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*

小林志好^{*1}, 大塚年久^{*1}, 辻田勝人^{*2}

安部勇仁^{*2}, 岸本喜直^{*1}

Local Compression Fatigue of Peripherally Clamped Honeycomb Sandwich Panel

Yukiyoshi KOBAYASHI^{*1}, Toshihisa OHTSUKA, Masato TUJITA,

Yuji ABE and Yoshinao KISHIMOTO

^{*1} Tokyo City University, Dept. of Mechanical Engineering
Tamadutsumi 1-28-1, Setagaya, Tokyo, 158-8557 Japan

When the honeycomb core sandwich panel (hereafter, HSP for brevity) is used as a floor panel, a dent is formed on the surface of it. If the depth of dent was deeper, it is changed into a new one. In order to change it efficiently, it is necessary to study a period for use as the floor panel applied the repetition of local compression load for the longitudinal direction of honeycomb core (hereafter, fatigue life for brevity). In this study, the local compression fatigue tests of peripherally clamped HSPs with different core height and different face sheet thickness were carried out by changing an applied load. A growth of dent in the direction of depth was measured during the test. From the obtained results, the follows were summarized; 1) In the growth curve of dent depth, there was a steady state region where the dent depth grew proportionally for the load repetition. 2) The stress state of face sheet on a contact surface with an indenter (hereafter, upper face sheet for brevity) governed the fatigue life of HSP as the floor panel. 3) There was no effect of core height and thickness of another face sheet on the fatigue life. 4) The fracture pattern changed from a tensile type to a shearing type when the thickness of upper face sheet was thick or the applied load was low.

Key Words : Laminated Construction, Fatigue, Honeycomb, Damage Evaluation

1. 緒 言

ハニカムコアサンドイッチパネル(以下HSPと称する.)は蜂の巣状のコア材を上下から二枚の平板(以下表面板と称す.)で挟み、接合した構造材料である。その特徴として軽量で比強度、比剛性に優れているという点が挙げられる^{(1)~(4)}。そのため現在、HSPは航空機の床材や車両の壁材等に使用されている^{(5)~(7)}。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^{(8)~(9)}。特に、HSPを床材として使用する場合、踏まれることによって局部圧縮荷重が負荷され、床材に凹凸が形成される。このようにして形成される凹凸が大きくなると、床材の取り替えが必要となる。このことから、局部圧縮荷重を繰返し受けるHSPのメンテナンスと、より安全な設計をするために、このような状況下におけるHSPの使用可能期間を決定することが望ましい。

そこで、床材として使用される状態を模擬するため、HSPを周辺固定し、その中心に局部圧縮荷重を繰返し負荷することで疲労試験を行い、HSPに生じる凹みの成長を調べることにした。実験を行うに際して、試験片の固定方法と圧子形状については飛翔体の衝突を模擬した落錘衝撃試験⁽¹⁰⁾で局所的な凹みを評価していることから、この実験方法を参考にした。

* 原稿受付 2010 年 8 月 6 日

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

^{*2} 学生員, 東京都市大学 大学院工学研究科 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)

E-mail: ykoba@tcu.ac.jp

今回の実験では、H S Pの構成材料である 1) コアの高さと 2) 表面板の板厚が疲労寿命に及ぼす影響を調べた。また、実験から圧子が接触している表面板に形成された凹みの周囲あるいは中心から、き裂が発生し破壊に至っていたことが確認されたので、表面板の板厚と負荷荷重を種々変化させた疲労試験を行い、観察された破壊起点における応力を解析した。

2. 実験方法

2・1 局部圧縮疲労試験

2・1・1 試験片 図 1 に試験片の全体図、図 2 にセルの形状、表 1 に構成材料をそれぞれ示す。尾張式でコアを作製しているため図 2 に見られるように、コアにはシングルウォール部に加え、セル壁が二重となるダブルウォール部が存在する。

試験片は、コア材の両面を接着シートを介して表面板で挟み、その状態で、150℃、2 時間電気炉で加熱成形して作製した。

Fig.1 Specimen of local compression fatigue test.

Fig.2 Cell

Fig.3 Method to peripherally clamp specimen.

Table 1 Specimen constituent material and size.

Face Sheet	Material	A1100
	Thickness [mm]	0.3, 0.6, 0.8, 1, 2
	Young's modulus[GPa]	70
Core	Material	A1100
	Thickness[mm]	0.04, 0.05
	Cell size[mm]	8.7
Adhesive sheet	NB102 made by Newport corporation	

Table 2 Condition of local compression fatigue test.

Maximum load [kN]	0.8, 1, 1.3
Stress ratio	0
Frequency [Hz]	1
Atmosphere	Room temperature

2・1・2 試験方法 局部圧縮疲労試験は、容量 98kN の電気油圧サーボ型疲労試験機を用いた。圧子の先端形状は、冒頭で述べたように、飛翔体の衝突を模擬した落錘衝撃試験⁽¹⁰⁾で局所的な凹みを評価していることから、この実験方法を参考にし、圧子の丸み半径を 30mm とした。

図 3 に、試験片固定方法の模式図を示す。試験片の周囲をボルトおよび当て板で固定し、試験部を 140 mm × 140 mm とした。試験片の下部には、たわむことができるスペース(30mm)を設けた。実験中は、ロードセルで荷重を、変位計で圧子が接触する表面板(以下、上表面板と称する。)の中央変位として圧子の変位を測定した。測

定された 1 サイクル中の上表面板中央変位における最下位の値を残留変位として扱った．試験の終了は，残留変位の著しい増加が確認された後とした．あるいは，繰返し数が 10^5 回を超えたときに，実験中に上表面板を観察して圧子接触部近傍にき裂が観察されず，残留変位の著しい増加が確認できなければ，実験を中断した．

コア高さの影響を調べる実験では，表面板の板厚を 0.3mm，セル壁厚さを 0.05mm とし，コア高さを $h_c=5, 10, 15, 20$ mm とした 4 種類の試験片を用いて，負荷最大荷重を 1kN で局部圧縮疲労試験を実施した．

表面板板厚の影響を調べる実験では，局部圧縮疲労試験の負荷最大荷重を 1kN，セル壁厚さを 0.05mm，コア高さを 20mm とした．表面板には，圧子が接触するもの（上表面板）と接触しないもの（以下，下表面板と称する．）があり，それぞれの板厚を 0.3, 1, 2mm とし，これらを組み合わせた合計 9 種類の試験片を用いた．これらの試験片の呼称は，試験片 上表面板板厚 下表面板板厚 と称することとする．例えば，上表面板板厚 0.3mm，下表面板板厚 0.3mm の試験片であれば，試験片 0.3 0.3 となる．また，上表面板板厚 0.3mm で，全ての下表面板板厚を含む場合は，試験片-0.3 とする．

破壊起点の応力解析を行うための実験では，セル壁厚さを 0.04mm，コア高さを 20mm とした．また，半球状の圧子を押し付けたときの破壊様式として，深しぼりあるいは打ち抜きから予想される引張破壊あるいはせん断破壊が考えられる．これらに影響を及ぼす因子として，1) 上表面板の板厚を 0.3, 0.6, 0.8mm，2) 負荷最大荷重を 0.8, 1, 1.3kN とし，これらを組み合わせた 9 条件の実験を行った．破壊起点の応力解析は，上記の 9 条件にあわせて，コア高さの影響を調べるための実験と表面板板厚の影響を調べるための実験から得られた破壊した試験片に関しても同様に行った．

2・2 単軸引張疲労試験 局部圧縮疲労試験における破壊の原因を考察する目的で，単軸引張疲労試験を行った．試験片は表 1 に記した表面板と同様の材料を使用し，材料の圧延方向が荷重方向と垂直になるようにして，図 4 に示す寸法に加工した．試験部は標点間距離 30mm で 20mm × 0.3mm である．疲労試験は容量 98kN の電気油圧サーボ型疲労試験機を用い，応力比 $R=0$ ，周波数 1Hz の正弦波状荷重下で行った．

Fig.4 Specimen of an axial loading fatigue test.

3 実験結果および考察

3・1 コア高さの影響

3・1・1 残留変位と繰返し数の関係 上表面板板厚 $t_{upper}=0.3$ mm，コア高さ h_c を 5～20mm まで変化させた試験片を用いて局部圧縮疲労試験を行い，変形挙動を調べた．図 5 に，残留変位と繰返し数の関係を示す．図 5 より，残留変位に及ぼすコア高さの影響は確認できなかった．同様な傾向は，二層積層ハニカムコアサンドイッチパネルの局部圧縮試験結果からも確認されているので，この理由はコア高さに依存する 2 つの性質，すなわち，曲げ剛性とコアの剛性が相反するためと考えられる⁽¹¹⁾．

また，全ての試験片の試験開始直後の残留変位は約 3mm であった．その後，全ての試験片の残留変位は繰返し数とともに直線的に増加し，図中に丸で囲ったプロット以降の領域から急激に増加した．

除荷過程では，圧子と試験片の間に隙間ができる．この隙間から目視により疲労試験中の上表面板の観察を行ったところ，図 5 中に丸で囲ったプロットに至る直前に，上表面板にき裂が発生し，進展していたことが観察された．以下，残留変位が初めに著しく増加した領域を遷移領域，直線的に増加した領域を定常領域，その後急激に増加した領域を過渡領域とそれぞれ呼ぶことにする．

定常領域は，過渡領域とは異なり，剛性が維持されており，変形が安定していた．また，全体の繰返し数の内占める割合が約 90% 以上であった．一方，過渡領域では大きく成長したき裂が上表面板に観察されたので，床材としての機能は失われていたことになる．そこで，過渡領域に至るまでの期間を疲労寿命 N_f であると判断した．

Fig.5 Effect of core height on residual displacement.
($t_{upper} = 0.3\text{mm}$)

(a) Crack initiated around dent ($N_f = 4.3 \times 10^4$)
(b) Crack initiated beneath dent ($N_f = 5.0 \times 10^2$)
Fig.6 Features of specimen after fatigue test.
($h_c = 15\text{mm}$).

3・1・2 試験後の試験片の観察 図6に、試験後の上表面板の様相の代表例として、コア高さ 15mm の試験片の写真を示す。図より、疲労寿命に至る直前に発生するき裂は、図(a)に示した凹みの周囲と図 (b)に示した凹みの中央のどちらかに存在した。図(a)より、凹みの周囲からき裂が発生した試験片は、曲げ応力の重畳が破壊に大きく影響を及ぼしていると考えられる。

一方、図(b)をみると、凹みは圧子の形状に押しつぶされている。また、その凹みの中央から発生したき裂は、圧子接触部と非接触部の境界に発生しており、開口している。これらのことから、このき裂は、しぼり加工による引張応力の重畳により生じたと考えられる。なお、試験開始直後の凹み形成時に曲げ応力は生じるが、凹み部分が塑性変形すると曲げ応力は緩和されるので、2回目以降の負荷時に曲げの影響は小さくなると考えられる。

3・1・3 疲労寿命 図7に、コア高さと疲労寿命の関係を示す。図は凹みの中央からき裂が発生した結果を白丸のプロットで、凹みの縁からき裂が発生した結果を黒丸のプロットでそれぞれ示してある。図7より、全てのコア高さにおいて、凹みの中央からき裂が発生した結果は凹みの縁からき裂が発生した結果より疲労寿命が短いことがわかる。このことから、H S Pの疲労寿命を安全に評価するためには凹みの中央からき裂が発生した結果を利用する必要があると言える。この場合の疲労寿命はそれぞれのコア高さにおいて大きな差は見られず、 10^3 から 10^4 回の範囲に分布していた。以下、凹みの縁からき裂が発生した結果を除き、凹みの中央からき裂が発生した結果について考察することとする。

Fig.7 Effect of core height on fatigue life.

3・2 表面板板厚の影響

3・2・1 残留変位と繰返し数の関係 コア高さ h_c を 20mm とし、表面板板厚を変化させた試験片を用いて局部圧縮疲労試験を行い、変形挙動を調べた。図 8 に、残留変位と繰返し数の関係を示す。図中には、局部圧縮疲労に及ぼす上表面板板厚と試験片の曲げ剛性の影響を調べる目的で、上表面板板厚 t_{upper} と下表面板板厚 t_{lower} として、それぞれ 0.3, 1, 2mm の 3 種類を用意した。例えば、上表面板板厚 0.3mm で下表面板板厚を変化させた実験の結果を比較することによって、局部圧縮疲労に及ぼす試験片の曲げ剛性の影響を調べることができる。

図 8 をみて分かるように、残留変位には下表面板板厚の影響は明確に現れず、上表面板板厚ごとにグループ分けできた。今回、図 8 に示した実験に関しては、実験中に下表面板の中央変位を測定したが、全ての試験片において変位は生じなかった。このことは、コア高さが 20mm と高かったために、試験片の曲げ剛性が高かったことが原因である。また、コア高さが高いと、コアの剛性および座屈強度は低くなる。このような場合には、圧子直下に存在するハニカムコアが圧縮されると、コアは容易に圧潰する。そのため、下表面板板厚が薄い場合でも、圧子直下のコアを介しての下表面板の押込みは抑制される。以上に述べた 2 つの理由から、残留変位に下表面板板厚の影響が明確に現れなかったと考えられる。したがって、今回の実験で上表面板板厚が最も薄い試験片-0.3 の残留変位からは、下表面板板厚に関わらず 3・1・1 項で述べたのと同様な傾向を示すことが確認できた。

上表面板板厚が最も厚い試験片-2 の残留変位は、試験開始直後から 10^4 回までの範囲では試験片-0.3 と異なり、ほとんど認められなかった。このことから、上表面板板厚がある程度以上厚くなることにより、圧子の押込みによる凹みが上表面板には形成されないことが分かった。すなわち、上表面板はしぼり加工されず、弾性的に負荷が繰返えされる状態にあったと考えられる。また、上表面板板厚が厚くなることにより、上表面板の曲げ剛性が高くなる。さらに、このことにより圧子直下のコアに掛かる圧縮荷重が低くなるので、このコアの圧潰が抑制される。これらの変形を抑制する効果により、圧子の押込みによる凹みが上表面板に形成されなかったと考えられる。

Fig.8 Effect of face sheet thickness on residual displacement.

10^4 回以降の残留変位は、繰返し数の増加にともない、徐々に大きくなり、破壊直前になると急激に増加した。なお、疲労試験中に目視による上表面板の観察を行ったところ、 10^4 回程度でき裂の発生が観察された。したがって、き裂の進展によって残留変位の増加が加速されたと考えられる。

試験片-1 の試験開始直後の残留変位は、約 1mm であった。この値は、試験片-0.3 の試験開始直後の残留変位（約 3mm）と比べると、約 3 分の 1 になっていた。このことから、圧子の押込みにより上表面板に凹みが形成される場合、その凹み深さ（試験開始直後の残留変位）は板厚に反比例すると考えられる。また、試験片-1 の残留変位は、試験片-2 と同様な傾向を示し、 10^4 回までは大きな変形はなく、破壊直前で急激に増加した。

図 8 から確認された試験片-1、試験片-2 の残留変位の特徴から、残留変位が急激に増加した領域を過渡領域、それまでの領域を定常領域と分類することとする。この定常領域は、全体の繰返し数の内占める割合が約 70% で

あった．また，過渡領域では大きく成長したき裂が上表面板に観察されたので，床材としての機能は失われていたことになる．そこで，試験片-0.3の場合と同様に，試験片-1と試験片-2の場合も過渡領域に至るまでの期間を疲労寿命 N_f であると判断した．

以上をまとめると，全体の繰返し数の内過渡領域に至るまでの占める割合は，試験片-0.3の場合は約 90% であるのに対して，試験片-1, 2の場合は約 70% であった．また，試験片-0.3では試験開始直後から残留変位は増加したが，試験片-1, 2ではき裂が発生する 10^4 回までの範囲では残留変位の増加は認められなかった．このような相違がみられた原因として，破壊形態が異なる可能性があげられる．そこで，試験片-1, 2の破面観察を行い，図 6 に示した試験片-0.3の破面写真との比較を行った．

3・2・2 試験後の試験片の観察 図 9 (a), (b) に，試験片-1と試験片-2の試験後の上表面板の様相の一例をそれぞれ示す．両図を図 6 と比較してみると，上表面板板厚が厚くなるにしたがい，圧子の形状に押しつぶされた部分の凹みの外周が小さくなっていることが確認された．また，凹みの中央に観察されたき裂は，上表面板板厚が 0.3mm のときは先に述べたように開口していたが，上表面板板厚が 1, 2mm のときは閉口しており，モード型のき裂に特有な現象である隣同士のき裂の上下方向の食い違いが観察された．このことから，上表面板板厚が厚い場合の疲労破壊は，引張型から，せん断型に遷移することが認められた．

Fig.9 Fracture patterns. ($t_{lower}=0.3\text{mm}$)

3・3 破壊起点の応力解析

3・3・1 破壊形態の遷移 3・2 節で，上表面板板厚が薄い場合の破壊形態は引張型，厚い場合の破壊形態はせん断型であることが分かった．本節では，破壊形態の遷移に関して詳細に調べるとともに，遷移条件を解明する．引張型あるいはせん断型の破壊は，応力に依存する．そこで，上表面板板厚と負荷最大荷重を種々変化させた疲労試験を行い，破壊形態が遷移する領域を詳細に調べることとした．

図 10 に，破壊形態が遷移する領域における残留変位線図の一例として，上表面板板厚 $t_{upper}=0.6\text{mm}$ ，負荷最大荷重 $P_{max}=0.8\text{kN}$ のときの結果を白丸，半黒丸，黒丸印で示す．図より，残留変位は全ての実験結果において，試験開始直後に約 1mm であるが，その後数回で約 2mm に増加していることが分かる．また，白丸印の結果は 5×10^4 回までの範囲で，その他の結果は実験を打ち切った 10^6 回近傍まで直線的な増加傾向を示した．この傾向は，上表面板板厚 $t_{upper}=0.3\text{mm}$ の定常領域までの結果と類似している．

図 11 に，破壊形態が遷移に至る前の試験後の試験片の様相の一例として，上表面板板厚 $t_{upper}=0.6\text{mm}$ ，負荷最大荷重 $P_{max}=0.8\text{kN}$ のときの結果を示す．図(a)には，図 10 中に白丸印で結果を示した試験片の試験後の様相を示している．図(b) には，半黒丸印で結果を示した試験片の破面様相を示している．両図をみて分かるように，試験片の中央には圧子の形状に沿った凹みが観察された．また，凹みの中央あるいはその周囲にき裂は観察されなかった．このことが図 5, 8 と比べて，残留変位が小さかった理由と考えられる．

しかし，図 11 (a)には，圧子の形状に沿った凹みの周りに，試験片の外周部にまで至る大きな凹みが観察された．この試験片の上表面板を試験中に目視で観察していたところ，残留変位が著しく増加し始めた繰返し数で凹みが外周部へと広がることを確認された．この凹みが形成された時期は， 5×10^4 回程度であり，試験片が引張型あるいはせん断型で破壊する時期と比べると，遅い．このことから，凹み周辺の健全なコアが疲労により中心か

Fig.10 Residual displacement curves in transition region.

($t_{upper}=0.6\text{mm}$, $P_{max}=0.8\text{kN}$)

(a) Wrinkling

(b) No wrinkling

Fig.11 dents observed on upper face sheet after test.

($t_{upper}=0.6\text{mm}$, $P_{max}=0.8\text{kN}$)

ら外側へ向けて徐々に座屈したと考えられる．このコアの座屈により，H S Pの上表面板部分で剛性を保てなくなる部分が徐々に大きくなり，凹みが拡大していったのである．

表3に，実験条件ごとに，破壊形態，疲労寿命，および，凹みの中心からき裂発生位置までの距離を示す．なお，今回の実験で着目した疲労破壊の要因が引張あるいはせん断であったので，応力に準じたパラメーターとして，負荷最大荷重値を板厚で除した値を表中に示した．また，表中に示した破壊形態は，図6 (a)に示した様相を曲げ型，図6 (b)に示した様相を引張型，図9に示した様相をせん断型，図11に示した様相を凹み型とそれぞれ分類した．

表4，5に，表3と同様に，3・1，3・2節で行った実験から，引張型とせん断型で破壊した試験片の疲労寿命と凹みの中心からき裂発生位置までの距離をそれぞれ示す．

表3より， P_{max}/t_{upper} が大きいと引張型で破壊し， P_{max}/t_{upper} が小さいとせん断型で破壊していることが分かる．また，本実験の範囲内においては， P_{max}/t_{upper} が 1.7kN/mm 以上 2.7kN/mm 以下のときの破壊形態は凹み型となり， P_{max}/t_{upper} が 1.3kN/mm 以上 1.6kN/mm 以下のときはせん断型と凹み型の破壊形態が混在した．

3・3・2 き裂の発生位置 図12に，凹みの中心からき裂発生位置までの距離と P_{max}/t_{upper} の関係を示す．なお，3・1節で疲労寿命に及ぼすコア高さの影響が認められなかったので，疲労寿命には上表面板の影響が大きく作用すると考え，図中には表3～5の結果を示してある．上表面板は圧子の形状に沿って塑性変形し，破壊起点となるき裂は圧子接触部と非接触部の境界に発生していた．そこで，き裂の発生位置は，圧子形状に幾何学的に依存すると仮定した．また，試験開始直後の残留変位は，3・2節で述べたように上表面板板厚に反比例していた．図8，10より，試験開始直後の残留変位は P_{max}/t_{upper} に比例していた．以上の結果より，試験開始直後の残留変位は P_{max}/t_{upper} に比例するので，凹みの中心からき裂発生位置までの距離は P_{max}/t_{upper} に依存すると考えられる．そこで，図13に，球の幾何学的関係とき裂発生位置との関係を示す．半球状をした圧子の押し込まれた部分を試験開始直後の残留変位 $Rd(1)$ とすると，球の幾何学的関係より， b は次式で与えられる．

$$b = \sqrt{2RI \cdot Rd(1) - Rd(1)^2} \quad (1)$$

ここで， RI は球の半径である．凹みの中心からき裂発生位置までの距離 r が b に比例すると仮定すると，

$$r = \alpha \times b \quad (2)$$

で表わせる．ここで， α は任意の定数である．また， $Rd(1)$ は P_{max}/t_{upper} に比例するので，

$$Rd(1) = \beta \times \frac{P_{\max}}{t_{\text{upper}}} \quad (3)$$

で表わせる．ここで， β は任意の定数である．(1)式に，(2)，(3)式を代入すると，

$$r = \alpha \sqrt{2RI \cdot \left(\beta \frac{P_{\max}}{t_{\text{upper}}} \right) - \left(\beta \frac{P_{\max}}{t_{\text{upper}}} \right)^2} \quad (4)$$

Table3 Fracture pattern.

Thickness of upper face sheet t_{upper} mm	Maximum load $P_{\max}$ kN	$P_{\max}/t_{\text{upper}}$ kN / mm	Fracture pattern	Fatigue life N_f $\times 10^4$	Distance from center to crack initiation site r mm
0.3	1.3	4.3	Tensile	6.10	6.10
			Bending	-	-
			Bending	-	-
	1.0	3.3	Tensile	0.74	6.05
			Tensile	0.25	5.14
			Tensile	0.50	5.14
0.6	0.8	2.7	Bending	-	-
			Dent	-	-
			Dent	-	-
	1.3	2.2	Dent	-	-
			Dent	-	-
			Dent	-	-
	1.0	1.7	Dent	-	-
			Dent	-	-
			Dent	-	-
0.8	0.8	1.3	Dent	-	-
			Dent	-	-
			Dent	-	-
	1.0	1.3	Shearing	17.4	4.80
			Shearing	7.30	4.80
			Dent	-	-
	1.3	1.6	Shearing	11.0	4.11
			Shearing	8.60	4.46
			Dent	-	-
0.8	1.0	1.3	Shearing	8.40	3.43
			Shearing	5.50	2.74
			Shearing	7.00	3.43
	0.8	1.0	Shearing	8.40	3.43
			Shearing	5.50	2.74
			Shearing	7.00	3.43

Table4 Result of 3・1.(Thickness of upper face sheet $t_{upper} = 0.3\text{mm}$, Maximum load $P_{max} = 1.0\text{kN}$)

Core height h_c mm	P_{max}/t_{upper} kN / mm	Fracture pattern	Fatigue life N_f $\times 10^4$	Distance from center to crack initiation site r mm
5	3.3	Tensile	8.00×10^2	5.36
			4.10×10^3	6.17
10			4.50×10^3	4.87
			9.30×10^3	5.10
			8.00×10^2	4.83
15			4.00×10^2	4.96
			7.60×10^3	5.65
			6.50×10^3	5.71
20			7.40×10^3	6.24
			2.40×10^3	5.59

 Table5 Result of 3・2.(Maximum load $P_{max} = 1.0\text{kN}$)

Thickness of upper face sheet t_{upper} mm	Thickness of lower face sheet t_{lower} mm	P_{max}/t_{upper} kN / mm	Fracture pattern	Fatigue life N_f $\times 10^4$	Distance from center to crack initiation site r mm	
0.3	0.3	3.3	Tensile	7.40×10 ³	6.05	
				2.50×10 ³	5.45	
				5.00×10 ³	4.85	
	1			2.10×10 ³	5.00	
	2			3.60×10 ³	5.30	
1	0.3	1	Shearing	5.00×10 ⁴	4.00	
				6.20×10 ⁴	3.00	
				2.70×10 ⁴	2.95	
				3.55×10 ⁴	3.25	
	1			1.50×10 ⁴	3.20	
					4.20×10 ⁴	3.00
					3.40×10 ⁴	3.00
					3.60×10 ⁴	3.50
	2			3.50×10 ⁴	2.90	
					4.40×10 ⁴	4.00
					3.60×10 ⁴	2.75
2	0.3	0.5	Shearing	6.04×10 ⁵	1.35	
				4.77×10 ⁵	1.60	
				1.94×10 ⁵	1.70	
	1			1.20×10 ⁵	1.65	
				7.70×10 ⁵	1.60	
	2			1.05×10 ⁶	1.60	
				9.00×10 ⁵	1.40	
				1.11×10 ⁶	1.90	

を得る．ここで， $\alpha=0.41$ ， $\beta=0.9\text{mm}^2/\text{kN}$ とした．図12に，(4)式より求めた理論線を合わせて描いた．理論線は，実験結果の傾向をよく表わしていると考えられる．このことより，き裂の発生位置は，圧子の押込み量に依存すると言える．

Fig.12 Relationships between r and $P_{\max}/t_{\text{upper}}$

Fig.13 Model of crack initiation site.

3・3・3 破壊起点の応力解析 き裂の発生位置が分かっているので，き裂発生位置の応力を図14に示すようにモデル化して，計算してみた．その際に，図中に示す試験片の中央から水平距離 r 離れたき裂発生点に作用する引張応力 $\sigma_{r,\max}$ は，表面板が荷重の繰返し毎に塑性変形していたので，深絞り加工で用いられる最高深絞り応力を参考にして，(5)式のように表わすことができる⁽¹²⁾．

$$\sigma_{r,\max} = \frac{P_{\max}}{2\pi r \cdot t_{\text{upper}}} \quad (5)$$

同様に，表面板の中央から半径 r の円の円周に発生する板厚方向の面内せん断応力 $\tau_{r,\max}$ は以下の式で表わされる．

$$\tau_{r,\max} = \frac{P_{\max}}{2\pi r \cdot t_{\text{upper}}} \quad (6)$$

Fig.14 Model of equilibrium in force.

Fig.15 Fatigue life distribution considered stress of crack initiation site.

図 15 に、式(5)、(6)より計算した引張応力 $\sigma_{r,max}$ およびせん断応力 $\tau_{r,max}$ と疲労寿命の関係を示す。図の縦軸は最大応力を示す。図中には、表面板と同じ材質である A1100 材の単軸引張疲労試験結果（印と実線）を合わせて示してある。また、

$$\tau_{r,max} = \frac{\sigma_{r,max}}{2} \quad (7)$$

と仮定して、単軸引張疲労試験結果からせん断応力下の疲労試験結果を推測し、図中にあわせて破線で示してある。

図 15 より、引張型で破壊した結果（丸印）は実線とよく一致し、せん断型で破壊した結果（四角印）は破線とよく一致することがわかる。このことから、局部圧縮荷重を繰返し与えた H S P の疲労はき裂発生位置における表面板の疲労に依存すると言える。

ところで、破壊形態が引張型からせん断型へ遷移するときに、図 11 に示したように、圧子を押し込んだことにより、上表面板に凹みが形成されるだけの場合が確認された。この凹み型の破壊形態が確認された領域におけるき裂発生位置の応力を、(4)式を用いて計算すると、 $P_{max}/t_{upper}=2.7 \text{ kN/mm}$ のとき $\sigma_{r,max}=89 \text{ MPa}$ 、 $P_{max}/t_{upper}=1.3 \text{ kN/mm}$ のとき $\sigma_{r,max}=61 \text{ MPa}$ であった。図 15 より、これらの値における疲労寿命は、 10^7 回を超えることが分かる。したがって、凹み型の破壊形態は、引張型と同じ破壊形態として分類でき、き裂発生位置の応力が小さくなったことによりき裂が発生しにくくなったと考えられる。

最後に、破壊形態の遷移条件に関して説明する。破壊形態がせん断型に遷移する境界領域は、本実験の範囲内においては、 $P_{max}/t_{upper}=1.3 \sim 1.6 \text{ kN/mm}$ であった。そこで、 $P_{max}/t_{upper}=1.3 \text{ kN/mm}$ の実験結果を示してある図 10 をみると、定常領域における残留変位は $2 \sim 4 \text{ mm}$ 程度であった。このことより、 $P_{max}/t_{upper}=1.3 \text{ kN/mm}$ 以上では圧子直下のコアは座屈していたと判断される。このことは、せん断加工時におけるポンチの役割を圧子が果たしても、ダイスの役割をコアは果たせないことを意味する。それゆえ、破壊形態の遷移時に、静的なせん断破壊は起こらず、その結果、荷重の重畳による上表面板の疲労破壊を誘起したと考えられる。

4 結 言

ハニカムコアサンドイッチパネルが床材として使用される状態を模擬して、H S P を周辺固定し、その中心に局部圧縮荷重を繰返し負荷することで疲労試験を行い、H S P に生じる凹みの成長を調べた結果から、以下の結論が得られた。

1) 残留変位には遷移領域、定常領域、過渡領域が存在する。

- 2)破壊形態は、引張型、せん断型、曲げ型の3種類に分類できる。また、引張型と曲げ型の破壊形態は混在するが、引張型のほうが曲げ型より疲労寿命は短い。
- 3)定常領域は、変形が安定している。また、引張型と曲げ型の定常領域は全体の繰返し数の内約90%を、せん断型の定常領域は全体の繰返し数の内約70%を占める。そのため、定常領域はHSPを実際に床材として使用できる期間(疲労寿命 N_f)だと判断できる。
- 4)き裂の発生位置は、負荷最大荷重と上表面板板厚に依存し、半球状をした圧子の幾何学的関係から求められる。
- 5)疲労寿命は上表面板に形成された凹みの応力状態に依存する。
- 6)今回の実験の範囲内において、疲労寿命に及ぼすコア高さの影響は認められない。
- 7) 今回の実験の範囲内において、疲労寿命に及ぼす下表面板板厚の影響は認められない。

文 献

- (1) 佐藤孝編(先端材料技術協会監修)，“ハニカム構造材料の応用技術”，シーエムシー(1995).
- (2) 宮入裕夫，“サンドイッチ構造の基礎”，日刊工業新聞社(1999), pp.17-28.
- (3) 野口元，“ハニカムの製法と用途”，日本金属学会会報，Vol.24, No.6(1985), pp.471-479
- (4) L. J. Gibson and M. F. Ashby, “Cell Structures”, Uchida Rokakudo Publishing Co., LTD(1993), pp.97-160.
- (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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) 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”，Vol.69, No.679(2003), pp.671-677.
- (9) 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”，Vol.72, No.724(2006), pp.2050-2057.
- (10) 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”，Vol.69, No.678(2003), pp.257-264.
- (11) 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”，Vol.75, No.758(2009), pp.1416-1423.
- (12) 福井伸二，竹山寿夫，吉田清太，阿部邦雄，“深絞り加工の限界”，Vol.55, No.405(1989), pp.640-646.