ハニカムコアサンドイッチパネルの局部圧縮疲労特性 に及ぼすセル壁厚さの影響*

小林 志好^{*1}, 大塚 年久^{*1}, 岸本 喜直^{*1}, 井沼 将吾^{*2}, 大津 佑貴^{*2}

Effect of Cell Wall Thickness on Local Compression Fatigue Property of Honeycomb Core Sandwich Panel

Yukiyoshi KOBAYASHI^{*1}, Toshihisa OHTSUKA, Yoshinao KISHIMOTO,
Syougo INUMA and Yuuki OHTSU

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

Local compression fatigue properties of peripherally clamped HSP have been studied in consideration of usage condition as a floor panel. In this study, the effect of cell wall thickness on local compression fatigue of HSP was clarified. For that purpose, a series of fatigue test of HSP was carried out by changing the cell wall thickness, the thickness of face sheet contacted the indenter and the maximum load value. When the cell wall thickness was thin, the fracture pattern of face sheet contacted the indenter changed from the tensile type to shearing type with the increase in the thickness of face sheet contacted the indenter. In the transitional region between these two fracture types, the only dent without crack was observed on the face sheet contacted the indenter. On the other hand, when the cell wall thickness was thick, the shearing fracture around dent was observed instead of the dent type in the transitional region. This was because of the increase of buckling strength of cell wall which constrained the formation of dent. This situation resulted in the increase in the shearing stress around the dent.

Key Words : Fatigue, Laminated Construction, Honeycomb

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.)^{(1)~(4)}は, 航空機の床材や車両の壁材等々に使用されている^{(5)~(7)}. HSPが床材として利用されると, 局所的な荷重の負荷により表面板の作用点近傍はたやすく凹む^{(8)~(9)}. このようにして形成される凹みは, 圧縮荷重の繰返しとともに大きくなる. そこで, HSPが床材として使用される状態を模擬するため, 周辺固定したもの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とともに破壊形態に関して調べている^{(10),(11)}.

これまでの研究で, 表面板板厚と負荷荷重の影響に関して調べ, 以下の知見が得られている⁽¹⁰⁾. 破壊起点は圧子に接触している表面板における圧子と表面板の接触部と非接触部の境界である. その破壊起点の応力は, 最高深絞り応力から算出できる. この破壊起点の応力が高いときには引張応力の重畳により疲労破壊し, 応力の低下に伴い疲労寿命は長くなり, 一旦疲労破壊しなくなる. しかし, さらに破壊起点の応力が低くなると, 圧子と接触する表面板において, 圧子と表面板の接触部と非接触部の境界がせん断応力の重畳により破壊する. また, 引張による疲労破壊が生じる場合には圧子と接触する表面板に凹みが形成されるが, せん断による疲労破壊が生じる場合には凹みが形成されない.

* 原稿受付 2011 年 11 月 4 日

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

^{*2} 元東京都市大学 工学部
E-mail: ykoba@tcu.ac.jp

二層積層HSPとコア高さを変化させた単層HSPを用いて局部圧縮疲労試験を行った結果からは、疲労寿命は圧子に接触している表面板において、圧子と表面板の接触部と非接触部の境界部の応力状態に依存することが確認されている⁽¹¹⁾。また、疲労寿命に及ぼすコア高さの影響は認められない。すなわち、HSPの曲げ剛性が高いか、あるいは、コアの座屈強度が高い場合に、HSPに形成される凹みの押込み量は小さくなる。この押込み量が小さいほど、疲労寿命が短くなる。しかし、コア高さが高いと、HSPの曲げ剛性は高いが、コアの座屈強度が低い。一方、コア高さが低いと、HSPの曲げ剛性は低い、コアの座屈強度は高い。そのため、HSPに形成される凹みの押込み量と疲労寿命にコア高さの影響が現れない。

以上より、これまでの研究でHSPの局部圧縮疲労特性に及ぼす負荷荷重、圧子に接触している表面板板厚およびHSPの曲げ剛性の影響に関しては解明されている^{(10), (11)}。しかし、HSPの構成材料であるコアの影響に関しては調べられていない。例えば、セル壁の厚さを厚くして、セル壁の剛性および座屈強度を高くすると、凹みの形成が抑制されることが予想される。この凹み形成の抑制によって、凹み周辺の応力状態が変化し、凹みの形成過程および疲労寿命に影響を及ぼすことが考えられる。これまでの研究では、コアのセル壁厚さを0.05mm一定の条件のもとで疲労試験を行ってきたが、今回の研究では、コアのセル壁厚さとして0.08mmを採用したHSPも用いて、局部圧縮疲労試験を行い、HSPの局部圧縮疲労特性に及ぼすセル壁厚さの影響に関して調べてみることにした。

2. 実験方法

2・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。表面板には、A1100材を用い、板厚 t_f を0.3, 0.6, 0.8mmの3種類とした。コア材には、A1100材を用い、セル壁厚さ t_c を0.05, 0.08mmの2種類とし、セルサイズを8.7mmとした。試験片は、コア材の両端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。コア高さ h_c は、20mmとした。なお、コアは展張式で作製しているため、図2に見られるように、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した。

2・2 実験方法

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、飛翔体の

Fig.1 Specimen

Fig.2 Cell

Table 1 Specimen constituent materials and size.

Face Sheet	Material	A1100
	Thickness t_f [mm]	0.3, 0.6, 0.8
	Young's modulus [GPa]	70
Core	Material	A1100
	Thickness t_c [mm]	0.05, 0.08
	Cell size S [mm]	8.7
Adhesive sheet	NB102 made by Newport corporation

Fig.3 Method to peripherally clamp specimen.

衝突を模擬した落錘衝撃試験⁽¹²⁾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、図3(a)に示すように圧子の丸み半径 R_l を 30mm とした。

図3(b)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、圧子が接触する表面板 (以下、上表面板と称する。) の中央変位に相当するものとして変位計で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の中で最低圧縮荷重時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 2.5×10^5 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。

3. 実験結果および考察

これまでの報告⁽¹⁰⁾で、H S P の局部圧縮疲労寿命は圧子と表面板の接触部と非接触部の境界における応力に依存し、この境界に発生する応力が高い場合には引張による疲労破壊が生じ、その応力が低い場合にはせん断による疲労破壊が生じることが確認されている。また、疲労破壊の形態は、この境界に発生する応力が低下することによって引張型からせん断型に移行するが、せん断型疲労破壊が生じる直前に疲労破壊しない応力領域が存在することが分かっている。そこで、セル壁厚さを変化させた H S P の局部圧縮疲労特性を調べるに際して、試験後の試験片の観察を行い、破壊形態に及ぼすセル壁厚さの影響を調べることにする。

図4(a)～(e)に、試験後の試験片を観察し、確認された主な破壊形態の一例を示す。図4(a)に、セル壁厚さによらず、 P_{max}/t_f が大きい場合 (負荷最大荷重 P_{max} が高いか、あるいは、圧子と接触する表面板板厚 t_f が薄い場合) に観察された破壊形態を示す。図をみて分かるように、き裂は圧子と表面板の接触部と非接触部の境界に発生しており、開口している。したがって、負荷最大荷重が大きく、圧子と接触する表面板板厚が薄い場合には、H S P は引張応力の重畳により疲労破壊したと判断される。以後、この破壊形態を引張型破壊と呼称する。

図4(b)は、 P_{max}/t_f が小さい場合 (セル壁厚さによらず、負荷最大荷重 P_{max} が低い、あるいは、圧子と接触する表面板板厚 t_f が厚い場合) に観察された破壊形態を示す。図より、き裂は圧子と表面板の接触部と非接触部の境界に発生していることが確認された。しかし、図4(a)から観察された様相とは異なり、き裂は開口しておらず、上下方向に食い違っていた。このことより、このき裂はモードⅡ型であり、負荷最大荷重が小さく、圧子と接触する表面板板厚が厚い場合には、H S P はせん断応力の重畳により疲労破壊したと判断される。以後、この破壊形態をせん断型破壊と呼称する。

図4(c), (d)に、破壊形態が引張型からせん断型に移行する領域で確認された様相を示す。図中には、赤色の矢印で折れ点を示している。図4(c)にはセル壁厚さ $t_c=0.05\text{mm}$ の試験片から観察された様相を、図4(d)にはセル壁厚さ $t_c=0.08\text{mm}$ の試験片から観察された様相をそれぞれ示す。両図とも、負荷最大荷重 $P_{max}=1\text{kN}$ のときの写真である。図4(c)より、圧子が押し当てられたことにより表面板には凹みが形成されているが、き裂は確認され

(a) Specimen fractured by tensile
($P_{max}=1\text{kN}$, $t_f=0.3\text{mm}$, $t_c=0.05\text{mm}$, $N=8.5\times 10^2$)

(b) Specimen fractured by shearing
($P_{max}=1\text{kN}$, $t_f=0.8\text{mm}$, $t_c=0.08\text{mm}$, $N=4.0\times 10^4$)

(c) Specimen formed dent
($P_{max}=1\text{kN}$, $t_f=0.6\text{mm}$, $t_c=0.05\text{mm}$, $N=2.5\times 10^5$)

(d) Specimen fractured by shearing around dent
($P_{max}=1\text{kN}$, $t_f=0.6\text{mm}$, $t_c=0.08\text{mm}$, $N=4.6\times 10^4$)

(e) Crack initiation site of specimen
fractured by shearing around dent

Fig.4 Fracture patterns

なかった。これは、先の報告⁽¹⁰⁾で述べたように、引張型破壊に含まれるもので、圧子と表面板の接触部と非接触部の境界における応力が引張応力の重畳によって疲労破壊するほど大きくなかったためである。また、凹みの外周部に二段の折れ曲がり確認された。以後、この破壊形態を凹み型破壊と呼称する。

図4 (d)をみると、凹みの外径は負荷最大荷重が同じであっても図4 (c)にみられる凹みの外径より小さく、凹みの外周部にき裂が発生していた。このき裂の先端は、開口しておらず、き裂面は上下に食い違っていた。このことより、このき裂はモードⅡ型であると考えられる。また、き裂を挟んで中心から遠方側の表面板は、ダブルウォール部を支点にする形で折れ曲がっていた。図4 (e)に破壊起点の拡大写真を示すが、中心に近いき裂面の下

Table 2 Matrix of fracture patterns

Thickness of cell wall t_c mm	Thickness of upper face sheet t_f mm	Maximum load P_{max} kN	P_{max}/t_f kN/mm	Fracture pattern	Distance to crack initiation site r or a mm	Fatigue life N	Maximum stress at crack initiation site σ_{max} or τ_{max} MPa
0.05	0.3	0.8	2.7	Tensile	4.16	7.7×10^3	102
					4.06	1.2×10^4	105
					4.10	1.1×10^4	104
		1.0	3.3	Tensile	5.30	3.3×10^2	100
					5.60	8.5×10^2	95
					4.55	4.0×10^2	117
		1.3	4.3	Tensile	7.00	4.0×10^4	99
					6.20	1.6×10	111
					6.80	1.0×10	113
	0.6	1.0	1.7	Dent	—	$2.5 \times 10^5 \uparrow$	—
				Shearing	5.60	2.2×10^5	47
				Shearing	4.75	1.6×10^5	56
0.08	0.8	1.0	1.3	Shearing	4.65	4.0×10^4	43
					4.35	6.6×10^4	46
					3.90	4.6×10^4	51
		0.8	2.7	Shearing around dent	11.3 (8.70)	5.9×10^3	49
					11.9 (8.70)	6.6×10^3	49
					11.5 (8.70)	4.9×10^3	49
		1.0	3.3	Tensile	4.75	1.4×10^3	112
				Shearing	14.40 (11.00)	7.6×10^3	37
				around dent	17.80 (11.00)	5.5×10^3	30
	0.6	1.3	4.3	Tensile	6.90	1.0×10	113
					7.11	6.5×10^2	97
					6.10	6.9×10	113
		1.0	1.7	Shearing around dent	22.60 (5.00)	8.6×10^4	53
					6.00 (5.00)	8.5×10^4	53
					14.90 (5.00)	4.6×10^4	53
	0.8	1.0	1.3	Shearing	4.00	2.4×10^4	49
					4.40	5.1×10^4	45
					4.06	3.6×10^4	49

部にダブルウォール部が存在していた。また、図4 (d)に示したき裂の発生位置と表面板の折れ曲がり位置の間隔 a は、コアを形成するダブルウォール間の間隔であり、表面板板厚 $t_f=0.3\text{mm}$ で負荷最大荷重 $P_{max}=1.0\text{kN}$ のときは 11.0mm (セルサイズの1.5倍弱)、表面板板厚 $t_f=0.3\text{mm}$ で負荷最大荷重 $P_{max}=0.8\text{kN}$ のときは 8.7mm (セルサイズ程度)、表面板板厚 $t_f=0.6\text{mm}$ で負荷最大荷重 $P_{max}=1\text{kN}$ のときは 5.0mm (セルサイズの半分程度) であり、 t_f が大きいほど、あるいは、 P_{max} が小さいほど a が小さくなる傾向が確認された。以上に述べた傾向から、図4 (d)から観察された破壊では、ダブルウォール部を支点とする二段の折れ曲がりが生じていたと考えられる。以後、この破壊形態を外周部せん断型破壊と呼称する。

表2に、破壊形態の一覧表を示す。なお、き裂発生点までの距離であるが、中心からき裂発生点までの距離 r と外周部せん断型で破壊した場合には凹み外周部からき裂発生点までの距離 a を括弧書きで示してある。また、き裂発生点の応力の求め方は、後述する。

前報⁽¹⁰⁾にて、疲労寿命が圧子と平板の接触部と非接触部の境界におけるき裂発生位置の応力状態に依存することが確認されたので、き裂発生部の応力の大きさの指標として、 P_{max}/t_f を用いることとし、図5に P_{max}/t_f と疲労寿命の関係を示す。なお、表2中で凹み型破壊に分類した結果は、図中に打ち切り繰返し数までに破壊しなかったことを示す横矢印を付けたプロットで示してある。図5をみて分かるように、セル壁厚さ $t_c=0.05\text{mm}$ の場合は、 $P_{max}/t_f \geq 1.7\text{kN/mm}$ では引張型で破壊し、 $P_{max}/t_f \leq 1.7\text{kN/mm}$ ではせん断型で破壊していた。破壊形態別に疲労寿命をみると、引張型の疲労寿命は P_{max}/t_f が小さくなるほど、長くなることが分かった。また、引張型破壊からせん断型破壊に移行した後、 P_{max}/t_f が小さくなると、短くなることが確認された。このことから、疲労寿命は P_{max}/t_f の大きさからは単純には予測できないと言える。

セル壁厚さ $t_c=0.08\text{mm}$ の場合は、 $P_{max}/t_f \geq 3.3\text{kN/mm}$ では引張型で破壊し、疲労寿命は P_{max}/t_f が小さくなるほど長くなり、セル壁厚さ $t_c=0.05\text{mm}$ の結果と同程度であった。 $1.7\text{kN/mm} \leq P_{max}/t_f \leq 3.3\text{kN/mm}$ の範囲では外周部せん断型で破壊し、疲労寿命は P_{max}/t_f が小さくなるほど長くなった。また、 $P_{max}/t_f=3.3\text{kN/mm}$ のときの結果には引張型破壊と外周部せん断型破壊が混在しているが、両者の疲労寿命に差はなかった。しかし、 $P_{max}/t_f=1.7\text{kN/mm}$ のときの結果をみると、セル壁厚さ $t_c=0.08\text{mm}$ の外周部せん断型破壊の疲労寿命がセル壁厚さ $t_c=0.05\text{mm}$ の引張型破壊 (凹み型破壊) およびせん断型破壊の疲労寿命より短くなることが確認された。最後に、 $P_{max}/t_f < 1.7\text{kN/mm}$ におけるセル壁厚さ $t_c=0.08\text{mm}$ の結果はせん断型で破壊するようになり、両セル壁厚さの疲労寿命に差は無かった。

これまでの報告⁽¹⁰⁾で、疲労寿命は圧子と平板の接触部と非接触部の境界における応力状態に依存していることが明らかになっている。この応力状態は、圧子の押し込み量に依存するので、残留変位 $\delta(5)$ と P_{max}/t_f の関係を図6に示す。全ての P_{max}/t_f において、セル壁厚さ $t_c=0.08\text{mm}$ の残留変位はセル壁厚さ $t_c=0.05\text{mm}$ のものより小さいことが分かる。これは、図4 (c), (d)より確認されたように、凹みの外径が小さくなったためである。また、

Fig.5 Distribution of fatigue life for fracture patterns.

Fig.6 Relationships between $\delta(5)$ and P_{max}/t_f

凹みの外径が小さくなった理由は、セル壁厚さを厚くしたことによりコア部の座屈強度が向上し、凹みの外周部直下で押込み力を支持するセル壁の総長さが短くなるためである。

セル壁厚さを厚くしたことにより、圧子の押込み量と凹みの外径が小さくなるので、凹み部の応力状態が変化し、凹み外周部に発生する応力によって破壊しやすくなったと予想される。そこで、凹み外周部に発生していた応力を解析することとした。破面観察結果より、凹みの外形は円形であり、外周部はコアのダブルウォール部を支持点にしながら二段に折れ曲がっていた。また、凹みの中央部は塑性変形していたので、中央に微小な穴のあった、すなわち、円板中央部に発生するモーメントが0となる中空円板の曲げモデルを仮定した。このとき、円板の外周部回りのモーメントのつり合い式は、次式で与えられる。

$$P_{max}(r+a) - R_A a = 0 \quad (1)$$

ここで、 P_{max} は押込み力、 R_A は試験片中心からき裂発生点までを半径とする同心円上にかかる反力、 r は中心から円板内側の折れ曲がり点（き裂発生点）までの距離、 a は二段に折れ曲がっている折れ点間の距離である。今回の実験の範囲内では、表2をみて分かるように、 $r > a$ であったので、最大のせん断力は二段に折れ曲がっている折れ点間で発生する。この区間での最大せん断応力は、断面積が最小となる中心からの半径が小さいところで発生するので、円板内側の折れ曲がり点（き裂発生点）になる。この位置におけるせん断応力は次式で与えられる。

$$\tau_{max} = \frac{(R_A - P_{max})}{2\pi r t_f} = \frac{\frac{r}{a} P_{max}}{2\pi r t_f} = \frac{P_{max}}{2\pi a t_f} \quad (2)$$

図7に、疲労寿命とき裂発生点の最大応力の関係を示す。なお、圧子と表面板の接触部と非接触部の境界にき裂が発生して破壊する場合の最大応力 σ_{max} と τ_{max} は、最高深絞り応力を参考にして、次式から求めた^{(10), (16)}。

$$\sigma_{max} \quad \text{or} \quad \tau_{max} = \frac{P_{max}}{2\pi r t_f} \quad (3)$$

また、今回実験で使用した同じ材料の平板試験片による疲労試験結果も参考文献⁽¹⁰⁾より引用し、図7中に同時に示す。引張応力下の疲労試験の結果は実線で、せん断応力下の疲労試験の結果は破線でそれぞれ示してある。な

Fig.7 Fatigue life distribution considered stress of crack initiation site

お、せん断応力は、

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{max}}{2} \quad (4)$$

より求めている．図7より，引張型で破壊した結果は実線付近に集中し，せん断型および外周部せん断型で破壊した結果は破線付近に集中することが確認された．これらのことから，局部圧縮荷重を繰返し負荷したHSPの疲労寿命は，圧子と接触する表面板のき裂発生位置における応力状態に依存すると言える．

最後に，外周部せん断型の破壊が起こる条件に関して説明する．外周部せん断型破壊が起こる条件として，式(2)から求められるせん断応力 τ_{max} は図7に示したせん断応力下の疲労試験結果のせん断応力範囲内に存在しなければならない．例えば，疲労寿命 $N=1 \sim 10^6$ 回の範囲内で考えるのであれば， $\tau_{max}(10^6)=47 \sim \tau_{max}(1)=59\text{MPa}$ の範囲内に存在しなければならない．したがって，

$$\tau_{max}(10^6) \leq \frac{P_{max}}{2\pi at_f} \leq \tau_{max}(1) \quad (5)$$

$$300\text{MPa} \leq \frac{P_{max}}{at_f} \leq 370\text{MPa} \quad (5')$$

となる．(5)式を満たしたうえで，外周部せん断型破壊が引張型破壊あるいは凹み型破壊より起こり易い条件は，(4)式を考慮して(2)式より求められる最大せん断応力 τ_{max} が(3)式より求められる最大引張応力 σ_{max} より小さくなることである．

$$\frac{P_{max}}{2\pi r t_f} \leq 2 \times \frac{P_{max}}{2\pi a t_f} \quad (6)$$

$$\frac{a}{2} \leq r \quad (6')$$

かつ，引張型破壊が起こりうる条件として，引張応力下における疲労寿命が 10^6 回以下となる応力で考えるなら，

$$\sigma_{max} (10^6) \leq \frac{P_{max}}{2\pi r t_f} \quad (7)$$

$$590\text{MPa} \leq \frac{P_{max}}{r t_f} \quad (7')$$

が必要である．あるいは，凹み型破壊が起こりうる条件は，引張応力下における疲労寿命が 10^6 回以上でせん断応力下における疲労破壊が起こらない応力範囲で与えられるから，

$$\tau_{max} (1) \leq \frac{P_{max}}{2\pi r t_f} \leq \sigma_{max} (10^6) \quad (8)$$

$$370\text{MPa} \leq \frac{P_{max}}{r t_f} \leq 590\text{MPa} \quad (8')$$

が必要である．また，せん断型破壊に分類される範囲を，疲労寿命 $N = 1 \sim 10^6$ 回の範囲であると仮定すると，

$$\tau_{max} (10^6) \leq \frac{P_{max}}{2\pi r t_f} \leq \tau_{max} (1) \quad (9)$$

$$300\text{MPa} \leq \frac{P_{max}}{r t_f} \leq 370\text{MPa} \quad (9')$$

で与えられる．図8に，外周部せん断型破壊が生じるときの条件を図示したものを示す．図中の縦軸は中心からき裂発生点までの距離 r ，横軸は P_{max}/t_f である．図8(a)～(c)には，それぞれ $(P_{max}, t_f) = (1.0\text{kN}, 0.3\text{mm})$ ， $(0.8\text{kN}, 0.3\text{mm})$ ， $(1.0\text{kN}, 0.6\text{mm})$ の結果を示してある．図中に，外周部せん断型破壊が起こりうる範囲をハッチングして示してある．また，前報にて，圧子の幾何学的関係より r と P_{max}/t_f の関係が(10)式により与えられることを確認している．

$$r = \alpha \sqrt{2RI \cdot \left(\beta \frac{P_{max}}{t_f} \right) - \left(\beta \frac{P_{max}}{t_f} \right)^2} \quad (10)$$

ここで， RI は圧子先端の丸み半径， α は実験定数で 0.43 を採用し， β は幾何学的関係から決まる定数で $0.9\text{mm}^2/\text{kN}$ である．図8中に，(10)式より求められる r と P_{max}/t_f の関係を実線で示す．また，(7')～(9')式より求められる引張型破壊，凹み型破壊およびせん断型破壊が起こりうる領域を図示してある．すなわち，図中の二点鎖線は引張型破壊と凹み型破壊の境界条件を，一点鎖線は凹み型破壊とせん断型破壊の境界条件を，そして，点線はせん断型破壊が起こりうる下限界をそれぞれ意味する．したがって，実線と二点鎖線の交点より右側の実線の区間（赤色の太線）が引張型破壊の起こりうる領域で，この交点より左側から実線と一点鎖線の交点までの実線の区間（黄色の太線）が凹み型破壊に分類される領域である．実線と一点鎖線の交点から実線と点線の交点までの実線の区間（水色の太線）がせん断型破壊の起こりうる領域である．

図8をみて分かるように，緑色の丸印がハッチングした範囲内に存在することが確認された．また，凹み型破壊の代わりに外周部せん断型破壊が起こったと判断される．

Fig.8 Criterion of shearing around dent

Fig.9 Effect of cell wall thickness on dent shape

次に、セル壁厚さが厚くなったことにより、外周部せん断型破壊が起こった理由を考察する。図4(c), (d)より、中心から図中に破線で示した圧子と表面板の接触部と非接触部の境界までの距離に大きな差は認められないが、セル壁厚さが厚くなったことにより表面板板厚 t_f と負荷最大荷重 P_{max} が同じでも凹みの外径が約70%小さくなることを確認された。図6からは P_{max}/t_f に対する圧子の押し込み量が約30%小さくなることを確認された。また、

外周部せん断型破壊の場合は、凹みの最外周からき裂発生点までの範囲（二段に折れ曲がっている折れ点間の距離： a ）でコアは降伏座屈せずに荷重を支持し、き裂より試験片の中心側に存在するコアは降伏座屈していた。このことから、二段に折れ曲がっている内側の折れ点（き裂発生点）直下に位置するセル壁の座屈量は、セル壁の降伏座屈時の座屈量に近いと考えられる。

以上の結果に基づき、図9 (a), (b)にそれぞれセル壁厚さが薄い場合と厚い場合の表面板の変形モデルを図示する。図中の赤・緑・青色の線で表面板に形成された凹みの横断面形状を示しており、赤色の線は圧子と表面板の接触部を、青色の線は凹み外周部からき裂発生点までを、緑色の線は圧子と表面板の接触部と非接触部の境界からき裂発生点までをそれぞれ示している。両図を比較して分かるように、圧子と表面板の接触部と非接触部の境界から凹み外周部までの勾配（緑色と青色の線で描かれた範囲の勾配）は、セル壁厚さを厚くすることによって、急になる。それゆえ、圧子と表面板の接触部と非接触部の境界から凹み外周部までの勾配が緩やかであれば a は長くなる。逆に、この勾配が急であれば、 a は短くなり、式(2)より計算される最大せん断応力は高くなる。なお、弾性範囲内においてセル壁の支持反力と変位量は比例するので、二段に折れ曲がっている折れ点間（図9中に青色で色分けした平板の直下）に存在するセル壁による支点反力はセル壁の弾性範囲内での変位量が最大になる二段折れ曲がりの内側の折れ点（図9中の緑色と青色の線の境界）直下で最大となる。また、凹みの最外周部から中心にかけての平板のたわみは、たわみ式より凹みの最外周部からの距離の3乗に比例して大きくなる。ここで、セル壁の座屈強度がオイラーの座屈理論に従うとするなら、セル壁の座屈に対する剛性は、曲げ剛性に比例する。さて、平板とセル壁はともにアルミニウムで、平板の曲げ剛性の方がセル壁の曲げ剛性よりセル壁厚さ0.05mmの場合には216倍、セル壁厚さ0.08mmの場合には53倍高い。したがって、二段に折れ曲がっている折れ点間に存在するセル壁の変位量は平板のたわみ量に依存し、凹みの最外周部からの距離の3乗に比例すると判断される。このことより、内側の折れ点直下に位置するセル壁以外のセル壁が支持する反力は、今回の実験で外周部せん断型破壊を起こしたのものに関しては言えば、非常に小さいと言える。

最後に、(1)式より求められる反力 R_d は、内側の折れ点直下（半径 r の同心円上）に位置するセル壁によって支えられる。そのため、二段に折れ曲がっている折れ点間の距離 a が短いほど、モーメントの関係より内側の折れ点直下に位置するセル壁に掛かる座屈荷重は大きくなる。一方、六角形の一边をなす各セル壁が支持できる荷重は、オイラーの座屈理論を参考にすると板厚の3乗に比例するので、セル壁厚さが0.05mmから0.08mmになることによって4.1倍になる。そのため、内側の折れ点直下に位置する厚さ0.08mmのセル壁は、二段に折れ曲がっている折れ点間の距離 a が短くなることによって大きくなる力を支持できたのである。

4. 結 語

セル壁厚さを変えたハニカムコアサンドイッチパネルを周辺固定して局部圧縮疲労試験を行い、局部圧縮疲労特性に及ぼすセル壁厚さの影響を調べたところ、以下の結果が得られた。

- (1) 破壊形態として、引張型、せん断型、外周部せん断型の3種類が観察された。セル壁厚さが薄い場合は、引張型とせん断型の破壊形態が観察され、これらのき裂発生点の応力は最高深絞り応力から算出することができた。
- (2) セル壁厚さが厚くなると、同じ押し込み力で圧子を押し込んだときにできる凹みの外径と押し込み量は小さくなり、圧子と表面板の接触部と非接触部の境界から凹み外周部にかけての勾配は高くなった。そのため、凹み外周部に二段の折れ曲がりが発生し、外周部せん断型破壊が凹み型破壊より起こり易くなり、疲労寿命は短期化した。また、表面板板厚が厚いほど、あるいは、負荷最大荷重値が小さいほど、二段に折れ曲がる折れ曲がり間隔は短くなった。き裂発生点のせん断応力は、円板の曲げ理論から計算できた。
- (3) 引張型破壊、せん断型破壊、外周部せん断型破壊および凹み型破壊の起こりうる条件を理論的に説明できた。

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”, 日本機械学会論文集 A 編, 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”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.72, No.724(2006), pp.2050-2057.
- (10) 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.
- (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”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.75, No.758(2009), pp.1416-1423.
- (12) 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.
- (13) 小林志好, 大塚年久, 平原誠也, “二層積層ハニカム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.
- (14) 深掘厚, 大塚年久, 田村宏, 小林志好, “ロールコア・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.70, No.692(2004), pp.654-660.
- (15) 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.
- (16) 福井伸二, 竹山寿夫, 吉田清太, 阿部邦雄, “深絞り加工の限界”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.55, No.405(1989), pp.640-646.