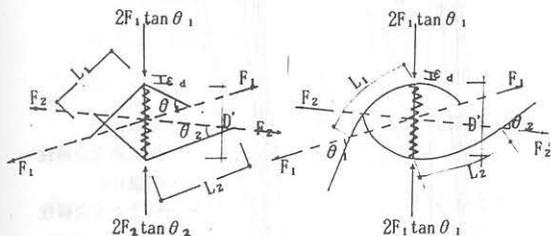


図3-4-1 基本モデル

図3-4-2 円弧モデル

図 3-4 糸交点での弾性変形を考慮した織糸モデル

iii) コーティング材の弾性を考慮した織糸モデル

コーティング材を線形弾性体と仮定し、図 3-5に示す様なばねと見立てたモデルを考える。

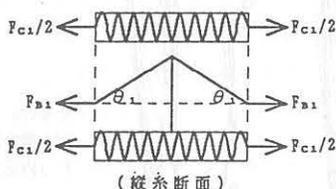


図 3-5 コーティング織糸モデル

コーティング材の引張弾性係数を $(Et)_c$ とし、コーティ

ング織布の織糸1本あたりに作用する力 F_i のうち、コーティング材バネの応力を F_{ci} 、織糸の分担する応力を F_{bi} とし、その時の歪を ε_i とすると

$$F_{ci} = 3(Et)_c \varepsilon_i / n_i \quad (3-16)$$

$(Et)_c$: コーティング材の引張弾性係数

$$F_i = F_{bi} + F_{ci} \quad \text{より} \quad F_{bi} = F_i - F_{ci} \quad (3-17)$$

織糸にも基本モデル同様の関係式が成立つから

$$L_1 \sin \theta_1 + L_2 \sin \theta_2 = D \quad (3-18)$$

$$F_{B1} \tan \theta_1 = F_{B2} \tan \theta_2 \quad (3-19)$$

以下同様に定式化できる。

vi) 基布・コーティング布の材料常数

膜材の一軸試験、糸軸の圧縮試験及び物理計測結果により、織糸モデルの材料常数を次の様に定める。

表 3-1 材料常数

	基 布		コーティング	
	タテ	ヨコ	タテ	ヨコ
織糸打込み数 n (*/3cm)	30	23	31	23
初期歪み ε_0	.017	.063	.0204	.0988
織糸引張剛性* EA (kg/本)	384 (590)	428 (597)	349	314
織糸の厚み D (cm)	0.024		0.024	
織糸交点弾性係数 EA_d (kg)	1.2		1.2	
コーティング材剛性 (kg/cm)			62.5	

* 膜材の一軸引張試験による織糸引張剛性
()内は織糸引張試験による引張剛性

3-4 各モデルと材料試験結果の比較

i) 応力-歪関係

各モデル共に直交方向の応力を固定した場合の応力-歪関係は、応力の増大と共に剛性が高くなり、歪の増加量が少なくなる直角双曲線的なハードニングタイプの非線形性を示している。また定応力の直交方向の歪は減少傾向を示す。いずれのモデルに於いても、直交方向応力の増大により曲線傾斜はタテ・ヨコ糸両方向共立ち上がる傾向となり、両方向の歪の変化量が少なくなる事は共通している。円弧モデルは基本モデルに比べ、応力の増加による歪変化量、並びに直交方向応力変化による歪変化量共に大きくなり、直交方向の歪の変化量も大きい。一方、織糸交点の弾性変形を考慮したモデルは考慮しないモデルに比べ、直交方向応力固定値の変動による歪の変化量は全般的に小さくな

る傾向を示す。この傾向は円弧モデルに顕著である。この様に各モデルの直交方向の応力を固定した場合の応力-歪関係は、傾向に於いて近似しているが値についてはそれぞれに異なった結果を示している。

定比応力下に於いては、各モデルは応力比毎にそれぞれ異なる一定の歪の初期値をもち、そこからS-Sカーブが立ち上がっている。円弧モデルは基本モデルに比べ、左側（負側）に初期値が偏っており、応力比の変動による同歪値の変化量は大きい。又、交点の弾性変形を考慮しないモデルの応力-歪関係が直線的で、勾配が一定であるのに対し、考慮したモデルは低応力時に非線形性を示し、全般に剛性が低くなっている。この非線形性は円弧モデルに於いてより著しい。

D(cm) = .024
 E1(kg) = 384 E01 = .017
 E2(kg) = 428 E02 = .063
 N1(トン/25mm) = 25 N2(トン/25mm) = 19.2
 EP01() = -.0521639 EP02() = -.051544
 EPS1() = .017 EPS2() = .0629999

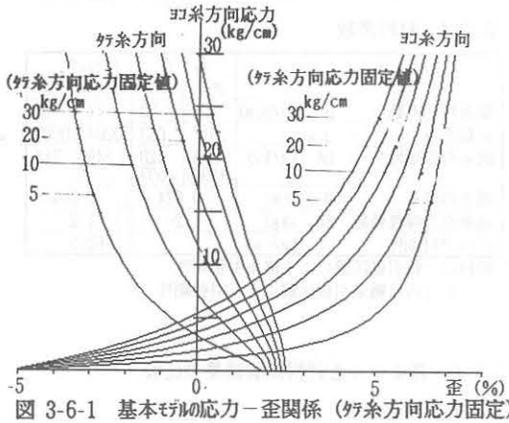


図 3-6-1 基本モデルの応力-歪関係 (ヲ糸方向応力固定)

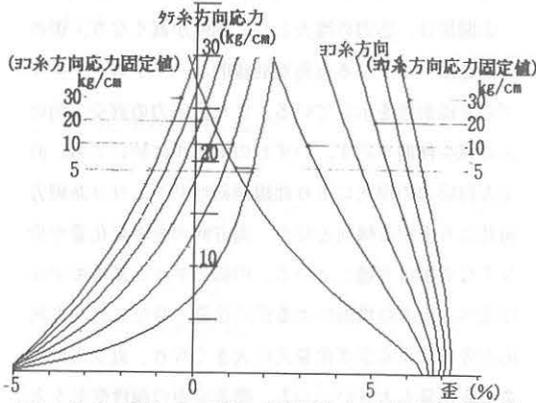


図 3-6-2 基本モデルの応力-歪関係 (ヨ糸方向応力固定)

図 3-6 基本モデルの応力-歪関係

ii) 織糸モデルの比較

定比応力下の基布に於ける試験結果と各織糸モデルの計算結果の比較を図 3-7 に示す。4つのモデルの計算結果について比較すると、円弧モデルは歪の初期値が全体的に試験結果の左方にズレており、基本モデルが各応力比に対して比較的良い近似をしている。糸交点の弾性変形を考慮したモデルについては、低応力域に於いて弾性勾配が緩くなり、試験値と大きなズレを生じている。これはモデルに採用した糸交点の弾性値が、平板加圧による試験である為に値が実際より低く評価されたものと考えられる。この基本モデルでは歪みの始点の相関は良好であるが、弾性勾配は低めになっている。これは、織糸の弾性係数を織布の一軸試験から持ってきた為に低めになっているものと考えられる。そこで、織糸の一軸試験の剛性を用いて再度計算を行った。その結果を図 3-8 に示す。図中の実線が新しい織糸剛性に拠る結果であるが、試験値との相関は全て

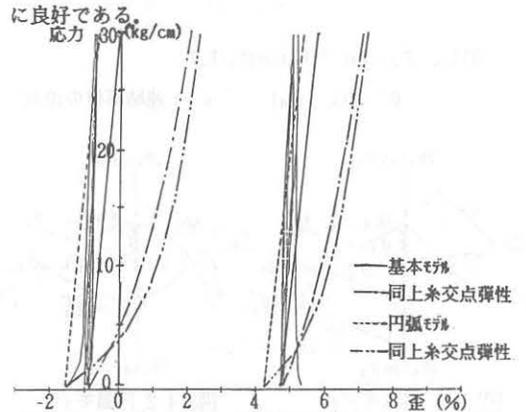


図 3-7 各モデルの計算値と試験結果の応力-歪関係の比較 (定応力比 1:1)

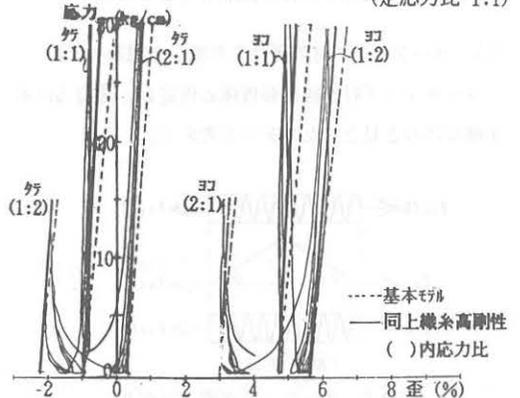


図 3-8 基本モデルの計算値と試験結果の応力-歪関係の比較

iii) コーティングモデルの比較

図 3-9にコーティングモデルの計算結果と試験結果の比較を示す。応力比1:1については良好な近似をしているが、応力比によって両者の関係にはヨコ糸方向に於いて若干の傾向の相違が認められる。例えば、応力比2:1では歪みが計算値より小さめになり、1:2では逆に大きめになっている。これはコーティングの粘弾性性と荷重履歴によるものと考えられる事ができるが、全体的な傾向としてはほぼ良好な近似をしている。

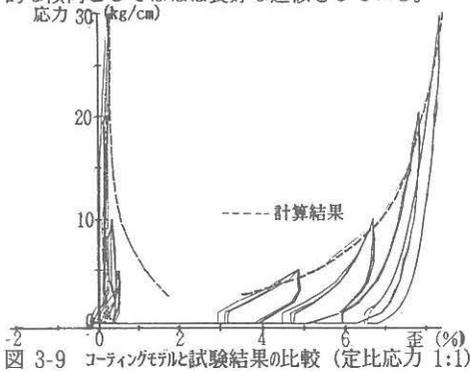


図 3-9 コーティングモデルと試験結果の比較 (定比応力 1:1)

4. 数値解析法

4-1 数値解析の前提

膜構造は一般に、変形による形状変化が大きいためその釣合方程式を考える際に幾何学的非線形性を考慮に入れて行なわれている。本研究の応力・変形解析法はこの幾何学的非線形性と共に、膜材の織布構造から生まれる応力-歪関係に於ける特殊な材料非線形性を考慮に入れたものになる。

即ち、本解析法では次の2つの非線形要因

- (1) 変形が大ききことによる、歪-変位関係に於ける非線形性に起因する幾何学的非線形。
- (2) 膜材の織布特性から生ずる、応力-歪関係に於ける特殊な非線形性に起因する材料非線形。

を考慮する必要が生まれる。特に(2)の材料非線形性については、個々の応力と同時にそれらの直交方向の応力によっても応力-歪関係に影響を受ける複雑な非線形形状を示している。

この2つの非線形要因から非線形な2つの支配方程式ができる事になるが、結局は力の釣り合い状態の方程式

$$\{R\} = \int_V [B]^T \{\sigma\} dV \quad (4-1)$$

$\{R\}$: 外荷重ベクトル $[B]$: 釣合状態マトリックス

$\{\sigma\}$: 応力ベクトル

を解くことに帰着する。この為、幾何学的非線形と材料非線形が別個に導かれるものであったとしても、それぞれを単独に解くのではなく組合わされた非線形方程式を解くことが可能であり、かつ必要になると考えられる。

4-2 織布膜要素の構成

コーティング膜材料の構造特性を表現する“織布膜要素”は、織布そのものの織糸の幾何学的構成により生じる応力-歪関係を表現する“織布要素”と、コーティング材により生じる付加的な剛性を表現する“コーティング要素”の2つの要素の複合された要素として取扱う。

織布要素はタテ糸・ヨコ糸の各織糸に沿った分担巾に存在する織糸を、概念的に束ねた各方向の線材として置換し、膜面を格子状に分割、配置する。また各織布要素の剛性は、自材の応力及び直交方向材の応力により変化する非線形弾性体として取扱う。又、コーティング要素は格子の各交点を結んでできる三角形要素として置換し、コーティング材により付加される引張剛性、ポアソン比及び独立なせん断剛性を正晶系の直交異方性弾性体として取扱う。

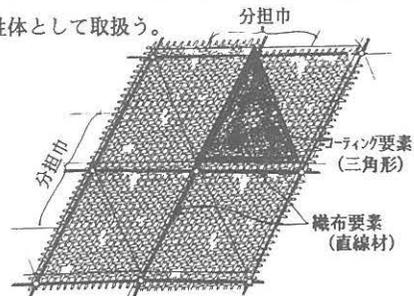


図 4-1 織布膜要素の構成

4-3 織布要素の定式化

i) 要素の定式化に於ける仮定条件

主要なものとして次の様な項目が挙げられる。

- (1) 膜面は各糸方向に沿った直線材により格子状に分割できるものとする。

- (2) 各要素はそれが分担する巾の織糸の応力-歪関係を表現し、要素の応力はこれら織糸の応力を総和したものを示し、要素内の応力は一定なものとする。即ち、要素の応力は要素の剛性及び要素両端の変位により決定される。
- (3) 織糸の応力-歪関係、即ち剛性に影響を与える直交方向糸応力は、要素両端に接続する直交方向要素の応力の平均値より導かれるものとし、その値は要素内に於いて一定とする。
- (4) 要素の応力-歪関係は織糸構造モデルの応力-歪関係より導かれるものとする。織糸構造モデルの織糸は糸交点間で直線の線形弾性体とし、同交点における糸のスベリ、ツブレは無視できるものとする。(基本モデル)

仮定条件の(1)は、膜面に反物状態の膜材より立体加工する際には一般に膜材の熔着加工が各糸方向に合わせてはば行なわれることから、各糸方向に沿った線材置換は可能と考えられ、妥当なものと思われる。(2)、(3)については、膜面に於ける応力の変化が小さいことが前提であること、応力変化の大きい部位はより細かな要素分割によって対応することを条件として、受け入れられるものとする。(4)については前述の基本モデルにより適用性が確認されている。

ii) 応力-歪関係

織布に於ける織糸の応力-歪関係は

$$F_i = f_i(\epsilon_i) = (EA_r)_i \left\{ \frac{1 + \epsilon_i}{(1 + \epsilon_{0i})} - \cos \theta_i \right\} \quad (EA_r)_i : \text{織糸剛性} \quad (4-1)$$

と表せる。上式に於いて、 θ_i は自方向織糸の応力 F_i 及び直交方向織糸応力 F_j により導かれるものであり、応力-歪関係は非線形となる。しかし、直交方向応力 $F_j \neq 0$ とした場合、 $F_i = 0$ に於いて

$$\theta_i = \sin^{-1}(D/L_{i0}) = \theta_{i0}$$

となり直交方向応力 F_j に無関係に決定される事になる。またその時の歪は

$$0 \epsilon_i = (1 + \epsilon_{0i}) \cos \theta_{i0} = \text{一定} \quad (4-2)$$

となる。

今まで織布の歪算定に於ける基準長さは、現象面から便宜的に織布の荷重前の原反状態の長さとしてきたが、これには織糸の初期伸びが含まれており、織糸がクリンプ平衡に至るまで織糸応力に関与しない歪が含まれる等、物理的な意味で基準長さとして曖昧な点があった。そこで、以降の歪表現はこの自方向織糸の応力 0 (直交方向糸応力 $\neq 0$)の状態を基準長さとして扱う。新しく定義した歪 ϵ_i' と今迄の歪の関係は

$$\epsilon_i' = \frac{\epsilon_i - 0 \epsilon_i}{0 \epsilon_i} = \frac{\epsilon_i - (1 + \epsilon_{0i}) \cos \theta_{i0}}{(1 + \epsilon_{0i}) \cos \theta_{i0}} \quad (4-3)$$

と表され、応力-歪関係は

$$F_i = f_i(\epsilon_i') = (EA_r)_i \{ \cos \theta_{i0} \epsilon_i' + \cos \theta_{i0} + \cos \theta_i \} \quad (4-4)$$

となる。

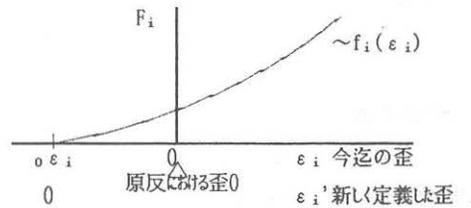


図 4-2 今迄の歪と新しく定義した歪の関係

これ以降、表式中に於ける歪は新しく定義した歪を

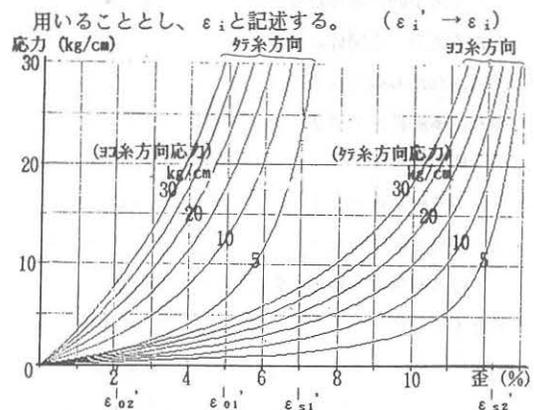


図 4-3 織糸の応力-歪関係

図 4-3に直交糸方向応力を固定した場合の各糸方向の応力-歪関係を示す。歪は自方向応力・直交方向応力の相方に影響を受け、非線形性を示している。図中

ϵ_{01}' , ϵ_{02}' は原反状態の各方向の歪を表わし、 ϵ_{s1}' , ϵ_{s2}' は初期伸びに対応した歪を示す。

iii) 釣合い方程式

材料の応力-歪関係が非線形の場合に於いて、その弾性係数を全歪により表現できるように、変位の関数で下記の様に表現する。

$$\sigma = E_L(\delta) \epsilon \quad (4-5)$$

下図に於いて $E_L(\delta)$ は、応力-歪関係を表わす関数 $f(\epsilon)$ の割線勾配を示す。

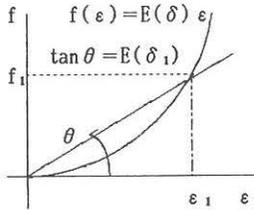
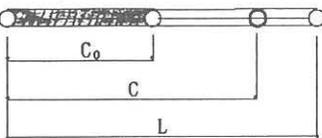


図 4-4 割線弾性係数

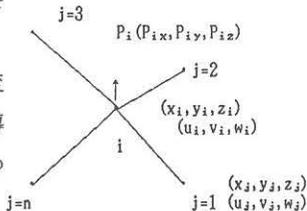
この様な弾性係数を用いて部材の応力-歪関係を表現すると

$$N = \frac{E_L \cdot L}{E_c \cdot L} N_0 + E_L A d \epsilon \quad (4-6)$$

$$\begin{cases} N = E_L A \epsilon \\ N_0 = E_c A \epsilon_0 \\ \epsilon = \frac{L - C_0}{C_0} \\ \epsilon_0 = \frac{C - C_0}{C_0} \\ d\epsilon = \frac{L - C}{C} \end{cases}$$



となる。この(4-6)式を用いて右図に於けるi点の力の釣合い式を変形量 u, v, w に於いて導くと次の様に書き表わす事ができる。



$$\sum_{j=1, n} (E_L A)_{ij} \cdot \left\{ \frac{1}{C_{ij}} - \frac{1}{L_{ij}} \right\} (x_{ji} + u_{ji}) + \sum_{j=1, n} \frac{(E_L A)_{ij}}{(E_c A)_{ij}} \cdot \frac{(x_{ji} + u_{ji})}{C_{ij}} N_{ij}^0 + P_{ix} = 0$$

$$\sum_{j=1, n} (E_L A)_{ij} \cdot \left\{ \frac{1}{C_{ij}} - \frac{1}{L_{ij}} \right\} (y_{ji} + v_{ji}) + \sum_{j=1, n} \frac{(E_L A)_{ij}}{(E_c A)_{ij}} \cdot \frac{(y_{ji} + v_{ji})}{C_{ij}} N_{ij}^0 + P_{iy} = 0$$

$$\sum_{j=1, n} (E_L A)_{ij} \cdot \left\{ \frac{1}{C_{ij}} - \frac{1}{L_{ij}} \right\} (z_{ji} + w_{ji}) + \sum_{j=1, n} \frac{(E_L A)_{ij}}{(E_c A)_{ij}} \cdot \frac{(z_{ji} + w_{ji})}{C_{ij}} N_{ij}^0 + P_{iz} = 0$$

以上 (4-7)

上式に於いて

$$L_{ij} = \sqrt{(x_{ji} + u_{ji})^2 + (y_{ji} + v_{ji})^2 + (z_{ji} + w_{ji})^2}$$

$$C_{ij} = \sqrt{x_{ji}^2 + y_{ji}^2 + z_{ji}^2}$$

- $P_i (P_{ix}, P_{iy}, P_{iz})$: i点の外力
- $(x_i, y_i, z_i), (u_i, v_i, w_i)$: i点の初期座標及び変位
- N_{ij}^0 : ij部材の初期応力
- C_{ij}^0 : 無応力時の部材長 (基準長さ)
- C_{ij} : 初期応力時の部材長
- L_{ij} : 変形後の部材長
- $(E_c A)_{ij}$: 初期応力時の部材剛性
- $(E_L A)_{ij}$: 変形後の部材剛性

(上式に於いて、 x, y, z , 及び u, v, w , の添字記号は $x_{ji} = x_j - x_i$ の様に、ij端の座標或いは変位の差を表す。)

4-7式で、ij材に着目し部材毎の力の釣合いを求めると、i点に於いては

$$\begin{aligned} A_x &= (E_L A)_{ij} \cdot \left\{ \frac{1}{C_{ij}} - \frac{1}{L_{ij}} \right\} (x_{ji} + u_{ji}) \\ &\quad + \frac{(x_{ji} + u_{ji})}{(E_c A)_{ij} \cdot C_{ij}} N_{ij}^0 \Big\} + (P_{ix})_{ij} \\ &= (E_L A)_{ij} \phi(u_{ji}) + (P_{ix})_{ij} \end{aligned} \quad (4-8)$$

となる。これを偏分すると

$$\frac{\partial A_x}{\partial u_i} = \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \cdot \phi(u_{ji}) + (E_L A)_{ij} \cdot \frac{\partial \phi(u_{ji})}{\partial u_i} \quad (4-9)$$

となる。右辺の第2項は弾性係数(E_L)が歪み状態により変化するが幾何学的非線形に対応した項にあたり、右辺第1項が材料非線形に対応した付加項になる。他の式についても同様な偏分を行なったものを用いて、ニュートンラプソン法によりマトリックス表示すると

$$\begin{bmatrix} \left(\frac{\partial A_x}{\partial u_i}\right)_k & \left(\frac{\partial A_x}{\partial v_i}\right)_k & \left(\frac{\partial A_x}{\partial w_i}\right)_k \\ \left(\frac{\partial A_y}{\partial u_i}\right)_k & \left(\frac{\partial A_y}{\partial v_i}\right)_k & \left(\frac{\partial A_y}{\partial w_i}\right)_k \\ \left(\frac{\partial A_z}{\partial u_i}\right)_k & \left(\frac{\partial A_z}{\partial v_i}\right)_k & \left(\frac{\partial A_z}{\partial w_i}\right)_k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_i \\ \Delta v_i \\ \Delta w_i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} (A_x)_k \\ (A_y)_k \\ (A_z)_k \end{bmatrix} = 0$$

\downarrow \mathbf{K} \downarrow $\Delta \delta$ \downarrow \mathbf{P}

となる。

上式に於いて左辺の第1項左側のマトリックスは接線剛性マトリックスに相当し、次の様に表わせる。

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \phi(u_{ji}) & \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial v_i} \phi(u_{ji}) & \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial w_i} \phi(u_{ji}) \\ \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \phi(v_{ji}) & \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial v_i} \phi(v_{ji}) & \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial w_i} \phi(v_{ji}) \\ \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \phi(w_{ji}) & \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial v_i} \phi(w_{ji}) & \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial w_i} \phi(w_{ji}) \end{bmatrix}$$

$$+ \begin{bmatrix} (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(u_{ji})}{\partial u_i} & (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(u_{ji})}{\partial v_i} & (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(u_{ji})}{\partial w_i} \\ (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(v_{ji})}{\partial u_i} & (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(v_{ji})}{\partial v_i} & (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(v_{ji})}{\partial w_i} \\ (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(w_{ji})}{\partial u_i} & (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(w_{ji})}{\partial v_i} & (E_L A)_{ij} \frac{\partial \phi(w_{ji})}{\partial w_i} \end{bmatrix}$$

$$= [\mathbf{K}_M] + [\mathbf{K}_G] = [\mathbf{K}_F]_{\mathbf{T}} \quad (4-11)$$

(4-5)式に示した様に弾性係数 E_L は変位の関数である為(4-9)式右辺の第1項は次の様に求められる。

$$\frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \phi(u_{ji}) = \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial \varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial u_i} \phi(u_{ji}) \quad (4-12)$$

$$\varepsilon = \frac{L_{ij} - C_{ij}^0}{C_{ij}^0} \text{ から } \frac{\partial \varepsilon}{\partial u_i} = \frac{-(X_{ji} + u_{ji})}{C_{ij}^0 L_{ij}}$$

となり4-12式は次の様に表わされる。

$$\frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \phi(u_{ji}) = - \frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial \varepsilon} \cdot \frac{(X_{ji} + u_{ji})}{C_{ij}^0 L_{ij}} \phi(u_{ji}) \quad (4-13)$$

$$\frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial \varepsilon} = \phi \text{ とおくと}$$

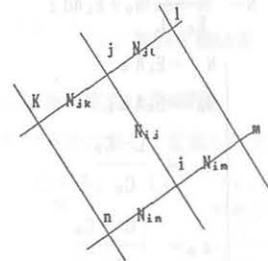
$$\frac{\partial (E_L A)_{ij}}{\partial u_i} \phi(u_{ji}) = - \phi \left\{ \left(\frac{1}{C_{ij}} - \frac{1}{L_{ij}} \right) \frac{(X_{ji} + u_{ji})^2}{C_{ij}^0 L_{ij}} + \frac{(X_{ji} + u_{ji})^2}{(E_C A)_{ij} \cdot C_{ij} \cdot C_{ij}^0 \cdot L_{ij}} N_{ij}^0 \right\} \quad (4-14)$$

他の項についても同様に求める事ができる。

iv) 弾性係数(E_L)及び同変率(ϕ)の計算

(4-4)式に示した様に織布要素の応力-歪関係は単純ではなく、自方向応力と直交方向応力を含む非線形の連立方程式の解として得られる θ を含んでいる。この為、iii)に於いて定義した $f(\varepsilon)$ の割線にて表現する弾性係数 E_L 及びその変率にあたる $\phi = (\partial E_L) / (\partial \varepsilon)$ は陽な形での定式化はできない。そこでこれらの値については差分法により数値計算的に求める。

この計算に於いて、自方向糸応力 n_{ij} 及び直交方向応力 τn_{ij} は各要素の応力 N 、分担巾 B として次の様に算定する。



$$n_{ij} = \frac{N_{ij}}{m \cdot B_{ij}} \quad (4-15)$$

$$\tau n_{ij} = \frac{1}{m_{\mathbf{T}}} \left\{ \frac{N_{jk}}{B_{jk}} + \frac{N_{jl}}{B_{jl}} + \frac{N_{im}}{B_{im}} + \frac{N_{in}}{B_{in}} \right\} / 4 \quad (4-16)$$

$m, m_{\mathbf{T}}$: 糸の打込み本数

4-4 コーティング要素

コーティング要素はコーティング樹脂により付加される剛性を表現するものとし、次の様な条件で定式化した。

- (1) 要素は任意曲面を扱う上で適当な三角形平面要素とする。

(2) 要素は2次元の正晶系直交異方性弾性体として扱う。これは、コーティング樹脂が粘弾性材である事とは矛盾するが、荷重直後の変形、応力を求めるとの視点に立ち、弾性体として取扱うことにした。又、コーティング材の等方的軸方向弾性、ポアソン比と独立なせん断剛性が取扱える様に正晶系直交異方性弾性体とした。

4-5 数値解析法及び解析のフロー

(4-11)式から導かれた織布要素の接線剛性マトリックス $[K_F]_T$ と、同様に定式化されるコーティング要素の接線剛性マトリックス $[K_C]_T$ を組み合わせて織布膜要素の剛性方程式ができる。

$$\begin{aligned} \{\Psi\} &= \{ [K_F]_T + [K_C]_T \} \{\delta\} - \{R\} \\ &= [K]_T \{\delta\} - \{R\} \end{aligned} \quad (4-17)$$

トータルの接線剛性マトリックス $[K]_T$ は非線形なマトリックスの和である為非線形となる。そこでニュートンラプソン法を適用し、更に荷重増分を併用して収束計算を行なう。即ち、ある荷重レベルに於いてニュートンラプソン法を第n近似の解 $\{\delta_n\}$ に適用し、非零の $\{\Psi_n\}$ を与える様な結果が得られたならば、反復計算に於ける補正は次の様になる。

$$\Delta \{\delta\}_{n+1} = [K]^{-1}_{T,n} \{\Psi_n\} \quad (4-18)$$

また織布要素に於いて、要素剛性は自方向糸応力と共に直交方向糸応力によって非線形性を示す為、このままでは収束性が良くない。そこで、計算過程に於いて直交方向糸応力を固定し、反復時に逐次値を入れ替えて行う。

4-6 解の収束状況

本解析法の解の収束状況は一般の非線形問題に比べ非常に緩やかではあるが、収束の確度は高い。収束を遅くしている主たる原因は織布要素の非線形弾性であり、その非線形性が直交方向応力により更に変化する事による。その為、この特殊な材料非線形を直接ニュートンラプソン法のルーチンの中に組み込んだ場合は

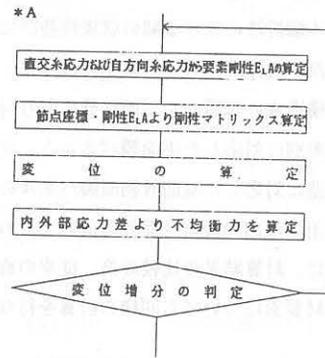
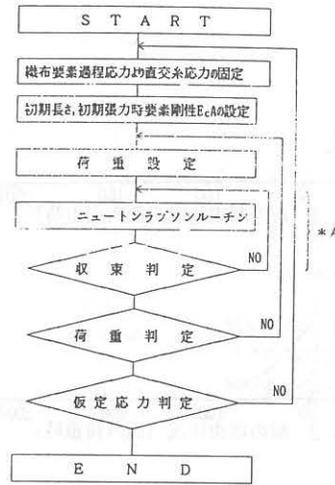


図 4-5 解析のフロー

殆んど収束しない。そこで、材料非線形問題を自方向応力に関するものと直交方向応力に関するものの2つに分けて収束計算を行なった。即ち計算に於いては、直交方向応力を予め設定した値に固定し、荷重増分、ニュートンラプソン法反復計算を行ない、そのケースでの収束解を得て次にその結果を基に直交方向応力を設定し直して計算を反復する。この反復過程では収束判定を直交方向応力の変化量により行なう。

$$FD3 = \text{MAX} | (nRRAMD_i - nRAMD_i)_{i=1, \dots, NELT} |$$

$nRRAMD_i$: n回目に於けるi要素の設定応力
 $nRAMD_i$: n回目に於けるi要素の収束値
 nFD_3 : n回目に於ける上記両者の差の最大値

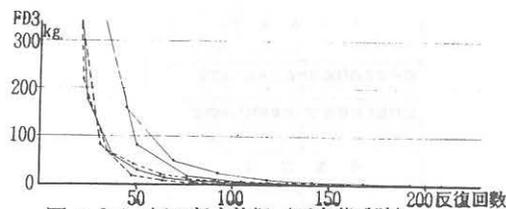


図 4-6-1 解の収束状況 (面内荷重時)

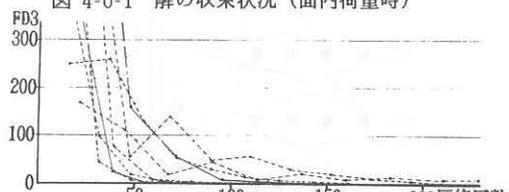


図 4-6-2 解の収束状況 (面外荷重時)

4-7 数値シミュレーション

本解析法に於ける解の収束性並びに適用性を確認する為、具体的に数値計算を行なった。計算対象は空気膜構造或いは膜面を平面状態に取り付けた骨組膜構造の形態に対応した平面膜パネルと、サスペンション膜構造に対応した双曲放物面パネルの2種とした。又荷重は面内力荷重、面外力荷重をそれぞれ与えている。更に、計算結果の比較の為、従来の直交異方性要素、線材要素についても同様の計算を行なった。

表 4-1 材料常数データ

織 布 要 素		
	タテ糸	ヨコ糸
糸打込み数 (約/2.5cm)	26	19
糸 太 さ (cm)	0.024 AV	
初期伸び	0.02	0.099
糸引張剛性 (kg)	590	597
コーティング要素		
引張剛性 (kg/cm)	62.50	
ポアソン比	0.4	
せん断剛性 (kg/cm)	73.85	
直交異方性弾性体要素*		
	タテ糸	ヨコ糸
引張剛性 (kg/cm ²)	1,641.2 (765.0)	923.2 (191.2)
ポアソン比	0.969 0.204	0.545 0.051
せん断剛性 (kg/cm ²)	73.85 (73.85)	
線 材 要 素*		
引張剛性 (kg/cm)	1,641.2 (765.0)	92.32 (191.2)

*常数は応力-変形解析時と裁断時を別個に扱う。

()内数値は裁断用のものを示す。

i) 解析例

平面パネル、双曲面パネルについて、面外荷重の解析結果を図 4-7に示す。

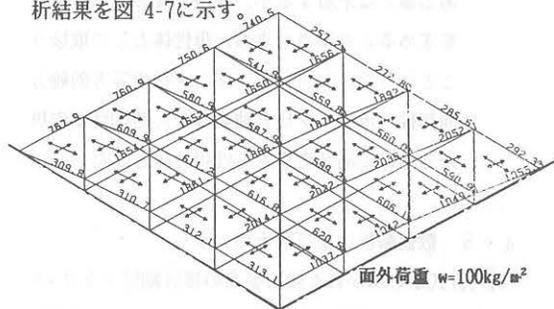


図 4-7-1 織布膜要素平面パネル面外力解析結果
(初期張力タテ:500kg/m,ヨコ:500kg/m)

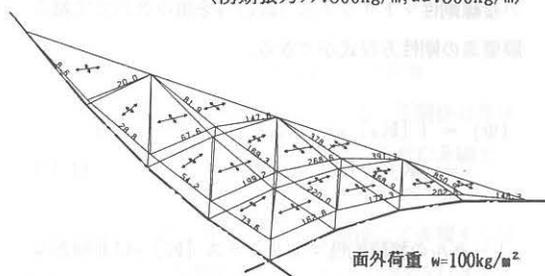


図 4-7-2 織布膜要素双曲面パネル面外力解析結果
(初期張力タテ:500kg/m,ヨコ:500kg/m)

図 4-7 面外力解析結果

ii) 面外力荷重解析について

(平面織布膜要素に於ける面外荷重時の変位)

平面パネルに於ける荷重-変位関係は、荷重の増大と共に変形が小さくなるハードニングタイプの性状を示しており、初期張力の大きさと変形量は反比例する傾向を示している。直交異方性モデル及び織布膜モデルの解析結果は比較的近似した値を示している。また初期張力と変位の関係についても、両者は良い相関を示している。

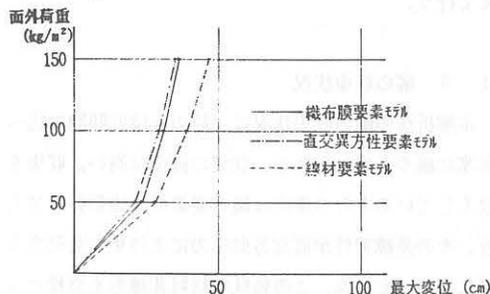


図 4-8 平面織布膜要素モデルにおける面外荷重による変位
(初期張力タテ:500kg/m,ヨコ:500kg/m)

(平面織布膜要素に於ける面外力荷重時の応力)

織布膜要素では、面外荷重の増加に伴ってタテ糸・ヨコ糸両方向全応力は増加傾向にあるがタテ糸方向の変化が大きいのに対し、ヨコ糸方向の増加率は比較的小さく、荷重に対しタテ糸方向がより大きく抵抗している事が判る。その傾向は荷重と共に若干大きくなっている。織布の分担する応力は全応力に対してはほぼ平行な線形に増加しており、荷重の増加に対してはそれらの応力比はほぼ一定になっている。直交異方性要素の応力は、タテ糸方向は小さめ、ヨコ糸方向は大きめな値を示しており、変形の様な近似は得られていない。

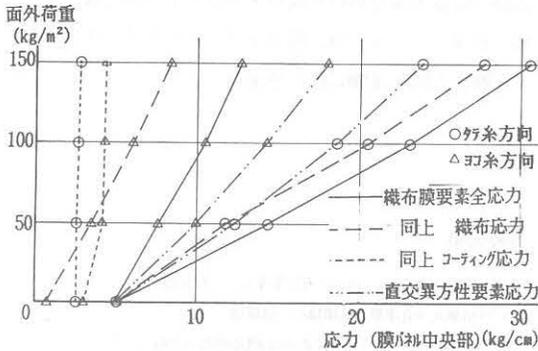


図 4-9 平面織布膜要素モデルにおける面外荷重による応力
(初期張力タテ:500kg/m,ヨコ:500kg/m)

(双曲面織布膜パネルにおける面外荷重による変位)

織布膜要素モデルでは上下何れの荷重方向に対しても、平面パネルで見られた様にハードニングタイプの荷重-変形関係を示しているが、上向き荷重に対する変形が下向き荷重のものに対し顕著に大きな値となっている。これに対し直交異方性モデルでは下向き荷重については良く近似した結果が得られているが、上向き荷重時に吊り方向に圧縮が生じ、その数値解析的な除去(応力遷移)により、若干勾配が緩やかになる傾向があるが両者の差は大きい。

(コーティング剛性の低下による応力、変形への影響)

面外力荷重時に於いて膜材がリラクゼーションを起こし、極端にコーティング剛性を低下 ($E_{tc}/100$) させた場合の計算結果を図4-11-1、-2に示す。この場合、織布が応力の殆んどを分担する事になる。平面パネルでは変形は一様に増加しているが、応力についてはヨコ

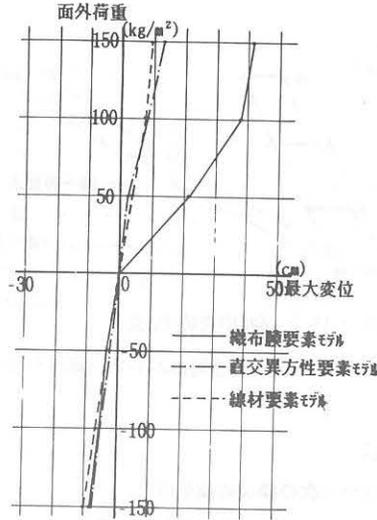


図 4-10 双曲面織布膜要素モデルにおける面外荷重による変位
(初期張力タテ:500kg/m,ヨコ:500kg/m)

糸方向が減少しているのに対しタテ糸方向は若干増加している。また双曲面パネルでは初期形状に変化を及ぼしており、基準位置がずれているが元の解と比較すると、下向き荷重の変位には殆ど変化がないが上向き荷重での変位は増加しており、全体としての変位振幅は大きくなっている。応力は上向き荷重に対しては増加傾向にあり、下向き荷重については減少傾向を示している。この様に、初期張力導入後のコーティング剛性の低下は織布の応力状態に変化を及ぼし、結果として面外荷重に対する応力・変形に一樣でない影響を与えている事が判る。

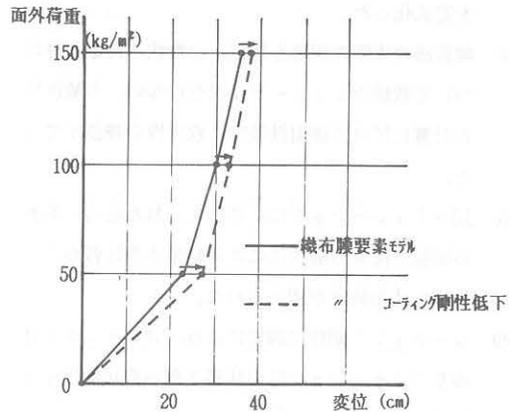


図 4-11-1 パネル中央変位の変化

図 4-11 平面パネル面外荷重時におけるコーティング剛性低下による影響

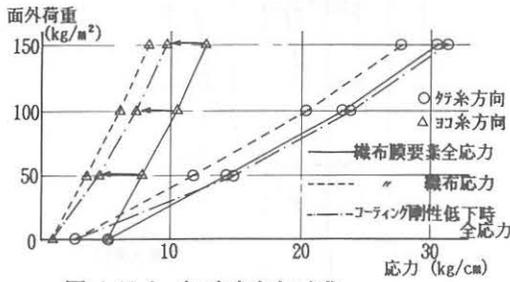


図 4-11-2 バル中央応力の変化

図 4-11 平面バル面外荷重時におけるコーティング剛性低下による影響

5. 結論

本研究から次の様な結論を得た。

- (1) 織糸の幾何学的形状から各種の織糸モデルを構築し、それらの応力-歪関係を捉えると共に実際の試験結果と比較し、基本モデル及びコーティングモデルが良好な近似を得る事を確認した。
- (2) 比較的大きな変形により生ずる歪-変位関係の非線形性に起因する幾何学的非線形と、膜材の織布特性から生ずる応力-歪関係に於ける特殊な非線形性に起因する材料非線形の2つの線形性を考慮した膜構造の応力・変形解析法を確立した。
- (3) 解析法に伴い、材料試験結果との比較から適用性が確認できた織糸モデルを基にした織布要素と、コーティングによる付加的な剛性及びせん断剛性を組込んだコーティング要素からなる織布膜要素を定式化した。
- (4) 解析法の実際の利用を想定した形状、荷重条件について数値シミュレーションを行ない、本解析法の計算に於ける適用性並びに収束性の確認ができた。
- (5) 同じシミュレーションにより捉えられた応力・変形の関係と従来の解析法による結果との比較から、本解析法の特性が認められた。
- (6) コーティング剛性の調整により、コーティング材のリラクゼーション時の状態予測への可能性を示した。

以上の様に本研究は、恒久的膜構造物に汎用されている四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維布の膜材を対象として、その織布特性を考慮した応力・

変形解析法についての一応の成果を得た。

また本解析手法は、同種の構成、即ち合成樹脂コーティングと繊維織布、の膜材料の構造物に対しても、膜材料の諸データを入替える事により適用容易である。更に本解析法に於いて、織布要素は平織りを織布対象としているが、他の織り-綾織り、朱子織り等についても幾何形状に合わせた織糸の構造モデルを同様に作成し織布要素を定式化して、本解析法に導入する事も可能であるとする。

最後に、本研究に当たり試験素材の提供、並びに諸試験への協力等を頂いた膜材メーカー：中興化成工業(株)、日東ケミファ(株)、膜ファブリケーター：小川テント(株)、太陽工業(株)に深く感謝致します。

参考文献

- 1) O.C.Zierkiewicz 「マックス有限要素法」 - 倍風館
- 2) 戸川準人 「有限要素法概論」 - 倍風館
- 3) 小川為雄・吉田博 「有限要素法による構造解析プログラム」 - 丸善
- 4) 林毅偏 「軽構造の理論と応用(下)」 - 日科技連
- 5) 石井一夫 「空気膜構造」 - 工業調査会
- 6) 林毅偏 「複合材料工学」 - 日科技連
- 7) F.T.Peirce・J.R.Womersly 「Cloth Geometry」 - A classic textile reprint.
- The Textile Institute Manchester, 1937 (reprint 1978)
- 8) B.Meffert 「Mechanical Properties of PVC-coated Polyester fabrics」
- IKV, RWTH Aachen, 198
- 9) N.Dimitrov・H.J.Schock 「Study on the Load-Extension Behavior of Coated Fabrics with Special Reference of ptee-coated Glass-Fiber Fabric, using the Meffert Model」
- LSA '86-1st Int. Conference on Lightweight Structures in Architecture, Sydney, Australia, 1986
- 10) Hans-J.Schock 「Some general Remarks on the Structural Behavior and Load-Extension Characteristics of Coated Fabrics with Special Reference to PTEE-Coated Glass-Fiber Fabric」
- ASCE, 1989
- 11) 南宏和・中原義雄 「有限要素法を応用したコーティング平織物解析法」
- 材料 1980, 1981
- 12) 石川隆司・Chou Tsu-Wei 「織布複合材料の線形及び非線形挙動」
- 航空宇宙学会誌 1984
- 13) A.S.Day 「Stress Strain Equations for Non-Linear Behaviour of Coated Woven Fabrics」
- LASS Symposium, Osaka, 1986

- 14) 黒川泰嗣 「テフロン構造物における材料非線形及び形態非線形について」
 - 修士論文 (横浜国立大学) 昭和58年度
- 15) 遠富浩 「構造用膜材料の機械特性と構造モデル」
 - 卒業論文 (横浜国立大学) 昭和62年度
- 16) 小竹達也 「織物特性を考慮した膜材料の構造モデル化」
 - 卒業論文 (横浜国立大学) 昭和63年度
- 17) 西川薫・石井一夫・渡辺典之 「傷を有する膜材料の引張強度に関する
 数値解析」
 - 膜構造研究論文集 '87 No.1
- 18) 西川薫・石井一夫・遠富浩 「構造用膜材料の荷重-歪特性と構造モデル」
 - 膜構造研究論文集 '88 No.2
- 19) 西川薫 「織物特性を考慮した膜構造物の生産設計」
 - 建築学会大会論文梗概 昭和62年10月
- 20) 西川薫・石井一夫・遠富浩 「構造用膜材料の荷重-伸び特性と構造モデル」
 - 建築学会大会論文梗概 昭和63年
- 21) 西川薫・石井一夫・小竹達也 「織物特性を考慮した膜材の構造モデル」
 - 建築学会大会論文梗概 昭和63年

THE STRESS-DEFORMATION ANALYSIS OF MEMBRANE STRUCTURES
 IN CONSIDERATION OF THE FABRIC CHARACTERISTICS

KAORU NISHIKAWA *1

KAZUO ISHII *2

TATSUYA KOTAKE *3

SYNOPSIS

In the stress-deformation analysis of a membrane structure, it is important to correctly understand the stress-strain relationship of the membrane material and to reflect this understanding in calculations to improve the accuracy of analysis. Teflon coating Fabric, which is widely used in the construction of permanent membrane structures, is a composite material made of glass fiber fabric with a coating of ethylene-tetrafluoride-resin. It is well known from various test results that because of the combined characteristics of the fabric and resin, the stress-strain relationship of the composite exhibits complicated non-linear characteristics. As a result of the geometrical weaving yarn structure, the fabric has a unique stress-strain relationship, which is different from that of ordinary plastic materials. In order to carry out a stress-deformation analysis in consisting of the stress-strain relationship peculiar to this resin coated fabric, Fabric Membrane Elements consisting of a Fabric Element and a Coating Element were established. Each Fabric Element represents the overall stress-strain characteristics of the fabric by adopting a geometrical structural model of the weave, and a Coating Element represents the elasticity added by the coating. Application of the finite element method to these F.M.E. enabled a stress-deformation analysis method for membrane structures to be established. This method incorporated thorough consideration of the unique non-linear characteristics of membrane materials and the geometrical non-linear characteristics resulting from deformation of the membrane structure.

*1 Chief Engineer, Technology Development Department, Taisei Corporation, Student of Doctor Course, Department of Architecture, Faculty of Engineering, Yokohama National University

*2 Professor, Department of Architecture, Faculty of Engineering, Yokohama National University

*3 Student of Master Course, Department of Architecture, Faculty of Engineering, Yokohama National University