研究論文

ウェッブと軟質心材を有するサンドイッチ梁の曲げ特性

剣 持 潔*, 福 田 博**, 河 田 幸 三***

(1982年3月8日受付)

Bending Properties of Sandwich Beams with Web and Soft Core

K. KENMOCHI*, H. FUKUDA** and K. KAWATA***

(Received March 8, 1982)

This paper describes verifications of Chen's approximate solutions for web stiffened sandwich constructions by means of photoelastic experimental study. Also it is concerned with derivations of a developed analysis for web and soft core. Considering the sandwich constructions as a Vierendeel Truss, the developed solution can present the second-order shear modulus μ^* determined by measuring local bending effect, which accounts for the transverse shear deformation of the webs and soft core. While retaining the discrete nature of the webs and soft core, the flexural formulism using μ^* could be based upon the energy principles of continuum theory due to the replacement by a "smeared-out" homogeneous layer. In addition, the validity of the solution was examined by comparison of the results from rigid frame and truss analysis. The photoelastic experimental results obtained are in good agreement with the analytical solutions. The optimum face thickness and web spacing for sandwich construction with web and soft core were cleared.

1. は じ め に

近年建築工法の変化に伴い、サンドイッチパネルが住宅用にも多用されるようになってきた。一般に、住宅用サンドイッチパネルの心材部は、木材やアルミチャンネルの縦通材 (stiffener) および肋材 (web) とその空隙部を埋めたプラスチックフォームなどの軟質心材から成る。

前者 (縦通材および肋材) は、パネルの曲げ剛性を向上させる働きをし、後者 (軟質心材) は、剛性向上と同時に断熱、遮音特性の向上を目的にしている。

一般に、住宅用サンドイッチパネルの軟質心材の剛性はあまりにも低いために、表面材と軟質心材だけから成

る単純なサンドイッチでは、上下表面材がそれぞれ単独に曲げを受け、サンドイッチ構造として十分機能しないことは、既報¹⁾のとおりである。また、主として曲げに対して有効な縦通材の効果についても前報^{2,3)}で述べた。本報では、心材の剪断剛性を向上させる肋材の効果について述べる。

2枚の表面板をウェッブで固定した構造は、1枚の外板と骨組から成るモノコック構造と類似であるが、その力学特性は異なり⁴⁾、とくにウェッブ心材サンドイッチ構造 (web cored sandwich structure) と称され、各種圧力容器、海洋・宇宙構築物などの分野で重要視されている⁵⁾。

ウェッブ心材のサンドイッチ構造は、四方梁 (Vierendeel beam) と呼ばれる典型的な剛節骨組構造体と見ることができ、その強度と剛性は、ラーメン解析により得られる。また、河田は、光弾性による実験解析の手段を用いて同種構造体の力学特性を究明し、その有用性を実証した⁶⁾。

ところで、ウェッブ間に軟質心材が充填された複合心材構成になるとその充填効果が大きいにもかかわらず、まだ十分確立されていない。この解析には、ウェッブと軟質心材を合わせたものの平均剪断剛性を計算する方法と、軟質心材の役割を筋かいのトラスでおきかえて骨組

* 製品科学研究所主任研究官 (305 茨城県筑波郡谷田部町東 1-1-4)

Technical Officer, Industrial Products Research Institute, 1-1-4, Yatabemachi-Higashi, Tsukuba-gun, Ibaraki 305, Japan

,* 東京大学工学部境界領域研究施設 (153 東京都目黒区駒場 4-6-1)

Inst. of Interdisciplinary Res., University of Tokyo, 4-6-1, Komaba, Meguro-ku, Tokyo 153, Japan

** 講師 Lecturer, *** 教授 Professor

み構造解析を行なう方法が考えられる。金原⁷⁾の解析は前者に属する。また、Chen らの塗りつぶし(smeared-out)法を改良すれば軟質心材を考慮に入れた解析が可能となる。

本報告では、軟質心材の剪断剛性の不足を補う目的で入れる一定量のウェブの効果を明らかにする光弾性モデル実験を行い、ウェブ心材のサンドイッチ構造に関しては、剛節骨組構造解析および Chen らの近似解析の検証を行ない、また、複合心材構成のサンドイッチ構造に対しては、筋かい剛性置換法の妥当性、Chen らの解析を発展させた新たな近似解析の提案などについて検討するとともに、比強度、比剛性の点で最適となるウェブ幅と分割本数の求め方について述べる。

2. 光弾性モデル実験

実際のサンドイッチパネルにおける表面材と心材(縦通材、肋材も含む)の結合は、その力学特性に大きな影響を及ぼすものとして重要である。そして、それらの完全な接着は非常にむずかしいことも周知である。しかし本光弾性実験では、理論解析の検証を目的の一つとするため、モデルは平板を切り抜くことにより作製し、表面材とウェブ材の接着は完全であるものとした。

2.1 実験条件

光弾性実験は、視野レンズ 300 mm ϕ の透過型装置を用い、Fig.1 に示すように左端部を荷重装置の枠に固定し、右端に集中荷重 P を負荷した。また、荷重端の撓みは、段階荷重ごとに 8~10 点、ダイヤルゲージにより測定した。

同時に、等色線と等傾線を写真撮影し、主応力線図を求めるとともに光弾性解析を行なった。

2.1.1 光弾性モデルの形状と種類

表面材は等厚とし、ウェブ材と同一のポリエステル系樹脂板を、また、ウェブ間の空隙に充填する軟質心材を想定した材料はウレタンゴム系の光弾性材料を用いた。1本のウェブ幅 b_w と、その本数 N_w は、ウェブの総幅を 25 mm (一定) とし、モデル No. 1 は、これを 2 等分した幅 ($b_w \approx 12.5$ mm) のウェブ材を荷重端と支持端の 2 カ所に分割配置したものである。以下同様に、各モデルの形状と寸法を Fig.2 と Table 1 にまとめて示す。

使用した光弾性材料の力学的性質(縦・横弾性率、それぞれ E , G , ポアソン比 ν)と光弾性的特性(1 フリンジ当りの応力と歪量、それぞれ σ , ϵ)を Table 2 に示す。

Fig.1 Coordinates and geometry of photoelastic model.

Fig.2 Web-stiffened sandwich models.

2.1.2 実験の手順

最初にウェブ固定心材のモデル(四方梁, Vierendeel 梁)の片持曲げ実験を行ない、それぞれのモデルについて荷重点の撓みと、応力を測定し、後に、ウェブ間の空隙に表面材(ウェブ材)との弾性率比 $k=E_f/E_c$ が約 560 の軟質なウレタン系樹脂板を挿入し、完全に接着して複合心材とし、同様な実験と測定を繰り返した。

2.2 実験結果と考察

得られた光弾性実験結果から、ウェブ固定および複合心材構成のサンドイッチ梁における応力伝達機構を明らかにする応力分布と、変形挙動を究明する撓みについて以下に示す。

2.2.1 応力分布

a) ウェブ固定サンドイッチ梁

モデル No. 1~5 までのウェブ固定心材のサンドイッチ梁における等色線写真を Fig.3 に示す。

加えた荷重は、一定(0.5 kgf (0.49 N))であるので、

Table 1 Compositions and dimensions of photoelastic sandwich models.

No. of model	N_w	t	t_f	t_c	b	b_w	b_e
No. 1	2	39.93	5.00	29.93	6.41	12.43	188.4
No. 2	3	39.91	4.99	29.93	6.45	8.31	91.8
No. 3	4	39.78	4.92	29.94	6.43	6.18	60.4
No. 4	5	40.02	5.00	30.02	6.46	4.98	45.1
No. 5	6	40.07	5.05	29.97	6.44	4.05	35.9

unit : mm

Table 2 Properties of two kinds of photoelastic materials.

Material	Properties					
	E (kgf/mm)	G (kgf/mm)	ν	α (mm/kgf)	σ (gf/mm ²)	ε ($\times 10^{-6}$)
Face and web	248	89.2	0.39	1.52	102	411
Soft core	0.442	0.156	0.41	65.9	2.41	5450

E : Modulus of elasticity, G : Shear modulus, ν : Poisson's ratio, α : Photoelastic sensitivity, σ : Stress per unit fringe, ε : Strain per unit fringe.

Fig. 3 Isochromatic-fringe pattern in model No. 1 to No. 5, when web-core.

Fig. 4 Principal-stress trajectories in model No. 1 to No. 5, when web-core.

Fig.5 Curves of photoelastically determined boundary stresses (model No. 2).

各モデルの要素に見られる縞次数から発生している応力の大きさを比較することができる。すなわち、No. 1 における表面材の支持端と荷重端部の 3.2 フリンジが No. 5 においては、支持端で 1.5、荷重端で 0.7 フリンジと表面材最外層の応力は低下している。よって、ウェッジを細かく分割して配置するほうが強度的には安全であるといえる。次に、各モデルの等傾線を測定して主応力線図を求めると Fig. 4 が得られた。

この図は、単純片持曲げの 2 次元応力場であるので、図中の実線を引張り応力、破線を圧縮応力と見ることができ、梁全体の応力伝達機構がより明確になる。

さらに、No. 2 のモデルについて、表面材に作用する縞の縞次数をプロットすると Fig. 5 が得られる。この図において、上表面材の最上層と下表面材の最下層における縞次数を実線で示し、それぞれの表面材における心材側の縞次数を破線で示している。

すなわち、端部荷重 $P=1\text{ kg}$ に対して固定端に近い上表面材の上層は引張り応力 (+)、その下層には圧縮応力 (-) が作用していて中央ウェッジまでのほぼ中間域に変曲点が存在し、それぞれ G および K 点を越すと表面材の上層は圧縮、下層は引張り応力となりウェッジの B 点を境に応力は再び逆転し、ウェッジ (B 点) と荷重点 (C 点) の中間の変曲点 (それぞれ H, L 点) でさらに応力の逆転が起き C 点に至る (Fig. 5 参照)。このちょうど逆の動きが下側の表面材でも行なわれ、ウェッジ自体の縁応力も上下表面材の応力変化と連動している。

Fig. 3 と Fig. 4 により、その他のモデルについても縁応力の変化に注目すると、変曲点 (モーメントの符号が逆転する) の位置は、No. 1 においては、スパンのほぼ中央であるが、ウェッジの本数が増大するに従い、徐々に応力の逆転が緩慢となり、No. 5 の固定端に近い格間では変曲点が存在せず、上表面材のスパン方向の応力はすべて引張りとなり、下表面材には圧縮応力のみが作用することになり No. 2 の観察と同様な傾向が見られ

る。

このことは、ウェッジを細分割し、スパン方向に均一に分配することにより均質連続体の心材をもつサンドイッチ梁の曲げに近づくことを示している。

以上述べたウェッジ固定サンドイッチ梁の応力分布は、剛節骨組構造解析から得られる結果とほぼ一致することが確認された。

b) 複合心材構成のサンドイッチ梁

ウェッジ間の空隙にウレタン樹脂板を充填させ、表面材、ウェッジ材と完全に接合させた複合心材をもつサンドイッチ梁とし、ウェッジ固定梁と同様な曲げ実験および光弾性解析を行なった。

Fig. 6 は、各モデルの等色線写真である。この図と Fig. 3 と比較して明らかなように、表面材とウェッジ材に作用する応力分布には大差がない。しかし軟質心材を想定した充填材の影響により、ウェッジだけの場合に比べ、上下表面材の上下層における引張りと圧縮応力の逆転がやや緩慢になっている。また、主応力線図も Fig. 4 とほとんど変わらず、新たに挿入した心材部分は、その四隅を除いて純粋な剪断応力場となっていることが確認される。

2.2.2 撓み

各モデルの形状から決まる曲げ剛性 D^* は、心材の曲げ剛性を微小として省略すると次式から求まる。

$$D^* = (EI)_s = (EI)_1 + 2(EI)_f \\ = (bt_f E_f / 6) (12a^2 + t_f^2) \quad (1)$$

ただし、 $2a$: 上下表面材間距離、

$$(EI)_1 = (bt_f E_f / 2) (2a)^2.$$

また、各モデルの撓み δ から見かけの曲げ剛性 D を次式より求められる。

$$D = Pl_s^3 / 3\delta \quad (2)$$

ウェッジ固定梁の見かけの曲げ剛性を D_0 、複合心材構成のそれを D_s とし、Table 3 に示すとともに Fig. 7 に図示した。

Table 3 Comparison of theoretical and experimental rigidity.

No. of model	D^*	D_v	D_s	D_v/D^*	D_s/D^*	D_s/D_v
1	4.882	0.167	0.679	0.034	0.139	4.07
2	4.900	0.522	0.941	0.107	0.192	1.80
3	4.799	0.800	1.152	0.167	0.240	1.44
4	4.945	0.968	1.284	0.196	0.260	1.33
5	4.980	0.977	1.310	0.196	0.263	1.34

unit : $\text{kgf} \cdot \text{mm}^2$

Fig.6 Isochromatic-fringe pattern in model No. 1 to No. 5, when web and soft core.

この表と図から明らかなように、見かけの曲げ剛性は理論値 D^* の 3~26% と非常に小さい。これは、(16) 式で考慮していない心材の剪断変形が大きいことを示している (Table 3 の D_v/D^* , D_s/D^* を参照)。また、ウェブ間の空隙に軟質心材を充填する効果は大きく、ウェブ本数にもよるが、 D_s/D_v は 1.3~4.1 にも達することがわかる。

3. 理論式の適用

一般的な複合心材構成のサンドイッチ構造を Fig.8 に示す。図から明らかなように上下表面材は等厚 t_f とし、

Fig.7 Comparison of bending rigidity in sandwich constructions with web-core and with web and soft core.

Fig.8 A typical web-cored sandwich structure, coordinate systems and notations.

ウェブ間隔 s は全長 L をウェブ本数 N_w で除した値、 $s=L/N_w$ により決まる。そして、サンドイッチ構造にとって重量は非常に重要となるのでウェブの総幅 B_w は、1本のウェブ幅 b_w と N_w を乗じた $B_w=b_w \cdot N_w$ を一定として強度・剛性の比較を行なうことにする。すなわち、 N_w が少ない場合は b_w が大きく、 N_w を多くするには b_w を小さく B_w を細分化することになる。

3.1 ウェブ心材の特性

3.1.1 骨組構造解析

心材がウェブだけの場合には、四方梁またはフィー

Fig. 9 Deformation due to applied uniform shear τ .

レンディール (Vierendeel) の梁と呼ばれるものになり、剛筋骨構造解析 (ラーメン計算) の対象とされている⁹⁾。

この解析に当たっては、通常の骨組構造解析のプログラムをそのまま用いる。

3.1.2 塗りつぶし (smeared-out) による近似解析

これは、Chen⁸⁾ によって提案されたもので、純粋剪断応力のもとで Fig. 9 のような変形をすることで、平均剪断剛性 μ を求めたものである。解析の詳細は文献 8) に譲り結果のみを示すと次式となる。

$$\frac{\mu}{E_f} = \left[\left(\frac{s}{L} \right) \left(\frac{a}{L} \right)^2 \left\{ \frac{4}{(E_w/E_f)(b_w/L)^3} + \frac{(s/L)(L/a)}{(t_f/L)^3} \right\} \right]^{-1} \quad (3)$$

ただし、 E_w ：ウェットの弾性係数、 $2a$ ：表面材中性面距離で次式でも与えられる。

$$a/L = (1/2)(t_c/L) \{1 + (t_f/t_c)\} \quad (4)$$

この考え方をを用いて片持ちサンドイッチ梁の荷重端の撓み $w(L_x)$ を求めると次式となる。

$$\frac{6(EI)_w w(L_x)}{PL_x^3} = \frac{2}{2 + (I_1/I_f)} \times \left\{ 1 + \frac{3(I_1/I_f)}{2(\tilde{p}L_x)^2} \left(1 - \frac{\tanh \tilde{p}L_x}{\tilde{p}L_x} \right) \right\} \quad (5)$$

ここで、 L_x ：スパン長

$$(\tilde{p}L_x)^2 = \frac{(\mu/E_f)(L_x/L)^2 \{1 + (t_f/t_c)\}^2 \{2 + (I_1/I_f)\}}{4(t_f/t_c)(a/L)^2}$$

$$I_1/I_f = 24(a/L)^2 / (t_f/L)^2, (L_x/L) = 1 - (1/2)(b_w/L)$$

3.2 複合心材構成 (ウェットと軟質心材) の特性

次にウェット間の空隙部に剪断弾性係数 G_c をもつ軟質心材を充填させた複合心材について考える。

この心材構成について金原⁷⁾ は、簡単なエネルギー評価により平均心材剪断弾性係数 G_c^* を以下のように求めている。

$$G_c^* = \frac{t_c}{b_e + b_w} \left\{ E_w \left(\frac{b_w}{t_c} \right)^3 + G_c \frac{b_e}{b_w} \right\} \quad (6)$$

ただし、 b_e は、ウェット間に挟まれる軟質心材の長

Fig. 10 Idealized transverse shear behavior of typical structural element.

さ。

この値が求まると通常のサンドイッチ梁理論¹⁰⁾ (Hoff の式) や重ね梁理論^{11,12)} が適用できる。

本稿ではさらに以下の二つの解析を試みた。

3.2.1 骨組構造解析——ラーメン+トラス

フレームに囲まれた板の剪断変形については、いわゆる剪断応力場の理論を用いて板を対角線方向のトラスにおきかえる解析方法がある。本項ではこの方法を軟質心材に対して応用した。このとき、剪断力に対する変形は、Fig. 10 のようになり力学的・幾何学的考察から筋かい (トラス) の剛性 [ES] を決めることができる。

すなわち、この図から外力による垂直変位 Δa は次式となる。

$$\Delta a = s\gamma = s\tau/G_c = (Ps/2ab)(1/G_c) \quad (7)$$

ただし、 γ ：剪断歪、 G_c ：軟質心材の剪断係数。

また、その間の伸びの力 Q は次式で表わすことができる。

$$(\Delta a \cdot \cos \alpha / l) [ES] = Q = (P/2) \cos \alpha \quad (8)$$

ただし、 l は対角線間距離で、 $l = \sqrt{(2a)^2 + s^2}$ 。

(7) と (8) 式より筋かい剛性 [ES] は次式となる。

$$[ES] = abl G_c / s \quad (9)$$

これを通常の骨組構造解析プログラムに組み込めばよい。

3.2.2 近似解析

ここでは、Chen⁸⁾ の解析に軟質心材の寄与分を加算して平均剪断剛性とした。つまり

$$\mu^* = \mu + G_c^{**} \quad (10)$$

ただし、 μ^* ：複合心材の剪断剛性、 μ ：ウェット心材の剪断剛性、 G_c^{**} ：軟質心材の寄与分、で G_c^{**} には (6) 式の第 2 項をそのまま用いた ($G_c^{**} = t_c \{G_c(b_e/b_w)\} / (b_e + b_w)$)。

(6) 式と (10) 式の違いは、(6) 式では表面材は平板を保つと仮定しているのに対し、(10) 式の誘導においては、Fig. 9 に示すように表面材も局所的な曲げ変形を

Table 4 Comparison of theoretical and experimental deflections at $P=1$ kgf.

No. of models	Web-core ^{a)}				Web and soft core ^{a)}			
	$\delta_{exp}^{b)}$	$\delta_{srfa}^{b)}$	$\delta_{sapp}^{b)}$	$\delta_{smlb}^{b)}$	$\delta_{exp}^{b)}$	$\delta_{srfa}^{b)}$	$\delta_{sapp}^{b)}$	$\delta_{smlb}^{b)}$
1	16.40	20.18	13.49	0.797	3.93	5.20	2.29	0.764
2	5.11	5.63	4.93	0.742	2.83	3.68	1.63	0.684
3	3.33	3.40	3.24	0.768	2.31	2.85	1.31	0.661
4	2.76	3.17	2.83	0.775	2.08	2.66	1.16	0.620
5	2.73	3.62	3.08	0.815	2.04	2.89	1.08	0.587

^{a)} Composition of core, ^{b)} Deflection at $P=1$ kgf (mm).

受けると考えている点である。

上記各理論の数値計算および実験値との比較については次節で述べる。

4. 実験値と理論値の比較

ウェブ固定と複合心材から成るサンドイッチ梁の光弾性モデル実験とそれぞれに対応する骨組構造解析と既往近似解析の適用や新たな式の提案を行なったが、ここでは、それらの数式から得られる撓み値と実験値との比較検討を行なう。

初めに、ウェブ心材梁は添字 v を付し、その実験値 (experimental value) を δ_{vexp} で表わし、また汎用プログラムによる剛節骨組解析値 (rigid-frame analysis) を δ_{vrfa} 、さらに (3) 式による平均剪断剛性 μ を用いて (5) 式から決まる近似解析値 (approximate solution) を δ_{vapp} として求めた。

次に、複合心材構成梁は、添字 s を付し、同様にその実験値を δ_{sexp} と表わし、また、(9) 式を用いて軟質心材を等価筋かい剛性の変換を行ない一般の骨組構造解析に従った値 δ_{srfa} 、 μ と G_c^{**} を合わせた μ^* を用いて (5) 式から決まる近似解析値 δ_{sapp} を求めた。

そして、参考のため従来採用されているウェブおよび複合心材の等価剪断係数を (6) 式によりそれぞれ G_c^{***} ((6) 式の右辺第 1 項のみ) と G_c^* を決め、重ね梁理論 (multi-layer built-up theory) による次式から求め、それぞれ、 δ_{vmlb} と δ_{smlb} として表わした。

$$\delta_{mlb} = \frac{Pl_s}{3(EI)_b} \left[1 + \frac{3}{(QI_s)^2} \frac{\overline{EA} \cdot (2a)^2}{\sum EI} \left\{ 1 - \frac{\tanh QI_s}{QI_s} \right\} \right] \quad (11)$$

ただし、 $Q^2 = \beta(EI)_b / (\overline{EA} \sum EI)$, $\beta = G_c^* b / t_c$ (or $G_c^{***} b / t_c$), $\sum EI = 2(EI)_f + (E^* I)_c$, $\overline{EA} = E_f A_f / 2$, $(EI)_b = \sum EI + \overline{EA} \cdot (2a)^2$. ここで、 G_c^* を用いれば δ_{smlb} , G_c^{***} では δ_{vmlb} が求まり、同様に、 $E_c^* = (1+\nu)G_c^*$,

Fig. 11 Comparison of theoretical (frame analysis and approximate solutions) and experimental tip deflections of sandwich cantilever beams with web-core and web stiffened soft core.

$E_c^{***} = (1+\nu)G_c^{***}$ とし、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。

以上の実験値と計算値をまとめて Table 4 に示し、それらをプロットすることにより Fig. 11 を得た。

この図より、ウェブ固定梁の実験値 (δ_{vexp} , $\circ$ で示す) に対して、剛節骨組構造解析値 (δ_{vrfa} , 細い実線) とその近似解析値 (δ_{vapp} , 太い実線) は、その傾向をよく表わし、 $N_w=2$ を除くと値そのものもきわめてよく一致していることがわかる。

これに対して複合心材構成梁の場合は、 δ_{sexp} に対して δ_{srfa} (細破線) はやや大きくなり、 δ_{sapp} (太破線) は逆に小さくなっている。そして、軟質心材の効果を表

わす v と s の違いは、骨組構造解析においてもまた近似解析においても実験結果での差異と同程度あることがわかる。

しかし、従来採用されている (12) 式により与えられる平均剪断係数 G_c^* を用いて通常のサンドイッチ梁理論の (16) 式から求める δ_{vmlb} (細い 2 点鎖線) と δ_{smlb} (細い 1 点鎖線) とは、両者間に差がなく実験値と大きく異なる。よって、 G_c^* を用いたのでは、ウェッジの分割効果および軟質心材の挿入効果は不明となり適切ではないことがわかる。

ここで注目すべきことは、ウェッジ固定梁において、 $N_w \approx 4.7$ で理論的には撓みが最小となることである。このことは、重量を一定にした条件でウェッジの本数により最も剛性の大きいサンドイッチ構造の最適設計が可能であることを示すものである。

いうまでもなく、表面材と心材の厚さ比 t_f/t_c 、高さスパン比 t/L_s 、ウェッジ総幅のスパンに占める割合 $b_w N_w / L_s$ 、およびウェッジと表面材の弾性率比 E_w / E_f により、撓みが最小となる N_w は異なる。

$N_w \geq 7$ の光弾性モデルの作製が困難であったので、ウェッジの分割をさらに細かくして剛性の低下が明確となる実験値は得られなかった。そこで、 $N_w \geq 7$ に関しては、有限要素法解析により理論の検証を行なったが、その傾向は理論値と完全に一致した。

5. ま と め

ウェッジ固定およびウェッジと軟質心材から成る複合心材をもつサンドイッチ構造体の曲げ特性の究明を行なったが、その結果以下に示す結論を得た。

1) ウェッジ固定心材を“ぬりつぶし (smeared out)” による平均化された等価心材に置き換えたサンドイッチ構造の近似解析は、骨組構造解析結果に近く、また、実験値をもよく表わし、簡易な計算式により正確な変形予測を可能にした。

2) ウェッジ固定サンドイッチ構造における各要素の応力分布と変形は、概略光弾性モデル実験結果と一致し、近似解析に用いた仮定の妥当性が実証された。

3) ウェッジ間の空隙をハニカム、フォーム材を想定

した軟質心材で充填した場合、その効果は大きく、軟質心材を等価筋かい剛性に置き換えることにより、ラーメンとトラス計算を合わせた骨組構造解析から安全側設計として評価できることが確認された。

4) 本報告で導いた近似解析理論を用いることにより一定重量で曲げ剛性が最大となるウェッジ幅とその間隔が定まり、比強度、比剛性の大きいウェッジと軟質心材から成るサンドイッチ構造の最適化設計が可能となる。

本報告をまとめるのに際し、ウェッジ固定軟質心材構成の骨組構造解析において軟質心材の効果を等価筋かい剛性へ変換する方法について、中央大学理工学部赤坂隆教授に貴重なるご助言をいただいた。また、骨組構造解析の計算においては、製品科学研究所大塚裕光技官の手を煩わせた。ここに、両氏に対し深甚なる感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 剣持 潔：日本複合材料学会誌，3，1 (1977)，24-31.
- 2) 剣持 潔，浅野一夫，赤坂 隆：日本複合材料学会誌，5，3 (1979)，106-111.
- 3) K. Kenmochi, T. Akasaka, R. Hayashi & K. Ishiwata : *J. Appl. Mech.*, 47, 2 (1980), 383-388.
- 4) 赤坂 隆 (林 毅編)：軽構造の理論とその応用，第 15 章，日科技連 (1966).
- 5) G.U. Oppel & H.A. Peterson : *Exp. Mech.*, 3, 8 (1963), 184-191.
- 6) 河田幸三：日本航空学会誌，4，31 (1956)，197-204.
- 7) 金原 勲：東京大学工学部博士論文 (1969. 12)，120-146.
- 8) Y.N. Chen, D. Ranlet & J. Kempner : *J. Appl. Mech.*, 38 (1971)，964-970.
- 9) M.M. Leven : *Photoelasticity*, Pergamon Press (1969)，pp. 131-135.
- 10) N.J. Hoff : *J. Aeronaut. Sci.*, 12 (1948)，707.
- 11) 剣持 潔，植村益次：材料，27，299 (1978)，728-734.
- 12) 剣持 潔：日本複合材料学会誌，4，1 (1978)，39-44.