二層積層ハニカムコアサンドイッチパネルの 落錘衝撃特性に及ぼす積層コア高さの比率の影響*

岸本 喜直^{*1}, 大塚 年久^{*1}, 小林 志好^{*1}, 小野寺 修之^{*2}

Effect of Core Height Ratio on Drop Weight Impact Properties of Double Layer Honeycomb Core Sandwich Panels

Yoshinao KISHIMOTO^{*1}, Toshihisa OHTSUKA,
Yuki Yoshi KOBAYASHI and Naoyuki ONODERA

^{*1} Department of Mechanical Engineering, Tokyo City University
1-28-1, Tamazutsumi, Setagaya-ku, Tokyo, 158-8557, Japan

A honeycomb core sandwich panel (hereafter, HSP for brevity) is superior in impact absorption under whole surface compression, because of the buffer effect of core. However impact properties of HSP under local compression such as drop weight impact are affected by the plate as the face sheet in addition to the core layer. This research describes drop weight impact properties of double layer HSP which consists of two core layers and three plates. In order to build up the experimental database for design of double layer HSP, a series of drop weight tests was carried out by using double layer HSPs with the several ratios of the core heights. From obtained results, the follows were summarized: 1) Two or three peaks of the load appeared in the load—displacement curve. The peak loads were larger in sequence of their appearances. 2) In the load—displacement curve until the last peak of the load, there are load increase regions by deep drawing of the plates and load equilibrium regions similar to plateau region under whole surface compression. 3) When the height of the upper layer core was lower, the absorption energy was larger in total. 4) An energy absorption model has been developed and verified for design of double layer HSP.

Key Words : Honeycomb, Laminated Construction, Deformation Characteristics, Impact Strength, Absorption Energy, Buckling, Material Testing

1. 緒 言

ハニカムコアサンドイッチパネル(以下, HSP と呼称する)は蜂の巣状のコア材を上下から表面板となる二枚の平板で挟み, 接合した複合構造材料である。HSP は容積の 95% 以上が空気で構成されているために軽量であり, かつコアの座屈による衝撃緩衝効果に優れている。この特徴を利用して, HSP は自動車などの衝撃緩衝用材料や航空機の床材, 車両の壁材等に広く使用されている^{(1)~(6)}。しかし, HSP はその構造上, パネル全体に一樣な荷重が作用する場合には強いが, 局所的な荷重が負荷されると, 表面板の作用点近傍はたやすく凹む。特に, 局所的な衝撃荷重は全面圧縮^{(7)~(13)}の場合と異なり, 表面板の作用点近傍とその直下のコアだけで支えることになるため, HSP の衝撃特性にはコア材だけでなく表面板となる平板の機械的性質が大きく影響することになる^{(14)~(17)}。

本研究では, 全面圧縮においてエネルギー吸収量がより大きい HSP として, 二層に積層されたコアと三枚の平板で構成される二層積層 HSP^{(18)~(21)}に注目し, 局所的な衝撃荷重を負荷する落錘衝撃試験によって, 二層積層 HSP の落錘衝撃特性について調べている。前報⁽²²⁾では, 単層 HSP と二層積層 HSP に対して, 錘の持つ衝突直前の運動エネルギー(以下, 落錘エネルギーと呼称する)を変化させて落錘衝撃試験を行った。その結果, 1) 二層積層 HSP は単層 HSP よりも大きい衝撃荷重に耐え, かつ小さい変形で単層 HSP と同程度のエネルギーを吸収できる

* 原稿受付 2011 年 9 月 25 日

^{*1} 正員, 東京都市大学工学部機械工学科 (〒 158-8557 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)

^{*2} 東京都市大学大学院工学研究科機械工学専攻 (〒 158-8557 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)

E-mail: ykishimo@tcu.ac.jp

こと、2) 荷重—変位線図は落錐エネルギーに依存しないことが明らかとなった。

しかしながら、前報で検討した二層積層 HSP の落錐衝撃特性は同一寸法の単層 HSP が吸収可能なエネルギー量までであり、二層積層 HSP 全体のエネルギー吸収性能についての検討は十分とはいえない。そこで本論文では、設計における基礎的実験データの構築という観点から、二層積層 HSP の最も基本的な設計パラメータである積層コアの高さの比率が二層積層 HSP 全体のエネルギー吸収性能に与える影響を明らかにすることを目的として、二層積層 HSP の最下層の平板までき裂が発生するのに十分な運動エネルギーを錘に与え、落錐衝撃試験を行った。得られた試験結果から、二層積層 HSP の落錐衝撃特性として、錘に作用する荷重—変位線図ならびにエネルギー吸収量について考察した。さらに、基礎的実験データをもとにした設計指針として、二層積層 HSP のエネルギー吸収モデルを作成し、その有効性について検証した。

2. 実験方法

2.1 試験片

表 1 に試験片の構成材料を示す。試験片は平板とコア材からなり、それぞれの材料にはアルミニウム A1100 を用いた。平板の厚さを $t_p = 0.3 \text{ mm}$ とした。コアは寺岡製作所製両面接着テープ No. 778K を用いて展張式によって製作し、図 1 に示すようにコアのセルサイズを $S = 17.3 \text{ mm}$ 、セル壁の厚さを $t_c = 0.04 \text{ mm}$ とした。

試験片の形状は図 2 に示すようにコアを二層に積層したものであり、Newport 社製接着シート NB-102 を用いて、コアの上下端面およびコア間に平板をそれぞれ一枚ずつ接着してある。以下、本論文では上下に接着した平板すなわち表面板について、衝突面となる平板を上板、もう一方の平板を下板と呼称する。また、コア間に挟んだ平板を中板、衝突面に近いコアを上層コア、残りのコアを下層コアとそれぞれ呼称する。

試験片の外形寸法は長さ $l = 200 \text{ mm}$ 、幅 $b = 200 \text{ mm}$ の正方形とした。本実験では表 2 に示すように、積層コアの高さの比率の影響を調べるためにコアの総高さ h ($=$ 上層コアの高さ h_1 + 下層コアの高さ h_2) を 30 mm 一定として、上層コアと下層コアの高さを変化させた 5 種類の試験片①～⑤を用意した。試験片①から⑤になるほど、上層コアの高さ h_1 は高くなる。本研究では、これら 5 種類の試験片について、それぞれ 5 本ずつ落錐衝撃試験を行った。

Fig. 1 The geometry of the honey-comb core

Fig. 2 The shape of the specimen

Table 1 The constituent materials of the specimens

Plate	Material	A1100
	Thickness: t_p [mm]	0.3
	Young's modulus: E [GPa]	70
Core	Material	A1100
	Thickness of cell wall: t_c [mm]	0.04
	Cell size: S [mm]	17.3
Adhesive sheet	NB-102, Made by Newport	
Double sided adhesive tape	No. 778K, Made by Teraoka Seisakusho	

Table 2 The core heights of the specimens

Specimen	①	②	③	④	⑤
Height of upper layer core: h_1 [mm]	5	10	15	20	25
Height of lower layer core: h_2 [mm]	25	20	15	10	5
Core height Ratio: $h_1 : h_2$	1 : 5	1 : 2	1 : 1	2 : 1	5 : 1

2.2 落錐衝撃試験方法

2.2.1 落錐試験機

図3に落錐試験機の概略図、表3に各測定器の詳細をそれぞれ示す。落錐衝撃試験は治具により周辺固定した試験片の中央に錘が衝突するように、初速を加えず自由落下させることにより行った。本試験で使用した錘の材質にはS45Cを用い、その質量を $m = 13.1$ kgとした。錘の先端部分の形状はJIS K 7211（硬質プラスチックの落錐衝撃試験方法通則）を参照し、半径 $R = 30$ mmの半球状とした。また、図4に治具による試験片固定方法の概略図を示す。試験片の周囲を治具とボルトで固定し、試験部を 140 mm $\times$ 140 mmとした。

実験に際しては、図3に示したように錘に加速度センサを取り付け、試験中に錘に生じる減速方向の加速度、すなわち減速度 D を動ひずみ測定器によって $\Delta t = 50$ μ sごとに測定した。また、試験機に取り付けた光電センサを用いて、錘の二点間（間隔 $L = 50$ mm）の通過時間 t' を測定した。ここで、試験開始前の錘の先端から光電センサの中央までの距離を $H = 500$ mm、光電センサの中央から試験片の上板までの距離を $H' = 54$ mmとし、試験開始前の錘の先端から試験片の上板までの距離である落錐高さを $H + H' = 554$ mmとした。

Fig. 3 Overview of the testing machine

Fig. 4 The method to peripherally clamp the specimen

Table 3 The details of the sensors

Accelerometer	ASD-A-1K, Made by Kyowa Electronic
Dynamic strainmeter	SDA-830C, Made by Tokyo Sokki
Optic sensor	FS-M1H, Made by Keyence
Counter	SC-7201, Made by Iwatsu

2.2.2 衝突直前速度および落錐エネルギーの算出方法

錘の衝突直前速度 v_0 は、落錐試験中の錘の加速度 a が錘と錘を支えるベアリングとの摩擦の影響などによって重力加速度 g よりも小さくなることを考慮し、錘の光電センサ間の通過時間 t' を用いて以下のようにして求めた。落錐高さが $H + H' = 554 \text{ mm}$ と比較的短いことから、落錐試験中の錘の加速度 a を落錐開始直後から衝突直前にわたって一定であるとする、試験機に取り付けた二つの光電センサにおける錘の通過時刻 t'_1, t'_2 は

$$\frac{at'_1{}^2}{2} = H - \frac{L}{2} \rightarrow t'_1 = \sqrt{\frac{2H-L}{a}} \quad (1)$$

$$\frac{at'_2{}^2}{2} = H + \frac{L}{2} \rightarrow t'_2 = \sqrt{\frac{2H+L}{a}} \quad (2)$$

となるから、錘の光電センサ間の通過時間 t' は

$$t' = t'_2 - t'_1 = \frac{\sqrt{2H+L} - \sqrt{2H-L}}{\sqrt{a}} \quad (3)$$

となる。よって、落錐試験中の錘の加速度 a は

$$a = \frac{4H}{t'^2} \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{L}{2H} \right)^2} \right] \approx \frac{4H}{t'^2} \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{L}{2H} \right)^2 = \frac{1}{2H} \left(\frac{L}{t'} \right)^2 \quad (4)$$

となる。ここで、

$$(L/2H)^2 = 2.5 \times 10^{-3} \ll 1 \quad (\because L = 50 \text{ mm}, H = 500 \text{ mm} \text{ as shown in figure 3}) \quad (5)$$

であることを利用した。したがって、錘の衝突直前速度 v_0 を錘の光電センサ間の通過時間 t' から算出するための計算式として

$$v_0 = \sqrt{2a(H+H')} = \frac{L}{t'} \sqrt{1 + \frac{H'}{H}} \quad (6)$$

が得られる。また、落錐エネルギー U_0 は

$$U_0 = \frac{1}{2} m v_0^2 \quad (7)$$

より算出できる。

2.2.3 荷重、変位およびエネルギー吸収量の算出方法

錘が試験片に衝突してから t 秒後における錘および試験片に作用する荷重 $P(t)$ 、ならびに錘の変位 $\delta(t)$ は錘の質量 m 、減速度 $D(t)$ および衝突直前速度 v_0 を用いて、以下の式 (8) および式 (9) よりそれぞれ求められる。

$$P(t) = mD(t) \quad (8)$$

$$\delta(t) = \int \left(v_0 - \int D(t) dt \right) dt \quad (9)$$

また、試験片のエネルギー吸収量 E は錘に作用した仕事量に相当すると考えられ、次式より求められる。

$$E = \int P d\delta \quad (10)$$

なお、本実験によって得られる減速度 D のデータはサンプリング間隔が Δt の離散値であるため、式 (9) および式 (10) における積分は数値積分を用いて計算する。

3. 実験結果および考察

3.1 衝突直前速度および落錐エネルギー

本実験から得られた衝突直前速度 v_0 および落錐エネルギー U_0 の平均値と標準偏差をそれぞれ表 4 に示す。表 4 より、すべての試験片に対して衝突直前速度 v_0 を約 3.2 m/s (落錐エネルギー U_0 は約 66 J) 一定として落錐衝撃試験が実施されたことを確認した。

Table 4 The impact velocity and the impact energy

Specimen	Impact velocity v_0 [m/s]	Impact energy U_0 [J]
①	3.18 (9.30×10^{-3})	66.2 (0.39)
②	3.17 (4.52×10^{-2})	65.7 (1.86)
③	3.17 (4.39×10^{-2})	65.7 (1.80)
④	3.16 (4.34×10^{-2})	65.6 (1.78)
⑤	3.18 (1.11×10^{-2})	66.3 (0.46)

Indicated value: Average (Standard deviation)

3.2 荷重—変位線図

図4に、各試験片から得られた荷重—変位線図の一例を示す．参考文献(22)で既に報告しているように、荷重—変位線図は落錐エネルギーに依存しないことから、落錐エネルギーが本実験で与えた値とは異なる場合でも、同様の傾向を有する荷重—変位線図が得られると考えられる．

図4より、すべての試験片において荷重 P は錘が上板に接触した直後 ($\delta = 0$ mm) から変位 δ に対して直線的に上昇し、ピークに到達した．荷重 P のピークは試験片②～④からは三度 ($p_1(P_1, \delta_1)$, $p_2(P_2, \delta_2)$, $p_3(P_3, \delta_3)$)、試験片①、⑤からは二度確認され、これらのピークは最後のピークで最大となることが分かる．本研究では、原点から荷重 P の最後のピークまでのエネルギー吸収量を試験片が吸収できるエネルギーの限界量 E_S (以下、エネルギー吸収限界量と呼称する) とし、この区間を本研究の研究対象とする．さらに、各ピーク間 (原点～ p_1 , $p_1 \sim p_2$, $p_2 \sim p_3$) のエネルギー吸収量をそれぞれ E_1 , E_2 , E_3 とおき、3.3にて比較と考察を行う．

Fig. 4 The example of the load—displacement curve

最後のピーク p_3 以外のピーク p_1 , p_2 の後、HSPの全面圧縮時にみられる荷重変動の小さいプラトー領域と同様の傾向を示す区間が現れ、その後の荷重 P の再上昇は錘が中板あるいは下板の位置 ($\delta \simeq h_1$ あるいは $\delta \simeq h = 30$ mm) に近づいたときであった．以下、荷重 P が変位 δ に対して直線的に上昇する区間を荷重上昇領域、プラトー領域と同様の傾向を示す区間を荷重平衡領域と呼称する．また、ピーク p_1 , p_2 , p_3 到達直前の荷重上昇領域をそれぞれ一次荷重上昇領域、二次荷重上昇領域、三次荷重上昇領域、ピーク p_1 , p_2 到達直後の荷重平衡領域をそれぞれ一次荷重平衡領域、二次荷重平衡領域と呼称する．なお、すべての試験片において、荷重 P の最後のピーク p_3 を経た後、変位 δ が最大値をむかえ、その後弾性回復した．原点から変位 δ が最大値に到達した点までのエネルギー吸収量と落錐エネルギー U_0 がほぼ一致したことから、落錐エネルギーのほとんどが試験片の変形に費やされたことを確認した．

図5に、試験後の試験片に形成された凹みの写真を示す．図5は図4に示した実験結果のうち、試験片②のものである．図5より、すべての平板 (上板、中板、下板) の凹みは錘先端の形状に押しつぶされていることが分かる．上板に形成された凹みの中心と上板の試験前の位置との距離は、図4における弾性回復後、荷重 P が0になったときの変位 δ と一致した．また、写真をみて分かるように、すべての平板に形成された凹みの中心近傍に

Fig. 5 The feature of the specimen after the test; Specimen ② ($h_1 = 10$ mm, $h_2 = 20$ mm)

はセル壁に沿って進展したき裂が観察された．これらのき裂は錘接触部と非接触部の境界から発生しており，開口していることから，しぼり加工による引張応力の負荷により生じたと考えられる．

以上より，荷重—変位線図と試験片の変形との関係について，次のようにまとめられる．荷重 P のピーク p_1, p_2, p_3 は HSP を構成する三枚の平板に，上板から下板にかけて順番にき裂が発生することによって現れ，それぞれのピークが現れる前の荷重上昇領域はき裂が発生する前の平板に対する錘の押込みによる凹みの形成によって現れたと考えられる．荷重平衡領域はコアの圧潰に加え，錘による平板のさらなる押込み変形と発生したき裂の進展によって現れたと考えられ，これは全面圧縮の場合にみられるプラトー領域と異なる^{(7)~(9) (19) (20)}．

また，前述したように図 4 において，一次および二次荷重平衡領域を経た後に荷重 P が再上昇するときの変位 δ と中板および下板の位置が同程度であったことから，1) $\delta \simeq h_1$ までは中板以下（中板，下層コア，下板）の変形は小さかったこと，2) $\delta \simeq h = 30$ mm までは下板の変形は小さかったこと，3) 中板あるいは下板の変形はその上に接着された上層コアあるいは下層コアが十分に緻密化してから生じたことが考えられる．

さらに，試験片①，⑤から確認された荷重 P のピークが二度であった理由は以下のように考えられる．試験片②～⑤の荷重 P の一度目のピークはすべて，変位 δ が約 7 mm ($< h_1$) のときに発生している．一方，試験片①の荷重 P の一度目のピークは変位 δ が約 10 mm ($> h_1$) のときに発生していることから，試験片①では，上板にき裂が発生する前に錘が中板に到達し，試験片①の荷重 P の一度目のピークは中板にき裂が発生することで現れたと考えられる．すなわち，試験片①の二度のピークはそれぞれ p_2, p_3 に相当すると考えられる．同様に，試験片⑤の二度のピークはそれぞれ p_1, p_3 に相当すると考えられる．

以下では，本実験によって得られた荷重—変位線図について，荷重上昇領域，荷重のピーク，荷重平衡領域の順に考察し，次節にて各試験片のエネルギー吸収量について比較と考察を行う．

3.2.1 荷重上昇領域

荷重 P が荷重上昇領域で変位 δ に対して直線的に上昇した理由は以下のように考えられる．参考文献 (17) で報告したように，先端が本落錘衝撃試験の錘と同じ半径 $R = 30$ mm の半球状の圧子を用いて局部圧縮疲労試験を行った場合，破壊起点となるき裂発生位置にかかる荷重は最高深しぼり荷重から計算できることが分かっている．また，試験開始直後の変位（圧子押込み量） δ とき裂発生位置との関係を球の幾何学的関係から説明できたので，最高深しぼり荷重と試験開始直後の変位の間には次式の関係が成り立つ．

$$P \propto \sqrt{2R\delta - \delta^2} \quad (11)$$

この関係は疲労試験結果から導かれたものであるが，力のつりあいと試験開始後の変位は本落錘衝撃試験でも同様の扱いとなるので，今回得られた結果にも当てはめられる．式 (11) において，特に非線形性を示す $\delta = 0$ 近傍の範囲は，本落錘衝撃試験では錘が各平板に接触する前後であり，その力学的挙動は不安定である．また，荷重—変位線図が直線性を示した変位範囲は錘先端の半径と比べて小さいことから，式 (11) は直線近似できると判断される．その結果，各荷重上昇領域で荷重—変位線図の傾きはみかけ上直線的であったと考えられる．

以下，荷重上昇領域における荷重—変位線図の傾きを変形抵抗と呼称し，一次，二次，三次荷重上昇領域における変形抵抗をそれぞれ K_1, K_2, K_3 とおく．図 6 に，変形抵抗 K_1, K_2, K_3 とその平均を上層コアの高さ h_1 に対してそれぞれ示す．図 6 より，変形抵抗 K_1, K_2, K_3 と上層コアの高さ h_1 の相関はみられず，これらの平均値はすべ

Fig. 6 The deformation resistances

てほぼ等しい値（約 145 kN/m）をとることが分かる．変形抵抗に及ぼす各層のコア高さの影響が確認できなかったことから，コアによる押込みの抑制効果は小さく，各平板による押込みの抑制効果が大きく影響していたことになる．このようになった理由として，今回の実験で用いたコアのセル壁の厚さが $t_c = 0.04$ mm と薄かったこと，およびコアが十分に緻密化する前に荷重 P のピークが現れたことが考えられる．また，変形抵抗は大きいもので約 200 kN/m，小さいもので約 70 kN/m とばらついた．変形抵抗のばらつきの原因として以下のことが考えられる．例えば，円板の平面曲げにおける最大たわみは支持点間距離に依存する．凹みの外周部をこの円板の外周部支持点とみなせば，凹み外周部の大きさあるいは形状の違いが変形抵抗の大きさに影響を及ぼしたと考えられる．

3.2.2 荷重のピーク

図 7 および図 8 に，荷重 P の各ピーク p_1, p_2, p_3 における変位 $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ および荷重 P_1, P_2, P_3 を上層コアの高さ h_1 に対してそれぞれ示す．図 7 中の実験式については次章にて詳述する．また，図 8 中の P_1, P_2, P_3 に関する直線はそれぞれの平均を表す．

Fig. 7 The displacement at the peak loads

Fig. 8 The peak loads

図7より、変位 δ_1 および変位 δ_3 は上層コアの高さ h_1 によらず一定値をとり、変位 δ_2 は上層コアの高さ h_1 に対して直線的に増加することが確認された。したがって、変位 δ_1 が一定値をとることから、上層コアの高さ h_1 は上板の変形に影響しないことが分かった。変位 δ_2 が上層コアの高さ h_1 に対して直線的に変化した理由は、上層コアの高さ h_1 が高くなるにつれて、コアが緻密化するまでに必要な変位が増加するためであると考えられる。変位 δ_3 が一定値であった理由は、各試験片のコアの総高さ h が等しいためであると考えられる。

次に、ピークにおける荷重に注目すると、図8より、すべての試験片において、 P_1, P_2, P_3 はそれぞれ上層コアの高さ h_1 によらずほぼ一定値をとった。これは、3.2.1で述べたようにコアによる押込みの抑制効果は小さく、各平板による押込みの抑制効果が大きく影響していたことによる。また、これらの荷重は P_1, P_2, P_3 の順に大きくなることが分かる。これは、二枚目以降の平板が変形し始めるには、それぞれの平板の上に接着されたコアを緻密化させた後、緻密化したコアとその上に接着された平板すべてをさらに変形させるための力が必要であるためと考えられる。

図5にみられたように、各平板に生じたき裂はしぼり加工による引張応力の負荷によるものと考えられる。また、参考文献(22)で既に報告しているように、荷重 P_1, P_2, P_3 には最高深しぼり応力が大きく影響する。そこで、最高深しぼり応力の式⁽²³⁾を参考にして、上板および下板のき裂発生点の破壊時の応力を以下のように求めた。

まず、上板におけるき裂発生点の破壊時の応力 σ_1 は次式で与えられる。

$$\sigma_1 = \frac{P_1}{2\pi r_1 t_p} \quad (12)$$

ここで、 r_1 は上板におけるき裂発生位置から凹みの中心までの最短距離である。応力 σ_1 が平板の材質の引張強度 σ_B に等しいとすると、荷重 P_1 と距離 r_1 の関係式として

$$P_1 = 2\pi t_p \sigma_B \cdot r_1 \quad (13)$$

が得られる。図9に本実験から得られた試験片②～⑤の荷重 P_1 と距離 r_1 の関係を示す。図中には平板の材質である A1100 材の引張強度を用いて、 $\sigma_B = 100 \text{ MPa}$ とした場合の式(13)による理論直線も示す。図9より、実験結果が理論値とよくあうことから、荷重 P_1 は上板にき裂が発生するときの荷重であることが確認された。また、荷重 P_1 のばらつきはき裂発生点に依存していたと判断される。

Fig. 9 The relationships between the 1st peak load and the distance to crack on the top face sheet

Fig. 10 The relationships between the 3rd peak load and the distance to crack on the bottom face sheet

同様に、ピーク p_3 において、緻密化した上層コアと下層コア、ならびにその上に接着された上板と中板をさらに変形させるための力の総和が、3.2.3 にて詳述する二次荷重平衡領域の最低荷重 P_b^* であるとして近似すると、下板におけるき裂発生点の破壊時の応力 σ_3 は次式で与えられる。

$$\sigma_3 = \frac{P_3 - P_b^*}{2\pi r_3 t_p} \quad (14)$$

ここで、 r_3 は下板におけるき裂発生位置から凹みの中心までの最短距離である。式 (12) と同様に、 $\sigma_3 = \sigma_B$ とすると、荷重 $P_3 - P_b^*$ と距離 r_3 の関係式として

$$P_3 - P_b^* = 2\pi t_p \sigma_B \cdot r_3 \quad (15)$$

が得られる。図 10 に本実験から得られた試験片①～④の荷重 $P_3 - P_b^*$ と距離 r_3 の関係、および $\sigma_B = 100$ MPa とした場合の式 (15) による理論直線を示す。図 10 より、上板の場合と同様に、実験結果が理論値とよくあうことが分かる。中板におけるき裂発生位置と凹みの中心までの最短距離の測定は困難であるため、中板におけるき裂発生点の破壊時の応力は求められないが、上板および下板と同様の傾向があると考えられる。

3.2.3 荷重平衡領域

一次荷重平衡領域および二次荷重平衡領域における荷重 P の平均値をそれぞれ P_a, P_b 、最低値をそれぞれ P_a^*, P_b^* とおき、図 11 に、 P_a, P_b, P_a^*, P_b^* とその平均を上層コアの高さ h_1 に対してそれぞれ示す。前述したように、荷重平衡領域はコアの圧潰に加え、錘による平板のさらなる押込み変形と発生したき裂の進展によって現れたと考えられ、荷重平衡領域における荷重 P は、コアが緻密化するまでに必要な力と平板を押込む力の合力であると考えられる。

また、荷重 P_1, P_2, P_3 の場合と同様に、二次荷重平衡領域では下層コアが緻密化するまでに必要な力と中板を押込む力に加え、緻密化した上層コアと上板をさらに変形させるための力が必要であるため、 $P_a < P_b$ および $P_a^* < P_b^*$ となることが分かる。さらに、荷重 P_a, P_b, P_a^*, P_b^* も上層コアの高さ h_1 によらずほぼ一定値をとったことから、コアによる押込みの抑制効果は小さく、各平板による押込みの抑制効果が大きく影響していたといえる。

図 11 において、 $P_b \simeq 2 P_a, P_b^* \simeq 2 P_a^*$ となっている。これは、二次荷重平衡領域において、緻密化した上層コアと上板をさらに変形させるための力の和が、下層コアが緻密化するまでに必要な力と中板を押込む力の和とほ

Fig. 11 The average and the minimum of the load in the load equilibrium region

Fig. 12 The absorption energies

ほぼ同程度であったためと考えられる．なお，錘の寸法が小さく，錘が上板を貫通した後に中板に到達する場合などでは，二次荷重平衡領域において，上板をさらに変形させるための力が大幅に減少し， P_a と P_b ， P_a^* と P_b^* のそれぞれの関係は本実験の結果 ($P_b \simeq 2 P_a$ ， $P_b^* \simeq 2 P_a^*$) とは異なると考えられる．

3.3 エネルギー吸収量

図 12 に，エネルギー吸収量 E_1, E_2, E_3, E_S を上層コアの高さ h_1 に対してそれぞれ示す．図中の実験式については次章にて詳述する．なお，試験片①ではピーク p_1 が現れないことから， E_1 と E_2 を分離できないため，図中には $E_1 + E_2$ の値を示す．同様に，試験片⑤ではピーク p_2 が現れないため，図中には $E_2 + E_3$ の値を示す．図 12 より， E_1, E_2, E_3 の総和であるエネルギー吸収限界量 E_S は上層コアの高さ h_1 に対して，ほぼ直線的に減少した．この理由について，エネルギー吸収量 E_1, E_2, E_3 を用いて説明する．

まず， E_1 は上層コアの高さ h_1 によらず一定値をとった．これは図 7 および図 8 より，ピーク p_1 における変位 δ_1 および荷重 P_1 が上層コアの高さ h_1 によらず一定であったためである．次に，上層コアの高さ h_1 に対して， E_2 は直線的に増加し， E_3 は直線的に減少した．これは，図 8 および図 11 より，ピーク $p_1 \sim p_2$ 間の荷重 (P_1, P_2, P_a, P_a^*) とピーク $p_2 \sim p_3$ 間の荷重 (P_2, P_3, P_b, P_b^*) が上層コアの高さ h_1 によらず一定値をとった一方で，図 7 より，上層コアの高さ h_1 が高くなるにつれてピーク $p_1 \sim p_2$ 間の変位量 $\delta_2 - \delta_1$ が直線的に増加し，ピーク $p_2 \sim p_3$ 間の変位量 $\delta_3 - \delta_2$ が直線的に減少したためである．

また，上層コアの高さ h_1 に対する傾きの絶対値は E_2 よりも E_3 の方が大きくなった．これは図 8 および図 11 より，ピーク $p_2 \sim p_3$ 間の方がピーク $p_1 \sim p_2$ 間よりも大きい荷重で推移したためである．以上より，エネルギー吸収限界量 E_S は，上層コアの高さ h_1 に対して，ほぼ直線的に減少したのである．

4. 設 計 指 針

本実験結果より，二層積層 HSP の荷重—変位線図について，上層コアの高さ h_1 が高いほど，荷重 P の二度目のピーク（試験片①では一度目のピーク） p_2 の発生する変位 δ_2 が大きくなることが分かった．エネルギー吸収量については，上層コアの高さ h_1 が高いほど，エネルギー吸収限界量 E_S は小さくなることが分かった．一方で，上層コアの高さ h_1 が高いほど，ピーク p_2 到達前の比較的小さい荷重で吸収できるエネルギー量 E_2 は大きくなり，より大きい荷重で吸収するエネルギー量 E_3 は小さくなることが分かった．

前章で述べたように，二層積層 HSP においてコアによる押込みの抑制効果が小さく，各平板による押込みの抑制効果が大きい場合，荷重に関するパラメータ（変形抵抗 K_1, K_2, K_3 ，ピークにおける荷重 P_1, P_2, P_3 ，荷重平衡領域における荷重の平均値 P_a, P_b および最小値 P_a^*, P_b^* ）は上層コアの高さ h_1 に関係なくほぼ一定値をとった．さらに，変形抵抗 K_1, K_2, K_3 についてはすべてほぼ等しい値をとった．そこで，本研究では設計指針として，二層積層 HSP の荷重—変位線図を直線で近似したエネルギー吸収モデルを作成し，荷重に関するパラメータから，積層コアの高さの比率，すなわちコアの総高さ h を一定として上層コアの高さ h_1 の値を変えた場合における荷重の各ピーク p_1, p_2, p_3 の生じる変位 $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ ，およびエネルギー吸収量 E_1, E_2, E_3, E_S を見積もる方法を提案する．

4.1 エネルギー吸収モデルによる荷重のピークが生じる変位とエネルギー吸収量の見積方法

図 13 に作成したエネルギー吸収モデルを示す．本エネルギー吸収モデルにおいて，荷重 $P_1, P_2, P_3, P_a, P_b, P_a^*, P_b^*$ はすべて上層コアの高さ h_1 に依存しないとする．また，すべての荷重上昇領域で変位 δ に対する荷重 P の傾きを K_c として直線近似し，一次荷重平衡領域および二次荷重平衡領域における荷重をそれぞれ P_a, P_b で一定とする．ここで，一次荷重平衡領域から二次荷重上昇領域に移行するときの荷重を P_a^* ，変位を上層コアの高さ h_1 と等しいとして近似する．同様に，二次荷重平衡領域から三次荷重上昇領域に移行するときの荷重を P_b^* ，変位をコアの総高さ h と等しいとして近似する．

なお，試験片①にみられたように $h_1 < \delta_1$ となる場合には，原点 $\sim p_1$ 間を図 13 右の実線で示すように折れ線近似する．これは試験片⑤にみられたように， $h < \delta_2$ となる場合についても同様である．ここで，変位 δ_1 および δ_2 の値は後述の式 (16) および式 (17) によって求める．

本エネルギー吸収モデルを用いて，コアの総高さ h を一定として上層コアの高さ h_1 の値を変えた場合の変位 $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ ，およびエネルギー吸収量 E_1, E_2, E_3, E_S を以下のようにして見積もる．

Fig. 13 The energy absorption model

- (1) 荷重のピークが三度現れる，適当な積層コアの高さの比率を持たせた二層積層 HSP（コアの総高さ h ）から荷重に関する各パラメータ（ $K_c, P_1, P_2, P_3, P_a, P_b, P_a^*, P_b^*$ ）を取得する．ここで， K_c には変形抵抗 K_1, K_2, K_3 の平均値を用いる．
- (2) 荷重の各ピーク p_1, p_2, p_3 の生じる変位 $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ を次式より求める．

$$\delta_1 = \frac{P_1}{K_c} \quad (16)$$

$$\delta_2 = h_1 + \frac{P_2 - P_a^*}{K_c} \quad (17)$$

$$\delta_3 = h + \frac{P_3 - P_b^*}{K_c} \quad (18)$$

- (3) 各エネルギー吸収量 E_1, E_2, E_3, E_S を次式より求める．

$$E_1 = \frac{P_1^2}{2 K_c} \quad \left(\frac{P_1}{K_c} \leq h_1 \leq h \right) \quad (19)$$

$$E_2 = P_a \left(h_1 - \frac{P_1}{K_c} \right) + \frac{P_2^2 - P_a^{*2}}{2 K_c} \quad \left(\frac{P_1}{K_c} \leq h_1 \leq h - \frac{P_2 - P_a^*}{K_c} \right) \quad (20)$$

$$E_1 + E_2 = \frac{(P_1 + P_a^*)(K_c h_1 - P_a^*) + P_2^2}{2 K_c} \quad \left(0 \leq h_1 < \frac{P_1}{K_c} \right) \quad (21)$$

$$E_3 = P_b \left(h - h_1 - \frac{P_2 - P_a^*}{K_c} \right) + \frac{P_3^2 - P_b^{*2}}{2 K_c} \quad \left(0 \leq h_1 \leq h - \frac{P_2 - P_a^*}{K_c} \right) \quad (22)$$

$$E_2 + E_3 = P_a \left(h_1 - \frac{P_1}{K_c} \right) + \frac{(P_2 + P_b^*) \{ K_c (h - h_1) - (P_b^* - P_a^*) \} + P_3^2 - P_a^{*2}}{2 K_c} \quad \left(h - \frac{P_2 - P_a^*}{K_c} < h_1 \leq h \right) \quad (23)$$

$$E_S = E_1 + E_2 + E_3 \quad (24)$$

4.2 本見積方法の検証

本方法の有効性について検証するため，例として，試験片③の実験値を用い，上層コアの高さ h_1 に対する変位 $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ とエネルギー吸収量 E_1, E_2, E_3, E_S の変化を見積もった．試験片③の実験値を表 5 に示す．表 5 の値を用いて，式 (16)～式 (18) によって得られた計算値は図 7 に示したとおりである．また，式 (19)～式 (24) による計算値は図 12 に示したとおりである．図 7 および図 12 より，実験値と計算値がよく合うことが確認された．さらに，図中の試験片③（ $h_1 = 15 \text{ mm}$ ）における実験値と計算値の間の誤差はモデル化による誤差であるといえる．

表 5 に示した各パラメータは，積層コアの高さの比率の異なる試験片②，④であってもほぼ等しい値であるため，試験片③の代わりに試験片②あるいは試験片④の実験値を用いても，図 7 および図 12 に示したものとほぼ同様の計算値が得られる．したがって，荷重のピークが三度現れる，適当な積層コアの高さの比率を持たせた二層積層

Table 5 The experimental values of Specimen ③

h [mm]	K_c [kN/m]	P_1 [kN]	P_2 [kN]	P_3 [kN]	P_a [kN]	P_b [kN]	P_a^* [kN]	P_b^* [kN]
30	147	0.87	1.72	2.85	0.86	1.83	0.79	1.68

HSP から表 5 に示した各パラメータを取得し、式 (16)～(24) を用いることで、積層コアの高さの比率を変えた場合における荷重の各ピークの生じる変位、およびエネルギー吸収量を見積もることができることが確認された。

5. 結 言

コアの総高さを 30 mm 一定として、積層コアの高さの比率を変化させた二層積層ハニカムサンドイッチパネルを用いて落錘衝撃試験を行い、以下の結論が得られた。

- (1) 荷重—変位線図において、上層コアの高さが 5 mm および 25 mm の試験片からは荷重のピークが二度、上層コアの高さが 10 ～ 20 mm の試験片からは荷重のピークが三度確認された。
- (2) 荷重の最後のピークに至るまでの荷重—変位線図には、荷重上昇領域と荷重平衡領域が存在した。
- (3) 荷重上昇領域における変形抵抗、ならびに荷重平衡領域における荷重変動に及ぼすコア高さの影響はみられなかった。
- (4) ピークにおける荷重は平板と緻密化したコアの影響を受けて発生した順に大きくなったが、コア高さの影響はみられなかった。
- (5) 上層コアの高さが低いほど、エネルギー吸収限界量は大きくなった。一方、上層コアの高さが高いほど、荷重の大きい二度目の荷重のピークが現れる変位が大きくなるため、小さい荷重で吸収できるエネルギー量が大きくなった。
- (6) 本実験結果から、二層積層 HSP のエネルギー吸収モデルを作成した。作成したエネルギー吸収モデルを用いて、二層積層 HSP の基礎的実験データから、積層コアの高さの比率を変えた場合における荷重の各ピークの生じる変位、およびエネルギー吸収量を見積もることができることを確認した。

文 献

- (1) 宮入裕夫, サンドイッチ構造の基礎 (1999), pp. 17-28, 日刊工業新聞社.
- (2) 先端材料技術協会 (監修), 佐藤孝 (編集), ハニカム構造材料の応用 (2002), シーエムシー.
- (3) 先端材料技術協会 (監修), 野口元 (編集), ハニカム構造の応用と機能—ハニカム構造材料からナノハニカム構造まで— (2008), シーエムシー.
- (4) 武市通文, 奥野澄生, 岡崎正人, 鶴田仁, “ 高速鉄道車両用アルミニウム合金製車体構造の強度特性 (第 1 報, ろう付ハニカムサンドイッチパネルの静的強度特性と車体構造の強度信頼性評価) ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 68, No. 666 (2002), pp. 319-326.
- (5) 武市通文, 奥野澄生, 岡崎正人, 鶴田仁, “ 高速鉄道車両用アルミニウム合金製車体構造の強度特性 (第 2 報, ろう付ハニカムサンドイッチパネルの疲労強度特性と車体構造の強度信頼性評価) ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 68, No. 666 (2002), pp. 327-334.
- (6) 武市通文, 奥野澄生, 鶴田仁, 岡崎正人, 廣瀬進, “ 高速鉄道車両用アルミニウム合金製車体構造の強度特性 (第 3 報, 実物大車体の圧力疲労試験による強度信頼性評価) ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 68, No. 666 (2002), pp. 335-342.
- (7) 康井義明, 粕谷平和, 森山裕幸, 國本隆, 馬場武明, 奥戸行一郎, “ 衝撃荷重を受ける多段積層ハニカムパネルの緩衝特性 ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 61, No. 589 (1995), pp. 1979-1985.
- (8) 小笠原永久, 白鳥正樹, 宮原進, 干強, “ ハニカム構造材料の衝撃吸収特性に関する研究 (第 1 報, 準静的状態における逐次座屈現象) ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 63, No. 608 (1997), pp. 774-779.
- (9) 小笠原永久, 白鳥正樹, 宮原進, 干強, 宮野篤, “ ハニカム構造材料の衝撃吸収特性に関する研究 (第 2 報, 衝撃圧潰応力の評価) ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 63, No. 616 (1997), pp. 2575-2579.

- (10) Fleck, N.A. and Deshpande, V.S., “The Resistance of Clamped Sandwich Beams to Shock Loading”, *Transactions of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, Vol. 71, No. 3 (2004), pp. 386-401.
- (11) 小笠原永久, 千葉矩正, 別府万寿博, 河島庸一, 小林英治, 菊地祐仁, “減肉ハニカム材料の衝撃圧潰荷重式の提案”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 74, No. 746 (2008), pp. 1314-1320.
- (12) Ogasawara, N., Chiba, N., Kobayashi, E. and Kikuchi, Y., “Crushing Strength of Aluminum Honeycomb with Thinning Cell Wall”, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 4, No. 8 (2010), pp. 1338-1345.
- (13) Miller, W., Smith, C.W. and Evans, K.E., “Honeycomb Cores with Enhanced Buckling Strength”, *Composite Structures*, Vol. 93, No. 3 (2011), pp. 1072-1077.
- (14) 渡邊正憲, 大塚年久, 田村宏, 小林志好, “ハニカムサンドイッチパネルの衝撃特性に関する研究”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 69, No. 678 (2003), pp. 257-264.
- (15) 野村聡一, 大塚年久, 田村宏, 小林志好, “ハニカムサンドイッチ曲面板の曲げ特性に関する研究”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 69, No. 679 (2003), pp. 671-677.
- (16) Rathbun, H.J., Radford, D.D., Xue, Z., He, M.Y., Yang, J., Deshpande, V., Fleck, N.A., Hutchinson, J.W., Zok, F.W. and Evans, A.G., “Performance of Metallic Honeycomb-core Sandwich Beams under Shock Loading”, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 43, No. 6 (2006), pp. 1746-1763.
- (17) 小林志好, 大塚年久, 辻田勝人, 安部勇仁, 岸本喜直, “周辺固定されたハニカムコアサンドイッチパネルの局部圧縮疲労”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 77, No. 775 (2011), pp. 415-426.
- (18) 小林志好, 大塚年久, 田村宏, 佐藤岳大, 中島裕之, “二層積層アルミハニカムサンドイッチパネルの曲げ特性に関する研究”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 72, No. 724 (2006), pp. 2050-2057.
- (19) 佐藤岳大, 小林志好, 大塚年久, 田村宏, “二層積層アルミハニカムサンドイッチパネルの圧縮特性に及ぼす積層コアそれぞれの高さの影響”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 73, No. 727 (2007), pp. 440-446.
- (20) 佐藤岳大, 小林志好, 大塚年久, 田村宏, “二層積層アルミハニカムサンドイッチパネルの圧縮特性に及ぼす積層コアそれぞれのセル壁厚さの影響”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 73, No. 730 (2007), pp. 744-750.
- (21) 辻田勝人, 小林志好, 大塚年久, “周辺固定された二層積層ハニカムコアサンドイッチパネルの局部圧縮疲労”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 75, No. 758 (2009), pp. 1416-1423.
- (22) 小林志好, 大塚年久, 平原誠也, “二層積層ハニカムコアサンドイッチパネルの落錘衝撃特性”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 75, No. 758 (2009), pp. 1409-1415.
- (23) 福井伸二, 竹山寿夫, 吉田清太, 阿部邦雄, “深絞り加工の限界”, 日本機械学会誌, Vol. 55, No. 405 (1952), pp. 640-646.