研究論文

プラスチックフォーム心材を持つ
サンドイッチ柱の圧縮特性

剣持 潔*, 植村 益次**

(1985年6月5日受付)

Compressive Characteristics of Sandwich Columns with Plastic-Foam Core

K. KEMMOCHI* and M. UEMURA**

(Received June 5, 1985)

The compressive strength of sandwich constructions with soft core is much influenced by the physical properties and geometrical dimensions of the facing and core materials and the edge conditions. Column compression tests on sandwich column specimens with various combinations of facing and core materials, axial lengths and supporting conditions, were carried out, and the failure modes and the compressive strength for architectural sandwich constructions were investigated. Compressive failures were found to exhibit various kinds of failure modes such as compressive fracture of face, overall Euler buckling, and wrinkling depending on various factors such as column length and so on. In addition, the theoretical buckling stresses under rigid-edge condition were obtained and are plotted in the diagram with two non-dimensional parameters. The test results are shown to agree with the theoretical compressive strengths and buckling stresses together with failure modes. The differences between the buckling stresses under pinned and rigid support conditions and the effect of core shearing rigidity on buckling values are also discussed.

1. はじめに

サンドイッチ構造は、本来力学的曲げ特性の向上を意図したものであるが、最近、断熱・遮音特性を利用して住宅に用いられるようになり、たんなる間仕切り、カーテンウォールなどの二次構造部材から、柱とともに外力を分担する一次構造部材として利用されるようになってきている。

しかし、このようなサンドイッチ構造は、外力を受け持つ2枚の薄い表面材と軽量で軟質な心材層から構成されているので、軸圧縮荷重の下では、心材の剪断剛性が小さいため、表面材と心材の構成や端支持条件のいか

んにより、各種の座屈および材料的圧縮破壊など多くの破壊様相を示す。

軸圧縮を受けるサンドイッチ構造の不安定性は、一般に次の四つの破壊様式に分けられている¹⁾。すなわち、全体的なパネル座屈 (overall panel buckling)、表面材の剪断落込み (shear crimping)、表面材のリンクリング (face wrinkling) および心材内部へのセル間座屈 (inter cellular buckling) である。とくに、心材の剪断剛性が小さい場合、全体的な座屈強度は、剪断変形による横撓みの増大によりさらに低下することになる。そして、表面材のリンクリング現象は、金属板や FRP などの薄い表面材を持つサンドイッチ構造に見られ、その理論解析は、通常、表面材が心材である弾性床に支えられた平板として取り扱われている^{2,3)}。

本文では、二次元平板を単純化して、プラスチックフォーム材のように軟らかい心材を持つサンドイッチ梁構造を主対象とし、上記圧縮破壊様相中、全体的なオイラー座屈と表面材のリンクリング、および表面材の材料破壊強度について議論する。

また、心材の剪断変形を考慮した座屈理論式は、両端単純支持条件の仮定の下で展開されてきたが、固定支持

* 製品科学研究所主任研究官 (305 茨城県筑波郡谷田部町東 1-1-14)

Senior Researcher, Industrial Products Research Institute, 1-1-4, Yatabe-machi-Higashi, Tsukuba-gun, Ibaraki 305, Japan

** 日本大学生産工学部機械工学科教授 (275 習志野市泉町 1-2-1)

Professor, Dept. of Mech. Eng., Coll. of Ind. Technol., Nihon University, 1-2-1, Izumi-cho, Narashino 275, Japan

Fig.1 Coordinate and geometry of sandwich column.

条件の座屈理論式を導き、境界条件の違いによる座屈強度の差は単純に4倍ではなく、心材の剪断剛性比によることを示す。

2. 端固定支持条件の下での座屈理論式

心材の剪断変形が問題となるサンドイッチ長柱が、全体的座屈 (Euler buckling) をする場合の限界応力 σ_{cr} は、単純支持下においては導かれている^{4,5)}。しかし、サンドイッチ平板構造は、両端末が固定支持の条件の下で用いられることが多いので以下にその理論解析値を示す。

Fig.1 に示す単位幅 ($b=1$) の真直なサンドイッチ梁に軸圧縮応力 σ が作用して座屈する場合の撓みを v 、表面材の座屈時の付加的な軸方向変位を u_1 と u_2 とする。

全ポテンシャルエネルギー: Π

歪エネルギー: U

表面材の軸方向変位と曲げ撓みによる歪エネルギーをそれぞれ U_{Mf} , U_{Bf} 、心材の剪断歪エネルギーを U_c とすると、それらは次式で表わされ、 U はそれらの和 ($U = U_{Mf} + U_{Bf} + U_c$) である。

$$\left. \begin{aligned} U_{Mf} &= \frac{E_f t_f}{2} \int_0^l (u_1'^2 + u_2'^2) dx \\ U_{Bf} &= (EI)_f \int_0^l v''^2 dx \\ U_c &= \frac{G_c t_c}{2} \int_0^l \left(\frac{u_1 - u_2}{t} - v' \right)^2 dx \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ただし、 E_f , t_f は表面材の弾性率と板厚、 G_c , t_c は心材の剪断弾性係数と板厚、 $t = t_f + t_c$ は両表面材中央面間距離、 $(EI)_f = E_f t_f^3 / 12$ は表面単板のみの曲げ剛性であり、“'” は x に関する微分を意味する。

外力のポテンシャル: V

$$V = -\sigma t_f \int_0^l v'^2 dx \quad (2)$$

$$\Pi = U + V \quad (3)$$

以上により、エネルギー停留の原理 $\delta \Pi = 0$ 、平衡方程式および自然境界条件を考慮して、 u と v に関する次の平衡方程式を得る。ただし、ここでは $u_1 + u_2 = 2u$ とおく。

$$\left. \begin{aligned} \frac{2(EI)_f (EI)_1}{G_c t_c} u'' - \{2(EI)_f + (EI)_1\} u'''' \\ - 2\sigma t_f \left\{ u' - \frac{(EI)_1}{G_c t_c} u'' \right\} = 0 \\ v' \cdot \frac{t}{2} = u - (EI)_1 u'' / G_c t_c \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし、 $(EI)_1$ は、両表面材の中央面間距離 t だけ離れている場合の曲げ剛性で $(EI)_1 = (1/2) E_f t_f t^2$ 。また、“'”, “'”, “'” は、それぞれ、1階、3階、5階微分を表わす。

(4) 式の一般解を求めると次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} u &= A_1 \operatorname{ch} P_1 x + A_2 \operatorname{sh} P_1 x + A_3 \cos P_2 x \\ &\quad + A_4 \sin P_2 x + A_5 \\ v &= \frac{2}{t} \left\{ A_1 \frac{1 - P_1^2 k^2}{P_1} \operatorname{sh} P_1 x \right. \\ &\quad + A_2 \frac{1 - P_1^2 k^2}{P_1} \operatorname{ch} P_1 x + A_3 \frac{1 + P_2^2 k^2}{P_2} \\ &\quad \times \sin P_2 x - A_4 \frac{1 + P_2^2 k^2}{P_2} \\ &\quad \times \cos P_2 x + A_5 x + A_6 \left. \right\} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ただし、

$$\frac{1}{2} (\beta + \sqrt{\beta^2 + 4\gamma^2}) = P_1^2,$$

$$\frac{1}{2} (\beta - \sqrt{\beta^2 + 4\gamma^2}) = P_2^2, \quad k^2 = \frac{(EI)_1}{G_c t_c}$$

$$\beta = \frac{(EI)_b G_c t_c - 2\sigma t_f (EI)_1}{2(EI)_1 (EI)_f}, \quad \gamma^2 = \frac{2\sigma t_f (G_c t_c)}{2(EI)_1 (EI)_f}$$

$(EI)_b$ は、サンドイッチ柱断面全体の曲げ剛性で、 $(EI)_b = (EI)_1 + 2(EI)_f$ 。

次に、 $x=0$ と l での両端固定条件 $u=v=v'=0$ より、積分定数 $A_1 \sim A_6$ に関する行列式を解くことにより固有値 σ_{cr} が求まる。

無次元座屈応力 $\sigma_{cr,ERL^2} / E_f t_f^2$ は、心材の剪断剛性と表面材の曲げ剛性の比 $G_c t_c^2 / E_f t_f t^2$ と板厚比 t/t_f をパラメータとして次式で表わされる。

$$\frac{\sigma_{cr,ER} l^2}{E_f t_f^3} = \frac{\pi^2}{3 \left(2\pi^2 + \frac{G_c t_c l^2}{E_f t_f l^2} \right)} \times \left\{ 2\pi^2 + \frac{G_c t_c l^2}{E_f t_f l^2} \left(3 \frac{t^2}{t_f^2} + 1 \right) \right\} \quad (6)$$

ここで、心材が十分軟らかくて、 $G_c \rightarrow 0$ とおけば、

$$2 \sigma_{cr,ER} \cdot t_f = P_2 = (4\pi^2/l^2) (2EI)_f \quad (7)$$

となって、両端固定の2枚の表面板のみのオイラー座屈⁶⁾ 荷重となり、逆に心材が剛で、サンドイッチ効果を発揮するとして、 $G_c \rightarrow \infty$ とおけば、

$$2 \sigma_{cr,ER} \cdot t_f = P_1 = \frac{4\pi^2}{l^2} [(EI)_1 + 2(EI)_f] \\ = \frac{4\pi^2}{l^2} (EI)_b \quad (8)$$

となり、心材の曲げ剛性は無視しているが、厚さ方向の歪分布が直線的で、両表面板が引張り側と圧縮側となりサンドイッチ梁として一体となっているときの両端固定梁のオイラー座屈荷重となる。したがって、(6)式は、

$$P_{cr,ER} = 2 \sigma_{cr,ER} \cdot t_f = \frac{P_1 P_2 + G_c t_c (P_1 + P_2)}{P_1 + G_c t_c} \quad (9)$$

と書き表わされる。

これに対して Hoff ら³⁾ が両端単純支持条件の下で導いた座屈応力 $\sigma_{cr,ER}$ とその座屈荷重 $P_{cr,EP}$ を前2式と同様の形に書き改めるとそれぞれ次式となる。

$$\frac{\sigma_{cr,ER} \cdot l^2}{E_f t_f^3} = \frac{\pi^2}{12 \left(\pi^2 + 2 \frac{G_c t_c l^2}{E_f t_f l^2} \right)} \times \left\{ \pi^2 + 2 \frac{G_c t_c l^2}{E_f t_f l^2} \left(3 \frac{t^2}{t_f^2} + 1 \right) \right\} \quad (10)$$

$$P_{cr,EP} = \frac{1}{4} \cdot \frac{P_1 P_2 + 4 G_c t_c (P_1 + P_2)}{P_1 + 4 G_c t_c} \\ = \frac{P_1' P_2' + G_c t_c (P_1' + P_2')}{P_1' + G_c t_c} \quad (11)$$

ここで注目すべきことは、(9)式の P_1 を $P_1' (=P_1/4)$ に、 P_2 を $P_2' (=P_2/4)$ に、あるいは、(6)式の軸長 l を $2l$ に置換することによりそれぞれ(11)式と(10)式に一致することになる。

ここで注意すべきことは、 $G_c \rightarrow 0$ あるいは $G_c \rightarrow \infty$ の両極限の場合には、長柱座屈でいわれるように $P_{cr,ER} = 4 P_{cr,EP}$ となるが、しかし、軟質心材のため剪断剛性が小さいながらも剪断効果のある場合には、 $P_{cr,ER}$ は必ずしも $P_{cr,EP}$ の4倍にはならないで、ほぼ等しい場合も

Fig. 2 Comparison of the buckling stresses under rigid- and pin-support conditions.

あるということである。すなわち、Fig. 2 の実線は、両端固定条件下の(6)式を、また、両端単純支持下の(10)式を点線で t/t_f をパラメータとして図示している。

この図から、心材の剪断剛性 G_c が非常に小さい場合と逆に非常に大きな場合は、すなわち、 $G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2 \ll 0.01$ と $G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2 \gg 10$ の範囲では、固定支持の限界応力 $\sigma_{cr,ER}$ は単純支持の場合の $\sigma_{cr,EP}$ のほぼ4倍となる。このことは、前者の場合は心材の効果がなくなり、また後者の場合はその効果が大きく、サンドイッチ効果を発揮したことを表わすものである。

一般の軟質心材構成のサンドイッチパネルでは、 $0.05 \leq G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2 \leq 2.0$ の範囲内にあり、端末条件が固定か単純支持かの違いによる影響が小さく、両条件の座屈応力 $\sigma_{cr,E}$ に大差がないことは注目に値する。

3. 実験

3.1 試験片の種類と形状

サンドイッチ長柱の座屈および圧縮強度に影響する因子として以下に示す四つをあげ、各因子について1ないし4水準を選んだ。すなわち、①表面材：FRP（ガラスマット／ポリエステル）の1種、②心材：硬質ウレタンフォーム（PUF）とアクリルフォーム（PAF）の2種、③柱の軸長：150, 300, 450, 800 mm の4種、および④端末支持条件：単純支持と固定の2種であり、 $2 \times 4 \times 2 = 16$ 種類の試験片である。

表面材と心材の種類と材料試験を行なって確認した材料特性を Table 1 に示す。そして心材の種類によってサンドイッチ長柱の試験板をB試片（心材：PUF）とC試片（心材：PAF）とし、軸長と端末支持条件を変えて

Table 1 Mechanical properties of face and core materials.

Face	t_f (mm)	F_f (kgf/mm ²)	E_f (kgf/mm ²)	
FRP	1.92	13.2	827	
Core	t_c (mm)	ρ (gf/cm ³)	E_c (kgf/mm ²)	G_c (kgf/mm ²)
PUF	40	0.083	3.06	1.15
PAF	30	0.092	6.59	2.63

Fig. 3 Schematic diagram of testing instruments.

Euler 型の全体座屈の他に、リンクリング型の座屈や表面材の材料破壊モードも見られるよう配慮した⁷⁾。

それぞれの試験片は、90 cm×90 cm の大きさの表面材と心材をエポキシ系の 接着材で両面塗布した後、0.1 kgf/cm² の圧縮圧を加え、48 時間放置してサンドイッチパネルを作り、それを幅 $b=50$ mm (一定) に切断して作製された。なお、1 種類の試験片につき 2 回繰り返したので、合計 32 試験片について軸圧縮試験を行なった。

3.2 実験方法

試験片は、Fig. 3 に示すように、上下の端面プレートに取り付けた 1 対の L 型鋼 (高さ 50 mm) により、両表面材を軽く挟むようにしてセットされた。そして、インストロン試験機 (容量 5 ton) により、固定支持条件では、上下の端面プレートをクロスヘッドとロードセルアンビルに固定して圧縮荷重を負荷した。これに対して単純支持条件では、上端面プレートとクロスヘッド間および下端面プレートとロードセルアンビル間に球座を介して負荷した。この条件は、L 型鋼があるため厳密な意味でのピン支持とはならないが近似的単純支持条件とみなせる。

横方向変位 (δ) は、試験片の高さ l により異なるが、 $l=150$ と 300 mm の試験片では中央点のみで、 $l=450$, 800 mm の試験片では 4 等分点 3 カ所で、表裏面においてデジタル変位計により測定した。

(a) (b)

Fig. 4 Failure modes of specimens.

(a) BP₁₅-2 (pin support), (b) BR₁₅-2 (rigid support).

(a) (b)

Fig. 5 Buckling mode of specimen.

(a) CP₄₅-1 (pin support), (b) CR₄₅-1 (rigid support).

4. 実験結果と考察

4.1 破壊モードと座屈荷重

破壊モードは、高さ l により大きく異なるので、以下に示すように 3 種類の高さに分類して述べる。

(1) $l=150$ mm と 300 mm の破壊モード

一例として、心材が硬質ウレタンフォームのサンドイッチ長柱 (B 材) の単純支持 (P) と固定支持 (R) 下での破壊モードをそれぞれ Fig. 4 (a) と (b) に示す。ここで試験片番号 BP₁₅ あるいは、BR₁₅ の添字の数字は高さ l (cm) を表す。

写真に示すとおり、試験片の両側面の上下端部を高さ

Fig.6 Buckling mode of specimen.

(a) BP₈₀-1 (pin support), (b) CR₈₀-1 (rigid support).

50 mm の L 型鋼でおさえているので、支えのない部分は、中央部のわずか 50 mm の部分だけであり、拘束の影響を考慮する必要があると思われる。しかし、横変位は、支持条件と無関係に最大荷重に達するまでわずかであり、Fig.4(b)に見られるような材料破壊によるモード、あるいはリンクリング破損と思われるものも見られた。Fig.4(a)の単純支持の場合は、全体的に曲げ変形しているように見えるが、左側の表面材が破壊した後に全体的に曲げ変形したものであり、破壊前は固定支持条件と同じく横方向の変形はほとんどなかった。

それゆえ、この限界応力は表面材の材料強度 ($F_f = 13.2 \text{ kgf/mm}^2$)、あるいはリンクリング応力 $\sigma_{cr,w}$ に近くなるものと思われる。ただし $l=300 \text{ mm}$ の場合には、その他にオイラーの座屈と思われる破損様相を呈するものも多かった。

(2) $l=450 \text{ mm}$ の試験片の座屈モード

一例として心材がアクリルフォームのサンドイッチ長柱 (C 材) の $l=450 \text{ mm}$ の単純支持と固定支持での試験片 (CP₄₅ と CR₄₅) の座屈モードをそれぞれ Fig.5 (a)と(b)に示す。

これらの写真は、表面材と心材が破壊してばらばらとなった最終段階を示すものであるが、この直前の段階では表面材と心材が一体となって全体的な弾性オイラー座屈モードを示していた。

(3) $l=800 \text{ mm}$ の座屈モード

単純支持された試験片 (BP₈₀) と固定支持された試験片 (CR₈₀) の座屈モードをそれぞれ Fig.6 (a)と(b)

Fig.7 Schematic buckling modes of sandwich struts.

(a) thicknesswise buckling, (b) widthwise buckling (lateral buckling).

に示す。

ここで着目すべきことは、この図からも明白であるが、Fig.6 (b)の固定支持下では厚さ方向の全体的な座屈を示したが、単純支持下では、Fig.7 (b)に示すような幅方向に Euler 型の座屈 (lateral buckling) を起こすことがわかった。この幅方向の座屈は、当初予期していなかったもので、厚さ方向と幅方向の曲げ剛性を比較したところ後者のほうが前者より小さく、 $l=800 \text{ mm}$ の単純支持条件下では幅方向座屈が起こる結果が得られた。

すなわち、サンドイッチ長柱の厚さ方向の座屈式 (単純支持: (10)式および固定支持: (6)式) を、幅方向にオイラー座屈する場合の座屈応力 (単純支持の場合、 $\sigma_{cr,BP} = (\pi^2/12) \cdot (b^2/l^2) E_f$ 、固定支持の場合、 $\sigma_{cr,BR} = (\pi^2/3) / (b^2/l^2) E_f$ と比べ、幅方向の全体座屈がおこる条件を求めると次式が得られる。

単純支持:

$$\left(\frac{b}{t_f}\right)^2 \leq \frac{\pi^2 + 2(G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2) \{3(t^2/t_f^2) + 1\}}{\pi^2 + 2(G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2)} \quad (12)$$

固定支持:

$$\left(\frac{b}{t_f}\right)^2 \leq \frac{2\pi^2 + (G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2) \{3(t^2/t_f^2) + 1\}}{2\pi^2 + G_c t_c l^2 / E_f t_f l^2} \quad (13)$$

4.2 横方向変位の二乗法 (δ^2) による座屈荷重

$P_{cr,exp}$ の決定

以上、代表的な破壊写真を例示することにより破壊モードを大別したが、座屈が主因となる場合には実験結果から座屈限界荷重 $P_{cr,exp}$ を決めねばならない。実験的に $P_{cr,exp}$ を求めるには、Southwell⁹⁾の方法をはじめいくつかの方法があるが、ここでは以下に示す方法を採用した⁹⁾。

有限変形理論による線形座屈値 P_E 以後の荷重 P -撓み δ の関係式は、次式で表わされる。

$$(17)$$

Fig.8 Determination of experimental buckling load $P_{cr,exp}$ by δ^2 -method.

Table 2 Comparison of experimental failure values with theoretical ones.

Specimen No.	t/t_f	l (mm)	Theor. buckl. struct.			Exp. failure stress $\sigma_{cr,exp}$ (kgf/mm ²)		Failure mode		Max. stress $\sigma_{f,max}$ (kgf/mm ²)	
			Wrinkl- ing $\sigma_{cr,w}$ (kgf/mm ²)	Euler buckl. $\sigma_{cr,E}$ (kgf/mm ²)		Pin	Rigid	Pin	Rigid	Pin	Rigid
				Pin $\sigma_{cr,EP}$	Rigid $\sigma_{cr,ER}$						
B	21.8	800	12.97 Symm. (Eq. 12)	3.83	7.83	2.49	—	WB	P B	2.69	—
		450		7.17	10.30	7.01	9.96	T B	T B	7.50	12.25
		300		9.24	11.25	8.25	14.16	T B	T B	9.25	15.49
		150		11.26	12.21	(12.72)	(15.23)	F	F	12.80	18.60
C	16.6	800	22.05 Symm. (Eq. 12)	2.81	7.98	2.31	8.75	WB	T B	3.01	9.46
		450		6.88	13.76	5.90	10.26	T B	T B	6.99	11.46
		300		10.91	16.92	8.97	14.19	T B	T B	9.65	14.25
		150		16.93	19.92	(11.80)	(15.67)	F	F	11.80	15.67

Where;

Failure mode : TB, thicknesswise buckling; WB, widthwise buckling; PB, peeling prior to buckling; F, fracture of facing or wrinkling.

$$P/P_E \approx 1 + \alpha (\delta/l)^2 \quad (14)$$

ただし、 α は定数。

よって、 $P-\delta^2$ 線図は理論的には直線であり、これから Fig.8 に示すように $P_{cr,exp}$ を求めることができる。

すなわち、スパン中央での表面板表裏での変位計 D1 と D2 の実測値、および両者の読取値から負荷による初期変形分（破線で示す）を差し引いた絶対値の平均値 δ_m と荷重の関係をプロットすると Fig.8 (a) のようになる。次に、その平均値 δ_m の二乗 δ_m^2 と荷重との関係をプロットすると、(b) 図が得られ、 δ_m^2 の大きな領域の直線部を外挿し、縦軸との交差点から $P_{cr,exp}$ を決めることができる。

4.3 理論値と実験値の比較検討

各試験片の理論値として、単純支持と固定支持下における Euler 型の座屈応力を $\sigma_{cr,EP}$ と $\sigma_{cr,ER}$ とする。

また、各試験片のリンクリング応力値 ($\sigma_{cr,w}$) は、対称型か逆対称型か、あるいは心材厚さがリンクリングを起こす限界深さより大きい小さいかによって異なるが、それらに対する諸式⁷⁾ による値のなかで最小のものを参考値とした。

以上をまとめて Table 2 に示した。

これに対して、前項で述べた δ^2 法から求めた各試験片の実験的な座屈応力値 $\sigma_{cr,exp}$ を、同じ Table 2 に示した。

Fig.9 Comparison of theoretical and experimental critical stresses in B specimens.

さらに、最大荷重 P_{max} から得られる表面板の最大応力値 $\sigma_{f,max} (=P_{max}/2bt_f)$ 、および各試験片の代表的な破壊モードを分類記号で表わし、Table 2 に合わせて示した。

以上のようにして求めた理論曲線と実験値を各試験片 (B材とC材) 別にそれぞれ Fig.9 と Fig.10 に示し、両者間の比較検討を行なった。

これらの図中では、単純支持と固定支持下のサンドイッチ長柱の厚さ方向の Euler 型座屈の理論曲線をそれぞれ破線と実線で、単純支持下の幅方向の Euler 型座屈の理論曲線を点線で、リンクリング座屈値の最小値を一点鎖線で、および表面材自体の強度 F_f を二点鎖線で示した。ただし、固定支持下の幅方向の Euler 型座屈の理論値は、大きくなるのでプロットしていない。

一方、実験値は、 δ^2 法によって求めた単純支持下の座屈応力 ($\sigma_{cr,Pexp}$) を○で、固定支持下の座屈応力 ($\sigma_{cr,Rexp}$) を●で、幅方向の座屈応力 ($\sigma_{cr,BPexp}$) を⊙で示した。なお、すべての実験値は基本的には同一試験条件での 2 試験片の平均値である。しかし、 $l=800$ mm、固定支持下の試験片では、荷重のごく初期に接着層で剝離が起きてしまい、データ採取が不可能となったものもある。

理論値と実験値の比較検討の結果は以下に示すとおりである。

Fig.10 Comparison of theoretical and experimental critical stresses in C specimens.

① 試験片 B 材について (Fig.9)

B 型試験片は、表面材が FRP、心材が高発泡のウレタンフォーム (PUF) で表面材と心材の弾性率比は $k=E_f/E_c=270$ である。

$l=800$ mm の試験片は、単純支持では、幅方向に座屈したが、その座屈値は幅方向の Euler 型座屈計算値 ($\sigma_{cr,BP}$) と一致している。

$l=450$ と 300 mm の試験片は、単純支持では、 $\sigma_{cr,Pexp}$ と理論値 $\sigma_{cr,EP}$ が非常によく一致したが、 $\sigma_{f,max}$ と近い値を示している。他方、固定支持下では、 $l=450$ mm の $\sigma_{cr,Rexp}$ は、 $\sigma_{cr,ER}$ と一致したが、軸長の短い $l=300$ mm の場合の $\sigma_{cr,Rexp}$ は $\sigma_{cr,ER}$ より大きくなり、これは、端固定の影響と思われる。

$l=150$ mm の試験片は、表面板の材料強度 F_f とリンクリング応力値 $\sigma_{cr,w}$ がほぼ等しく、単純支持下では両者のいずれかに支配されたと思われる。そして、その実験値 $\sigma_{cr,Pexp}$ は、 $\sigma_{f,max}$ とほぼ同じ値を示し、ただちに最終破壊に至った。しかし、固定支持下では、 F_f より大きな $\sigma_{cr,Rexp}$ となったが、これは端部の補強の影響で、実長が 150 mm より小さくなったためと考えられる。

この図において、サンドイッチ長柱の単純支持下における厚さ方向と幅方向の Euler 型全体座屈の理論値 (それぞれ $\sigma_{cr,EP}$ と $\sigma_{cr,BP}$) は、軸長 $l=550$ mm を境にして座屈モードの交替が起こることを示している。

② 試験片C材について (Fig.10)

C型試験片は、表面材がFRP、心材がアクリルフォーム (PAF) で、両者の弾性率比は $k=E_f/E_c=125$ である。

$l=800\text{ mm}$ の試験片は、単純支持の場合、幅方向の Euler 型座屈が起き、その計算値 $\sigma_{cr,EP}$ とほぼ一致し、この値は、 $\sigma_{f,max}$ と近い値を示し、座屈のみで耐荷限度が決まる。

固定支持の場合も $\sigma_{cr,Rexp}$ は、 $\sigma_{f,mxx}$ に近い値を示し、理論値 $\sigma_{cr,ER}$ と比較的よく一致し、やはり座屈で耐荷限度が決まる。

$l=450$ と 300 mm の試験片は、単純支持の場合、 $\sigma_{cr,Pexp}$ が $\sigma_{cr,EP}$ とよく一致している。しかし、固定支持の場合の実験値 $\sigma_{cr,Rexp}$ は、座屈について一般に予想されるように理論値 $\sigma_{cr,ER}$ より多少低くなっている。

$l=300\text{ mm}$ の試験片は、単純支持および固定の場合の実験値 $\sigma_{cr,exp}$ が $\sigma_{f,max}$ とほぼ一致し、座屈に対する理論値 $\sigma_{cr,E}$ より大きく下まわった。これは、 $l=150\text{ mm}$ の場合の破損は、リンクリング応力値が高いので表面材の材料破壊に因るものと思われる。

③ 座屈実験値と座屈理論値との比較検討

境界条件がいずれの場合も、座屈実験値は座屈理論値よりは低い値となった。これは、座屈強度試験では、試験片の初期撓みや偏心荷重が大きな影響を及ぼすためと思われる。とくに、サンドイッチ長柱の場合、表面材の微小な厚さむら、ふくらみとへこみ、接着むらなどの初期不整は、どんなに注意してサンドイッチパネルを作製したとしてもそれらをなくすることは不可能に近い。そして心材が軟質な場合には、ごく初期の荷重段階でこれらが拡大される¹⁰⁾。

また、Harris¹⁾ らは、表面材と心材の接着層に人為的に接着しない部分を作り、その大きさを系統的に変えて接着の不完全さによる座屈強度の低下を実験的に求めたがその影響は大きいとしている。

今後、軟質心材構成のサンドイッチパネルには必然的に内包されてしまう初期不整や接着むら等を定量化し、計算式で考慮できるようにする必要があると考える。

5. む す び

プラスチックフォームのように軟質材を心材とするサ

ンドイッチ構造長柱の圧縮特性について、各種の試験片・境界条件の下で実験を行なうとともに、座屈値について理論解析を行ない、次の特徴的な結果と結論を得た。

1) 破壊モードは、長柱の高さ l によるが、 $l=300\text{ mm}$ 以上の試験片では、端部の支持条件の差異にかかわらず、Euler 型の全体座屈モードがほとんどで理論値が高い値を示した。そして、明確なリンクリングモードは見られなかった。また、 $l=800\text{ mm}$ の単純支持下では、サンドイッチ化と無関係な幅方向の全体座屈が起りやすいことが確認された。しかし、 $l=150\text{ mm}$ では、全体型座屈、材料破壊のほか、逆対称型リンクリング (skew ripple) と考えられる座屈モードなども見られた。

以上のような破壊様相は、理論的にも実証された。ただし、座屈実験値が座屈理論値より低かったのは、予想されるとおり、初期荷重や偏心荷重によると思われる。

2) 本論で導いた固定支持下の全体座屈応力の理論値は、もちろん単純支持条件の場合に比べて大きい、等方性長柱の場合のように必ずしも4倍とはならなくて、心材の剪断剛性パラメータによることが実験的にも実証された。

参 考 文 献

- 1) B.J. Harris & G.M. Nordby : *J. Struct. Div.*, ASCE, **95**, No. ST 4 (1969), 585.
- 2) S. Yusuff : *J.R. Aeronaut. Soc.*, **59**, 529 (1955), 30.
- 3) S. Yusuff : *J.R. Aeronaut. Soc.*, **64**, 591 (1960), 164.
- 4) N.J. Hoff & S.E. Mautner : *J. Aeronaut. Sci.*, **12**, 3 (1945), 285.
- 5) N.J. Hoff & S.E. Mautner : *J. Aeronaut. Sci.*, **15**, 3 (1948), 707.
- 6) S.P. Timoshenko & J.M. Gere : *Theory of Elastic Stability*, 2nd ed., McGraw-Hill Book Co., New York (1961).
- 7) 植村益次 : 日本機械学会誌, **71**, 593 (1968), 712.
- 8) R.B. Southwell : *Proc. R. Soc. London Ser. A* **135** (1932).
- 9) 植村益次 : FRP 構造強度計算の実際, 第5課, 強化プラスチック協会 (1984), p.100.
- 10) T. Hayashi & S. Sando : *Jpn. Soc. Aeronaut. Space Sci.*, **15**, 161 (1967), 188.