東海大学紀要工学部
Vol. 42, No. 1, 2002, pp. 75-80.

アルミハニカムセルの衝撃緩衝特性

康井　義明[*1]・和田　真一[*2]・奥野　亜朝[*3]・齋藤　大五郎[*3]

Study on Impact Absorption Characteristics of Aluminum Honeycomb Cell

by

Yoshiaki YASUI, Shinichi WADA, Tsugutomo OKUNO and Daigoro SAITO

(Received on Mar. 29, 2002, accepted on July. 10, 2002)

Abstract

This paper presents the impact absorbing characteristics of an aluminum honeycomb cell under axial impact loading. In order to clarify the dynamic impact absorbing characteristics of a honeycomb structure generally used as a lightweight structural member, the following facts were executed on enlarged hexagonal cell model, which estimated the impact absorbing characteristics of a honeycomb panel. For the purpose of the increasing of energy absorption quantity, a honeycomb cell filled with urethane foam was subjected to a dynamic test using a dropped hammer impact test machine and FEM analysis. As the result of experimental and analytical studies, the impact absorbing characteristics were examined for a urethane-foam-filled honeycomb cell.

Key words: *Honeycomb cell, Urethane foam, Absorbed energy, FEM*

1. 緒言

アルミハニカム構造は，重量比強度・比剛性の高さを活かし軽量構造材料として航空宇宙や輸送機器産業に幅広く用いられると共に，セルの軸方向に圧縮荷重が加わると変形の挙動にかかわらずほぼ一定の荷重で圧潰する優れた緩衝特性についても注目され[1)~3)]，緩衝材としての需要も期待されている．

加えて近年では，自動車を代表とする輸送機器の性能向上による高速化から，広範囲なエネルギ吸収性能を有する緩衝材が必要となっている．そのため，板厚など形状パラメータを変化させることによりエネルギ吸収量を合理的に増加させることや，構造部材そのものの重量比強度・比剛性を確保しつつエネルギ吸収能向上を目的として，構造部材内に発泡材を充填させた発泡材充填構造部材の衝撃緩衝特性に関する研究も進められている[4), 5)]．

しかし，これらエネルギ吸収を目的とした構造部材の緩衝特性において，衝突時における衝突速度の影響や圧潰形態とエネルギ吸収能の関係など，動的な条件下での詳細な報告が少ない．

そこで本報告では，アルミハニカム構造の衝撃緩衝特性の解明を目的に，緩衝特性を決定付け，ハニカム構造そのものであるセルの拡大モデルを用いた実験的検証とハニカムの圧潰現象を再現できるFEM解析モデルを作成し，衝撃荷重下での動的条件，因子を考慮することによりパラメトリックな解析を行なった．さらに，エネルギ吸収能向上を目的としてセル内に発泡ウレタンを充填させた充填ハニカムセル[6)]を作製することにより，ハニカムセルおよび充填セルの幾何学的パラメータと緩衝特性との関係を検討した．

*1：工学部動力機械工学科教授
*2：コマツゼノア㈱
*3：工学研究科機械工学専攻博士課程前期

2. 実験

2.1 試験片

試験片(Fig.1)の形状寸法を Table1 に示す．セルサイズ S=37.5mm，セル高さ h=80mm を一定として，板厚 t_h=0.3，0.4，

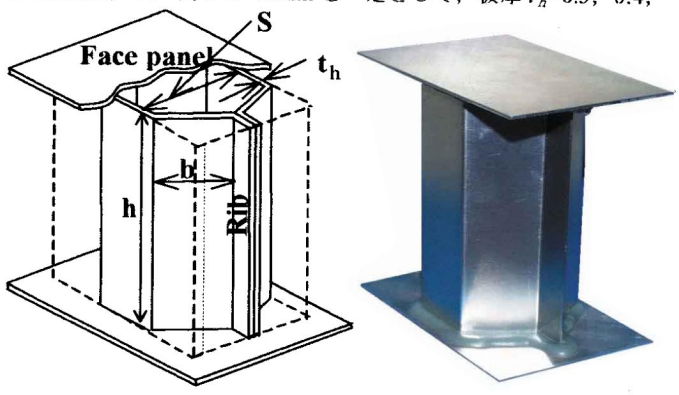


Fig.1 Honeycomb cell.

0.5mm の 3 種類とし，材質は Table2 に機械的性質を示すアルミニウム合金 A5052-H34 とした．試験片作製時に起こる初期不整によって試験片の個体差をなくすため，専用の金型にて加工した 2 枚のアルミ板に同材質の厚さ 1mm の表面板を 2 液性アクリル系構造用接着剤で接着し作製した．また，本報告において形状パラメータ h/S を使用する．充填した発泡ウレタンは，建築構造材や断熱材として主に用いられ，独自に衝撃吸収性能をもつ，主剤のポリオールと硬化剤のポリイソシアネートを混合させることによって生成した密度 100kg/m^3 の半硬質発泡ウレタンである．

Table1 Size of enlarged model (Experiment).

Cell size S (mm)	Thickness t_h (mm)	Shape parameter t_h/S
37.5	0.3	0.0080
37.5	0.4	0.0106
37.5	0.5	0.0133

2.2 試験機

静的実験は万能試験装置を用いた．また，動的実験には Fig.2 に示すような落錘型衝撃試験装置を用い軸方向圧縮負荷を与えた．ロードセルにより荷重値，レーザー変位計により変位を測定した．

エネルギ吸収量は，得られた荷重-変位線図より材料の緻密化による急激な荷重上昇が起こるまでを積分し面積を算出することで求めた．

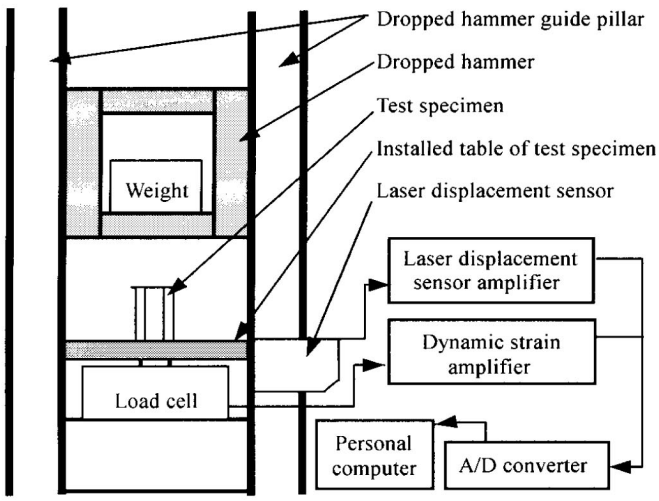
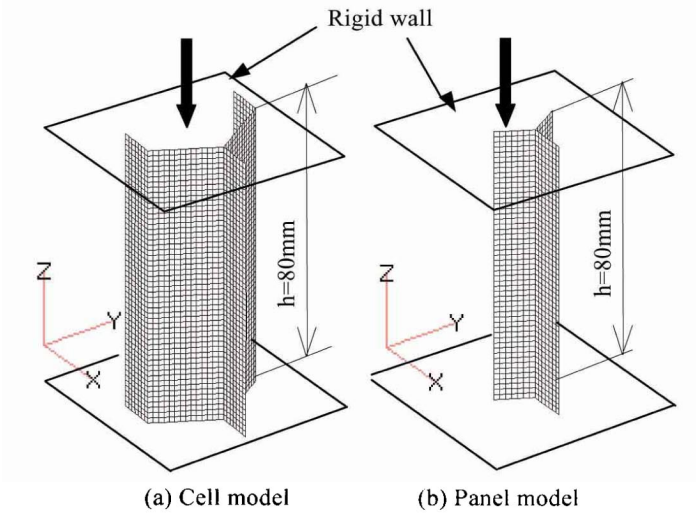


Fig.2 Impact test apparatus.

3. 数値解析

3.1 解析モデル

解析には動的陽解法 FEM コード DYNA-3D を用い，ハニカムセルの圧潰挙動数値シミュレーションを行った．解析モデルは，ハニカムセルの拡大モデルを想定し，セル，パネル共にハニカムを構成する最小の構造となるようにした Fig.3(a)に示すセルモデルとハニカム構造の周期性を考慮した Fig.3(b)に示すパネルモデルの 2 種類とし，モデルを作成した．その形状寸法は Table3 に示すセルサイズ S=25.1，37.5，56.0mm，セル板厚 t_h=0.3mm とした．実際には接着されているリブ(Rib)の部分は，はく離しないものとしてセル板厚の 2 倍の厚さをもつ一枚の壁面として取り扱っている．材質はアルミニウム合金 A5052-H34 を用いており，解析における材料定数は静的引張試験から得られた応力-ひずみ線図より求めた値(Table2)を用い，塑性領域は真応力-対数ひずみ曲線を 8 直線近似し(Fig.4)定義している．セルモデルについては変形の対称性を考慮した 1/2 モデルとしている．要素は Belytschko-Tsay の 4 節点シェル要素を用い，要素分割はセルサイズと要素長さの比をほぼ一定とし，要素縦横比が約 1 となるように分割した．総節点数，総要素数はそれぞれ，セルモデルが 1800～3090，パネルモデルが 792～1292，である．対称となるモデル境界には，局所座標系を用いた境界条件を適用して対称性を再現し，モデルの上下端は z 並進成分以外固定としている．モデルの上下端部の表面板は剛体壁で定義し，セル壁面の変形時に伴なう変形部分同士の接触を考慮し，また要素同士の接触も考慮している．



(a) Cell model (b) Panel model

Fig.3 Analysis model.

Table2 Mechanical properties of material (A5052-H34).

Young's modulus E (GPa)	73
Poisson's ratio ν	0.34
Yield stress σ_Y (MPa)	194
Tensile strength σ_B (MPa)	253
Density ρ (kg/m^3)	2680

Table3 Size of enlarged model (FEM).

Cell size S (mm)	Thickness t_h (mm)	Shape parameter t_h/S
25.1	0.3	0.0120
37.5	0.3	0.0080
56.0	0.3	0.0054

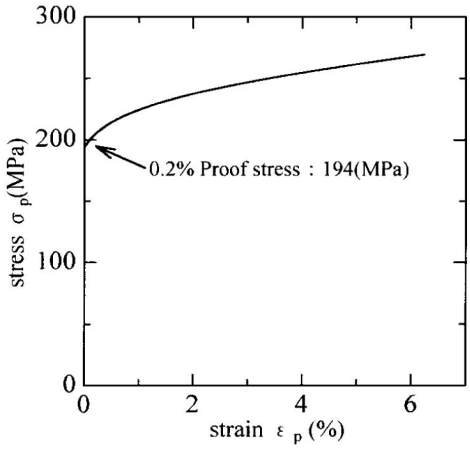


Fig.4 Stress-plastic strain curve (A5052-H34).

3.2 初期不整

解析において上記モデルをそのまま圧潰しても，ハニカム特有の隣り合う壁面での交互にみられる折りたたみ圧潰が再現できない．この逐次座屈現象を再現するためには初期不整を解析モデルに与える必要がある[7]．そこで非線形構造解析有限要素法ソフト MARC を用い，要素タイプは 4 節点 4 辺形厚肉シェル要素，総節点数，総要素数，境界条件は上述した解析モデルと同様とし，モデル上端に強制変位 1mm/min を与え静的一次座屈モードを求め初期不整とした．最大変位量がセル板厚(t_h=0.3mm)の 1/10 となるようにデータ処理し，初期不整モデルを設定した．

3.3 解析条件

初期不整モデルを用い，便宜的に衝撃試験装置の落錘を再現した質量 4.52kg の剛体壁を種々の初速度で移動させモデルを圧潰させた．圧潰応力値は，モデル下端の要素応力から算出した軸方向荷重をハニカムセル単体の受圧面積(Fig.5)で除したものである．変位量はモデル上端の節点変位から求めた．

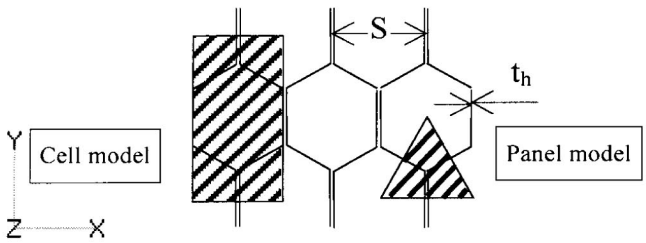


Fig.5 Unit cell area.

4. 結果および考察

4.1 衝撃速度の影響

Fig.6 は解析において衝撃速度を 5.0～15.0m/s と変化させたものと静的圧潰実験（5mm/min）より得られた応力 σ と変位 δ の関係を示したものである．いずれの速度域においても 6MPa 近い急激な応力の上昇がみられ，その後セル壁面の折りたたみによる一定な応力変動を示す平均圧潰応力が現れている．実験による静的な速度域においては，なだらかな応力変動を示しているのに対し，解析による動的条件下では速度の増加にともない応力が増加している．特に速度の影響が大きいと考えられる圧潰初期の変位 5mm～30mm において顕著にみられる．これは，衝撃速度が高くなる条件を追加することにより局部的な圧潰が起こり，早期にセル壁面同士が接触し圧潰応力が増加したためであると考えられる．

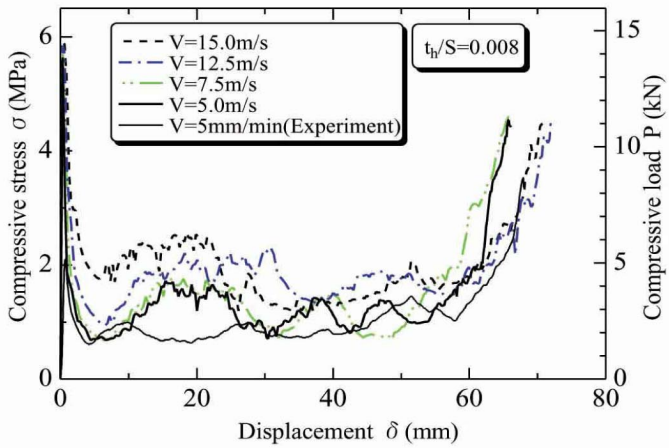


Fig.6 Relation between compressive stress and displacement.

4.2 速度依存性

Fig.7 は，静的実験(V=5mm/min)および衝撃速度 V=1.5～6.5m/s の動的実験および解析より得られた平均圧潰応力 σ_{av} と衝突速度 V の関係である．本報告の速度域において，FEM 解析結果と実験結果より普通セルの平均圧潰応力は，共に速度の上昇に伴って一定の割合で増加している．これより，本解析の妥当性を示すことが確認できた．また，充填セルについては平均圧潰応力の速度依存性が認められないのに対しハニカムセルは，衝突速度の上昇に伴って一定の割合で平均圧潰応力が増加している．これはアルミニウム合金は比較的ひずみ速度に対し鈍感な材料であるためひずみ速度が 11 s^{-2} 以下の領域では材料特性に影響が少ないこと[8]や充填セルにおいて応力上昇の傾向が確認できないことより，ハニカムセルにおける平均圧潰応力の速度依存性は，セル壁面が逐次座屈する際の材料における塑性変形抵抗のひずみ速度依存性によるもではなく，衝突速度の増加による局所的圧潰の発生によるものと考えられる．

ハニカムセルの座屈変形モードには，セル壁面全体が順次変形する圧縮崩壊とセル壁面が局所的に座屈変形する曲げ崩壊があり，後者の圧潰形態が優先して発生した場合は有効ストロークが減少する傾向があり，緩衝効果が低下すると言える．

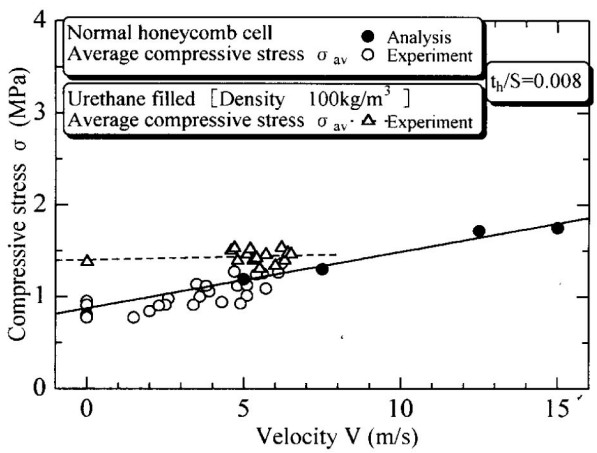


Fig.7 Relation between compressive stress and velocity.

4.3 ウレタン充填効果

Fig.8 にハニカムセルと半硬質ウレタンを充填した充填セルの動的圧潰実験より得た圧潰応力 σ の時刻歴を示す．これより，共に初期ピーク応力に差は見られないものの，ハニカムセルに比べ充填セルは応力変動が少なく 0.008 秒過ぎより緩やかな応力の立ち上がりが見られ，エネルギ吸収量 E_{ab} はハニカムセルで 183J であるのに対し充填セルでは 201J であった．Fig.9 からも分かるように充填セルの圧潰形態はハニカム特有の逐次座屈現象が鮮明に現れ，ハニカムセルに比べセルの折りたたみが正確であった．これらは，セル内に充填材があるためセルの中心方向への変形が抑制されたことや，ウレタン部材そのものによるセル壁面の接着効果であると考えられる．しかし，充填セルはセル内に充填したウレタン部材が圧縮負荷を受けることによってセルの緻密化による底付き前に，ウレタンの相対密度(発泡したウレタン密度/ウレタン構成物質密度)が 1 に達したため，エネルギ吸収量 E_{ab} に大きく依存する有効ストロークが減少している [9]．

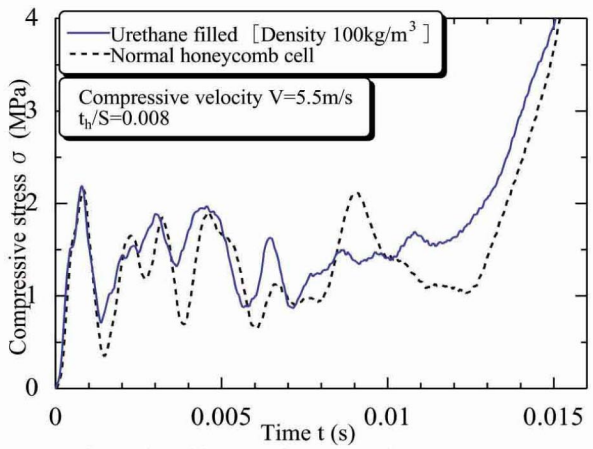


Fig.8 Time history of compressive stress.

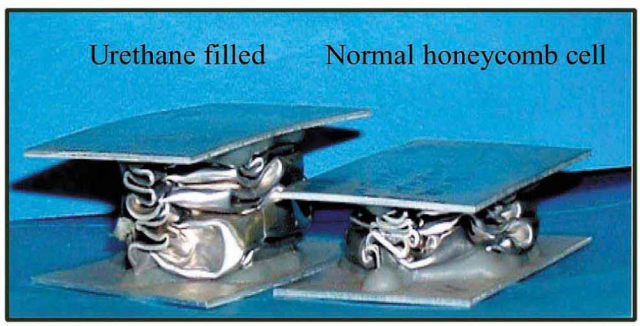


Fig.9 Crushing behavior.

4.4 ピッチ幅の関係

Fig.10 に平均圧潰応力 σ_{av}，衝突速度 V とピッチ幅(圧潰時のセル壁面折りたたみ幅) λ の関係を示す．これより，ハニカムセルはピッチ幅の増減による平均圧潰応力値の変化は見られないが，衝突速度の増加に伴いピッチ幅が大きくなっている．また，充填セルも同様にピッチ幅に関わらず一定の平均圧潰応力値を示している．しかし，衝突速度とピッチ幅には相関関係が見られないことから，充填セルの平均圧潰応力値の上昇はピッチ幅の増減に寄与せず，充填により局所的な座屈変形が抑制されていると考えられる．

以上のことから，Fig.7 においてハニカムセルの平均圧潰応力の速度依存性は，衝突速度の増加によって生じた圧潰形態の相違(局所的圧潰)によるものと言える．

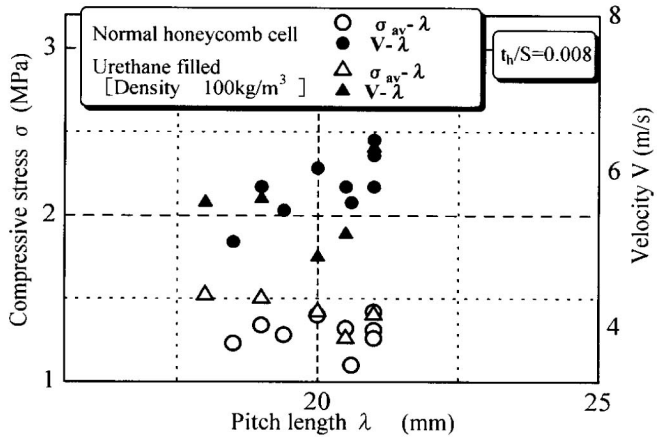
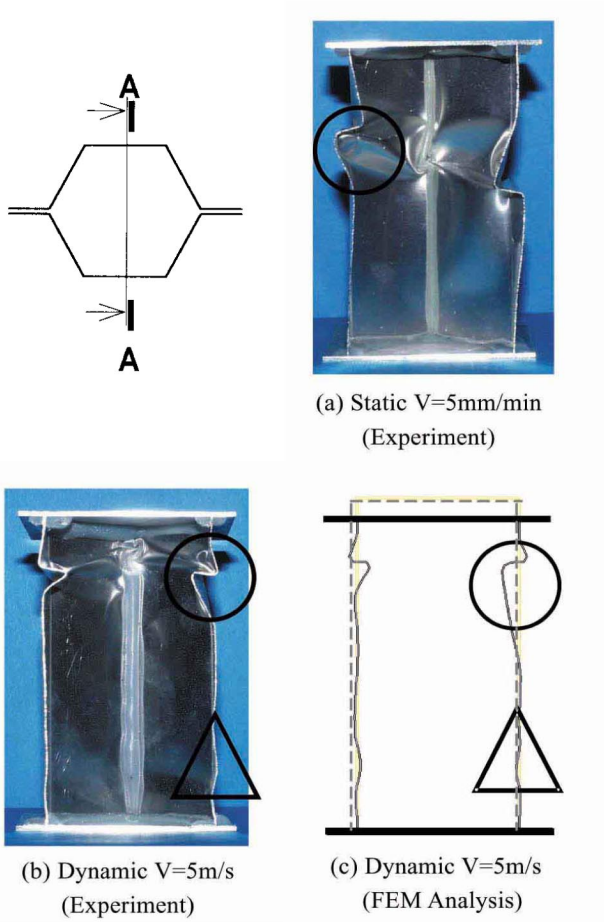


Fig.10 Effect of the pitch length.

4.5 局部的圧潰

ハニカム構造特有の逐次座屈現象は，ハニカム構造が緩衝材として用いられる大きな要因と言える．しかし，ハニカムパネルにおいても局所的な圧潰の発生により不均一な圧潰を呈する場合がある．また，セルにおいても先に述べたように局所的圧潰により，平均圧潰応力値に影響を及ぼすと考えられる．



(a) Static V=5mm/min (Experiment)

(b) Dynamic V=5m/s (Experiment)

(c) Dynamic V=5m/s (FEM Analysis)

Fig.11 Deformed shape (Displacement δ =5mm).

このように，圧潰パターンは，緩衝特性に大きく寄与する．そのため，Fig.12 に圧縮速度 5mm/min の静的実験，衝突速度 5m/s の動的実験および解析結果より得られたハニカムセルにおいて変形対称となる部の圧潰形態を示す．これより，動的条件下では衝撃端(衝突端)より圧潰(Fig.14(b)，(c)○で囲まれた部分)が発生しているのに対し，静的条件下ではセル高さの中心付近において圧潰(Fig.14(a)○で囲まれた部分)している．静的におけるこの圧潰パターンは，静的圧縮においてはセル壁面における潜在的および加工時に生じた可能性のある微小な不整の影響であると思われる．また，静的および動的条件下では圧縮時の拘束（境界）条件（衝撃端の拘束が静的では固定，動的では自由）が異なるためとも考えられる．

そして，動的条件下では変形の移行とは異なる部分(△で囲まれた部分)において変形が確認できる．この変形個所によって局所的圧潰が誘発されると考えられる．

このように，衝突速度の違いにより圧潰パターンが異なることが確認できた．

4.6 板厚(t_h/S)の影響

Fig.12 に動的圧潰実験におけるハニカムセルと充填セルおよびFEM解析より得られた平均圧潰応力 σ_{av} と形状パラメータ t_h/S の関係を示す．これより充填セルにおいて，t_h/S=0.013 ではハニカムセルとほぼ等しい応力値をとっており，充填による応力上昇は認められないものの，t_h/S=0.013 以下ではハニカムセルより充填ハニカムセルの方が応力値が高く充填効果があらわれている．

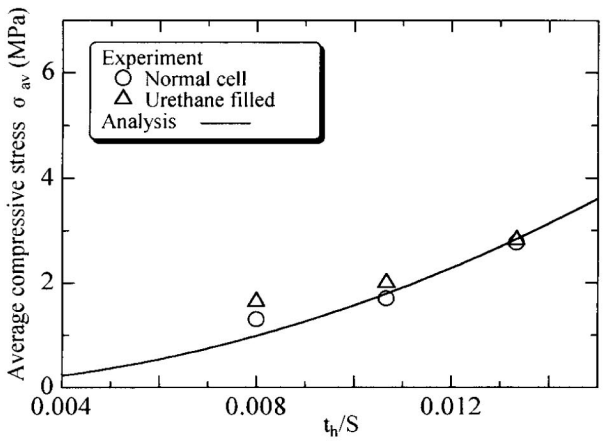


Fig.12 Relation between average compressive stress and t_h/S.

4.7 セルとパネル

Fig.13 は静的圧潰実験における圧潰応力 σ と形状パラメータ t_h/S との関係を示したものである．セルサイズを 37.5mm で一定とし板厚を 0.3，0.4，0.5mm と変化させたものと，板厚を 0.3mm で一定としセルサイズを変化させ t_h/S=0.012，0.008，0.005 とした 2 種の実験を行った．その結果セルサイズを一定とした応力値と板厚を一定とした応力値共に，Karman の有効幅を適用し算出した初期ピーク応力(式(1))と T.Wierzbiki によるハニカムパネルにおける理論平均圧潰応力(式(2))[9]の理論計算結果より多少低下しているものの，初期ピーク応力，平均圧潰応力ともに理論式に沿って上昇し，同様の傾向を呈することが確認できた．このことより，ハニカムセルにおいて t_h/S の形状パラメータとしての有用性が言える．

Fig.14 に解析における平均圧潰応力 σ_{av} と形状パラメータ t_h/S の関係を示す．これより，動的条件下では t_h/S が増加するにしたがい，パネルモデルとセルモデル（Fig.3）の圧潰応力値に差異が生じている．これは動的条件下では隣り合うセルによる拘束に加え，先に述べた局部的な圧潰により不均一な圧潰を呈したことで起きた変形により，ハニカムセル壁面の塑性変形抵抗が増加したためと考えられる．また，t_h/S が増加したとき，すなわちセルサイズが小さくなると相対的に隣り合うセルによる拘束が強まるため，その傾向が顕著になったと言える．

$$\sigma_{crs} = \frac{8}{3}\cdot\sqrt{\frac{E\sigma_y}{(1-\upsilon^2)}}\left(\frac{t_h}{S}\right)^2 \quad \cdots (1)$$

$$\sigma_{avs} = 16.56\times\sigma_y\left(\frac{t_h}{S}\right)^{\frac{5}{3}} \quad \cdots (2)$$

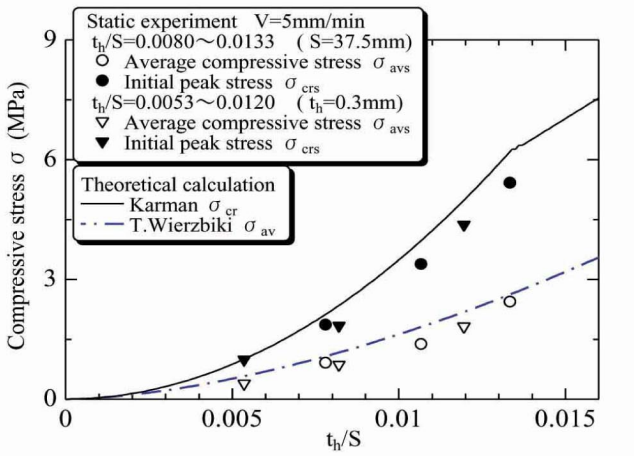


Fig.13 Relation between compressive stress and t_h/S.

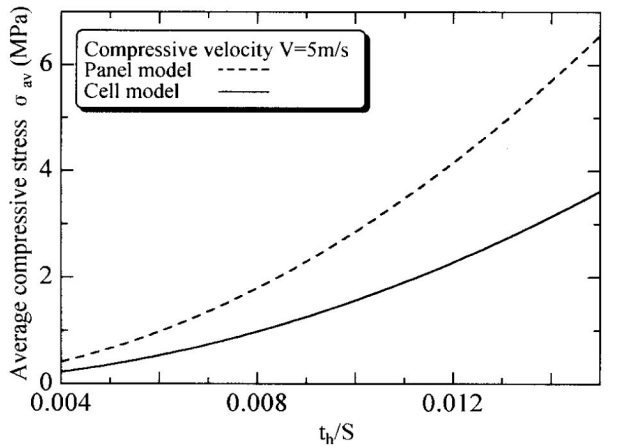


Fig.14 Relation between average compressive stress and t_h/S.

4.8 エネルギ吸収量

ウレタン部材を充填した場合，有効ストロークの減少と充填による重量増加が必至である．そこで，以上の 2 つの要因がエネルギ吸収量にどのように影響するかを確認するため，Fig.15 に単位重量あたりのエネルギ吸収量 E_{ab}/W と底付きまでの変位 δ の関

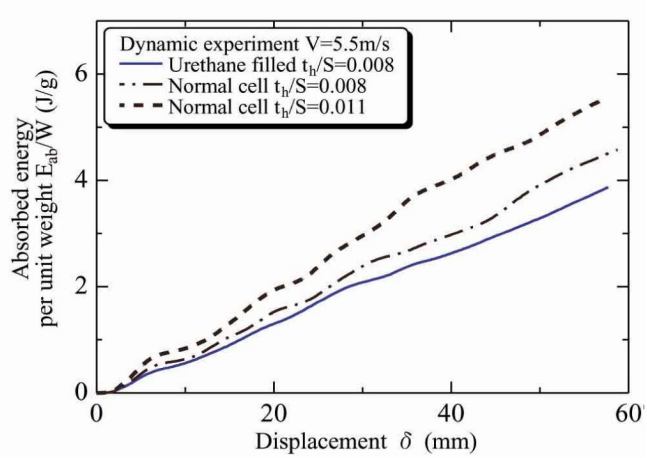


Fig.15 Relation between absorbed energy per unit weight and displacement.

係を示す．これより，充填セルはハニカムセルよりも単位重量当たりのエネルギ吸収量が約 15%低い値を示している．これは，充填によりエネルギ吸収量が 10%上昇するものの重量も 20%程度増加するためである．ハニカムセルにおいては初期ピーク荷重や局所的圧潰によるものと考えられるエネルギ吸収勾配の変動が顕著である．

5. 結言

本報告では，アルミハニカムパネルの緩衝特性を決定づけるアルミハニカムセルと緩衝特性向上を目的としたウレタン充填セルを用い，静的･動的条件下で実験および FEM 解析を行った．以下に本研究で得られた主たる成果を示す．

(1)ハニカムの形状パラメータである t_h/S において，セルサイズを小さくしたものと，板厚を増したモデルの静的圧潰実験結果より，同様の結果を得ることができたため t_h/S のパラメータとしての有効性を示した．そして，本報告で使用したハニカムセルおよび実験範囲内において，顕著に充填効果が得られる t_h/S の値を確認した．

(2)ウレタンを充填することにより，重量増加を伴うもののエネルギ吸収効率を向上させることができ，またセル壁面の変形に伴う減加速度および有効ストロークの低下を引き起こす局所的圧潰を抑制することが可能である．

(3)ハニカムセルおよび充填セルの動的圧潰実験より得たピッチ幅を検討した結果，ハニカムセルにおいては衝突速度の増加に伴い局所的圧潰によると思われるピッチ幅の増加を確認した．

(4)以上のことよりアルミハニカムセルおよびウレタン充填ハニカムセルの基本的特性の解明ができた．このことより，衝撃緩衝器への実用的応用を促進することができる．

参考文献

1) Y.YASUI : Dynamic axial crushing of multi-layer honeycomb panels and impact tensilebehavior of component members, Int.J.Impact.Eng, 24, (2000), 659.
2) 小笠原永久，白鳥正樹，他 2 名：ハニカム構造材料の衝撃吸収特性に関する研究，日本機械学会論文集，63 巻，608 号，(1997)，118.
3) Y.Yasui, H.Moriyama, K.Takahashi : Proceedings of the School of Engineering Tokai University, SeriesE, Vol.25, (2000), 33.
4) M.Langseth et al : Crash behaviour of thin-walled aluminium members,Thin-Walled Structures, 32, (1998), 127.
5) 山崎光悦，木村卓示，重原秀行:薄肉円筒の衝撃圧潰試験，日本機械学会講演論文集，No97-7，(1977)，477.
6) 康井義明，奥野亜朝:アルミハニカムセルの衝撃緩衝特性に関する特性，日本機械学会講演論文集，No01-1，(2001)，115.
7) 萩原一郎，津田政明，佐藤佳:有限要素法による薄肉箱型断面真直部材の衝撃圧潰解析，日本機会学会論文集，55 巻，514 号，(1989)，1407.
8) 吉田夕貴夫，万向，他 3 名:アルミ押し出し部材の動的曲げエネルギ吸収特性，自動車技術会論文集，Vol28-1，(1997)，133.
9) 谷村眞治，三村耕司:ウレタンならびにウレタン充填部材の動的変形特性，日本機械学会講演論文集，No99-16，(1999)，645.