加工硬化特性を考慮したハニカム材の面内圧潰変形*
(第 1 報, 数値解析的検討)陳 玳 珩^{*1}, 小河 卓 也^{*2}, 尾崎 伸 吾^{*3}In-Plane Compressive Deformation of Honeycomb Structure
in Consideration of Work-Hardening Effect
(1st Report, Numerical Investigation)Dai-Heng CHEN^{*4}, Takuya OGAWA and Shingo OZAKI^{**} Department of Mechanical Engineering, Tokyo University of Science,
1-3 Kagurazaka, Shinjuku-ku, Tokyo, 162-8601 Japan

In this paper, the crushing behaviour of hexagonal honeycomb structures with finite widths and heights subjected to in-plane compressive loading is studied by using the finite element method. It is found that stress-strain curves are classified roughly into two types, which include both symmetric and asymmetric modes. They are influenced by ratio of thickness of cell wall, ratio of the work-hardening, and ratio of the yield stress. In addition, it is revealed that the deformation mechanism of the honeycomb structure with the finite width and the height can be explained by the unit model proposed by Klintonworth (1988), even if the effect of the work-hardening is considered.

Key Words: Finite Size, Hexagonal Honeycomb Structure, Buckling, Finite Element Method, Work-Hardening, Deformation Mode

1. 緒 言

ハニカム材に面内負荷を与えると、様々な座屈モードが発生することが多くの解析や実験的研究により明らかにされている^{(1)~(4)}。中でも Klintonworth⁽⁵⁾ は、ハニカム材の 1 つの六角形セルの変形について、その座屈変形様子から座屈モードを mode I ~ VI に分類し、それぞれの発生に対する幾何的条件および応力の条件 (面内応力の 3 つの成分の組合せ) を検討すると同時に、座屈後の圧縮応力-ひずみ関係の理論式を求めた。なお、Klintonworth⁽⁵⁾ が提案した I ~ VI の座屈モードを大別すれば、基本的には対称モードと非対称モードに分けることができる。Klintonworth⁽⁵⁾ の研究によれば、六角形セルの縦壁と同じ方向の 1 軸圧縮においては、ハニカム材の軸圧潰変形は常に非対称モードである。

他方、Karagiozova and Yu⁽⁶⁾ はセル壁の相対厚さ t/l が比較的大きい場合のハニカム材を用い、2 軸応力下の塑性座屈モードについて詳細な検討を行った。それによれば、塑性座屈の基本モードとして、変形が対称的である mode C、変形が非対称的である mode S、さ

らに変形が花状となる mode F があるが、応力比 σ_y/σ_x (y 方向はセルの縦壁と同じ方向である) が 1 より小さい場合、変形は mode C となり、1 に等しい場合に変形は mode F となり、1 より大きい場合に変形は mode S となる。したがって、Klintonworth⁽⁵⁾ の研究と同様に、六角形セルの縦壁と同じ方向の 1 軸圧縮においては、ハニカム材の軸圧潰変形はつねに非対称モードである。

しかし、Papka and Kyriakides⁽²⁾, Klintonworth and Stronge^{(7),(8)} に代表されるハニカム材の 1 軸圧縮の実験結果によれば、その座屈変形はまず対称モードであり、その後非対称モードに遷移する。このことは、以上に述べた理論研究から説明できない。なぜなら Klintonworth⁽⁵⁾ と Karagiozova and Yu⁽⁶⁾ の研究は、いずれも材料を加工硬化のない弾完全塑性体としており、かつ周期的な境界条件を想定した無限大のハニカム材を解析対象としているからである。したがって、ハニカム材の圧潰挙動をより正確に把握するには、その材料の加工硬化特性および有限な大きさによる影響も考慮にいれる必要がある。

そこで本研究では、有限幅および高さを有し、かつ加工硬化を考慮した弾塑性ハニカムコア材を対象に、面内方向の 1 軸圧縮変形に対する有限要素法数値シミュレーション解析を実施するとともに、圧縮変形モードならびに圧縮荷重-変位特性に注目し、材料・幾何

* 原稿受付 2008 年 4 月 4 日。

^{*1} 正員, フェロー, 東京理科大学工学部機械工学科 (〒162-8601 東京都新宿区神楽坂 1-3)。^{*2} 元: 東京理科大学大学院工学研究科学生。^{*3} 正員, 横浜国立大学工学研究院システムの創生部門 (〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)。

E-mail: chend@rs.kagu.tus.ac.jp

特性および境界による影響について系統的な検討を行った。

2. 数値解析方法

本研究では、有限要素法汎用コード MSC.Marc⁽⁹⁾ を用いて、有限幅および高さを有するハニカム材の圧潰挙動の弾塑性有限変形シュミレーションを行った。具体的な解析手法として、図1に示すような縦9段、横20列、セル数180の六角形ハニカム材を基本モデルとし、移動剛体壁により強制変位を与えることでy方向に1軸圧潰している。ここで、六角形のセル壁の厚さを t 、縦セル壁の長さを h 、斜めセル壁の長さを l 、斜めセル壁の傾き角を θ 、有限ハニカム材幅 B および高さ H 、奥行き c とする(本研究では $l=h$ 、 $\theta=30^\circ$ の正六角形ハニカム材として検討を行う)。また、下端のy方向変位を拘束し、1節点のみx方向を拘束した。モデル化に関しては、セル壁の座屈変形が滑らかに行われるように留意し、分割はセル壁の軸方向に4分割、要素は3節点梁要素(要素番号45)を用いることで有限要素離散化した。また簡単のため、ハニカム材と剛体壁間の摩擦による影響は無視し、2次元条件下での検討を行う。

Fig. 1 Basic model of honeycomb structure

加工硬化特性として、次式で与えられる2直線硬化則を採用した。

$$\sigma_y = \sigma_0 + \frac{E_s E_h}{(E_s - E_h)} \epsilon^p \quad (1)$$

ここに、 σ_y は降伏応力、 σ_0 は初期降伏応力、 ϵ^p は相当塑性ひずみであり、 E_s および E_h はそれぞれ材料の縦弾性係数および加工硬化係数を表している。本解析で用いた材料特性および幾何特性に関して、表1にまとめている。

次節での検討を行う際、次式で与えられる無次元化した圧縮変位と圧縮荷重をそれぞれ圧縮ひずみ ϵ 、圧縮応力 σ と定義して用いる。

$$\epsilon = u_y / H \quad (2)$$

$$\sigma = P_y / (Bc) \quad (3)$$

ここに、 P_y 、 u_y はそれぞれy方向圧縮荷重、圧縮変位としている。

また、ハニカム材の塑性開始応力として σ_p を以下のように定める⁽¹⁾。

$$\sigma_p = \frac{2}{3} \left(\frac{t}{l} \right)^2 \sigma_y \quad (4)$$

Table 1 Analytical parameters

Young's modulus E_s [GPa]	70.6
Ratio of yield stress σ_0/E_s	0.001, 0.003, 0.010
Ratio of work hardening E_h/E_s	0.0-0.05
Ratio of cell wall thickness t/l	0.03-0.20
Poisson's ratio ν_s	0.3

3. 数値解析結果および検討

3.1 2種類の圧潰特性 図2および3に相対厚さがそれぞれ $t/l=0.06$ および $t/l=0.20$ の2通りのハニカム材について、数値シミュレーション解析で求めた有限ハニカム材の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。ここで、加工硬化係数による影響をみるために、 $E_h/E_s=0, 0.01, 0.03$ とした。また降伏応力比は $\sigma_0/E_s=0.003$ とした。図からわかるように、圧縮応力-ひずみ曲線は厚さおよび加工硬化係数によって異なるが、基本的には図4、5の図中に模擬的に示すように2つのタイプに大別することができる。この異なるタイプの圧縮応力-ひずみ曲線に対応する変形の様子を検討するために、図4、6では、 $t/l=0.20$ 、 $E_h/E_s=0.01$ 、 $\sigma_0/E_s=0.003$ の場合をタイプIの例として、図5、7では、 $t/l=0.06$ 、 $E_h/E_s=0.01$ 、 $\sigma_0/E_s=0.003$ の場合をタイプIIの例として、それぞれの圧縮応力-ひずみ曲線と圧縮過程における変形の様子を示す。ここで、図6では位置Aでの一つの六角形セルの変形の様子に移り変わり(a)~(d)を、図7では、圧縮過程(a)での位置A、B、Cにおける変形の様子を示している。

図4からわかるように、タイプIでの変形は4つの段階(i)~(iv)に分けられる。まず第1段階では、左右端部の縦セル壁に微小曲げ変形が見られるが、図6の変形様子に示されるように全体的にセルの変形は縦セル壁が回転変形を行わない対称モードとなる。また、このとき圧縮応力は上昇する。第2段階では、左右端部の縦セル壁の曲げ変形が大きくなり、対称性が崩壊し、縦セル壁が回転変形を行う非対称モードに変形が遷移する。このモード遷移は各々のセルではほぼ同時に行われるため、応力-ひずみ曲線は第1段階と異なる特徴を示す。第3段階では、変形の局所化が始まり、中間にある一横列に大きい変形が集中する。このため応力は急激に低下する。そして、第4段階では、局所変

Fig. 2 Stress-strain curves of finite honeycomb with $t/l = 0.06$

Fig. 3 Stress-strain curves of finite honeycomb with $t/l = 0.20$

形が集中した横列は圧潰され、緻密化により圧縮応力が上昇するが、すぐに隣り合う次の列に局所変形が集中するようになる。この繰り返しのため、圧縮応力は一つ一つの横列の圧潰に伴い周期的に一定の幅で上下し振動する、所謂 Gibson and Ashby⁽¹⁾ が指摘したプラト領域に対応する。この変形過程は、Klintworth and Stronge^{(7),(8)} による実験や Papka and Kyriakides⁽²⁾ の実験や解析結果でも確認されているが、この対称モードから非対称モードへの変形の遷移は、Klintworth⁽⁵⁾ や Karagiozova and Yu⁽⁶⁾ の理論研究からでは説明できない。

他方、図5からわかるように、タイプⅡでの変形は2つの段階(i), (ii)に分けられる。まず第1段階では、図7に示した位置A, B, Cでのセルの変形様子が3種類の変形の様子が確認できる。すなわち、位

Fig. 4 Typical stress-strain curve of Type I

Fig. 5 Typical stress-strain curve of Type II

置Aではほとんど変形せず対称性を維持している対称モード、位置Bでは縦セル壁の回転方向が交互となる、Klintworth⁽⁵⁾ が指摘した非対称モード、さらに位置Cにおいては位置Bの非対称モードとは異なった、縦セル壁の回転方向が同方向となる非対称モードである。ここでは位置Bでの非対称モードを交互非対称型、位置Cでの非対称モードを平行非対称型と呼ぶ。平行非対称型のセルは図8の模擬図に示すように、対角線方向に角部よりせん断変形が局所的に卓越する層（以下、せん断層と称する）を形成する。このせん断層の起点の角部付近ではセルは圧潰し交互非対称型の変形となり、せん断層が形成されていない図中の左上・右下角部では対称モードとなる。変形は主にせん断層に集中するため圧縮応力は加工軟化を伴い低下するが、角部より局所化が対角線に沿って伝播することにより圧縮応力は振動する。また図8において、角度 α は対角線と水平方向とのなす角であり、角度 β はせん断層

Fig. 6 Deformation process of Type I honeycomb

Fig. 7 Deformation process of Type II honeycomb

Fig. 8 Schematic representation of deformation in Type II honeycomb

にある斜めになったセル層と水平方向のなす角である (変形初期には $\beta = 0$)。よって圧縮に伴い角度 β は増加する。一方、角度 α は圧縮に伴い減少する。この2つの角度が $\alpha = \beta$ となった時、変形は一つの層に集中し、その層の緻密化により変形は第2段階へと移る。また、第2段階では、非対称変形の層が緻密化に至るため、対称モードの領域に変形が集中し、圧縮応力は上昇する。

以上より、単体モデルと有限幅のモデルの異なる点として、前者は周期性を厳密的に満たしているが、後者は、有限幅であるために、左右の自由境界に近いハニカムと中央にあるハニカムの変形は境界の影響によって微妙に異なることが挙げられる。したがって、圧縮

初期において、有限幅のモデルでは各ハニカムの変形の微小な相違が幾何的な不整の役割を担い、図6, 7のような非対称変形や局所的な変形を誘発する。その結果、有限な大きさを持つハニカム材では相対肉厚や加工硬化により圧縮応力-ひずみ曲線が異なり、無限大のハニカム材ではみられない圧潰変形が生じる。以下では、これらの現象を Klintworth⁽⁵⁾ や Karagiozova and Yu⁽⁶⁾ らが理論検討を行った周期境界を利用した無限大のハニカム材を用いて説明が可能か、もしくはどこに相違点があるのかについて詳細に検討していく。

3.2 変形モードマップ 種々の肉厚比 t/l および加工硬化係数 E_h/E_s の組み合わせについて、ハニカム材の圧潰時における応力-ひずみ曲線を求め、得られた曲線に基づいてそのタイプを整理すると、図9のような変形タイプを示すマップが得られる。図からわかるように、加工硬化係数または相対肉厚が増加すると変形はタイプIとなる傾向がみられ、また、降伏応力については図中に示すように降伏応力比を0.001から0.003に変更するとタイプIとタイプIIの境界線(点線)は上に移動する。

Fig. 9 Classification chart of type

3.3 一般的なハニカム材による検討 以上の解析において縦セル壁は斜めセル壁と同じ厚さとしている⁽¹⁰⁾。しかし、一般的なハニカム材は、製法方法により縦セル壁の厚さが斜めセル壁の2倍の厚さとなることがよくある。ここで前者と後者をそれぞれ $t-t$ model と $t-t-2t$ model と名づけて、それらのモデルについて解析を行った。

図10, 11は、タイプI, IIの例として、相対肉厚 $t/l = 0.20$, $t/l = 0.06$ における $E_h/E_s = 0.01$, $\sigma_0/E_s = 0.003$ の両モデルの応力-ひずみ曲線を示したものである。その結果、タイプIでは、第2段階までの荷重

Fig. 10 Stress-strain curves of Type I

Fig. 11 Stress-strain curves of Type II

Fig. 12 Deformed shapes of $t-t-2t$ model at process (d) in Figs. 4 and 5

が同じであるが、第3段階に対応する荷重降下がなくなった。またタイプIIでは、最初のピーク荷重は同じであるが、圧潰過程での荷重は全体として大きくなっている。図12に $t-t-2t$ modelの変形の様子を示す。ここに、タイプIの変形の様子は図4の過程(d)、タイプIIの変形の様子は図5の過程(d)に相当する。図12より、タイプIの過程(d)では局所化は生じず、緻密

Fig. 13 Stress-strain curves for various honeycomb width with $t/l = 0.20$ Fig. 14 Stress-strain curves for various honeycomb width with $t/l = 0.06$

Fig. 15 Deformed shape of Type II honeycomb with 40:20 model

化に至らないことがわかる。他方、タイプIIの変形では角部に局所化は生じるが縦セル壁厚さを2倍にすることにより圧縮に対する抵抗が大きくなるため、 $t-t-t$ modelと異なり局所化は進展しない。したがって、タイプI、IIのいずれのハニカム材も縦セル壁厚さに依存せず、相対肉厚 t/l によって整理できるが、縦セル壁厚さを2倍にすることにより非対称変形での荷重降下が生じなくなるため、タイプIでは局所化が発生せ

ず、タイプⅡでは局所化が伝播しなくなったといえる。

また、Klintworth⁽⁵⁾やKaragiozova and Yu⁽⁶⁾がセル単体の解析に基づいて予想した変形と異なり、有限幅および高さを持つハニカム材の圧潰変形において、タイプⅠでは対称モードから非対称モードへのモードの遷移が生じるが、タイプⅡでは、対称モードの領域と非対称モードの領域が混在する。このような変形特徴に対するハニカム材の幅と高さの影響をみるために、本研究では、図1に示した縦9段横20列の基本モデルのほかに、横を10~40列と変化したモデルについても同様に数値シミュレーション解析を行った。図13および14に相対肉厚さ $t/l=0.20$ および $t/l=0.06$ の条件下で列数を変化させた際の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。ここに、それぞれの曲線を区別するため、横セル数:縦セル数の比で凡例を与えている。タイプⅠにおいては、各段階(i)~(iv)における変形は基本的には同じであるが、横列数を増やし幅を大きくするほど第2段階へ移る時期が遅まる。なお、20:9モデルと40:9モデルの圧縮応力-ひずみ曲線が重なることから上限は存在すると推察される。一方、タイプⅡでは、幅が大きくなると図14中の40:9に示すように20:9モデル以下のハニカム材に見られる2つの段階(i), (iv)が見られなくなった。その要因としては図15の40:9モデルの変形の様子に示されるように、幅の増加に伴いセルの安定性が増し、局所化進展が抑制され、対角線に沿った1つのせん断層が生じなくなったためだといえる。

4. 単体モデルによる検討

本節では、有限幅を有するハニカム材の圧潰挙動を無限大のハニカム材と比較するため、周期的な境界条件を想定したセル一個の変形に注目し検討を行う。具体的には、図16に示すHonig and Stronge⁽³⁾が圧潰荷重の理論値の正当性を判断するために考案した単体モデルを用いて数値シミュレーション解析を行った(モデルの詳細設定は、Honig and Stronge⁽³⁾の§2.3を参照されたい)。

まず、有限ハニカム材の基本モデルと単体モデルの数値シミュレーション解析によって求めた圧縮応力-ひずみ関係を比較する。図17および18にそれぞれタイプⅠおよびⅡとなる $t/l=0.20$ および 0.06 の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。図にはそれぞれの相対肉厚さの単体モデルに対して、対称型変形と非対称型変形を呈した圧縮応力-ひずみ曲線と有限ハニカム材の応力-ひずみ曲線が示してある。ここで、単体モデルの圧縮応力-ひずみ曲線は、非対称変形を生じさせるために

Fig. 16 Unit model for FEM

Fig. 17 Stress-strain curves in unit model and honeycomb structure (Type I; $t/l=0.20$)

Fig. 18 Stress-strain curves in unit model and honeycomb structure (Type II; $t/l=0.06$)

Honig and Stronge⁽³⁾と同様に各縦セル壁に微小な回転角 ϕ_0 (縦セル壁とy軸とがなす角度)をつけて求めたものであるが、図には ϕ_0 の影響がほとんど見られなくなる $\phi_0=0.01^\circ$ を採用している。

Fig. 19 Stress-strain curves of unit model with $t/l = 0.20$; symmetric mode

Fig. 21 Stress-strain curves unit model with $t/l = 0.20$; asymmetric mode

Fig. 20 Stress-strain curves unit model with $t/l = 0.06$; symmetric mode

Fig. 22 Stress-strain curves unit model with $t/l = 0.06$; asymmetric mode

図 17 からわかるように、タイプ I での第 1 段階の変形は両モデルで同じである。第 2 段階では圧縮応力値はほぼ一致するが、単体モデルの方が低い値を示す。その理由として、単体モデルにおいては縦セル壁の回転により非対称の変形モードを生じるように対称ではない境界条件を設定しているが、有限ハニカム材の解析では対称の変形を生じるように境界条件を設定していることが挙げられる。これは、第 1 段階から第 2 段階への有限ハニカム材の移り変わりにおいては、中央部から非対称変形が徐々に広がり、詳細にみると対称モードの領域がいくつか残っており、さらには、相対厚さの減少に伴い単体モデルの荷重は下がり、それにより対称モードは見られなくなったことから確認で

きる。

タイプ II では最小応力値の時期は早まるが、単体モデルにおける非対称変形モードにより、第 1 段階での応力-ひずみ曲線が表現可能である。前節で述べたように、タイプ II では図 8 のように変形においてセルが対称モード、平行非対称モード、交互対称モードの 3 種類のモードが混在する変形過程をとる。しかし、対称モードは非対称モードに比べ剛性が高いため、変形は主に対角線に沿ったせん断層に集中する。よって、圧縮変位 u_y を有限ハニカム材の高さ H で除して得たひずみは、せん断の層にあるセルのひずみそのものより小さいゆえに、最小応力値は早期に現れることとなる。

図 19~22 に相対肉厚 $s/t = 0.06$, $t/l = 0.20$ での

単体モデルによる非対称、対称モードの圧縮応力-ひずみ曲線を示す。ここで加工硬化の影響をみるため、加工硬化係数比 $E_h/E_s = 0$ および 0.01 の条件下で解析を行った。相対肉厚 $t/l = 0.20$ の有限ハニカム材の圧縮応力-ひずみ曲線は、図 3 より加工硬化がない場合はタイプ II となり、加工硬化係数比 $E_h/E_s = 0.01$ の場合はタイプ I となることがわかっている。一方、図 19, 21 より、単体モデルにおける応力-ひずみ曲線に注目すれば、加工硬化を大きくしたことにより対称モード、非対称モードともに非対称変形による応力低下が生じなくなり、対称変形による応力上昇が確認できる。すなわち、無限大のハニカム材と有限なハニカム材では加工硬化による影響は等しいといえる。また、相対肉厚 $t/l = 0.06$ の有限ハニカム材の圧縮応力-ひずみ曲線は、図 2 より加工硬化係数比 E_h/E_s を 0.01 まで増加させても変化はみられないことがわかっている。一方、図 20, 22 より、単体モデルでは非対称モードには変化は見られず、対称モードでは応力上昇が生じる様子が確認できる。しかし、前述したように、タイプ II では第 1 段階において変形は主にせん断層での非対称モードに集中するため、対称モードの影響はほとんどないといえる。

以上より、有限なハニカム材における変形メカニズムは周期的な境界条件を想定した単体モデルにより解明でき、加工硬化による影響は等しいといえる。

5. 結 言

本研究では、有限要素法による数値解析結果に基づき、有限な幅および高さを有し、かつ加工硬化を考慮したハニカム材の圧潰挙動について検討を行った。その結果、以下の知見が得られた。

- (1) 1 軸圧縮を受ける有限ハニカム材の圧縮応力-ひずみ曲線は、その変形挙動からタイプ I とタイプ II に大別できる。相対肉厚 t/l が大きく、また加工硬化係数が大きい場合、タイプ I となる傾向がみられ、相対肉厚が小さく、また加工硬化係数が小さい場合、タイプ II となる傾向がみられる。
- (2) タイプ I では Klintworth⁽⁵⁾ や Karagiozova and Yu⁽⁶⁾ の理論研究からでは説明できない対称モードから非対称モードへの遷移が生じ、その後、変形が横列のある層に集中し、圧縮応力は振動しながらほぼ一定となることを明らかにした。一方、タイプ II においては、対称モード、非対称モードが混在し、非対称モードの領域は対角線に沿ってせん断変形が局所的に集中したセルの層（せん断層）を形成し、変形は主にそこに集中するた

め、加工硬化を伴い圧縮応力が低下する。また、Klintworth⁽⁵⁾ が提案した非対称モードとは異なる平行非対称型の変形モードがこのせん断層には存在することを示した。

- (3) 有限な大きさのハニカム材について、タイプ I では、各圧潰過程における変形は基本的には同じであるが、横列数を増やし幅をある程度まで大きくすると第 2 段階へ移る時期が遅まることを示した。また、タイプ II では、幅がある程度大きくなると、幅が小さい場合に見られた 2 つの変形段階が見られなくなった。その要因としては幅の増加に伴いセルの安定性が増し、局所化の進展が抑制され、対角線に沿ったせん断層が生じなくなることを明らかにした。

- (4) 有限な大きさのハニカム材の圧縮応力-ひずみ曲線は、非対称モードと対称モードの変形が場所によって混在しており、周期的な境界条件を想定した単体モデルのそれと若干の差異が見られるが、基本的には単体モデルを用いて説明可能である。

今後、加工硬化を考慮した有限ハニカム材の圧縮応力-ひずみ曲線を予測するため、周期的な境界を想定した単体理論モデルの拡張を行う予定である。

文 献

- (1) Gibson, L. J. and Ashby, M. F., Cellular solids, Pergamon Press, (1988).
- (2) Papka, S. and Kyriakides, S., In-plane compressive response and crushing of honeycomb *J. Mech. Phys. Solids*, Vol.42, (1994), pp.1499-1532.
- (3) Honig, A. and Stronge, W. J., In-plane dynamic crushing of honeycomb: Part I Crush band initiation and wave trapping, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.44, (2002), pp.1665-1696.
- (4) Honig, A. and Stronge, W. J. In-plane dynamic crushing of honeycomb: Part II Application to impact, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.44, (2002), pp.1697-1714.
- (5) Klintworth, J. W., Dynamic crushing of cellular solids, PhD dissertation, University of Cambridge, UK, (1988).
- (6) Karagiozova, D. and Yu, T. X., Plastic deformation modes of regular hexagonal honeycombs under in-plane biaxial compression, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.46, (2004), pp.1489-1515.
- (7) Klintworth, J. W. and Stronge, W. J., Elasto-plastic yield limits and deformation laws for transversely crushed honeycombs, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.30, (1988), pp.273-292.
- (8) Klintworth, J. W. and Stronge, W. J., Plane punch indentation of a ductile honeycomb *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.31, (1989), pp.359-378.
- (9) MSC.Marc, User's manual 2003.
- (10) Hayes, A. M. et al., Mechanics of linear cellular alloys, *Mechanics of Materials*, Vol.36, (2004), pp.691-713.