

ハニカムサンドウィッチパネルの
機械的・熱的特性評価に関する研究

平成11年9月

横浜国立大学附属図書館



10734621

小笠原 永久

577.51
09

博士学位論文

ハニカムサンドウィッチパネルの
機械的・熱的特性評価に関する研究

Study on Evaluation of Mechanical and Thermal Properties
of Honeycomb Sandwich Panel

平成11年9月

指導教官 白鳥正樹教授

小笠原永久

横浜国立大学附属図書館



10734621

Abstract

Honeycomb Sandwich Panel (HSP) is a kind of a composite structural material. It is characterized by a high specific stiffness, a high and constant crushing force, orthotropic properties and many selectable parameters such as cell size and cell wall thickness. Recently, it is important to analyze easily mechanical and thermal behavior of HSP or honeycomb core, because HSP has come to be used in various general industries.

The purposes of this study are to evaluate HSP properties for mechanical and thermal phenomenon and to establish simple methods for analyzing HSP behavior. The characteristics of HSP mentioned in this study are stiffness, non-linear behavior for bending, shock absorbing, thermal conductivity, thermal deformation and non-destructive inspection.

Firstly, an elastic honeycomb element was proposed by applying orthotropic equivalent elastic moduli, which are given by honeycomb parameters, to stress-strain matrix. This element can simulate an elastic behavior of honeycomb core without hexagonal mesh. On the other side, it was shown that a rigidity of honeycomb core is very influential to the stiffness of HSP, when HSP is subjected to bending load. It was also mentioned the relation between an aspect ratio of a cell wall and the modulus of rigidity G_{yz} .

Secondly, a yield condition of HSP was clarified by considering a shearing stress distribution of hexagonal cell walls subjected by bending load. The honeycomb element combined with this yield condition can simulate the HSP deformed behavior without detailed hexagonal mesh. The analyses results for three point bending and torsional loading given by proposed element model agreed with the results of the experiments and the detailed meshing analyses. This element model doesn't reduce the precision but reduce much time for pre-post processes and analyses.

Next is to clarify the relation between the energy absorption ability and honeycomb parameters. To clarify the energy absorbing mechanism, collapsing tests of honeycomb core are carried out under quasi-static condition. Based on the observed buckling mode, a finite element model which can represent the debonding failure between the bonded cell walls were established. A series of FEM analyses was carried out to establish the above relation under quasi-static condition, and further, a series of experiments about impact test was carried out to clarify the dynamic effect. As the results of the experiments, it was shown that the collapsing stress under impact condition is increased due to the pressure of the air inside the compressed honeycomb core. The proposed expression, which was gained by combining the results of the FEM analyses and the experiments, agreed well with experimental results under impact condition and it is effective for decision of honeycomb parameter on any absorption condition.

Next, a thermal conductivity honeycomb element was given by applying orthotropic equivalent thermal conductivity, which were decided theoretically by calculations with a periodical unit cell of honeycomb core, to thermal conductivity matrix. The theoretical thermal conductivity of honeycomb core agreed with the value gained by a proposed experimental-computational hybrid system, which consist of two experimental thermal measurement parts and a finite element analysis part. The honeycomb element including the proposed stress-strain matrix and this thermal conductivity matrix can simulate the thermal deformation of HSP easily and accuracy without detailed hexagonal mesh.

Next, an experimental-computational hybrid system which can detect flaws in HSP was developed. The system consists of an infrared thermal video system which can measure the temperature distribution of the body surface and an engineering work station which carries out the image processing of the thermograms. Various types of flaws lying between the honeycomb core and the surface sheet were examined and the effects of the combination of honeycomb parameter were studied. Furthermore, it was shown that the image processing system of the thermograms is useful to detect the flaws in HSP.

The proposed methods are very useful for the evaluation of the mechanical and thermal phenomenon of HSP or honeycomb core and they are practical for the design in various fields.

ハニカムサンドウィッチパネルの機械的・熱的特性評価に関する研究

Study on Evaluation of Mechanical and Thermal Properties of Honeycomb Sandwich Panel

目 次

第1章 緒 言	1
1.1 本研究の背景と目的	3
1.2 ハニカムコアとHSP	5
1.3 諸特性と利用分野	7
1.4 HSPの研究	8
1.5 本論文の構成	9
1.6 参考文献	11
第2章 HSPの剛性評価	15
2.1 緒言	17
2.2 HSPの弾性挙動	18
2.2.1 HSPの曲げ剛性	18
2.2.2 ハニカムコアの直交異方性	20
2.2.3 弾性応力-ひずみマトリックス	22
2.3 等価弾性係数の理論的算出	22
2.3.1 等価縦弾性係数	22
2.3.2 ポアソン比	24
2.3.3 等価横弾性係数	25
2.3.4 G_{YZ} の検証	28
2.3.5 ハニカムコアの弾性応力-ひずみマトリックス	32
2.4 弾性ハニカム要素を用いた簡易有限要素解析	32
2.4.1 3点曲げ試験による検証	32
2.4.2 固有振動数測定試験による検証	35
2.5 結言	38
2.6 参考文献	39
第3章 HSPの降伏挙動評価	41
3.1 緒言	43
3.2 ハニカムコアの塑性変形	44
3.2.1 せん断変形による非線形挙動	44
3.3 降伏条件	45
3.4 弾塑性解析	47
3.4.1 詳細解析・実験との比較	47
3.4.2 構成要素の組合せによる降伏挙動への影響	52

	3.4.2.1	セル壁箔	53
	3.4.2.2	ハニカムコア高さ	54
	3.4.2.3	表面板板厚	55
3.5		結言	56
3.6		参考文献	57
第4章		ハニカムコアの衝撃吸収能力評価	59
4.1		緒言	61
4.2		衝撃吸収作用	63
4.3		準静的圧壊実験	64
	4.3.1	実験方法	64
	4.3.2	座屈モードの観察	64
4.4		有限要素法によるモデル解析	66
	4.4.1	モデル解析	67
	4.4.1.1	1/6モデル	67
	4.4.1.2	1/12モデル	70
	4.4.1.3	1/6接着モデル	72
	4.4.1.4	初期不整	75
4.5		準静的平均圧壊応力の定式化	78
4.6		衝撃圧壊実験	81
	4.6.1	衝撃圧潰実験方法	81
	4.6.2	衝撃圧壊応力の定式化	83
	4.6.3	設計への応用	85
	4.6.3.1	コア密度の決定	85
	4.6.3.2	セルサイズ、セル壁箔厚の決定	85
	4.6.3.3	コア高さの決定	86
4.7		結言	86
4.8		参考文献	88
第5章		HSPの熱伝導・熱変形評価	91
5.1		緒言	93
5.2		ハニカムコアの熱特性	94
5.3		等価熱物性値の理論的算出	94
	5.3.1	熱伝導率の直交異方性	95
	5.3.2	等価熱伝導率の算出	95
	5.3.3	等価熱伝導率に対する内部空気の影響	97
	5.3.4	その他の物性値の算出	99
5.4		等価熱伝導率測定システム	101
	5.4.1	赤外線温度測定	101
	5.4.2	赤外線映像装置TVS-5000	104
	5.4.3	板厚(Z)方向等価熱伝導率測定実験	105
	5.4.4	面内(X・Y)方向等価熱伝導率測定	107

5.4.4.1	温度分布測定実験	108
5.4.4.2	有限要素法熱伝導解析	109
5.5	均質化法による検証	112
5.6	有限要素法による熱伝導・熱変形解析	114
5.7	結言	116
5.8	参考文献	117
第6章 赤外線画像を用いた非破壊検査技術の開発		119
6.1	緒言	121
6.2	HSPの欠陥	122
6.3	非破壊検査 (NDI) 技術	122
6.3.1	赤外線画像NDI	123
6.3.2	HSPのNDI技術	124
6.4	HSPはく離欠陥検知システム	124
6.4.1	加熱方法	125
6.4.2	様々な欠陥に対する検知能力	129
6.4.3	HSPの構成パラメータによる影響	134
6.4.3.1	表面板板厚の影響	135
6.4.3.2	表面板材質の影響	136
6.4.3.3	ハニカムコア材質の影響	139
6.4.3.4	FRP表面板の接着方法の違いによる影響	141
6.4.3.5	欠陥の位置 (裏面からの検知の可能性)	142
6.5	欠陥検知を支援する画像処理システムの構築	144
6.5.1	画像処理	144
6.5.2	画像処理システムの概要	144
6.5.3	画像処理システムの流れ	144
6.5.3.1	選択的局所平均化处理	145
6.5.3.2	2値化处理	145
6.5.3.3	細線化处理 (Hilditchの細線化)	146
6.5.3.4	枝除去処理	146
6.5.4	画像処理結果	148
6.6	結言	149
6.7	参考文献	150
第7章 結言		153
公表論文等		157
謝辞		161

第1章 緒言

1.1 本研究の背景と目的

六角形セルの集合体＝ハニカムコアを薄い表面板でサンドウィッチしたハニカムサンドウィッチパネル（図1-1：以下HSP）は、軽量かつ剛性が高い高性能複合構造材料である。

従来は、製造コストが高いこと、複合構造を持つため設計が難しいこと、一般接着技術に対する信頼性が低かったこと等が原因で、その応用分野は、コストパフォーマンスより性能を第一とする航空宇宙産業（図1-2（陰影部にHSP使用）⁽¹⁾等）に限られる傾向があった。しかし、近年の一般産業の発達とともに構造部材に求められる性能が高くなってきたこと、一般接着技術が向上し接着構造物に対する信頼性が上がったこと等により、様々な分野での利用が増えている。特に交通産業（新幹線、乗用車等）、建築産業（ビルの外壁、間仕切り等）、スポーツ産業（スキー板、ボート等）での利用が目立っている^{(2) - (5)}。

一方、HSPの利用分野が広がるにつれ、以下に示すような新たな問題が生じてきた。

1. 使用方法が多様化したため、HSPあるいはハニカムコアの様々な特性を把握する必要が出てきた。
2. 使用条件、拘束条件などの複雑化が進み諸問題を理論的に解くことが難しくなったため、汎用有限要素解析プログラムを用いた簡易的な特性評価方法を確立する必要が出てきた。
3. 省スペース、省エネルギー化など無駄のない最適な設計をする必要があり、線形挙動だけでなく非線形挙動をも把握する必要が出てきた。
4. 剛性（あるいは強度問題）と熱伝導問題など2つの現象を同時に扱うことのできる評価方法を確立する必要が出てきた。
5. 品質を保証するために、安全、簡単、確実な非破壊検査手法を確立する必要が出てきた。

これらは、HSPが身近な構造部材の一つとして認められてきたために生じている問題である。故に、従来のように大掛かりな実験設備あるいは解析ツールを用い時間とお金をかけて解決するのではなく、できる限り汎用的なツールを用いて簡単な作業で短時間に解決する必要がある。

本研究では、HSPの剛性、降伏挙動、衝撃吸収、熱伝導、熱変形、欠陥検知を対象として、複合構造、直交異方性、周期性などHSPの持つ特徴を考慮しつつ、それぞれの現象の根本となるメカニズムに着目し、諸特性を把握することおよび簡易的評価方法を確立することを目的としている。

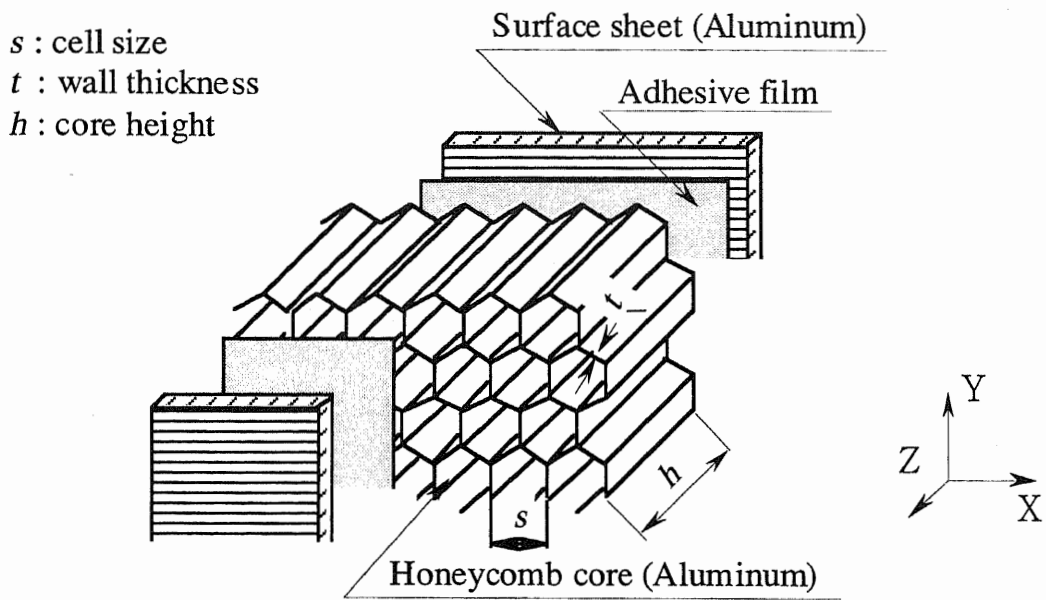


Fig. 1-1 Honeycomb Sandwich Panel (HSP)

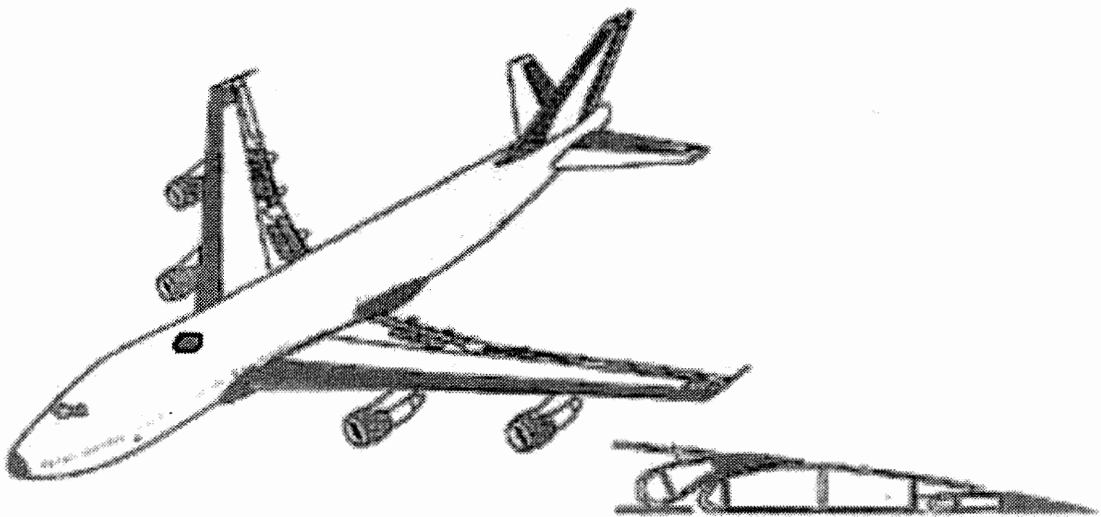


Fig.1-2 Application of HSP

1.2 ハニカムコアとHSP

ハニカム (Honeycomb) とは蜂の巣のことである。泥などで作られ整然と並ぶ六角形の集合体は、非常に軽いが厳しい自然環境に耐えうる十分な強度を持っている。

その比軸圧縮強度と比せん断剛性の高さに着目し人工的に作成した人工ハニカムを、薄い表面板でサンドウィッチした複合構造材料はハニカムサンドウィッチパネル (HSP) と呼ばれる。他の様々な構造材料と比べ、比剛性が高いという特長を持っている。航空宇宙産業では、構造材料としての歴史は50年を数え⁽⁶⁾、今現在も最新型の旅客機や人工衛星にも利用される無くてはならないものとなっている。

ハニカムコアは、最大の特長である比剛性の高さを活かすため、軽量金属=アルミニウムの箔で作られるものが圧倒的に多い。その製造方法は、以下の2つの手法が確立されている。条線状に塗布された接着剤により接合され積層されたアルミニウムシートを積層方向に展張して作成する展張式 (図1-3) と、箔を歯車のようなもので波形に加工してから接着するコルゲート式である。比較的厚い箔を利用して作る場合はコルゲート式が選ばれることが多いが、作成できるコア高さが限られる。

両手法で作られたハニカムコアは、その六角形の六つの辺のうち、向かい合う2辺の板厚が他の4辺の2倍の厚さになっている。このことは、剛性あるいは熱伝導特性の直交異方性を招くことなど、ハニカムコアの特性に大きく影響している。

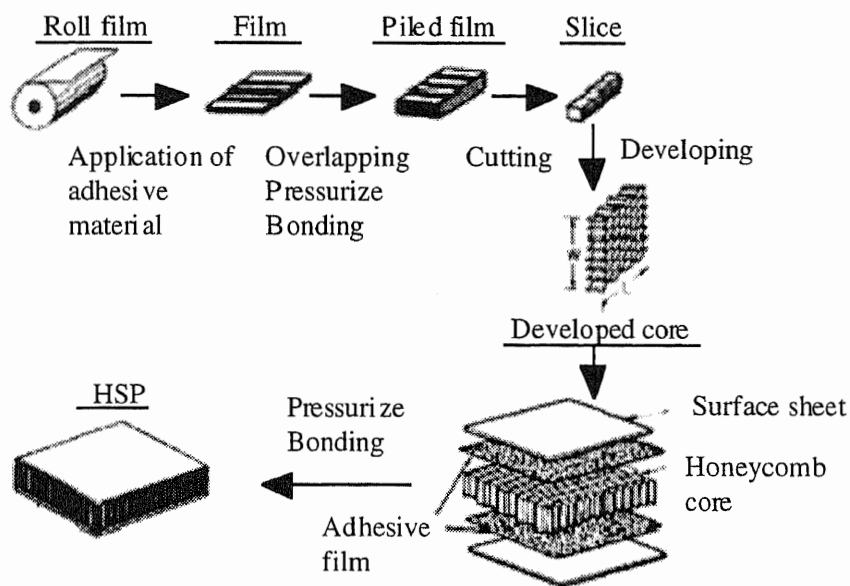


Fig.1-3 Production process of HSP

アルミニウムの材質は、耐食性に優れたJIS5000系（Al—Mg合金）あるいは耐力の高いJIS2024（Al—Cu—Mg合金）が航空産業用製品に使われてきたが、一般産業用として安価で成形性に優れているJIS3000系（Al—Mn合金）が用いられることもある⁽⁷⁾。本研究では、JIS5000系のアルミニウム製展張式ハニカムコアを対象として実験および解析を行ったが、本研究の成果は基本的には他の材料にも適用が可能である。

また、利用分野の広がりや使用方法の多様化にともない、他の材質で作られることも多くなってきた。鋼製やステンレス製などの金属製その他、紙、アラミド樹脂含浸紙、各種FRP、各種プラスチック、各種ゴム、セラミックスなどの非金属製のハニカムコアも利用されてきている。

ハニカムコアをサンドウィッチする表面板もまた様々な素材が利用されている。ハニカムコアと同一材料のアルミニウム板を使うことが多いが、より高い比剛性を得るためにFRP板も使用されることがある。

表面板との接着に関しては、以前は液体状あるいはゼリー状の接着剤を使用していたため接着むらによるはく離欠陥を生じていたが、近年は接合力の強いエポキシ系フィルム接着剤を用いている。異物混入によるはく離欠陥を生じる可能性は残るものの、接着むらを抑えることができる。

また、FRPの表面板を使用する場合は、既に硬化成形したFRPを他の材料と同様の手法で接着接合する硬化板成形法と、硬化前のFRPプリプレグ材でハニカムコアを挟み高温槽内で圧力をかけることで表面板を硬化しつつ接合するCo-CURE法の2種類がある。それぞれの接着方法の違いによる接合断面の違いを図1-4に示す。Co-CURE法はFRP板に限られた接着法であるが、軽量化および工程の簡略化が可能となり、一方、硬化板成形法は、HSPにとって重要な特長の一つである板の平面度を保証できる利点がある。

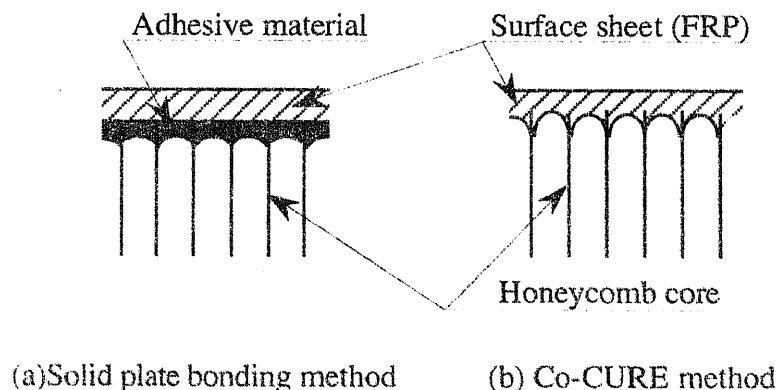


Fig. 1-4 Sectional view of two production processes

ここまでで述べた製造方法あるいは素材種類の多さを考えると、HSPは極めて多くの種類を持つことが判る。形状パラメータとしてはセルサイズ、セル壁厚、コア高さ、表面板板厚などがあり、ハニカムコアあるいは表面板の素材を選ぶことも可能である。

使用方法に応じて最適なHSPを設計、選択することが大切であり、そのためには、本研究の目的であるHSPの諸特性を把握すること、簡単に評価することが非常に重要となる。

1.3 諸特性と利用分野

ハニカムコアあるいはHSPの特長として以下のものがあげられる^{(6) (8)}。

- ・軽量である。
- ・剛性が高い。
- ・優れた平面精度を持つ。
- ・圧潰荷重が一定である。
- ・長いストロークで衝撃吸収できる。
- ・衝撃吸収後の跳ね返りがほとんど無い。
- ・使用条件に応じて設定できるパラメータが多い。
- ・体積に比較して、表面積がきわめて大きい。
- ・整流作用がある。
- ・電磁波シールド作用がある。

その他に、以下の性質を持ちあわせる。

- ・きわめて正確な周期性を持つ。
- ・直交異方性を持つ。

これらの特長を応用して、様々な形態で利用されている。構造材料以外の主な使用方法例を以下に示す。

衝撃吸収材（緩衝材）として、物体を衝撃による破損から防ぐ。

触媒担体（マフラー）として排気ガスを浄化する。（表面積の大きさを利用）

土手や堤防に埋め込み、土砂の横方向の動きを抑制し侵食を防ぐ。

冷凍ショーケースあるいはガス給油機などの気体（液体）の流れを整える。

シールドボックスの採光窓や通気孔のベントパネルとして使用される。

養蜂産業でミツバチの頑強な巣として使用される。

1.4 H S P の研究

H S P は航空宇宙産業において主に構造材料として利用されていたことから、その剛性設計を目的として、直交異方性を持つハニカムコアの3軸方向等価弾性係数を材料力学的なアプローチで求める研究が盛んに行われてきた^{(9) - (11)}。特に、ハニカムコアの展張率など六角形セルの幾何形状と横弾性係数の関係については数多くの研究が発表されている^{(12) - (16)}。固有値同定法による等価弾性係数の実験測定についても報告されている^{(17) (18)}。

また、材料加工技術の進化などによって従来の金属製（アルミニウム・鉄など）以外のハニカムコアの使用も増えたため、近年ではアラミド繊維製ハニカムコア⁽¹⁹⁾や、FRP製ハニカムコアの等価弾性係数⁽²⁰⁾に関する研究も行われている。

一方、H S P の非線形挙動に関する研究は、面内変形^{(21) - (23)}あるいは3点曲げ⁽²⁴⁾など、条件を限った場合の降伏挙動についてのみ報告されている。また、熱変形を対象とする研究はほとんど行われていない^{(25) (26)}。

構造材料以外に工学的な利用方法として目立ってきているものが、緩衝材としての利用である。しかし、ハニカムコアの衝撃吸収特性については、最大荷重に関する研究^{(27) - (29)}は行われているものの、衝撃吸収材として重要な平均圧潰荷重についての研究は少ない。実験的検討^{(30) (31)}の他に平均圧潰応力値の理論解に関する研究^{(32) (33)}、有限要素法を利用した圧潰現象シミュレーション^{(34) - (36)}が行われているが、材料定数によっては精度が保証されない、また動的現象を考慮していない等の問題がある。

上記のように、H S P あるいはハニカムコアに関する研究は、利用形態に分かれて行われており、それぞれの設計に活かされてきたが、一般産業での需要が増えたことから、より簡便な評価方法を確立する必要が出てきている。

本論文では、H S P の剛性、降伏挙動^{(37) (38)}、衝撃吸収^{(39) - (41)}、熱伝導、熱変形^{(42) (43)}、欠陥検知⁽⁴⁴⁾を対象として、複合構造、直交異方性、周期性などH S P の持つ特徴を考慮しつつ、それぞれの現象の根本となるメカニズムに着目し、諸特性を把握すること、および簡易評価方法を確立することを目的としている。次節において、本論文の構成について説明する。

1.5 本論文の構成

本論文はH S Pの剛性、降伏挙動、衝撃吸収、熱伝導、熱変形、欠陥検知を対象として、それぞれの現象ごとに章を設け、実験、簡易理論解析、有限要素解析を行っている。全7章から成り、その構成を以下に示す。

第2章では、H S Pの最も一般的な利用方法である構造平板の剛性に関して、有限要素法を利用した正確かつ簡単な評価手法を確立することを目的としている。H S Pの弾性挙動におけるハニカムコアの役割、直交異方性について言及した後、L.J.Gibsonらの手法を応用してハニカムコアの各等価弾性係数を求めている。中でもH S Pの曲げ変形時に最も重要となるハニカムコアの横弾性係数については、セル壁のアスペクト比に関する考察を行っている。さらに、得られた等価弾性係数を直交異方性を考慮した応力—ひずみマトリックスに代入し、弾性ハニカム要素を作成、その検証を行っている。

第3章では、H S Pの曲げ変形時における降伏挙動を、有限要素法を利用して正確かつ簡単に評価できる手法を確立することを目的としている。H S Pの曲げ変形時におけるハニカムコアの応力状態を解明し、Hillの降伏条件式を利用してハニカムコアのせん断変形降伏条件式を作成した。第2章で作成した弾性ハニカム要素に降伏条件を付加し、ハニカムコアの弾塑性挙動を正確かつ簡単に再現できる弾塑性ハニカム要素を作成、その検証を行っている。

第4章では、ハニカムコアを衝撃吸収材料として使用する際、条件に最も適したハニカムコアを選択できるよう、各種パラメータの組合せと衝撃吸収能力の関係を導きだすことを目的としている。ハニカムコアの衝撃吸収機構を解明するために準静的条件で圧潰実験を行い、そこで得た知見を基に逐次座屈現象を再現できる有限要素法モデルを作成する。続いて、準静的圧潰条件における様々なパラメータの組合せを変化させた有限要素解析と準静的圧潰実験を行い、準静的な条件で各種パラメータの組合せと衝撃吸収能力の関係式を導いている。さらに衝撃圧潰実験を行い、準静的条件で得た関係式に動的因子の項を付加したものと比較検討している。

第5章では、建築分野などで使用される際に重要となるH S Pの熱伝導特性あるいは熱変形特性を把握し、有限要素法を利用して正確かつ簡単に評価できる手法の確立を目的としている。ハニカムコアを直交異方性材料として捉え、諸熱伝導特性を理論的に求める一方、赤外線映像装置を利用して、直交異方性材料の等価熱伝導率を計測するための実験—計算ハイブリッドシステムを構築し、本システムで得たH S Pの実験値と理論値を比較検討する。また、得られた諸熱伝導特

性と第2章で得られた等価剛性とを合わせたハニカムコアの熱変形要素を作成し、その検証を行っている。

第6章では、赤外線画像を用いて複合構造材料HSPの安全性の確保つまりはく離欠陥の検知を、安全、簡単、確実に行うシステムの開発を目的としている。HSPの様々な欠陥に対する検知能力の評価、構成パラメータの違いによる検知能力の評価について述べた後、欠陥検知をサポートする画像処理法について言及している。従来の方法と較べて安全かつ簡便であり、広範囲をリアルタイムで非接触に検知できるHSPはく離欠陥検知システムを構築している。

第7章では、第2章から第6章までをまとめている。

1.6 参考文献

- (1) 昭和飛行機工業株式会社資料
- (2) 森田・他2名, 複合材料, 日刊工業新聞社, (1988)
- (3) 植村・他3名, 新しい複合材料と新技術, 現代化学・増刊8, 東京化学同人, (1986)
- (4) 森田・岩本, 電子工学のための複合材料, コロナ社・電子通信学会, (1986)
- (5) 内田, 先端複合材料の設計と加工, 工業調査会, (1988)
- (6) 佐藤孝編, ハニカム構造材料の応用技術, 先端材料技術協会監修, シーエムシー, (1995)
- (7) 日本機械学会編, 機械工学便覧, (1987)
- (8) T. Wierzbicki, Crushing Analysis of Metal Honeycombs, Impact Engineering, Vol.1, No.2, (1983), 157-174
- (9) L. J. Gibson, and M. F. Ashby, Cellular Solids - Structure & Properties, Pergamon Press, (1988)
- (10) F. K. Abd El-Sayed, R. Jones and I. W. Burgess, A Theoretical Approach to the Deformation of Honeycomb Based Composite Materials, Composites, (1979), 209-214
- (11) 國本, アルミニウム合金製サンドイッチ構造, 軽金属40巻5号, (1990), 390-405
- (12) S. Kelsey, R. A. Gellatly and B. W. Clark, The Shear Modulus of Foil Honeycomb Cores, Aircraft Engineering, (1958), 294-302
- (13) T. Akasaka, and T. Takagishi, The Shear Modulus of Foil Honeycomb Sandwich Structures, Trans. Japan Soc. Aero. Space Sci. Vol. 2, No. 3, (1959), 83-90
- (14) C. C. Chang, and I. K. Ebcioğlu, Effect of Cell Geometry on the Shear Modulus and on Density of Sandwich Panel Cores, Trans. of ASME, Journal of Basic Engineering, (1961), 513-518
- (15) J. Penzien, and T. Didriksson, Effect Shear Modulus of Honeycomb Cellular Structure, AIAA Journal, Vol. 2, No. 3, (1964), 531-535
- (16) M. Grediac, A Finite Element Study of the Transverse Shear in Honeycomb Cores, Int. J. Solids and Structures, Vol. 30, No. 13, (1993), 1777-1788
- (17) 齊藤・奥野・河野, アルミニウムハニカム構造板のパラメータ同定と振動減衰特性 (第1報 異方性Timoshenkoはりモデルによる検討), 日本機械学会 (C編) 61巻583号, (1995), 871-878
- (18) 松本・座古・古野, 有限要素法固有値解析を利用したハニカム構造板の弾性パラメータ同定, 日本機械学会・機械力学・計測制御講演会論文集Vol. B, (1996), 105-108

- (19) 辻井・田中・西田, サンドイッチパネル用アラミドハニカムコアの強度解析, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻587号, (1995), 1608-1614
- (20) 吉野・大塚・近藤, FRPハニカムコア・サンドイッチ板の3D-FEMによる弾性係数に関する研究, 日本機械学会論文集 (A編) 63巻613号, (1997), 1939-1946
- (21) 國本, アルミニウム合金製サンドイッチ構造, 軽金属40巻5号, (1990), 390-405
- (22) 植村, サンドイッチ構造の座屈と設計, 複合材料設計2巻1号, (1975), 28-36
- (23) F. K. Abd El-Sayed, R. Jones and I. W. Burgess, A Theoretical Approach to the Deformation of Honeycomb Based Composite Materials, Composites, (1979), 209-214
- (24) 小林・臺丸谷・奥戸, 溶接接合ハニカムパネルの弾塑性曲げ変形, 日本機械学会論文集 (A編) 60巻572号, 1994, 1011-1016
- (25) 山口・浅古, ハニカムコアで仕切られた鉛直多孔質層内の自然対流熱伝達, 日本機械学会 第73期全国大会講演論文集 (III), (1995), 7-8
- (26) 伊藤・他3名, ハニカム形熱交換器の熱応力, 日本機械学会第72期全国大会講演会講演論文集, (1994)
- (27) 國本・山田, ハニカムサンドイッチ構造の緩衝特性に関する研究, 軽金属37巻5号, (1987), 327-331
- (28) 小川・岡崎, 各種ハニカム構造の圧縮強度について, 材料42巻478号, (1993), 823-828
- (29) 辻井・田中・西田, サンドイッチパネル用アラミドハニカムコアの強度解析, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻587号, (1995), 1608-1614
- (30) W. Goldsmith, and J.L. Sackman, An Experimental Study of Energy Absorption in Impact on Sandwich Plates, Int. J. Impact Engineering, Vol. 12, No. 2, (1992), 241-262
- (31) 康井・粕谷・森山・國本・馬場・奥戸, 衝撃荷重を受ける多段積層ハニカムパネルの衝撃特性, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻589号, (1995), 1979-1985
- (32) R. K. McFarland, Jr., Hexagonal Cell Structures under Post-Buckling Axial Load, AIAA Journal, Vol. 1, No. 6, (1963), 1380-1385
- (33) T. Wierzbicki, Crushing Analysis of Metal Honeycombs, Impact Engineering, Vol.1, No.2, (1983), 157-174
- (34) M. M. Hvatum, and D.K. Roylance, Compression Testing and Finite Element

- Modeling of Strain-rate Dependent Buckling of Al Honeycomb, *Novel Tech. Met. Deform Test*, (1983), 299-307
- (35) 周・河野・柁・斎藤, アルミニウム合金ハニカム心材の衝撃座屈強度, *材料*47巻11号, (1998), 1119-1124
- (36) 河野・周・柁・斎藤, アルミニウム合金ハニカム心材の座屈強度, *日本機械学会論文集 (A編)* 64巻627号, (1998), 2813-2818
- (37) 小笠原・白鳥・于・宮野, 簡易モデルを用いたハニカムサンドウィッチ構造材料の弾塑性解析, *日本機械学会論文集 (A編)* 64巻624号, (1998), 2059-2064
- (38) N. Ogasawara, M. Shiratori, Q. Yu and A. Miyano, Elastic-Plastic Analysis of Honeycomb Sandwich Panel by Using Honeycomb Element, *JSME International Journal, Series A, Vol.42 No.3*, (1999), 381-387
- (39) 小笠原・白鳥・宮原・于, 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)* 63巻608号, (1997), 774-779
- (40) N. Ogasawara, M. Shiratori, S. Miyahara, Q. Yu and A. Miyano, Modeling Analyses of Honeycomb Buckling, *Advances in Computational Engineering Science (ICES'97)*, (1997), 91-96
- (41) 小笠原・白鳥・宮原・于・宮野, 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)* 63巻616号, (1997), 2575-2579
- (42) 小笠原・白鳥・于・藏原, 簡易モデルを用いたハニカムサンドウィッチ構造材料の熱変形解析, *日本機械学会論文集 (A編)* 65巻629号, (1999), 127-132
- (43) 小笠原・白鳥・于・藏原, ハニカム材料の直交異方性熱伝導率評価, *日本機械学会論文集 (A編)*, (1999), (印刷中)
- (44) M. Shiratori, Q. Yu, Y. Takahashi and N. Ogasawara, Application of Infrared Thermography to Detection of Flaws in Honeycomb Sandwich Construction, *JSME International Journal, Series A, vol.37, No.4*, (1994), 396-402

第2章 HSPの剛性評価

2.1 緒 言

H S Pは軽量かつ高い剛性を持つ高性能構造材料として、主に航空宇宙産業で使用されてきた。近年では、産業界の発展とともに材料に求められる条件が厳しくなってきたこと、また一般接着技術の向上によりH S Pの信頼性が上がったことなどの理由で、交通・建築・スポーツなどの一般産業分野においても広く使用されるようになってきた⁽¹⁾。

それに伴いH S Pの形状および使用条件・拘束条件などが多様化あるいは複雑化し、有限要素法を利用した剛性設計をより効率的に行う必要が出てきた。

しかし、ハニカムコアが細かい六角形の集合体であるため、要素分割など前後処理作業が複雑となり、また多大な節点数に対応できる大容量計算機が必要となっている。一般産業界では、これらマイナス要因により効率的な解析が行えないため、簡易的に等価板厚法による設計を行っている場合が多い^{(2) - (5)}。

また、ハニカムコアは直交異方性を持つ材料としても知られており、過去には材料力学的なアプローチで3軸方向の等価弾性係数を求める研究が行われてきた^{(6) - (8)}。特に、ハニカムコアの展張率など六角形の幾何形状と横弾性係数の関係については、数多くの研究が発表されている^{(9) - (13)}。近年では、従来の金属製（アルミニウム・鉄など）ではないハニカムコアの使用も増えたため、アラミド繊維製のハニカムコアの等価弾性係数⁽¹⁴⁾や、FRP製のハニカムコアの等価弾性係数も求められている⁽¹⁵⁾。一方、固有値同定実験による等価弾性係数の測定についても報告されている^{(16) (17)}。

本章では、有限要素法によるH S Pの正確かつ簡単な剛性評価を目的として、ハニカムコアの細かい六角構造を意識することなく、H S Pの弾性挙動を正確かつ簡単に再現できる弾性ハニカム要素を作成する。

まずH S Pの弾性挙動におけるハニカムコアの役割・直交異方性について言及した後、L.J.Gibsonらの手法を応用してハニカムコアの各等価弾性係数を求めている。中でもH S Pの曲げ変形時に最も重要となるハニカムコアの横弾性係数については、セル壁のアスペクト比に関する考察を行っている⁽¹³⁾。さらに、得られた等価弾性係数を利用した弾性ハニカム要素を作成、その検証を行っている⁽¹⁸⁾
⁽¹⁹⁾。

2.2 H S P の弾性挙動

H S P は様々な分野で様々な形態で使用されている。しかし、軽量かつ高剛性の特徴を活かした使用方法として、従来から最も一般的に利用されているのは、床板材などの平板構造材料としてである。また、平板構造材料が課せられる条件としては、3点曲げなどの曲げ変形が圧倒的に多い⁽¹⁾。

本研究では、H S P の曲げ変形を対象として、正確かつ簡単にその弾性挙動を再現できる弾性ハニカム要素の作成について論じている。

2.2.1 H S P の曲げ剛性

H S P の曲げ変形に対する剛性設計方法には、表面板自身の曲げ剛性とサンドウィッチ構造に起因する剛性のみが考慮される等価板厚法⁽³⁾が用いられている。しかし、本方法は板に垂直な断面は、曲げ変形後も平面を保ちかつ板の中央面に対し垂直であるとのキルヒホッフの仮定が成立しなくてはならない。

サンドウィッチ構造において、上記仮定が成り立つためには、内部コア材料の面外横弾性係数： G_{YZ} 、 G_{ZX} が表面板材料の横弾性係数： G_{SS} と同程度に高い（ $G_{SS} \doteq G_{YZ}$ 、 G_{ZX} ）必要があり、その変形は、中立軸を平板中央に持つ図2—1（a）に示した状態となる⁽²⁰⁾。またはりの3点曲げ時におけるその最大変位量は次式で表される。 P はスパン中心に加える集中荷重を、 E は表面板材料の縦弾性係数を、 I は断面二次モーメントを、 L は対象材料のスパンを、 t は表面板の板厚を、 h はコア材料の高さ（板厚）を表す。

$$\delta = \frac{PL^3}{48EI} = \frac{PL^3}{4E\{(h+2t)^3 - h^3\}} \quad (2.1)$$

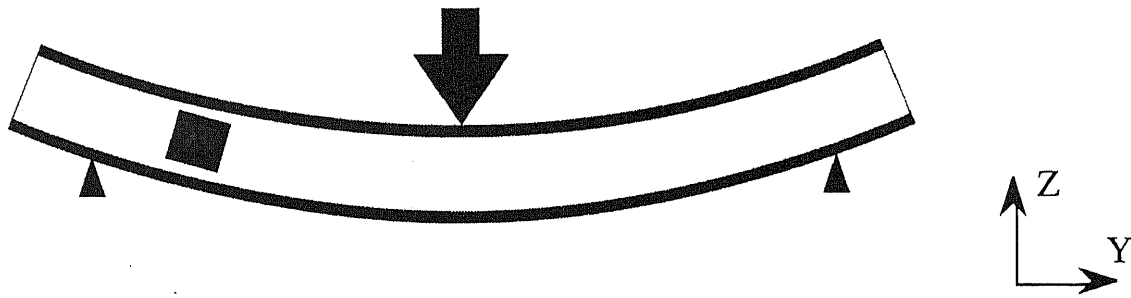
一方、内部コア材料の面外横弾性係数が非常に小さいと考えられる場合（ $G_{YZ} \doteq 0$ ）は、上下表面板がそれぞれ独立の中立軸を持つ図2—1（b）の変形状態となり、サンドウィッチ板全体の曲げ剛性は非常に小さくなる。本材料の3点曲げ時の最大変位量は次式で表される。

$$\delta = \frac{PL^3}{48EI} = \frac{PL^3}{8Et^3} \quad (2.2)$$

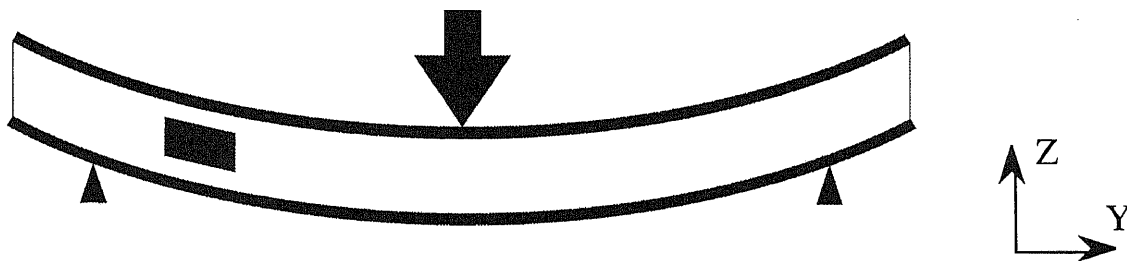
薄いアルミニウム箔（一般に約20～100 μ m）を接着接合し作成した、接着接合ハニカムコアの面外横弾性係数は、表面板材料の横弾性係数より小さいが無視できない程度の大きさを持っている（ $G_{SS} \gg G_{YZ}$ 、 $G_{ZX} \gg 0$ ）ため、H S P の曲げ変形は、図2—1（a）と（b）の中間の状態になると考えられる。ハニカムコアの横弾性係数を G としたとき、H S P の3点曲げ時の最大変位量は次式

で表される。ここで A はハニカムコアの断面積 ($A = h \times b$: b は幅) である。

$$\delta = \frac{PL^3}{48EI} + \frac{PL}{4G_{YZ}A} = \frac{PL^3}{4E\{(h+2t)^3 - h^3\}} + \frac{PL}{4G_{YZ}A} = \delta_1 + \delta_2 \quad (2.3)$$



(a) $G_{SS} \doteq G_{YZ}$



(b) $G_{YZ} \doteq 0$

Fig. 2-1 Deformed shape of three point bending

図2-2はある一般的なサイズのH S Pの3点曲げ時における、最大変位量： δ に占めるせん断項： δ_2 の割合とスパンの関係を表したものである ($t = 1 \text{ mm}$ 、 $h = 10 \text{ mm}$ 、 $E = 71 \text{ GPa}$ 、 G (カタログ値) $= 70 \text{ MPa}$)⁽²¹⁾。H S Pは高剛性材料として利用されることから、スパン500 mm以下でも使用されることがあり、その曲げ時にはハニカムコアの面外せん断剛性が大きな影響を及ぼすことが示されている。

また、ハニカムコアの面外横弾性係数はセルサイズ等のパラメータによって変

化するため、変形状態もそれに伴って変化する。よって、H S P の剛性設計をする際には、ハニカムコアの面外横弾性係数を正確に評価する必要がある。

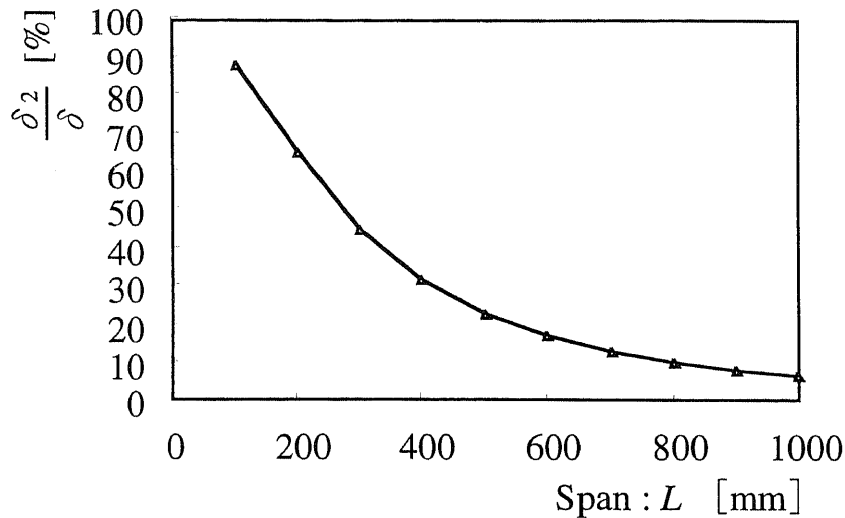


Fig. 2-2 Shearing component of displacement by three point bending load

2.2.2 ハニカムコアの直交異方性

ハニカムコアは中空六角柱の集合体であり、また製造方法に起因して、中空六角柱の6面の中で1組の向かい合う2面が2枚重ねに接着されているため、その2面の板厚は他の4面の2倍である。それ故に、ハニカムコアのXY平面における面外横弾性係数は、角度による異方性を有していると考えられる。

そこで、ハニカムコアを忠実に再現した細分割モデルを用いて、有限要素法によるせん断試験の数値シミュレーションを行い、ハニカムコアの面外横弾性係数の異方性について考察した。

まず、面内力を考慮できる4節点薄肉シェル要素を用いて、コア高さ： h （ここでは単位高さ）とセルサイズ： s より十分大きな半径を持つハニカムコアの円盤（図2-3）を作成する。円盤の軸方向上端面中心を原点としている。境界条件として、下端面にある全節点の自由度のXYZ並進方向を拘束し、上端面の全節点に対し、X軸より角度 θ 方向に微小単位変位： δ_θ を与えた。角度 θ を0～90度まで変化させた時に得られるそれぞれの反力値： F_θ をXY平面断面積： A_{xy} で除し、等価面外横弾性係数 G_θ とする。

$$G_\theta = \frac{F_\theta}{A_{xy}\gamma_\theta} = \frac{F_\theta h}{A_{xy}\delta_\theta} \quad (2.4)$$

図2-4は解析によって得られた、XY平面における等価面外横弾性係数の方向による違いを示している。図2-4(a)は中空六角柱の6面の板厚が全て同

じ厚さであると仮定したハニカムコアの結果であり、図2-4 (b) は図2-3 においてYZ平面に平行な面が他面の2倍の厚さとなっている一般ハニカムコア (接着接合製造) の結果を示している。

図2-4 (a) においては、六角形の形状に基づく60度周期の異方性は確認されなかったが、図2-4 (b) より板厚の変化に基づく楕円形分布の異方性が確認された。このことから、一般ハニカムコアの横弾性係数は、直交異方性を有するものとして近似できる。

また、面内方向横弾性係数： G_{XY} は、これら面外横弾性係数と比較して非常に小さいこと、さらに単軸引張方向に関して、面内方向縦弾性係数： E_x 、 E_y は、面外方向の縦弾性係数： E_z と比較して非常に小さいこと、これら2つのことはハニカムコアの構造から容易に想像できる。

これらの結果より、HSP内のハニカムコアは、図2-3のXYZの3軸方向に沿った直交異方性材料として扱う必要があるといえる。

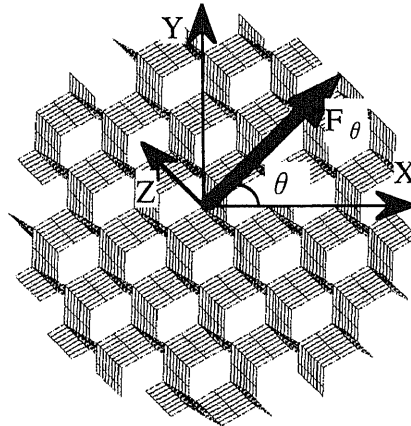


Fig. 2-3 Model of hexagonal cells

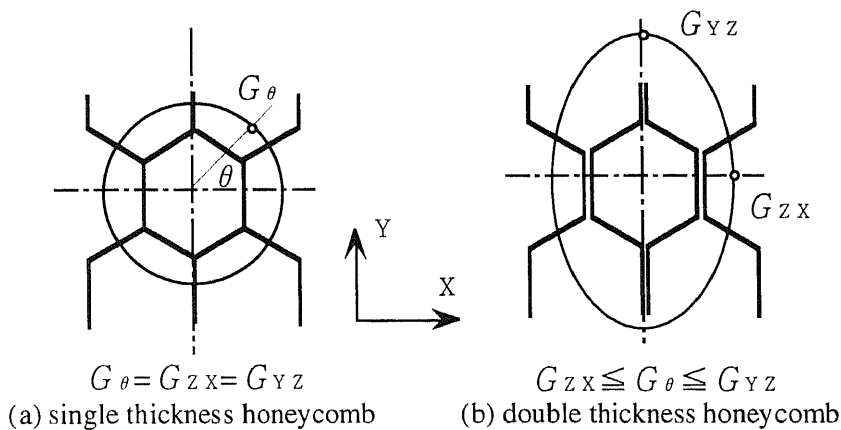


Fig. 2-4 Anisotropy of modulus of rigidity

2.2.3 弾性応力—ひずみマトリックス

前節によってハニカムコアが直交異方性を有することが明らかになった。有限要素法では直交異方性材料の弾性応力—ひずみマトリックスが式(2.5)で表され、汎用有限要素法ソフトにおいては式(2.5)を利用した8節点ソリッド要素を用いることで、材料の直交異方性を容易に再現することができる⁽²²⁾。式(2.5)内の E 、 G 、 ν はそれぞれ縦弾性係数・横弾性係数・ポアソン比を、添字は各方向を表している。また、相反定理式(2.6)を利用すれば、式(2.5)内の独立した定数は9個となる。

$$D = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{yx}}{E_y} & -\frac{\nu_{zx}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{zy}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xz}}{E_x} & -\frac{\nu_{yz}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{zx}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} \end{bmatrix}^{-1} \quad (2.5)$$

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad (2.6)$$

2.3 等価弾性係数の理論的算出

本節では、直交異方性材料の弾性応力—ひずみマトリックスに代入する9個の等価弾性係数を求める。

ハニカムコアは、六角柱内に空隙があり厳密には連続材料ではないが、六角柱は構造全体と比して非常に小さく、また極めて周期的な構造をしているため、巨視的には連続・均質材料として評価することができる。

既にL.J.Gibsonらは、単軸引張荷重あるいは単純せん弾荷重時における六角形セルの変形状態から、ハニカムコア全体の等価弾性係数を求める手法を提案している^{(6)–(8)}。

本研究ではL.J.Gibsonらの手法を接着接合ハニカムコアに応用し、各等価弾性係数を決定した。

2.3.1 等価縦弾性係数

ハニカムコアの等価縦弾性係数を求めるにあたり、六角形セルの一部(図2—

5の斜線部) について考察する。ハニカムコアは斜線部が連続的につながることで形成されており、この部分の等価弾性係数は全体の等価弾性係数と等しい。また、製造方法により、Y軸に沿ったセル壁1は2枚の箔が接着されているため、以下では、セル壁2およびセル壁3の2倍の厚さとして扱っている。

ハニカムコアの素材材料(アルミニウム)の縦弾性係数を E_s 、ポアソン比を ν_s 、横弾性係数を G_s 、六角形の1辺の長さを L ($L = s/\sqrt{3}$)、辺を梁と見立てたときの断面二次モーメントを I ($I = h t^3/12$: h はコア高さ)とする。

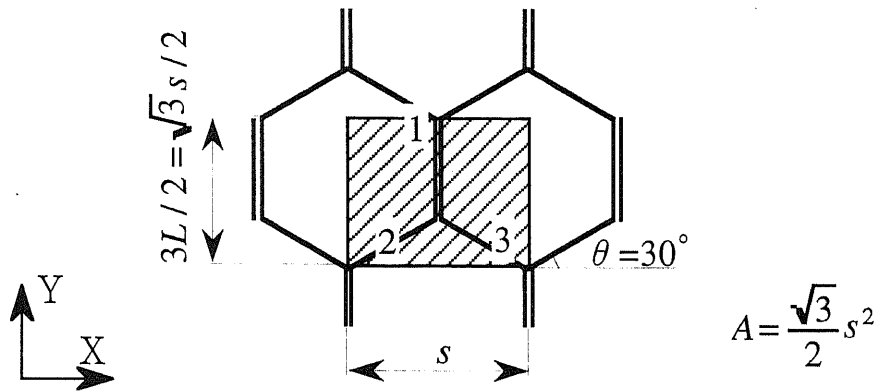


Fig. 2-5 Part of hexagonal cell

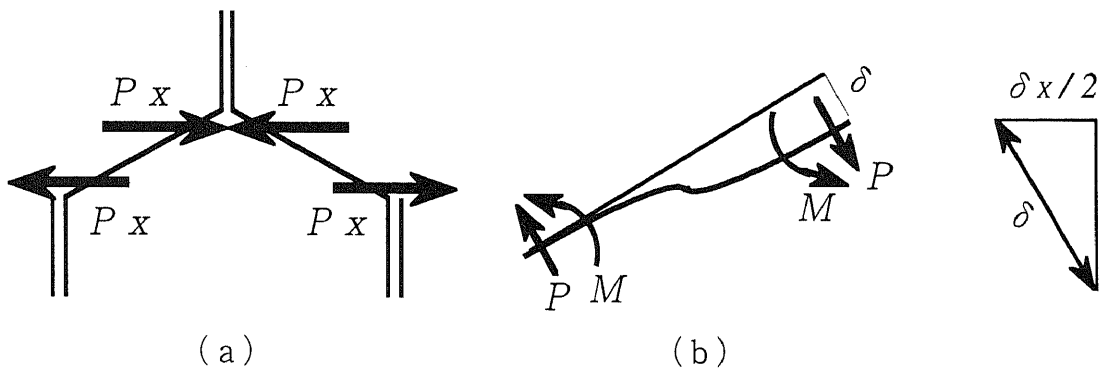


Fig. 2-6 Deformation of cell wall

まず、X方向の等価弾性係数： E_x を求める。

ハニカムコアにX方向の荷重： P_x が加えられたとき、対称性から斜線部内のセル壁1は変形せず、セル壁2とセル壁3は図2-6(b)のように変形する。この変形状態は、はりの両端に荷重： P とモーメント： M が同時にかかっている状態と仮定でき、その変形量： δ は次式で表される。 P は、荷重 P_x のはり(セル壁2)に対する垂直成分である。

$$\delta = \frac{PL^3}{12E_s I} = \frac{P_x L^3}{24E_s I} \quad P = P_x \times \sin\left(\frac{\pi}{6}\right) \quad (2.7)$$

また、セル壁2、3は同じ変形をすること、さらに変形の方角を考慮すると、斜線部のX方向変形量 δ_x は次式で表される。

$$\delta_x = 2 \times \delta \times \sin\left(\frac{\pi}{6}\right) = \delta \quad (2.8)$$

またフックの法則より以下の式が成り立つ。ここで、 A_x はX方向(YZ平面)の断面積を表す。

$$E_x = \frac{\sigma_x}{\epsilon_x} = \frac{P_x/A_x}{\delta_x/s} \quad A_x = \frac{\sqrt{3}}{2} sh \quad (2.9)$$

上記3式より、X方向の等価縦弾性係数が導かれる。 R はコア密度と呼ばれ、セルサイズ： s とセル壁箱厚： t の比($R = t/s$)を表している。

$$E_x = 12E_s \left(\frac{t}{s}\right)^3 = 12E_s R^3 \quad (2.10)$$

同様の手法によりY方向の等価弾性係数が次式のように表される。

$$E_y = 12E_s R^3 \quad (2.11)$$

また、Z方向の等価弾性係数は、斜線部内におけるアルミニウムと空気のZ方向(XY平面)の断面積比より以下のように表される。

$$E_z = \frac{8}{3} E_s R \quad (2.12)$$

以上の結果より、ハニカムコアの等価縦弾性係数は、素材材料(アルミニウム)の縦弾性係数とコア密度によって表すことができること、面内方向は等方性を有することがわかる。

2.3.2 ポアソン比

続いて、ポアソン比を求める。

まず、 ν_{xy} を求めるにあたり、ハニカムコアがX方向に $\delta_x (= 2\delta)$ だけ変形した時、前節の図2-5を参考にすると、セル壁2の変形量は 2δ 、Y方向変形量 δ_y は 2δ の余弦($\theta = \pi/6$)である。故に、ポアソン比の定義より、 ν_{xy} は次式で表される。

$$\nu_{xy} = \frac{\epsilon_y}{\epsilon_x} = \frac{\delta_y / (\sqrt{3}s/2)}{\delta_x / s} = \frac{2\delta \cos(\pi/6) / (\sqrt{3}s/2)}{2\delta / s} = 1 \quad (2.13)$$

ν_{ZX} を求める。図2—5の斜線部において、コア高さが六角形の1辺の長さと同じとする。Z方向に δ だけ伸び変形が生じたとき、各セル壁はそれぞれの面内方向に $\nu_s \delta$ だけ縮小する。X方向の変形量はその余弦の2倍、Y方向の変形量は $\nu_s \delta$ とその正弦の和で表される。故に、ポアソン比の定義より、 ν_{ZX} と ν_{ZY} は次式で表される。また、これら2つのポアソン比を求めるにあたり、ハニカムコアを薄肉円筒の集合体と近似すれば、各ポアソン比は素材材料のポアソン比と等しくなることは想像できる。

$$\nu_{ZX} = \frac{\varepsilon_X}{\varepsilon_Z} = \frac{\delta_X/s}{\sqrt{3}\delta_Z/s} = \frac{\sqrt{3}\delta_Z/s}{\sqrt{3}\delta_Z/s} = \nu_s \quad (2.14)$$

$$\nu_{ZY} = \frac{\varepsilon_Y}{\varepsilon_Z} = \frac{\delta_Y/(\sqrt{3}s/2)}{\sqrt{3}\delta_Z/s} = \frac{\delta_Z(1+1/2)/(\sqrt{3}s/2)}{\sqrt{3}\delta_Z/s} = \nu_s \quad (2.15)$$

また、マックスウェルの相反定理より、 ν_{YZ} は以下の式で決定する。

$$\nu_{YZ} = \frac{E_Y}{E_Z} \nu_{ZY} = \frac{9}{2} R^2 \nu_s \quad (2.16)$$

2.3.3 等価横弾性係数

ハニカムコアの面内方向の等価横弾性係数： G_{XY} を求めるにあたり、図2—5について考察する。

面内(XY)方向にせん断力Pを加えたとき、ハニカムコアの主な変形は、セル壁2、3の変形に限られ、セル壁1はほとんど変形しないとする。

セル壁2、3はその端点にモーメント： $M (= PL/2)$ がかかっているとし、その端点におけるたわみ角は次式で表される。

$$i = \frac{ML}{6E_s I} = \frac{PL^2}{E_s h t^3} \quad (2.17)$$

セル壁1が変形していないとすると、このたわみ角はせん断ひずみと等しく、横弾性係数とせん断ひずみの関係から、面内方向等価横弾性係数が次式で決定される。

$$G_{XY} = \frac{P}{A\gamma} = 3E_s R^3 = 6(1+\nu_s)G_s R^3 \quad (2.18)$$

一般的にRは0.01以下であることから、ハニカムコアの面内方向等価横弾性係数は非常に小さく、H S Pの面内せん断力は上下2枚の表面板で受けているこ

とが推察される。

続いてハニカムコアの面外方向の等価横弾性係数： G_{YZ} 、 G_{ZX} を求めるにあたり、六角形セルの一部（図2—5斜線部）について考察する。

まず、Z面上にX方向のせん断力Pをかけたときの変形状態から G_{ZX} について求める。この時、セル壁1、2、3はそれぞれ異なる変形状態となる。主にセル壁2、3にはせん断変形を生じ、セル壁1には曲げ変形が生じているが、セル壁は非常に薄いため、セル壁1に蓄えられている曲げによる弾性エネルギーは、セル壁2、3のせん断による弾性エネルギーと較べて非常に小さいと考えられる。故に、以下の考察ではせん断変形のみに着目する。

各セル壁に生じるせん断ひずみは、ハニカムコアの幾何学的条件から、斜線部全体に等価されたせん断ひずみ γ_{ZX} と次式の関係を持つ。

$$\begin{cases} \gamma_1 = 0 \\ \gamma_2 = \gamma_{ZX} \cos(\pi/6) \\ \gamma_3 = \gamma_{ZX} \cos(\pi/6) \end{cases} \quad (2.19)$$

ここで、最小ポテンシャルエネルギーの原理を利用すると、等価部分が持つひずみエネルギー（左辺）と各セル壁の持つひずみエネルギーの和（右辺）は以下の関係が満たされる。

$$\frac{1}{2} G_{ZX} \gamma_{ZX} \left(\frac{3}{2} L \times \sqrt{3} L \times h \right) \leq \sum_{i=1}^3 \left(\frac{1}{2} G_s \gamma_i V_i \right) \quad (2.20)$$

ここで、 V_i は各セル壁の体積を表している。式(2.20)に式(2.19)を代入し整理すると、 G_{ZX} の上界を得ることができる。

$$G_{ZX} \leq \frac{G_s t}{\sqrt{3} L} = G_s R \quad (2.21)$$

また、応力とひずみの関係より、各セル壁に生じているせん断応力は次式となる。ここで τ_{ZX} は、せん断力Pを斜線部のZ面全体に等分布した応力値である。

$$\begin{cases} \tau_{ZX} = G_{ZX} \gamma_{ZX} \\ \tau_2 = G_s \gamma_2 \\ \tau_3 = G_s \gamma_3 \end{cases} \quad (2.22)$$

斜線部における力の釣り合いを考慮すると、次式が得られる。左辺は斜線部全体に等価された力を表し、右辺は各セル壁が生じている反力を表している。

$$\tau_{ZX} \left(\sqrt{3} L \times \frac{3}{2} L \right) = \tau_2 L t \cos(\pi/6) + \tau_3 L t \cos(\pi/6) \quad (2.23)$$

ここで、最小コンプリメンタリエネルギーの原理を利用すると、等価部分が持

つひずみエネルギー（左辺）と各セル壁の持つひずみエネルギーの和（右辺）は以下の関係が満たされる。

$$\frac{1}{2} \frac{\tau_{zx}^2}{G_{zx}} \left(\frac{3}{2} L \times \sqrt{3} L \times h \right) \leq \sum_{i=1}^3 \left(\frac{1}{2} \frac{\tau_i^2}{G_s} V_i \right) \quad (2.24)$$

式(2.24)に式(2.23)を代入し整理すると、 G_{zx} の下界を得ることができる。

$$G_{zx} \geq \frac{G_s}{\sqrt{3}} \frac{t}{L} = G_s R \quad (2.25)$$

ひずみ分布から導いた上界式(2.21)と応力分布から導いた下界式(2.25)は等しいことから、 G_{zx} は素材材料の横弾性係数と、コア密度の積で与えられると言える。

続いて、Z面上にY方向のせん断力Pをかけたときの変形状態から G_{yz} について求める。

各セル壁に生じるせん断ひずみは、ハニカムコアの幾何学的条件から、斜線部全体に等価されたせん断ひずみ γ_{yz} と次式の間係を持つ。

$$\begin{cases} \gamma_1 = \gamma_{yz} \\ \gamma_2 = \gamma_{yz} \sin(\pi/6) \\ \gamma_3 = \gamma_{yz} \sin(\pi/6) \end{cases} \quad (2.26)$$

ここで、最小ポテンシャルエネルギーの原理を利用すると、等価部分が持つひずみエネルギー（左辺）と各セル壁の持つひずみエネルギーの和（右辺）は以下の関係が満たされる。

$$\frac{1}{2} G_{yz} \gamma_{yz} \left(\frac{3}{2} L \times \sqrt{3} L \times h \right) \leq \sum_{i=1}^3 \left(\frac{1}{2} G_s \gamma_i V_i \right) \quad (2.27)$$

ここで、 V_i は各セル壁の体積を表している。式(2.27)に式(2.26)を代入し整理すると、 G_{yz} の上界を得ることができる。

$$G_{yz} \leq \frac{5G_s}{3\sqrt{3}} \frac{t}{L} = \frac{5}{3} G_s R \quad (2.28)$$

また、応力とひずみの関係より、各セル壁に生じているせん断応力は次式となる。ここで τ_{yz} は、せん断力Pを斜線部のZ面全体に等分布した応力値である。

$$\begin{cases} \tau_{yz} = G_{yz} \gamma_{yz} \\ \tau_1 = G_s \gamma_1 \\ \tau_2 = G_s \gamma_2 \\ \tau_3 = G_s \gamma_3 \end{cases} \quad (2.29)$$

斜線部における力の釣り合いを考慮すると、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \tau_{yz} \left(\sqrt{3}L \times \frac{3}{2}L \right) &= \tau_1 L(2t) \\ &+ \tau_2 L t \sin(\pi/6) + \tau_3 L t \sin(\pi/6) \end{aligned} \quad (2.30)$$

ここで、最小コンプリメンタリエネルギーの原理を利用すると、等価部分が持つひずみエネルギー（左辺）と各セル壁の持つひずみエネルギーの和（右辺）は以下の関係が満たされる。

$$\frac{1}{2} \frac{\tau_{yz}^2}{G_{yz}} \left(\frac{3}{2}L \times \sqrt{3}L \times h \right) \leq \sum_{i=1}^3 \left(\frac{1}{2} \frac{\tau_i^2}{G_s} V_i \right) \quad (2.31)$$

式(2.31)に式(2.30)を代入し整理すると、 G_{yz} の下界を得ることができる。

$$G_{yz} \geq \frac{\sqrt{3}G_s}{2} \frac{t}{L} = \frac{3}{2} G_s R \quad (2.32)$$

ひずみ分布から導いた式(2.28)と応力分布から導いた式(2.32)は異なり、真の値はこの中間にあることが予想される。このことについて次節で検証を行う。

2.3.4 G_{yz} の検証

等価横弾性係数 G_{yz} が上界と下界を持つことは、変形形状より求めたひずみ分布と、力の釣り合いから求めた応力分布が適合していないことを示している。これら2つの分布は、コア高さ： h と六角セルの1辺の長さ： L の比、つまりセル壁のアスペクト比の影響を受けていることが予想され^(1,2)、以下に G_{yz} とセル壁アスペクト比の関係について考察する。

横弾性係数とアスペクト比の関係を調べるために、面内方向のせん断力を考慮できる4節点シェル要素で数種のハニカムコアを作成し、有限要素法によるせん断実験の数値シミュレーションを行う^(1,3)。ハニカムコアの底面を拘束し、上面に単位変形を与え、その反力から等価横弾性係数を計算する。しかし、側面に拘束条件を付加することは難しく、自由表面となってしまうため、内部(図2-7の淡影部)がせん断変形を受けていても、外周部(図2-7の濃影部)は不完全な変形となる。つまり、XY平面断面積あるいは含まれるセルの個数によって、得られる等価横弾性係数が異なってくる可能性がある。

従って、まず断面積と等価横弾性係数の関係について考察した。

コア高さを一定とし、X、Y方向に強制変位を与える。その時の反力を断面積

で除し、X、Y方向等価横弾性係数を得る。X、Y方向にセル数を順次追加したときの面積と等価横弾性係数の関係を調べた。結果を図2-8に示す。

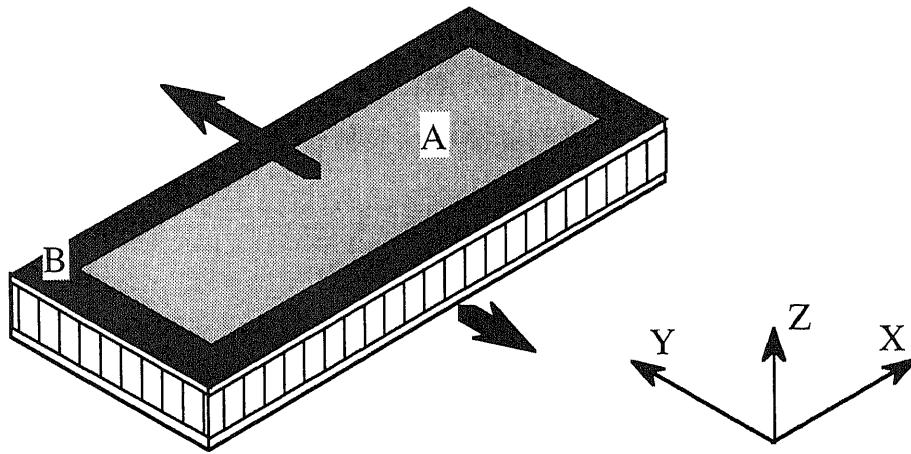


Fig. 2-7 Part of imperfect shearing deformation

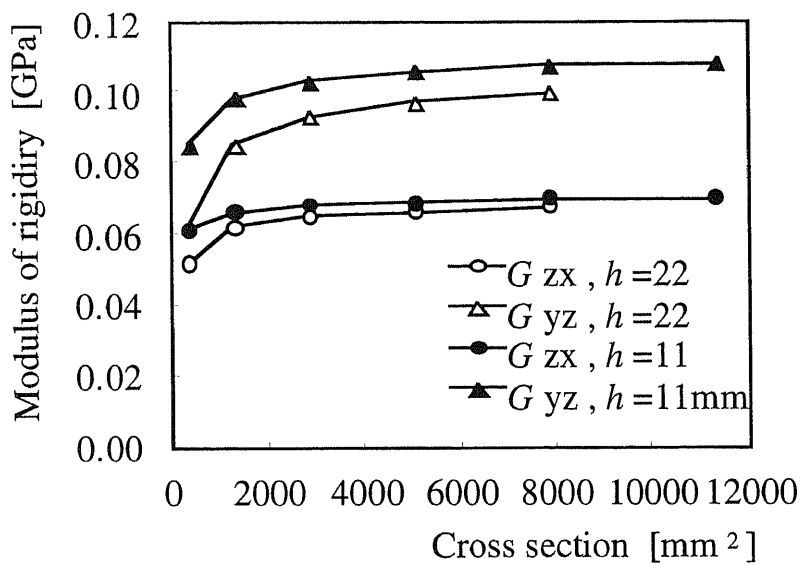


Fig. 2-8 Relation between modulus of rigidity and cross section

図2-8より、断面積（X、Y方向のセル数）の増加に伴い、等価横弾性係数がそれぞれある値に収束していくことがわかる。これは、拘束条件が異なる二つの領域、前述の外周部と内部の割合が変わっていくことによると考えられる。

正しい等価横弾性係数は、図2-8のそれぞれの線が示す収束値であることが予想されるため、下記の外挿式により収束値を決定した。

内部が正しくせん断変形しているとしたとき、得られた等価弾性係数： G' と、正しいと考えられる内部の等価横弾性係数： G 、拘束が弱い外周部の等価横弾性

係数： G'' の間には次の関係がある。Aはそれぞれの占める面積である。

$$G' = \frac{GA + G''A''}{A} \quad (2.33)$$

外周部の横弾性係数： G'' は常に一定であると仮定すると次式が成り立つ。ここで H_i 、 H_j は、全体断面積に占める内部断面積の割合 ($H=A/A'$) であり、添え字はセル数を示す。

$$G'' = \frac{G - G'_i H_i}{1 - H_i} = \frac{G - G'_j H_j}{1 - H_j} \quad (2.34)$$

上式の右辺に対し、セル壁1つ分の外周が側面拘束自由の影響を受けていると仮定し、ある程度大きな断面積（セル数）を持った2つのハニカムコアのせん断試験数値シミュレーションの結果から G を外挿した。

$$G = \frac{(1 - H_j)H_i}{H_i - H_j} G'_i - \frac{(1 - H_i)H_j}{H_i - H_j} G'_j \quad (2.35)$$

続いてハニカムコアのセル壁のアスペクト比を変化させ、それぞれの等価横弾性係数を上記外挿法により求めた。 G_{ZX} 、 G_{YZ} の結果を図2-9に示す。

G_{ZX} が式(2.25)の値とほぼ一致していることに対し、 G_{YZ} はコア高さが増加するに伴い、式(2.28)の値から式(2.32)の値に推移していることがわかる。このことは、等価横弾性係数： G_{YZ} 、 G_{ZX} が前節の理論に則した結果を示しているとともに、 G_{YZ} がセル壁のコアの高さ（アスペクト比）によって上界と下界の間で決定されることを示している。

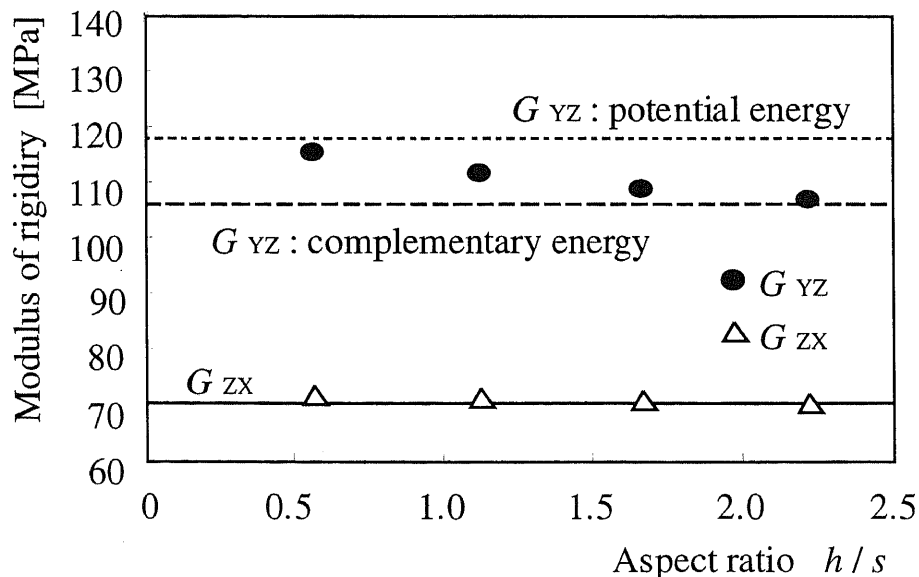


Fig. 2-9 Relation between modulus of rigidity and core height

ハニカムコアの立体図（図2—10）をもとに、 G_{YZ} が上界（2.28）と下界（2.32）を持つ理由を考察する。ハニカムコアの底面および上面に沿った領域A（濃影部）は表面板に変位拘束されるため、せん断ひずみ分布の整合性が優先されていると考えられる。一方、六角形の頂点付近の領域B（淡影部）は各セル壁が接するところであり、力の釣り合いつまり応力分布の整合性が優先される。従って、六角形の一辺の長さ（セルサイズと関係）に対し、コア高さが低いと領域Aの割合が増え、等価横弾性係数 G_{YZ} は上界側に、コア高さが高くなると下界側に近づくものと思われる。一般的には、セル壁の一辺の長さよりコア高さが大きい場合が多く、また安全性を考慮して以降では下界値・式（2.32）を用いることとする。

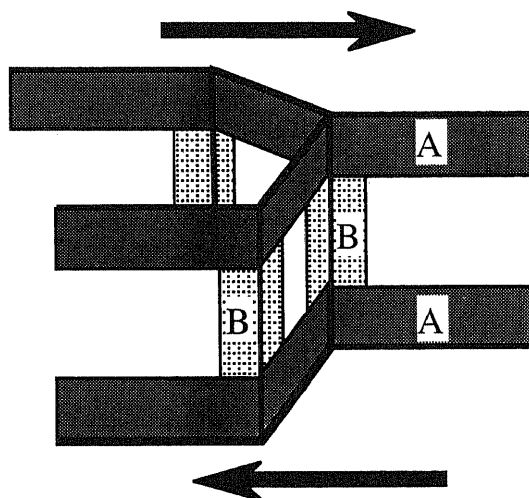


Fig. 2-10 Shearing mechanism of hexagonal cell

Table 2-1 Equivalent material properties

Young's modulus	Modulus of rigidity	Poisson's ratio
$E_x = 12E_s R^3$	$G_{xy} = 6(1 + \nu_s)G_s R^3$	$\nu_{xy} = 1$
$E_y = 12E_s R^3$	$G_{yz} = \frac{3}{2}G_s R$	$\nu_{yz} = \frac{9}{2}\nu_s R^2$
$E_z = \frac{8}{3}E_s R$	$G_{zx} = G_s R$	$\nu_{zx} = \nu_s$

2.3.5 ハニカムコアの弾性応力—ひずみマトリックス

前節までによってハニカムコアの独立した9個の等価弾性係数が求められた。得られた材料定数を表2—1にまとめて示す。全ての定数が、素材材料の材料定数とコア密度で決定されている。

また、これら材料定数を式(2.5)に代入すると、ハニカムコアの弾性応力—ひずみマトリックス式(2.36)が得られる。このマトリックスを利用することで、ハニカムコアの個々の六角形状を要素分割せず、ハニカムコア全体を8節点の六面体要素で分割するだけで、直交異方性を考慮した弾性挙動を再現することが出来る。本マトリックスを用いた8節点六面体要素を弾性ハニカム要素と定義する。

$$D = \begin{bmatrix} \frac{1}{12EsR^3} & \frac{-1}{12EsR^3} & \frac{-3\nu_s}{8EsR} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-1}{12EsR^3} & \frac{1}{12EsR^3} & \frac{-3\nu_s}{8EsR} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-3\nu_s}{8EsR} & \frac{-3\nu_s}{8EsR} & \frac{3}{8EsR} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2}{3GsR} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{GsR} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3EsR^3} \end{bmatrix}^{-1} \quad (2.36)$$

2.4 弾性ハニカム要素を用いた簡易有限要素解析

ここでは、前節までに得られた弾性ハニカム要素を用いたH S Pの3次元弾性解析について述べる。

2.4.1 3点曲げ試験による検証

弾性ハニカム要素を検証するために、H S P 3点曲げ試験の、実験・弾性ハニカム要素を用いた簡易解析・ハニカムコアを忠実に分割した詳細解析の3種類の結果を比較した。

対象H S P試験片の形状を図2—11に示す。試験片中央に強制変位を加え、その点の反力値を出力する。また、表面板、ハニカムコアともアルミニウム（JIS A5052-H19：縦弾性係数71MPa、ポアソン比0.34）を使用し、ハニカムコアの方向に関しては、試験片の長手方向に図2—3のX軸方向を合わせている。すなわち、H S Pとしては最もせん断剛性が弱い方向に曲げられることになる。

また、有限要素解析では対称性を考慮して1/4のモデルを使用している。

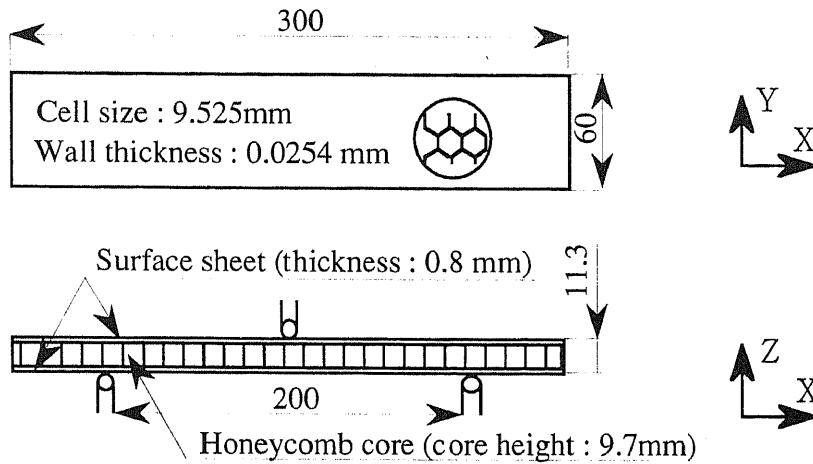


Fig. 2-11 Specimen for three point bending test

弾性ハニカム要素を利用したH S Pの要素分割図 (model 1) を図2—1 2に示す。使用している要素は全て8節点のソリッド要素である。板厚 (Z) 方向には、表面板—ハニカムコア—表面板の3層に分かれた分割をし、等方性材料である上下表面板と直交異方性材料であるハニカムコアそれぞれの材料定数を設定している。しかし、面内 (X、Y) 方向では六角形セルを意識した要素分割を行う必要はなく、節点数が抑えられるとともに、前後処理および解析時間の大幅な短縮がのぞめる。

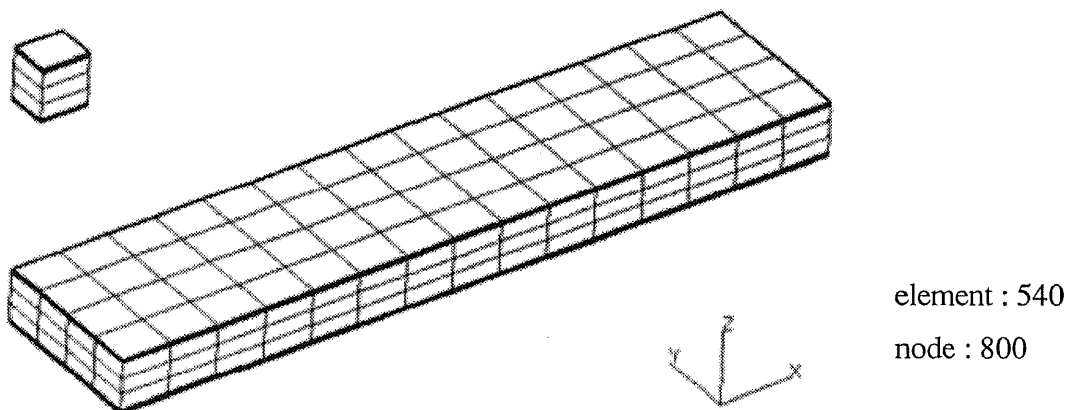


Fig. 2-12 Mesh for modeling analysis with honeycomb elements (model 1)

これに対し、一般的なH S Pの構造解析では図2—1 3のように六角セルを忠実に分割した詳細モデル (model 2) を作成し解析を行う。細かく分割された六角セルを結合するため、表面板にも六角形状の要素分割を行う必要があり、節点数

は増大し、かつ前処理作業が非常に複雑になる。また、詳細解析モデルでは、表面板部は8節点ソリッド要素、ハニカムコア部は4節点のシェル要素の2種類の要素を使用している。

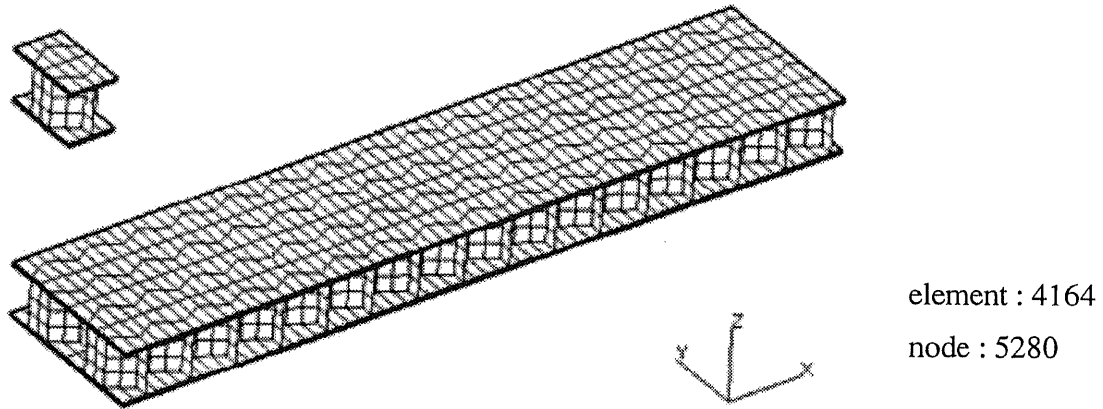


Fig. 2-13 Mesh for detailed analysis (model 2)

上記3種類の方法、実験・弾性ハニカム要素を利用したモデル・細分割モデルによって得られた強制変位と反力の関係を図2-14に示す。

弾性ハニカム要素を用いた簡易解析の結果は、実験値または詳細解析の結果と誤差数パーセント内におさまっている。また、ハニカムコアを面内方向にそれぞれ45度および90度回転させた試験片についても3点曲げ試験の有限要素解析を行い、ほぼ同様の結果が得られた。弾性ハニカム要素を利用したモデルと細分割モデルは、曲げに関するH S Pのモデル化が成功したといえる。なお、解析時間は、弾性ハニカム要素を利用したモデルでは約400secとなり、細分割モデルの約6000secのおおよそ1/15である。

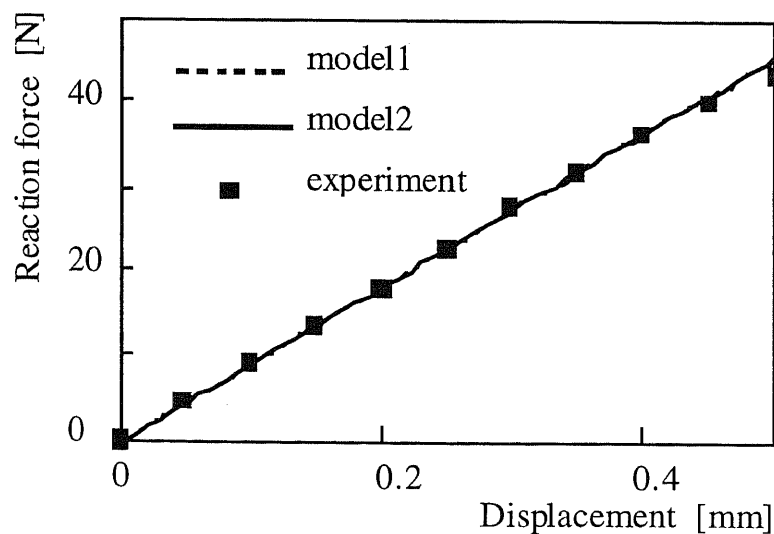


Fig. 2-14 Results of three point bending

2.4.2 固有振動数測定試験による検証

前節で行った3点曲げ試験は、中央荷重点に応力が集中し局所的なへこみを生じ、ひいては座屈を起こす恐れもある。弾性ハニカム要素は、非線形挙動を再現できないため、実験で生じているであろう局所的な変形は誤差として扱われてしまう。

弾性範囲内において弾性ハニカム要素の検証を行うためには、局所座屈を起こさない程度の微小な荷重あるいは強制変位を与えた状態で正確な測定を行うことが好ましい。しかし、有限要素解析による実験数値シミュレーションでは可能であっても、万能試験機を用いた実際の実験では試験片あるいは試験片固定器具・ロードセル・変位制御機構などの精度を考慮しなくてはならず非常に難しい。

そこでH S Pの剛性と固有振動数が対応していること、非常に小さな変位を与えるだけで固有振動数の測定が可能であることを利用して、固有振動数測定試験⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾による弾性ハニカム要素の検証を試みた。

一般的な均質材のはりの運動方程式は、式(2.37)で表される⁽²³⁾⁽²⁴⁾。
 $E I$ は曲げ剛性を、 ρA ははりの単位長さあたりの質量を表す。

$$EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0 \quad (2.37)$$

また、固有円振動数： ω は境界条件によって以下のように表される。

$$\begin{aligned} \omega &= \frac{1.8^2}{L^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} && \text{片持ち} \\ \omega &= \frac{\pi^2}{L^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} && \text{両端支持} \\ \omega &= \frac{4.7^2}{L^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} && \text{両端固定} \end{aligned} \quad (2.38)$$

しかしH S Pは均質材料ではないため、曲げ変形時には内部ハニカムコアのせん断変形を無視することはできない。故に、曲げ変形と同様の境界条件で固有振動数を計測した方が、弾性ハニカム要素の曲げ変形時のせん断変形挙動を効果的に検証できるであろうことが予想される。そこで、3点曲げ時の中央荷重を想定し、H S Pはりの中央に重り(質量： m)を付けた状態で固有振動数を測定することとした。重りの重量は、はり自身の持つ慣性力を打ち消す程度に大きい必要がある。

片持ちはり・両端支持はり・両端固定はりの荷重と変位の関係より、式(2.39)が得られ、単位変位あたりの荷重を示すバネ係数： k と固有振動数： f との

関係が式 (2.40) で定義される。

$$\begin{aligned}
 k &= \frac{P}{\delta} = \left(\frac{L^3}{3EI} + \frac{L}{GA} \right)^{-1} && \text{片持ち} \\
 k &= \frac{P}{\delta} = \left(\frac{L^3}{48EI} + \frac{L}{4GA} \right)^{-1} && \text{両端支持} \\
 k &= \frac{P}{\delta} = \left(\frac{L^3}{192EI} + \frac{L}{4GA} \right)^{-1} && \text{両端固定} \\
 f &= \frac{\omega}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} && (2.40)
 \end{aligned}
 \tag{2.39}$$

セルサイズ 9.525 mm、箔厚 0.033 mm、コア高さ 29 mm、表面板厚 1 mm、スパン 300 mm の試験片に対し 900 g の重りを付け、固有振動数の測定実験および弾性ハニカム要素を使用した簡易解析・詳細解析・理論解析を行いその結果を比較した。

実験図を図 2-15 に示し、以下に原理を説明する。H S P 試験片を固定した振動台全体を加振器を用いて振動させ、振動台上の渦電流変位計で H S P 試験片の重り近傍の変位（振幅）を測定する。漸増に与えた振動数が H S P の持つ固有振動数に近くなると、H S P の振幅が大きくなる様子が観察でき、そのピーク時における振動数を H S P の固有振動数とした。

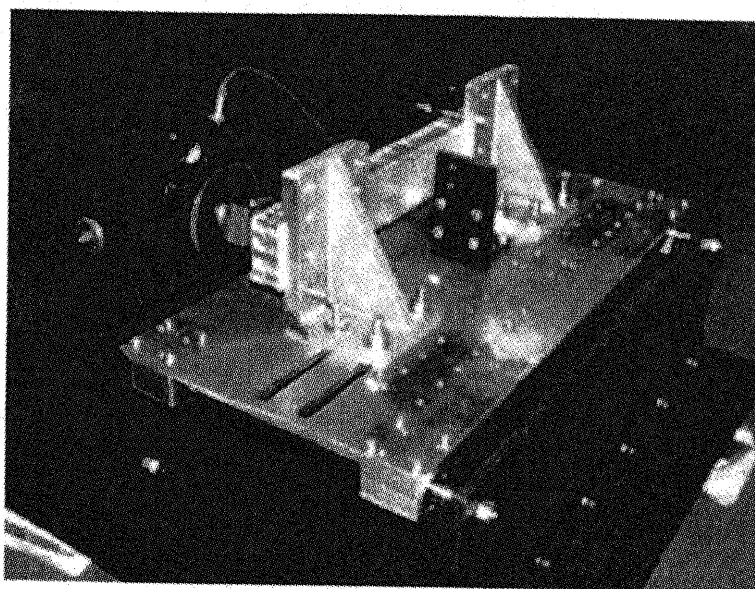


Fig. 2-15 Measurement system of HSP natural frequency

また両端支持・両端固定および片持ちばりの3種類の支持形態に対し固有振動数測定を行っている。両端固定・片持ちばりは、試験片の両端を2枚の鋼板で挟み固定し、両端支持は、その鋼板と試験片の間に直径5 mmの丸棒を咬まして固定した(図2-16 (a) (b) 参照)。式(2.39)から考察すると、横弾性係数: G の効果を見るためには、括弧内においてせん弾成分の割合が多い両端固定が効果的であることがわかる。

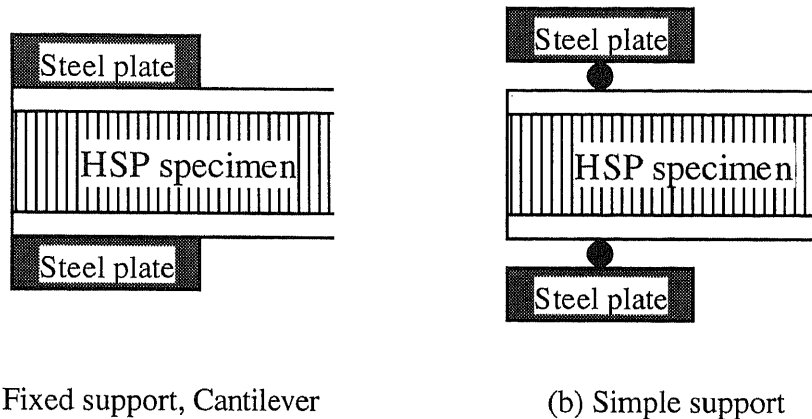


Fig. 2-16 Supporting mechanism

振動台は厚さ10 mmのアルミニウム板(600 mm×300 mm)で作られ、リニアブッシュを用いて滑らかに動くようにしている。加振器で入力した波形と系の外部から測定した振動台の応答波形とを比較し、実際に利用する振動数(500 Hz以下)程度であれば、1体1で対応していることを確認している。

また実験時に出力される振幅は0.1 mm程度であり、非線形挙動を示す局所的な変形の影響は小さいと考えられる。

表2-2には、実験および有限要素解析で得られた固有振動数を理論値で正規化した値を示す。

両有限要素解析の結果は、支持条件に関係なく理論値と近い値を示しているが、片持ちばりおよび両端固定の実験結果のみ大きくずれている。この原因として、支持部での拘束が十分に行われていなかったことが考えられる。試験片を固定するためには鋼板による締め付け荷重を大きくしなくてはならないが、HSPの場合はハニカムコアが座屈しない程度の荷重しか加えることができない。HSPのようなサンドウィッチ材料の固有振動数を測定するときは、拘束条件に留意する必要があることが示された。

また細分割モデルにおける片持ちばりの有限要素解析は、他の2つの条件と異

なり対称性を利用した要素削減が行えないため、計算機の能力により解析できなかった。本例のように今までは有限要素解析が不可能であった対象物も、弾性ハニカム要素を用いることで解析を行うことができる。

なお解析時間は弾性ハニカム要素を使用したモデルでは約40秒であり、細分割モデルの約400秒のおおよそ1/10である。前節および本節の結果より、弾性ハニカム要素はハニカムコアの弾性挙動を簡単に再現できることが確認できた。

Table 2-2 Results of HSP natural frequency

Support mechanism	Theory [Hz]	Experiment	FEM with honeycomb elements	FEM detailed meshing
Cantilever	(61.2)	0.80	1.00	---
Fixed support	(277)	0.78	0.99	0.97
Simple support	(205)	1.01	0.99	1.01

2.5 結 言

H S P の弾性挙動を簡単に再現できる有限要素モデル（弾性ハニカム要素）を作成した。

まず、Gibsonらにより提案された手法を応用し、ハニカムコアの9個の独立等価弾性定数を求めた。それぞれの定数は素材材料の材料定数とコア密度で表すことができる。また、上界と下界を持つ横弾性係数 G_{YZ} に関してその理由について考察を行った。

求めた等価弾性係数を弾性応力—ひずみマトリックスに代入し、弾性ハニカム要素を作成した。3点曲げ試験および固有振動数測定試験について、実験と詳細分割モデルの結果と比較し、良い精度の結果を得ている。

本章で作成した弾性ハニカム要素の利点を記す。

- ・六角構造を意識せず分割を行えるため、前処理作業が容易である。
- ・少ない節点数で分割を行えるため、構造全体を速く解析することができる。
- ・詳細解析と比較して大幅に精度を落とすことなく解析を行える。
- ・汎用有限要素法プログラムにて解析が可能である。

2.6 参考文献

- (1) 佐藤孝編, ハニカム構造材料の応用技術, 先端材料技術協会監修, シーエムシー, (1995)
- (2) 奥戸・難波・水越・桧山, ハニカム溶接構造物の設計解析, 軽金属溶接29巻8号, (1991), 361-368
- (3) 山口・奥戸・入江, ハニカム溶接構造物の設計・製作, 住友軽金属技報34巻2号, (1993), 99-111
- (4) 金子・竹内・青景・萩原, ろう付アルミ・ハニカムパネルを用いた赤潮調査船の設計・建造, 住友軽金属技報35巻3号4号, (1994), 228-238
- (5) 桧山・田中・村上・堀, アルミニウム合金製ろう付ハニカムパネル屋根構造の紹介 (アルミニウム合金製複合パネルを用いた構造デザイン), 住友軽金属技報36巻1号2号, (1995), 110-118
- (6) L. J. Gibson, and M. F. Ashby, Cellular Solids - Structure & Properties, Pergamon Press, (1988)
- (7) F. K. Abd El-Sayed, R. Jones and I. W. Burgess, A Theoretical Approach to the Deformation of Honeycomb Based Composite Materials, Composites, (1979), 209-214
- (8) 國本, アルミニウム合金製サンドイッチ構造, 軽金属40巻5号, (1990), 390-405
- (9) S. Kelsey, R. A. Gellatly and B. W. Clark, The Shear Modulus of Foil Honeycomb Cores, Aircraft Engineering, (1958), 294-302
- (10) T. Akasaka, and T. Takagishi, The Shear Modulus of Foil Honeycomb Sandwich Structures, Trans. Japan Soc. Aero. Space Sci. Vol. 2, No. 3, (1959), 83-90
- (11) C. C. Chang, and I. K. Ebcioğlu, Effect of Cell Geometry on the Shear Modulus and on Density of Sandwich Panel Cores, Trans. of ASME, Journal of Basic Engineering, (1961), 513-518
- (12) J. Penzien, and T. Didriksson, Effect Shear Modulus of Honeycomb Cellular Structure, AIAA Journal, Vol. 2, No. 3, (1964), 531-535
- (13) M. Grediac, A Finite Element Study of the Transverse Share in Honeycomb Cores, Int. J. Solids and Structures, Vol. 30, No. 13, (1993), 1777-1788
- (14) 辻井・田中・西田, サンドイッチパネル用アラミドハニカムコアの強度解析, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻587号, (1995), 1608-1614
- (15) 吉野・大塚・近藤, FRPハニカムコア・サンドイッチ板の3D-FEMによる弾性係数に関する研究, 日本機械学会論文集 (A編) 63巻613号, (1997), 1939-1946
- (16) 齊藤・奥野・河野, アルミニウムハニカム構造板のパラメータ同定と振動

- 減衰特性 (第1報 異方性Timoshenkoはりモデルによる検討), 日本機械学会 (C編) 61巻583号, (1995), 871-878
- (17) 松本・座古・古野, 有限要素法固有値解析を利用したハニカム構造板の弾性パラメータ同定, 日本機械学会・機械力学・計測制御講演会論文集Vol. B, (1996), 105-108
- (18) 小笠原・白鳥・于・宮野, 簡易モデルを用いたハニカムサンドウィッチ構造材料の弾塑性解析, 日本機械学会論文集 (A編) 64巻624号, (1998), 2059-2064
- (19) N. Ogasawara, M. Shiratori, Q. Yu and A. Miyano, Elastic-Plastic Analysis of Honeycomb Sandwich Panel by Using Honeycomb Element, JSME International Journal, Series A, , (1999), in print
- (20) 植村, サンドイッチ構造の座屈と設計, 複合材料設計2巻1号, (1975), 28-36
- (21) アルミニウム・ハニカム, 昭和飛行機工業株式会社資料
- (22) 鷺津・他4名, 有限要素ハンドブック, 培風館, (1983)
- (23) 長松, モード解析入門, コロナ社, (1993)
- (24) 辻岡, 演習 機械力学, サイエンス社, (1987)

第3章 HSPの降伏挙動評価

3.1 緒 言

利用分野が急速に広まっているH S Pであるが、使用方法が多様化・複雑化するにつれ、最適設計を行う必要がでてきている。例えば、自動車・新幹線などの交通産業で使用される場合は、製造コストダウン・省スペース・省エネルギー化のためにも、H S Pに関して無駄のない最適な設計をしなくてはならない^{(1) (2)}。

そのためには、H S Pの剛性設計だけではなく強度設計を行うことも必要となるケースがあり、非線形挙動を把握することが必要となってきた。

一般にH S Pの非線形挙動としては、以下の形態があげられる。

1. ハニカムコアの圧潰座屈
2. 表面板とハニカムコアの接着はく離^{(2) (3)}
3. 表面板の降伏
4. ハニカムコアの降伏

H S Pがおかれる条件で最も多いものは3点曲げであり、その非線形挙動を観察すると上記4種類のいずれの形態も(局所的には)起こりうる。しかし、座屈や接着はく離は、局所荷重や熱荷重などの特殊な条件下で使用される際に起きやすい現象であり、一般構造材料として使用される際には、表面材料とハニカムコアの降伏が重要な問題となる。有限要素法においては、表面板の降伏を評価することは比較的難しくないため、残るハニカムコアの降伏を簡単に評価できれば、H S Pの強度設計の際、非常に有効な手段となりうる。

一方H S Pまたはハニカムコアの非線形挙動に関する従来の研究では、そのほとんどが1. ハニカムコアの圧潰座屈に関するもの(第4章参照)、あるいは面内方向に荷重がかかった際の降伏挙動を整理したもの^{(2) - (4)}であり、ハニカムコアの降伏に着目した研究はほとんど行われていないようである。小林・臺丸谷・奥戸は、3点曲げ時における溶接接合アルミニウムハニカムコアのせん断塑性変形挙動をひずみ硬化指数を利用した式で表現している⁽⁵⁾。

そこで、本章ではH S Pの降伏挙動の評価を簡単に行うことを目的として、H S Pの曲げ変形時におけるハニカムコアの応力状態を解明し、Hillの降伏条件式を利用して、ハニカムコアのせん断変形降伏条件式を作成した。前章で作成した弾性ハニカム要素に本降伏条件を付加し、ハニカムコアの降伏挙動を簡単かつ正確に再現できる弾塑性ハニカム要素を作成、その検証を行っている^{(6) (7)}。

3.2 ハニカムコアの塑性変形

H S Pは複合構造材料である。均質材料とH S Pのようなサンドウィッチ（積層）材料では、曲げ荷重が加えられたときの現象が異なってくる⁽³⁾。

前章の図2-1 (a)は3層の物質が同一の均質材料に曲げ変形を加えた状態ともいえ、板厚方向の中心線と伸び縮みが生じない中立軸は重なり、上半分は圧縮応力、下半分は引張応力を受けている。3層それぞれの曲率は異なり、同じ中心点を持つカーブを描く。上下端面において、曲げにより生じた垂直応力が降伏に達したとき非線形現象が生じる。

これに対し、図2-1 (b)は内部に面内剛性が低い材料を挟み込んだサンドウィッチ構造材料の曲げ変形状態である。中立軸が上下表面板のそれぞれの中心付近に存在し、曲率がほぼ等しい。また、内部層ではせん断変形を生じているため、非線形挙動の原因として、曲げによる表面板の降伏だけではなく、内部コアのせん断降伏も考慮しなくてはならない。

面内剛性が低いハニカムをコア材とするH S Pの非線形現象は、後者の現象に近く、ハニカムコアのせん断変形あるいは表面板の降伏によると考えられる。

3.2.1 せん断変形による非線形挙動

ハニカムコアの非線形挙動として考えられることは、材料の降伏と座屈が考えられる。

一般に薄い箔に面内せん断変形を加えた場合は、せん断座屈を生じることが予想され、チモシェンコとギアーの弾性安定の理論⁽⁸⁾によれば、せん断応力が作用するときの長方形板の座屈臨界応力値： τ_{CR} は、エネルギー法を利用して以下の式で表される。ここで**b**は長方形板の高さを、**a**は幅を、**t**は板厚を表す。また**k**は長方形板のアスペクト比（縦横比）に依存する係数であり、表3-1で与えられている。

$$\tau_{CR} = k \frac{\pi^2 E_s t^2}{12(1-\nu_s^2)b^2} \quad (3.1)$$

Table 3-1 Relation between aspect ratio and coefficient *k*

<i>a/b</i>	1.0	1.2	1.4	1.5	1.6	1.8	2.0	2.5	3	4	∞
<i>k</i>	9.34	8.0	7.3	7.1	7.0	6.8	6.6	6.1	5.9	5.7	5.35

H S P が 3 点 曲 げ 荷 重 を 受 け た と き、 内 部 ハ ニ カ ム コ ア は、 主 に 面 外 せん 断 変 形 を 引 き 起 こ し て い る。 し か し、 こ の 変 形 は、 ハ ニ カ ム コ ア を 均 質 材 料 と し て 扱 っ た 場 合 の 面 外 せん 断 変 形 で あ り、 実 際 の ハ ニ カ ム コ ア、 つ ま り 中 空 六 角 柱 の 集 合 体 を 観 察 す る と、 各 壁 面 の 面 内 せん 断 変 形 が 引 き 起 こ さ れ て い る。

汎用的に使われているハニカムコアのセル壁に関して、上記の計算をしてみると、臨界せん断応力の値は、せん断降伏応力の値より小さく、せん断降伏する前に座屈現象が起きることを示している。

しかしハニカムコアの場合、セル壁は規則正しく並んでおり、上下は表面板で左右は隣のセル壁で固定されているため、座屈を起こしても全体の形状は大きく変化していない。故に、ハニカムコアのせん断変形による非線形挙動には座屈は関係しないものと考えられる。

3.3 降伏条件

本節では、せん断変形を受けるハニカムコアのセル壁の降伏条件を求める。

ミーゼスの降伏条件において、単純せん断による降伏の場合は式 (3.2) が成立する。ここで σ_{sy} はハニカムコアの素材材料の降伏応力であり、 τ_{sy} はハニカムコアの素材材料のせん断降伏応力である。

$$\tau_{sy} = \frac{\sigma_{sy}}{\sqrt{3}} \quad (3.2)$$

各セル壁面の面内せん断応力が素材材料せん断降伏応力： τ_{sy} に達したとき、壁面が降伏し、ハニカムコアの非線形現象が生じると考えられる。

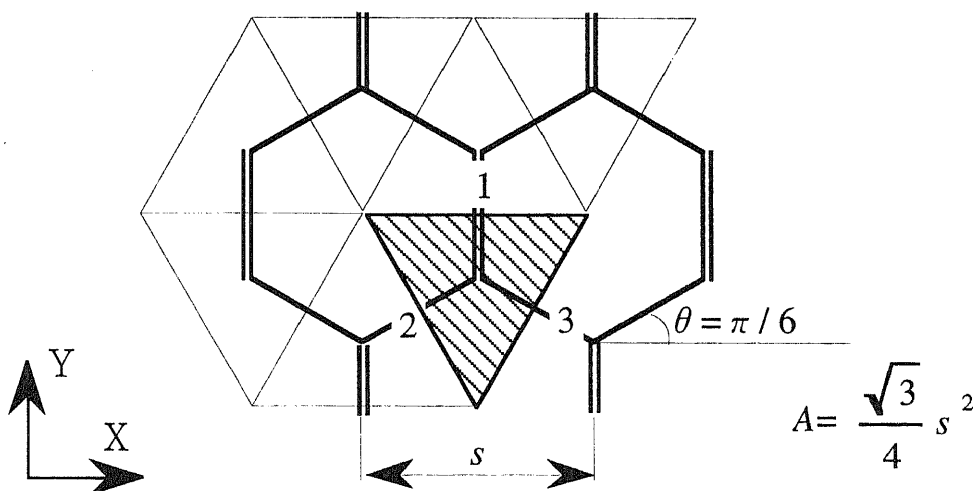


Fig. 3-1 Part of hexagonal cell

以下に、壁面の降伏条件について考察する。ハニカムコアの周期性を考慮し、六角セルの一部（図3-1の斜線部）について考える。Aは斜線部の面積を表す。製造方法により、セル壁1は2枚の箔が接着されているため、以下ではその厚さをセル壁2、3の2倍として扱う。

まず、 τ_{zx} について考察する。Z面のX方向にせん断変形を与えた時、壁面2、3は同じ大きさの面内せん断変形を受ける。図3-1の斜線部内において、等価された簡易ハニカムコアモデルに生じるせん断応力を τ_{zx} とし、各壁面に生じているせん断応力： τ_2 、 τ_3 との力の釣り合いを式に表すと次式となる。

$$\tau_{zx} \frac{\sqrt{3}}{4} s^2 = \tau_2 \frac{ts}{2\sqrt{3}} \sin \frac{\pi}{6} + \tau_3 \frac{ts}{2\sqrt{3}} \sin \frac{\pi}{6} \quad (3.3)$$

壁面2、3のせん断応力： τ_2 、 τ_3 がせん断降伏応力： τ_{sy} に達した時、ハニカムコアは降伏し、非線形挙動を示す。式(3.3)において、せん断降伏（ τ_2 、 $\tau_3 = \tau_{sy}$ ）の条件のもと、式(3.2)を代入すると、弾塑性ハニカム要素のZ X方向せん断降伏条件式が得られる。

$$\tau_{zx} = \frac{2}{3} \left(\frac{t}{s} \right) \sigma_{sy} \quad (3.4)$$

続いて τ_{yz} についても同様に考察する。Z面のY方向にせん断変形を与えたとき、壁面1のせん断変形量は、壁面2、3のそれらの倍である。このことに留意し、力の釣り合い式を表すと次式となる。

$$\tau_{yz} \frac{\sqrt{3}}{4} s^2 = \tau_1 \frac{2ts}{2\sqrt{3}} + \tau_2 \frac{ts}{2\sqrt{3}} \sin \frac{\pi}{6} + \tau_3 \frac{ts}{2\sqrt{3}} \sin \frac{\pi}{6} \quad (3.5)$$

また、壁面1が降伏に達した時（ $\tau_1 = \tau_{sy}$ ）、ハニカムコアは非線形挙動を示すが、壁面2、3に生じているせん断応力は壁面1の半分であり（ τ_2 、 $\tau_3 = \tau_{sy}/2$ ）まだ降伏していない。しかし板厚と角度の関係から、 τ_{yz} に与える影響は壁面2、3より壁面1の方が大きいことは明らかであるため、壁面1の降伏に着目した。本条件のもと、式(3.5)に(3.2)を代入すると、弾塑性ハニカム要素のY Z方向せん断降伏条件式が得られる。

$$\tau_{yz} = \frac{5}{3\sqrt{3}} \left(\frac{t}{s} \right) \sigma_{sy} \quad (3.6)$$

ハニカムコアは直交異方性を有するため、その降伏条件にミーゼスの条件は使用できない。そこで、直交異方性を考慮できるヒルの降伏条件式(3.7)を使用する⁽⁹⁾。

$$a_1(\sigma_x - \sigma_y)^2 + a_2(\sigma_y - \sigma_z)^2 + a_3(\sigma_z - \sigma_x)^2 + 3a_4\tau_{xy}^2 + 3a_5\tau_{yz}^2 + 3a_6\tau_{zx}^2 = 2\sigma_{sy}^2 \quad (3.7)$$

Z X面の単純せん断時における降伏を仮定し、式(3.4)を第6項に代入し、 a_6 を求める。他の応力は全て0である。

$$a_6 = \frac{3}{2} \left(\frac{s}{t} \right)^2 \quad (3.8)$$

Y Z面も同様に、式(3.6)を第5項に代入し a_5 を求める。

$$a_5 = \frac{18}{25} \left(\frac{s}{t} \right)^2 \quad (3.9)$$

また、H S Pの3点曲げでは、垂直応力と面内せん断応力が降伏に及ぼす影響は比較的小さいと考えられるため、式(3.7)の係数 $a_1 \sim a_4$ は0と置き、ハニカムの降伏条件式(3.10)が得られる。

$$\frac{54}{25} \left(\frac{s}{t} \right)^2 \tau_{yz}^2 + \frac{9}{2} \left(\frac{s}{t} \right)^2 \tau_{zx}^2 = 2\sigma_{sy}^2 \quad (3.10)$$

2章で得られた弾性応力—ひずみマトリックス式(2.36)と本章で得られた降伏条件式(3.10)を用いることで、ハニカムコアの弾塑性挙動を再現することができる。つまり、等方性材料である表面板の弾塑性モデルと組みあわせて、H S Pの弾塑性挙動を再現することができることになる。

3.4 弾塑性解析

前節までに構築した弾塑性ハニカム要素を用いて、H S Pの3次元弾塑性解析を行なった。

3.4.1 詳細解析・実験との比較

実験と詳細解析モデルの結果と比較し、弾塑性ハニカム要素の検証を行った。

まず、図3-2に示したサイズのH S P試験片に対し、3点曲げ試験の実験および有限要素法による数値シミュレーションを行った。試験片中央に強制変位を与え、その点の反力を出力した。

表面板、ハニカムコアともアルミニウム (JIS AL5052: 縦弾性係数 $E_s = 71 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 $\nu_s = 0.34$ 、 $\sigma_{sy} = 175 \text{ MPa}$) を使用し、ハニカムコアの方向に関しては、試験片の長手方向にX軸方向を合わせている。つまり、H S Pとしては最もせん断剛性が弱い方向に曲げられることになる。

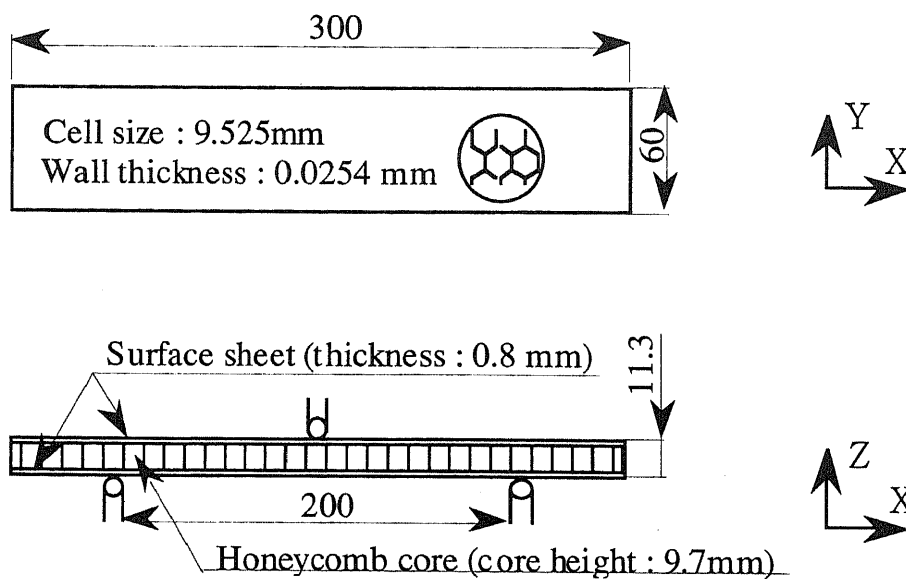


Fig. 3-2 Scheme of three point bending

弾塑性ハニカム要素を使用したH S Pの要素分割図 (model 1) を図3—3に示す。使用している要素は全て8節点のソリッド要素である。板厚 (Z) 方向には、表面板—ハニカムコア—表面板の3層の構造に分かれた分割をし、等方性材料である上下表面板と直交異方性材料であるハニカムコアそれぞれの材料定数を設定している。

しかし、面内 (X、Y) 方向では六角形セルを意識した要素分割を行う必要はなく、節点数が抑えられるとともに、前後処理および解析時間を大幅に短縮することができる。

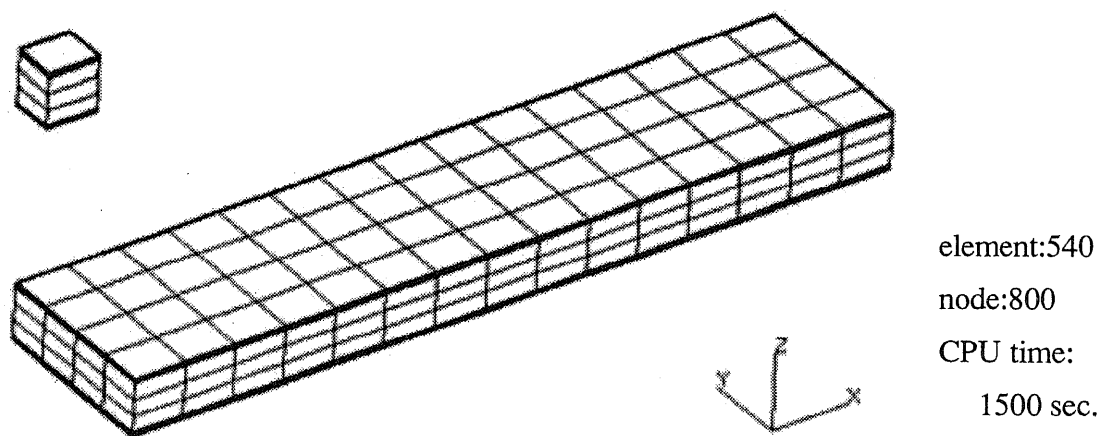


Fig. 3-3 Mesh for modeling analysis with honeycomb elements (model 1)

これに対し、過去に行われてきた一般的なH S Pの弾塑性構造解析では、図3-4のように六角セルを忠実に分割した詳細モデルを作成し解析を行う。細かく分割された六角セルを結合するため、表面板にも六角形状の要素分割を行う必要があり、節点数は増大し、かつ前処理作業が非常に複雑になる。また、詳細解析モデルでは、表面板部は8節点ソリッド要素、ハニカムコア部は4節点シェル要素の2種類の要素を使用している。

また、両有限要素解析では対称性を考慮し、試験片の1/4サイズのモデルを使用している。

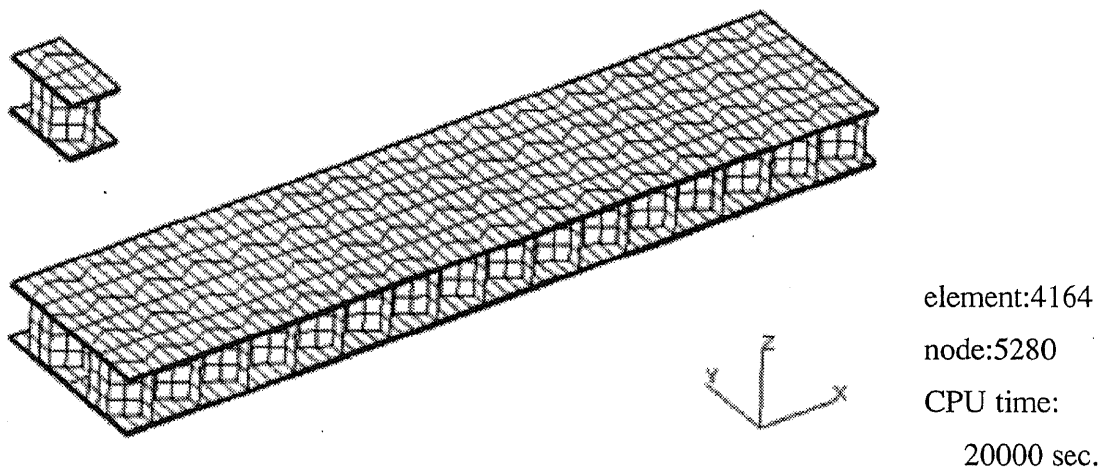


Fig. 3-4 Mesh for detailed analysis (model 2)

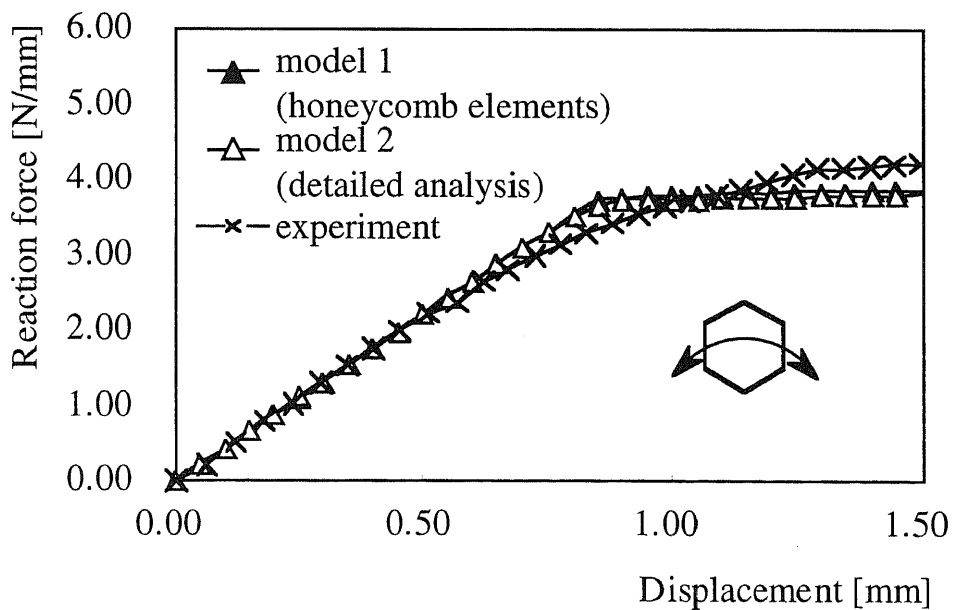


Fig. 3-5 Results of three point bending

上記3種類の方法(1.実験、2.弾塑性ハニカム要素を利用した簡易解析、3.細分割モデルを用いた詳細解析)によって得られた強制変位と反力の関係を図3-5に示す。弾塑性ハニカム要素を利用した解析の結果は、詳細解析の結果と誤差数パーセント内におさまっており、弾塑性ハニカム要素を使用した曲げ変形弾塑性解析が成功したといえる。実験との誤差は、両解析において素材材料を弾完全塑性体として扱っているためである。

また、ハニカムコアの方向を図3-2において45度および90度面内回転させたH S P試験片の3点曲げ試験に対し、簡易解析と詳細解析を行い比較を行った。90度回転させたH S Pの結果(図3-6)では、ほぼ同じ変位($\delta = 1\text{ mm}$)で弾性限が生じているが、その後の挙動が異なっている。これは、詳細解析がセル壁の角度あるいは板厚の違いによるセル壁間のせん断降伏のズレを忠実に再現していることに対し、簡易解析では最初の降伏だけをモデル化しているためである。すなわち本簡易解析では、H S Pの非線形挙動を忠実に再現することはできないが、弾性限(降伏挙動)を示すことができ、強度設計をする上では非常に有効になりうる。

また、45度回転させたH S P試験片の3点曲げ試験では、簡易解析、詳細解析とも試験片のねじりが生じており、本簡易解析がハニカムコアの横弾性係数の直交異方性による曲げ-ねじりのカップリング効果を再現できることが確認された。

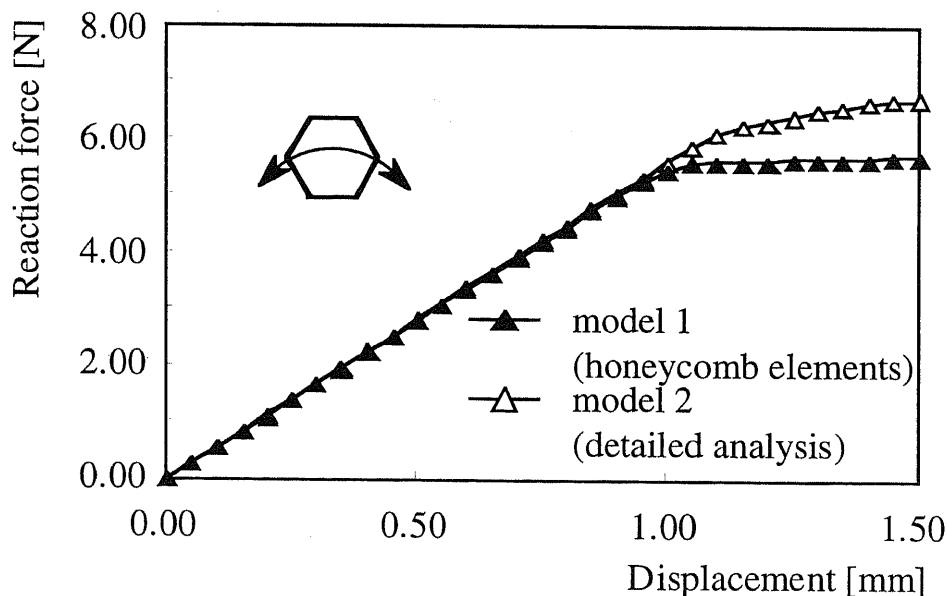


Fig. 3-6 Results of three point bending

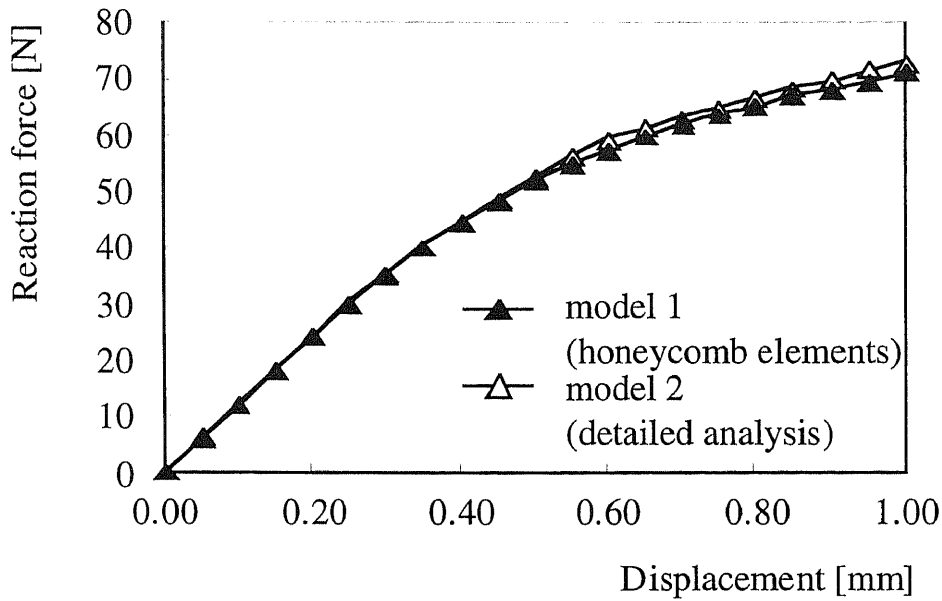


Fig. 3-7 Results of torsional test

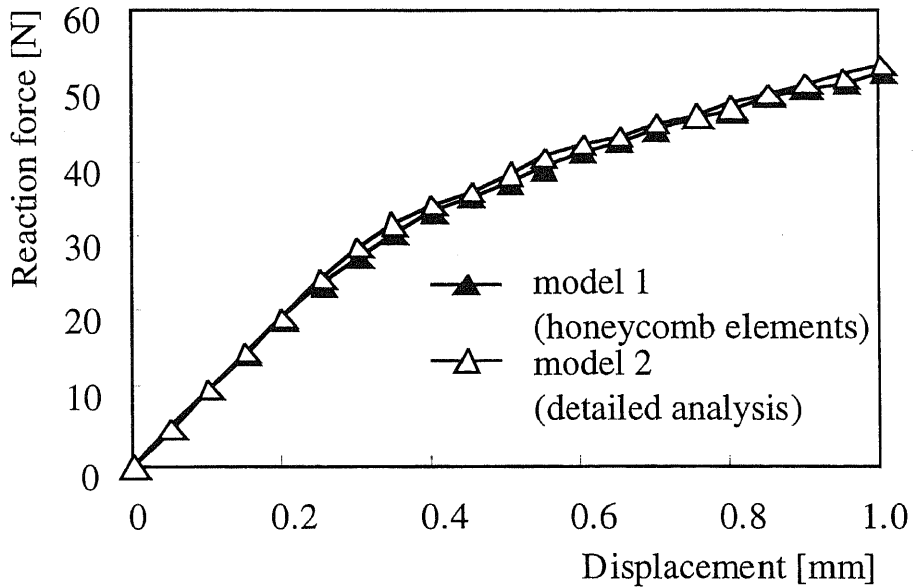


Fig. 3-8 Results of vertical load on the center of the HSP

曲げ以外の境界条件として、450 mm 四方の正方形板を端点より50 mm入った点で4点支持し中央に集中荷重を与えた場合について、また図3-2の試験片にX軸回りのねじりを加えた場合について、それぞれ簡易解析と詳細解析を行った。変位と反力の関係を図3-7および図3-8に示したが、簡易解析の結果は詳細解析の結果とほぼ等しい。

片持ちばりなどH S Pの端点に集中荷重が加わる場合は、実験あるいは詳細解析において、図3-9のようにハニカムコアが抜けている部分が局所的に大きく変形することがある。弾塑性ハニカム要素を利用した簡易解析では、端点までハニカムコアを均質化しているため、本現象を再現することができない。本簡易解析手法を利用する際は、端点の境界条件には十分留意すべきである。しかし実用においても局所的な変形を生じるような条件は好ましくなく、スペーサーとして樹脂を挟むなどの工夫が行われており、このような問題は特殊な例である。

以上の結果より、弾塑性ハニカム要素を使用した簡易弾塑性解析が成功したといえる。

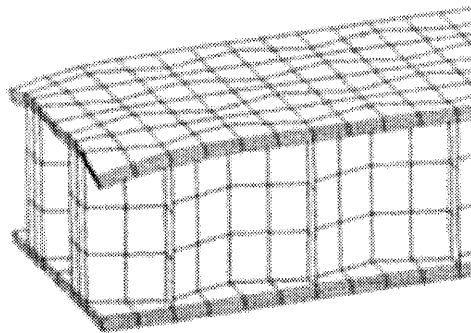


Fig. 3-9 Local deformation with point loading

3.4.2 構成要素の組合せによる降伏挙動への影響

H S Pは複合構造材料であるため、構成材料の組み合わせにより無数の種類が存在する。そのパラメータとしては、セル壁箱厚： t とセルサイズ： s に依存するハニカムコアの横弾性係数： G_c 、ハニカムコア高さ： h 、表面板板厚： t_s 等がある。

H S Pの弾塑性挙動と上記パラメータの関係を調べるために、弾塑性ハニカム要素を利用し、パラメータの組み合わせを変化させたH S Pの3点曲げ解析を行った。得られた荷重-変位曲線より、ばね定数（弾性域内における単位変位当りの荷重、傾き）： k 、弾性限荷重： P_y 、弾性限変位： δ_y を算出している。ここではパラメータの影響を探ることを目的としているため、弾性限とは厳密な意味ではなく、以下の式で定義している（図3-10参照）。

$$\frac{P_y}{\delta_y} = 0.95 \times k \quad (3.11)$$

また、基準となるH S Pモデルは表3-2に定めた寸法とする。表面板、ハニカムコアともアルミニウム（JIS AL5052： $E_s = 71 \text{ GPa}$ 、 $\nu_s = 0.34$ 、 $\sigma_{sy} =$

200 MPa) を使用し、ハニカムコアの方向は、試験片の長手方向に X 軸方向を合わせている。

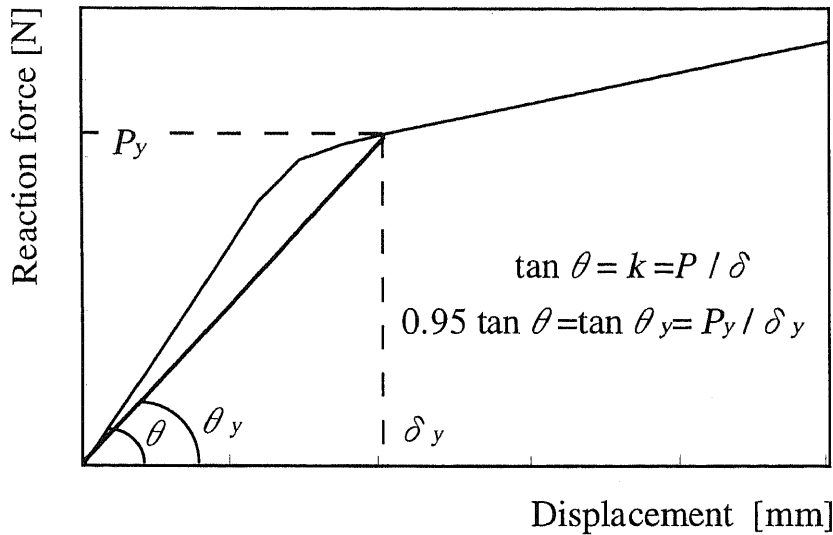


Fig. 3-10 Relation between k , P_y and δ_y

Table 3-2 Basic size of HSP for parametric analyses

Cell size	s [mm]	9.525
Wall thickness	t [mm]	0.0508
Core height	h [mm]	11.0
Surface sheet thickness	t_s [mm]	1.0
Span of HSP	l [mm]	300
Width of HSP	b [mm]	60

3.4.2.1 セル壁箔厚

ハニカムコアの横弾性係数が変化した場合の H S P 弾塑性挙動の違いを調べるために、セル壁箔厚： t を 0.0254 ~ 0.1016 mm の範囲で変化させ解析を行った。図 3—11 は、セル壁箔厚とばね定数： k 、弾性限荷重： P_y 、弾性限変位： δ_y の関係を示したものである。

セル壁箔厚の増加とともに各値が増加し、H S P の剛性および強度を増加させるには、セル壁箔厚を増加させることが効果的であるといえる。また、セルサイズ： s を小さくすることで、ハニカムコアの横弾性係数が増し、同様の効果が得られる。

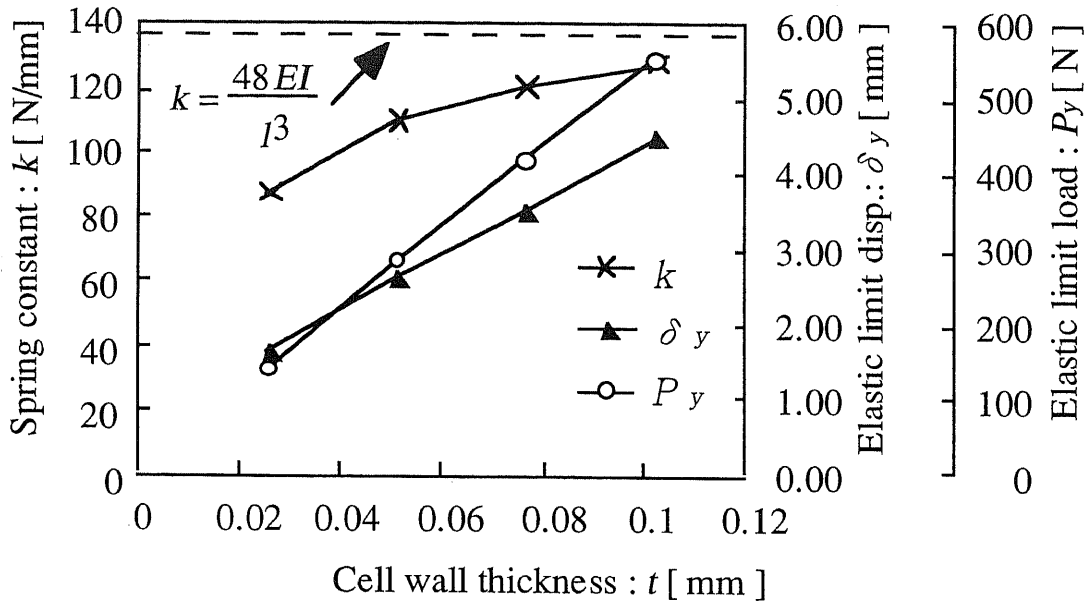


Fig. 3-11 Cell wall thickness - HSP behavior curves

一方、3点曲げ状態の変位と荷重の関係は式(3.12)で示される。ハニカムコアの横弾性係数： G が増加し、変位のせん断成分： δ_2 が減少していくと、ばね定数： k は $48EI/L^3$ [N/m]に収束していく。図3-11にもその傾向が示されている。また、式(3.12)において、 A はハニカムコアの断面積を表している。

$$\delta = \frac{Pl^3}{48EI} + \frac{Pl}{4GA} = \delta_1 + \delta_2 \tag{3.12}$$

$$I = \frac{b}{12} \{ (h+2t)^3 - h^3 \} \tag{3.13}$$

3.4.2.2 ハニカムコア高さ

ハニカムコア高さ： h を5.5～22mmの範囲で変化させ、HSP弾塑性挙動の違いを調べた結果について図3-12に示す。

ハニカムコアの高さが増加したことで、表面板の持つ曲げ剛性とせん断力を受ける断面積が増加し、ばね定数と弾性限荷重が増加している。

しかし、表面板のもつ曲げ剛性が増すことは、変位のせん断成分 δ_2 の変位全体に占める割合が増える結果を招き、少ない変位量でせん断降伏しHSPとして非線形挙動を示してしまう。

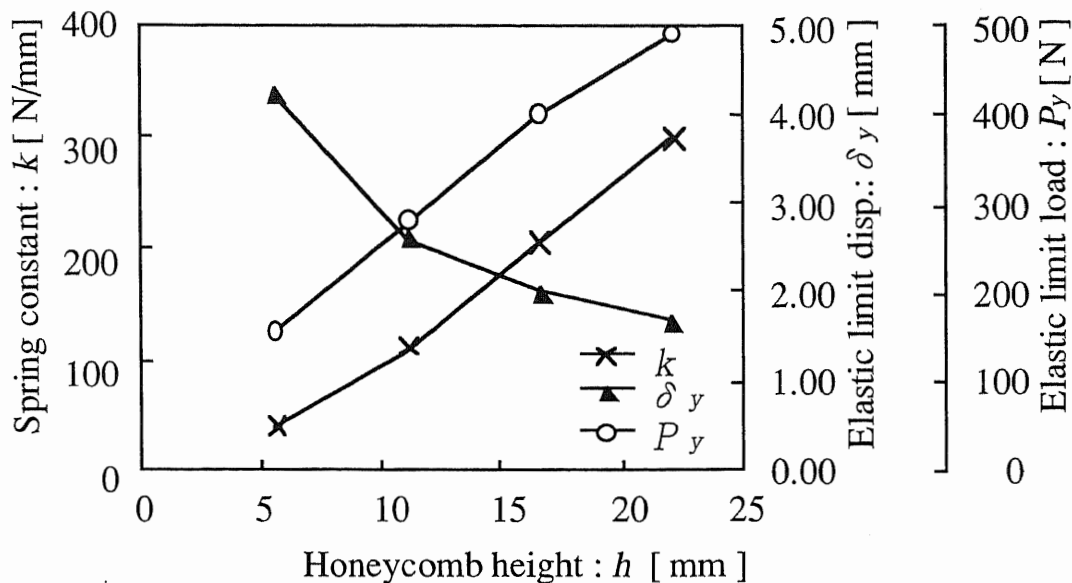


Fig. 3-12 Honeycomb height - HSP behavior curves

3.4.2.3 表面板板厚

表面板の板厚： t_s を0.5～2.0 mmの範囲で変化させ、H S Pの弾塑性挙動の違いを調べた結果について図3—13に示す。

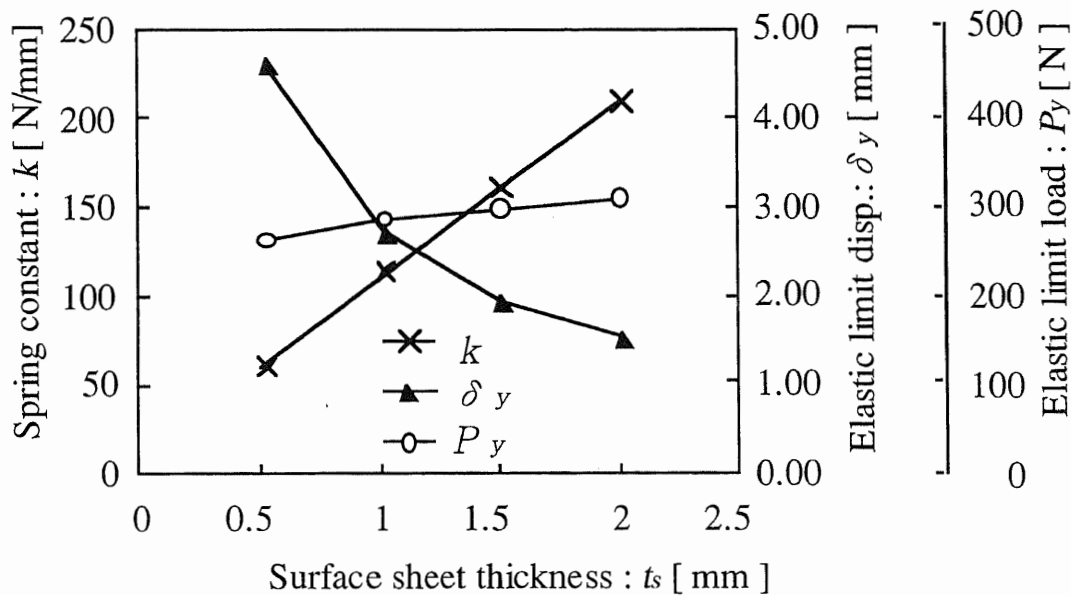


Fig. 3-13 Surface sheet thickness - HSP behavior curves

表面板板厚が増加したことで、表面板のもつ曲げ剛性が増加し、ばね定数が増加している。しかし、せん断応力： P/A に対してはその影響がほとんどない

め、弾性限荷重の増加量は小さい。また、曲げ剛性が増加すると、弾性限荷重を受けたときの変位のせん断成分： δ_2 に変化はないが、曲げ成分： δ_1 は減少するため、それらの和である弾性限変位は減少している。

以上の結果から、H S P の剛性および強度をあげるためには、セル壁箔厚の増加あるいはセルサイズの縮小により内部ハニカムコアの横弾性係数を増加させることが、最も効果的であるといえる。また、一般的にハニカムコアの質量は、H S P の質量のたかだか数%である。セル壁箔厚を増加させても、H S P の質量は大幅に変化することはなく、H S P の重要な利点の一つ、軽量であることは維持できる。

3.5 結 言

前章で作成した弾性ハニカム要素にせん断塑性の条件を付加し、H S P の降伏挙動を簡単に評価できる簡易有限要素モデル（弾塑性ハニカム要素）を作成した。

まず、H S P が曲げ変形を受ける際に示す非線形挙動について考察し、セル壁が面内せん断変形を受けるときの降伏条件を定式化した。セル壁の降伏条件とヒルの直交異方性材料の降伏条件式を組合せ、弾塑性ハニカム要素の降伏条件式を作成した。3点曲げ試験などについて実験と詳細分割モデルの結果と比較し、良い精度の結果を得ている。

本モデルは、ハニカムコアの細かい六角構造を意識する必要がないため、前後処理作業および解析のために要する時間を大幅に削減することができ、かつ細分割モデルと同程度の精度で降伏挙動を評価することができる。

3.6 参考文献

- (1) 佐藤孝編, ハニカム構造材料の応用技術, 先端材料技術協会監修, シーエムシー, (1995)
- (2) 國本, アルミニウム合金製サンドイッチ構造, 軽金属40巻5号, (1990), 390-405
- (3) 植村, サンドイッチ構造の座屈と設計, 複合材料設計2巻1号, (1975), 28-36
- (4) F. K. Abd El-Sayed, R. Jones and I. W. Burgess, A Theoretical Approach to the Deformation of Honeycomb Based Composite Materials, Composites, (1979), 209-214
- (5) 小林・臺丸谷・奥戸, 溶接接合ハニカムパネルの弾塑性曲げ変形, 日本機械学会論文集 (A編) 60巻572号, 1994, 1011-1016
- (6) 小笠原・白鳥・于・宮野, 簡易モデルを用いたハニカムサンドウイッチ構造材料の弾塑性解析, 日本機械学会論文集 (A編) 64巻624号, (1998), 2059-2064
- (7) N. Ogasawara, M. Shiratori, Q. Yu and A. Miyano, Elastic-Plastic Analysis of Honeycomb Sandwich Panel by Using Honeycomb Element, JSME International Journal, Series A, (1999), in print
- (8) S.P.Timoshenko, and J.M.Gere, Theory of Elastic Stability second edition, (1961)
- (9) R.Hill, The Mathematical Theory of Plasticity, Clarendon Press, (1950)

第4章 ハニカムコアの衝撃吸収能力評価

4.1 緒言

ハニカムコアの大きな特徴の一つとして衝撃吸収作用が知られている。これは、ハニカムコアの軸（Z）方向に圧縮荷重をかけた際におきる逐次座屈現象を利用したものである。

従来はアポロ月面着陸機の足部など航空宇宙産業での特殊なケースや、乗用車の衝突安全試験などあらかじめ規格で仕様が決められたケースなどに限られて使用されていたが、近年では広い分野において、より汎用的な衝撃吸収材料（緩衝材）として利用されてきている。例えば、鉄道のターミナル駅に設置されている非常停止装置、原子炉などの大型構造物を搬入する際に周囲に詰める緩衝材、乗用車のバンパーあるいはボンネット（衝突時の人体保護用）、エレベーター故障落下時の安全装置、精密機器・救援物資等を飛行機から投下する際の緩衝材などである⁽¹⁾。

ハニカムコアは、セル壁箔厚： t 、セルサイズ： s 等の様々なパラメータの組み合わせによる種類があるため、あらかじめその組み合わせと衝撃吸収能力の関係が導かれていれば、保護すべき対象物の質量および衝撃速度に合わせた最適なハニカムコアが選択できる。

円筒鋼管^{(2) - (4)}または箱型鋼管^{(5) - (8)}の衝撃吸収特性については理論、実験および有限要素解析に関する研究がそれぞれ数多く行われ、既に自動車の設計などに応用されている。

しかし、ハニカムコアの衝撃吸収特性については、最大荷重に関する研究（理論、解析および実験）^{(9) - (11)}は多く行われているものの、衝撃吸収材として重要な平均圧潰荷重についての研究は少ない。実験的検討^{(12) (13)}の他にR.K.McFarland⁽¹⁴⁾またはT.Wierzbicki⁽¹⁵⁾による平均圧潰応力値の理論解に関する研究、有限要素法を利用した圧潰現象数値シミュレーション^{(16) - (19)}が行われているが、材料定数によっては精度が保証されていない、また動的現象を考慮していない等の問題点がある。これら理由により、現場において使用境界条件を再現する実験を繰り返し行い、安全を確認した後に使用している現状がある。

そこで本章では、ハニカムコアを衝撃吸収材料として使用する際、条件に最も適したハニカムコアを選択できるように、各種パラメータの組み合わせと衝撃吸収能力の関係を導き出すことを目的としている。

具体的には、ハニカムコアの衝撃吸収現象の機構を解明するために準静的な圧潰実験を行い、そこで得た知見を基に、現象を再現できる有限要素法モデルを作成する^{(20) (21)}。続いて準静的圧潰の条件において、様々なパラメータの組合せ

を変化させた実験と有限要素解析を行い、準静的な条件で各種パラメータの組み合わせと衝撃吸収能力の関係式を導いている。さらに衝撃圧壊実験を行い、準静的条件で得た関係式に動的因子の項を付加したものと比較検討を行っている⁽²²⁾。

4.2 衝撃吸収作用

衝撃吸収材料、一般的に緩衝材あるいは梱包材と呼ばれるものは、発泡スチロール、スポンジ、空気袋、スプリングなど、様々な種類がありそれぞれ異なる機構で衝撃を吸収している。衝撃を吸収する際に生じる反力（衝撃荷重）と変形量との関係にも様々な形態があり、図4-1はその代表的なものである。

衝撃吸収材料は、最大衝撃荷重を対象物の破損限界荷重以下に抑えることが重要であり、同一の衝撃（運動エネルギー）を吸収する際には、衝撃荷重が一定である矩形型（Square wave）が最も効率的であることは明らかである⁽¹⁾。

また、スプリングのように、吸収した衝撃を弾性エネルギーとして内部に蓄えた場合、衝撃物の運動エネルギーが0となった後、再び内部弾性エネルギーが衝撃物の負の運動エネルギーに変換される。この可逆的な現象は、衝撃物の跳ね返り損壊を招く恐れがあり非常に危険である。

これらのことを踏まえ、ハニカムコアは理想的な衝撃吸収材料であることが知られている。その理由として、主に以下の点が挙げられる⁽¹⁵⁾。

- 1) 長いストロークでほぼ等しい圧潰荷重が得られること
- 2) 衝撃吸収後の跳ね返りがほとんど無いこと
- 3) 軽量構造であること
- 4) 衝撃吸収能力の選択に幅があること

1) および2) に関しては、ハニカムコアの逐次座屈現象に起因するものであり、次節では逐次座屈現象の機構を観察することを目的とした準静的な圧潰実験の結果について述べる。

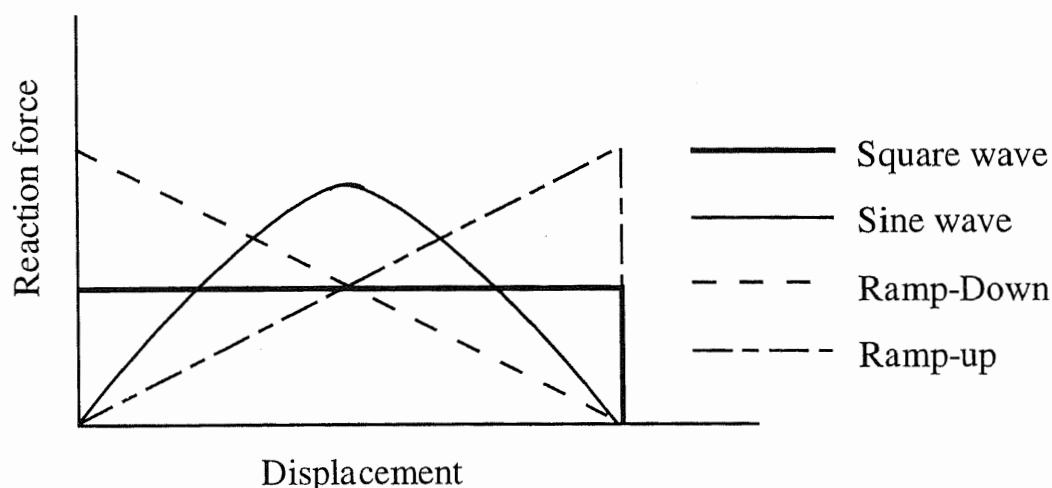


Fig. 4-1 Variety of shock absorption curves

4.3 準静的圧壊実験

本節では、ハニカムコアの衝撃吸収能力を支配する逐次座屈現象を観察しその機構を解明することを目的に、準静的条件における圧壊実験を行った。

4.3.1 準静的圧潰実験方法

一般に衝撃吸収用として利用されるハニカムコアは、アルミニウム製 JIS A5052-H19 であり、製造方法は接着接合方式である。本実験でも、同材料を対象とした。

外寸法 $100\text{ mm} \times 100\text{ mm} \times 60\text{ mm}$ ($w \times l \times h$) セルサイズ $s : 9.5\text{ mm}$ 、セル壁箔厚 $t : 0.061\text{ mm}$ のハニカム試験片に対し、万能試験機を用いて一定変位速度 0.5 mm/min で Z 方向強制変位を与え、荷重と変位の関係を出力した。得られた荷重を試験片の受圧面積で割り圧潰応力と定義した。また、圧潰応力—変位曲線より圧潰応力値の平均をとり、平均圧潰応力としている。

試験片上面の平板に透明なエポキシ板を使用し、試験片上面もしくは側面からマイクروسコープにて座屈モードの観察を行った。図 4—2 に実験概要を示す。

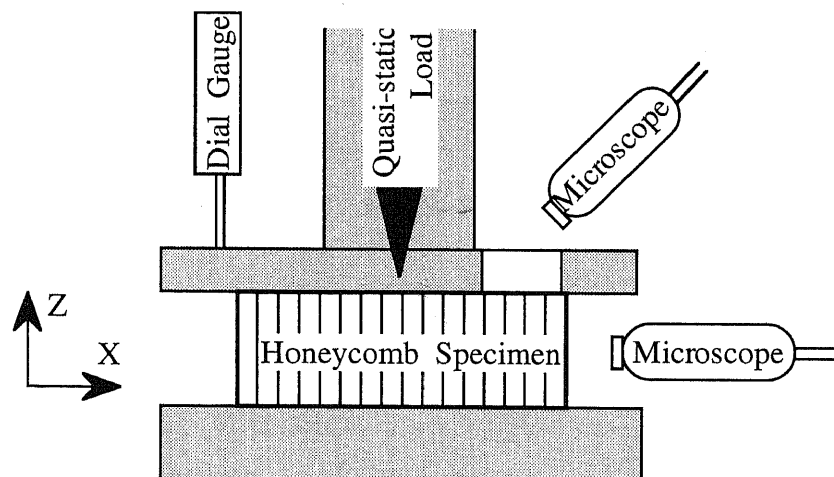


Fig. 4-2 Scheme of quasi-static loading condition

4.3.2 座屈モードの観察

実験で得られた代表的な圧潰応力—変位曲線を図 4—3 に、また逐次座屈後のハニカムコアの様子を図 4—4 に示す。

実験では、まず試験片の上下端の一方から座屈が起き、この時最大の荷重（初期座屈荷重）を得る。そして、六角セル壁面が連続かつ一定の折れ幅で内外にア

コーディオン状に折れ曲がり、見掛けの高さが1/3程度になるまで塑性座屈し続ける。この現象を逐次座屈現象と呼び、ほぼ同じモードの小さな座屈現象が連続するためこの間の圧潰応力値はほぼ一定値を示している。全ての壁面が座屈し接触し始めると、圧潰応力値は急激に増え、単純な密材の圧縮現象とほぼ同じになる。

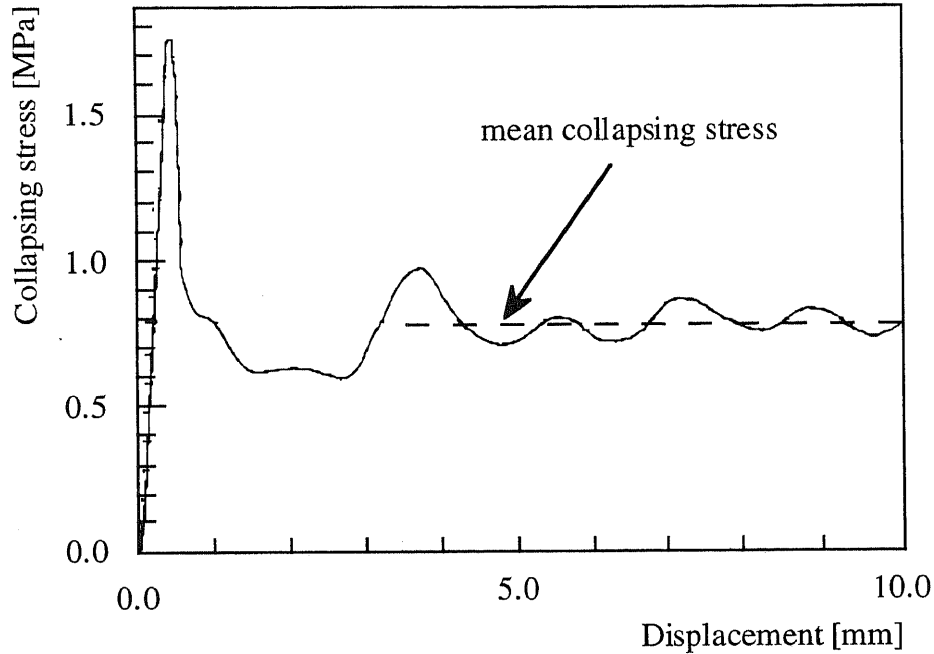


Fig. 4-3 Collapsing stress-displacement curve (experiment)

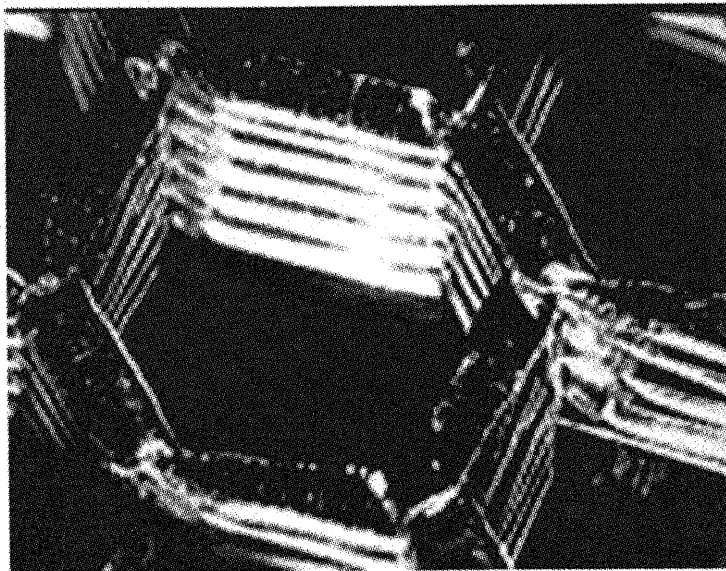


Fig. 4-4 View of buckled honeycomb

また、逐次座屈時の途中で一度除荷した後、再び強制変位を加えると、初期座屈応力は生じず除荷以前の曲線を描き始める。つまり、あらかじめ初期座屈済みの材料を衝撃吸収材として用いることで、大きな値を持つ初期座屈荷重による衝撃が和らげられることが確認された。よって、今後の研究においては平均圧潰応力についてのみ考察することとする。

4.4 有限要素法によるモデル解析

実験において、セルサイズ、セル壁厚、材料定数などの数多くのパラメータが圧潰応力に及ぼす影響を調べるためには、各種パラメータの組合せを変化させた試験片を大量に用意する必要があり容易に行うことはできない。そこで、有限要素法による実験の数値シミュレーションにて補うことを考えた。ここではまずその第一段階として、前章の実験で得られた現象を再現することを目的とした有限要素解析手法について述べる。

有限要素法解析には、陽解法有限要素法プログラムLS-DYNA3Dを用い、要素はBelytschko-Tsayの4節点シェル要素を使用している。

セル壁がアコーディオン状に折れ曲がるため、要素には要素同士及び底面に定義した剛体壁との接触を要素両面に考慮している。最上端に定義した剛体壁を準静的と考えられる速度： 0.5 [mm/min] にて-Z方向に変位させ、実験において与えた強制変位を再現している。

側端の節点には、一部に局所座標系を用いて対称性を考慮した拘束を与えている。解析モデルのサイズについては、高さは20mmに固定したが、その他の各サイズについては実験に準じたサイズとしている。アルミニウム材料は弾塑性材料として扱い、縦弾性係数： 71 GPa 、ポアソン比： 0.34 、初期降伏応力： 190 MPa である。その塑性挙動は真応力-対数ひずみ曲線を8直線近似し代入している。

剛体壁の強制変位量と反力を出力し、剛体壁の反力と解析モデルが占める面積の比を圧潰応力値とし、圧潰応力値のZ方向変位に対する積分値を吸収エネルギー（単位面積あたり）とし、50%（10mm）変位時の吸収エネルギー線図の傾きを平均圧潰応力値として定義している。

また、本プログラムのような陽解法アルゴリズムでは、“媒体中を伝播する応力波の任意の要素中を通過する時間： Δt_c が、中央差分による時間積分の時間幅よりも大きくないと数値安定性は保証されない”とするクーラン条件：式（4.1）をもとに解析時間増分： Δt を決定している⁽²³⁾。そのため、再現すべき現象が

静的状態に準じ、変形状態が大きい本問題のようなケースでは、解析時間が非常に大きくなってしまふ。式(4.1)において、要素中を伝播する応力波速度： c 、要素の代表長さの最小値： l_{min} 、縦弾性係数： E 、ポアソン比： ν 、質量密度： ρ とする。

$$\Delta t \leq \Delta t_c = \frac{l_{min}}{c} = \frac{l_{min}}{\sqrt{E/\rho(1-\nu)^2}} \quad (4.1)$$

このような不具合を解決し効率良く解析する手法として、質量密度を大きくし解析時間を短縮するマススケーリング法が知られている⁽²⁴⁾。

本解析では、質量密度を実際の100倍(変形時の加速度の影響が出ない程度)に増加させ、その結果、解析時間を1/10に短縮した。また、質量密度を変化させた解析を行い、100倍以下の質量密度増加は解析精度に影響を与えないことを確認している。

次節において解析モデルの形状について述べ、続いて初期不整の与え方について述べている。

4.4.1 モデル解析

複雑な形状を持つハニカムコアを対象に有限要素解析を行う際には、逐次座屈のような複雑な現象に限らず、比較的単純な条件においても、要素分割等非常に困難な作業を必要とする。また、解析時間を削減するためにも、要素数と節点数をできるだけ少なくする必要がある。そこでハニカムコアが細かな六角セルのきわめて規則的な集合体であることに着目し、セルの一部を切り出した解析モデルを作成し解析を行った。3種類の解析モデルを対象に解析を行い、前節の実験結果と比較することにより、ハニカムコアの逐次座屈現象を再現できる最適な解析モデルを決定した。

4.4.1.1 1/6モデル

ハニカム形状の周期性から考えられる最小のモデルは、六角セルを6等分した1/6モデルである。1/6モデルの形状を図4-5(a)に、要素分割図を図4-6に示す。図4-5の斜線部は、各モデルの占有面積である。

最も一般的な展張法により製造されたハニカムコアは、六角セルの中で向かい合う一対のセル壁が接着接合されている。そのため、1/6モデルでは \overline{AO} が \overline{BO} と \overline{CO} に較べて2倍の板厚となっている。

前述の条件で解析を行った結果として、変形図(変位10mm)を図4-7に、

圧潰応力—変位曲線と吸収エネルギー—変位曲線をそれぞれ図4—12と図4—13の細実線で示した。

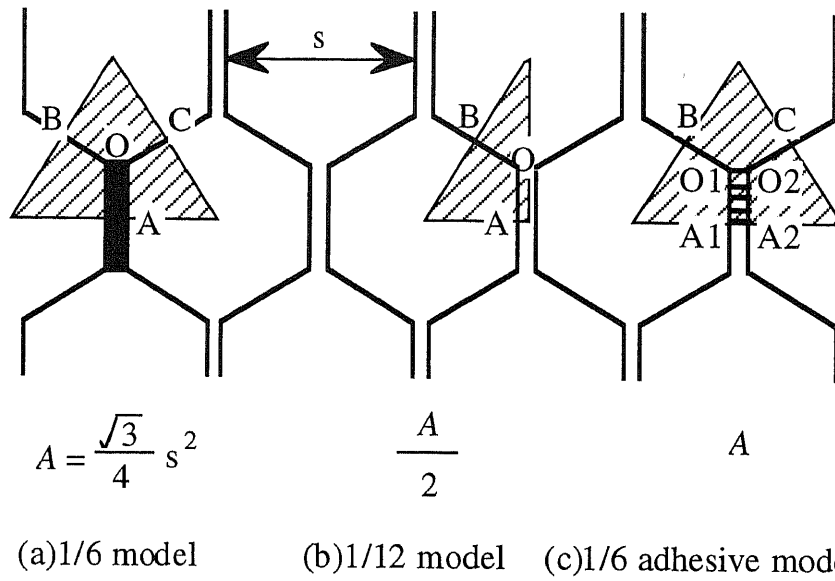


Fig. 4-5 Unit cell area

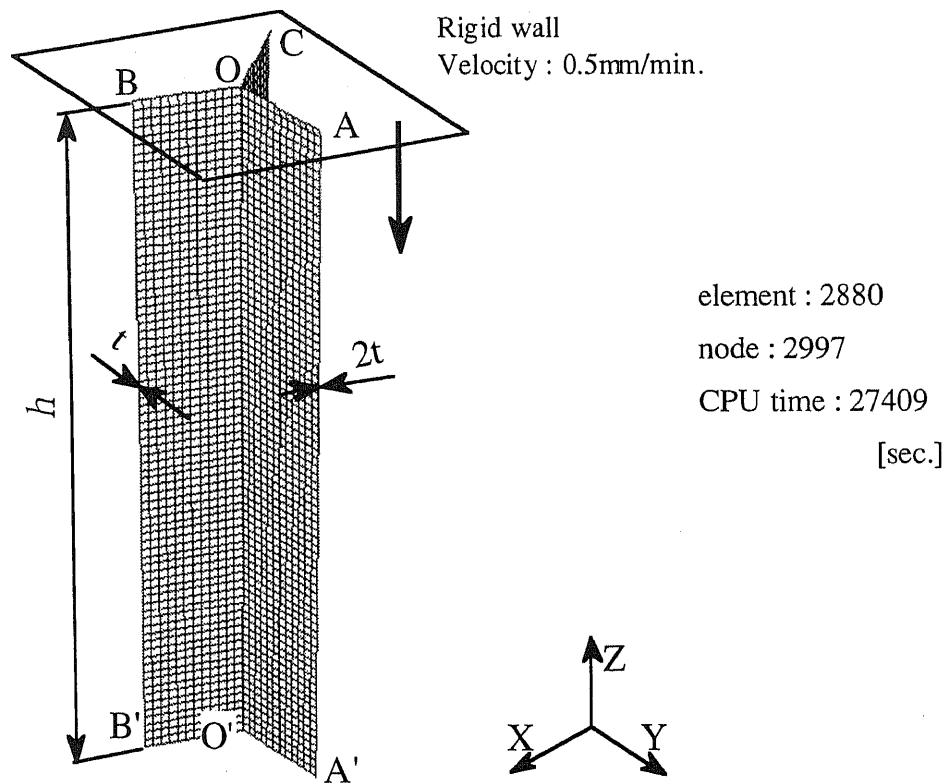


Fig. 4-6 FEM analysis model (1/6 model)

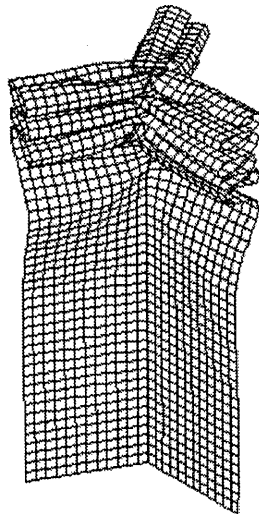


Fig. 4-7 Deformed shape of 1/6 model

変形状態を観察すると、実験で得られた座屈モードと明らかに異なる以下の3点が確認された。

- 1：接着接合のため板厚が2倍になっているセル壁が、実験では他のセル壁と同じ折れ幅で座屈していることに対し、解析ではそれぞれの折れ幅が異なるため、接点である $\overline{OO'}$ 近傍において安定した変形が得られていない。
- 2：実験では $\overline{OO'}$ 近傍において接着はく離が生じているため、比較的小さなせん断変形で座屈できていることに対し、はく離を考慮していない1/6モデルの解析では、 $\overline{OO'}$ 近傍において大きなせん断ひずみが生じている。
- 3：接着されていないセル壁 (\overline{BO} と \overline{CO}) が、実験での折れ幅に対して約半分程度の折れ幅で座屈変形している。

以上の3点のため、1/6モデルでは吸収エネルギーが非常に大きくなり、実際の座屈現象を捉えることができなかつたと考えられる。

4.4.1.2 1/12モデル

1/6モデルの結果を踏まえて、六角セルを12等分した1/12モデルを作成した。1/12モデルの形状を図4-5 (b)に、要素分割図を図4-8に示す。このモデルは、1/6モデルの半分にあたり、接着接合を考慮しなければ、ハニカム形状の周期性から得られる最小モデルとなりうる。すなわち、圧潰過程において接着面は比較的簡単にはく離し、1/6モデルの \overline{AO} は2枚に分かれて座屈していると仮定して得られたモデルである。

解析を行った結果として、変形図(変位10mm)を図4-9に、圧潰応力—変位曲線と吸収エネルギー—変位曲線をそれぞれ図4-12と図4-13の破線で示した。

変形図を観察すると、1/6モデルの変形図で見られた $\overline{OO'}$ 近傍の複雑な折れ曲がりはなく、せん断変形を小さく抑えて、実験に近い変形状態の安定した座屈モードを表すことができている。

しかし、圧潰応力—変位曲線では、1/12モデルの平均圧潰応力は実験で得た平均圧潰応力の値と比較し、30%程度低い値が得られている。これは、接着されて2倍の厚さになっている \overline{AO} について、1/12モデルでは完全にはく離し2枚が独立して座屈していると仮定したことに対し、実験でははく離せず2倍の厚さの1枚の板として折れ曲がっている部分が残っているためと考えられる。

また、変形図および圧潰応力—変位曲線の波の数から、実験結果よりセル壁の折れ幅が大きく、同じ強制変位量を与えた際の折れ数が減っていることがわかる。

これは、1/6モデルがOO'近傍の拘束が過剰であることに対し、1/12モデルでは拘束条件が足りないためであると考えられる。

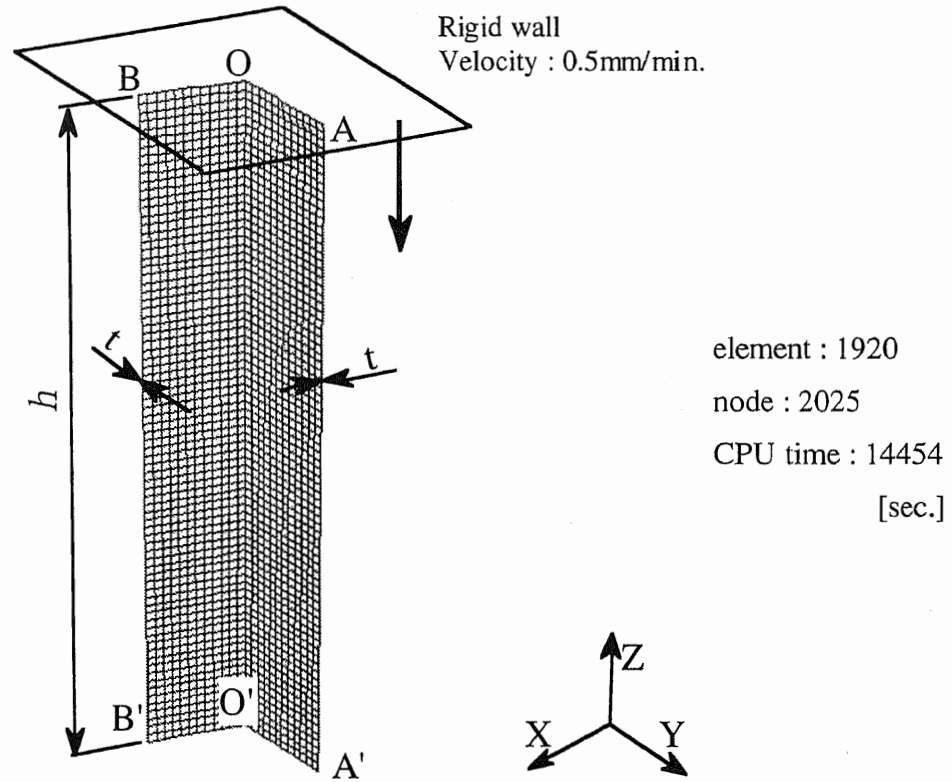


Fig. 4-8 FEM analysis model (1/12 model)



Fig. 4-9 Deformed shape of 1/12 model

4.4.1.3 1/6 接着モデル

準静的実験の観察から、2枚重ねに接着結合されているセル壁が以下のように変形することが確認できている。

六角形の頂点（図4-11の $\overline{O1-O1'}$ 、 $\overline{O2-O2'}$ ）近傍から離れたセル壁（A1、A2の近く）は、接着結合されたまま1枚のセル壁としてアコーディオン状に曲げ変形している（A1とA2は離れない）が、六角形の頂点に当たる部分は座屈が進むにつれ、図4-10のように開口型に接着はく離を生じている。

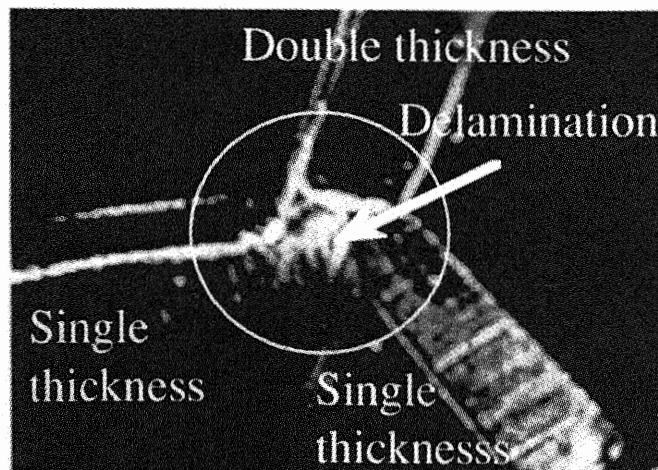


Fig. 4-10 Delamination between cell walls

この現象を捉えるために、1/6モデルの \overline{AO} を、 $\overline{AO1}$ と $\overline{AO2}$ の2枚に分けた形状、すなわち1/12モデルを向かい合わせて並べた形状をしている1/6接着モデルを作成した。1/6接着モデルの形状を図4-5(c)に、要素分割図を図4-11に示す。

2枚のセル壁の間は接着され1枚のセル壁として変形することを想定し、向かい合う節点間の自由度を互いに拘束（Tying）している。しかし、節点近接要素の相当塑性ひずみの平均値が接着はく離ひずみと同値になった時、節点間の拘束は解かれるよう設定し、接着がはく離したことを再現した。接着はく離ひずみとは、接着はく離を引き起こす際にセル壁に生じている相当塑性ひずみのことで、JIS (K6854) 「接着剤のはく離接着強さ試験法」 T型はく離試験⁽²⁵⁾に基づく実験と有限要素法による実験の数値シミュレーションから求めている。試験方法は、展張前のハニカムコアの一部を切り出し、強制変位を与え荷重を測定した。

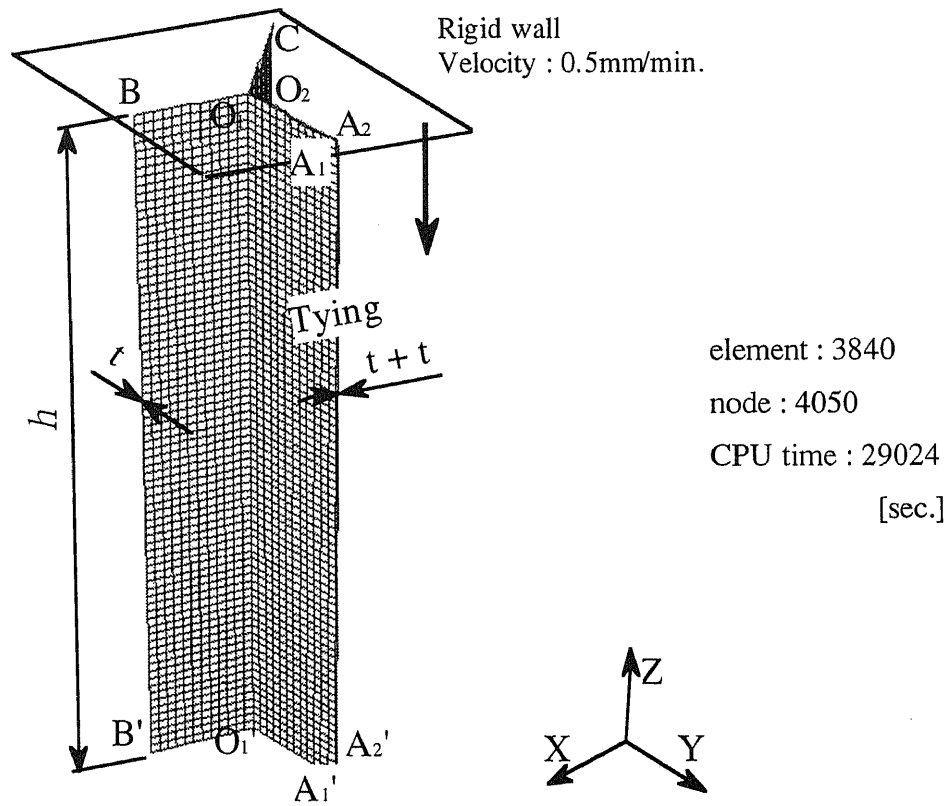


Fig. 4-11 FEM analysis model (1/6 adhesive model)

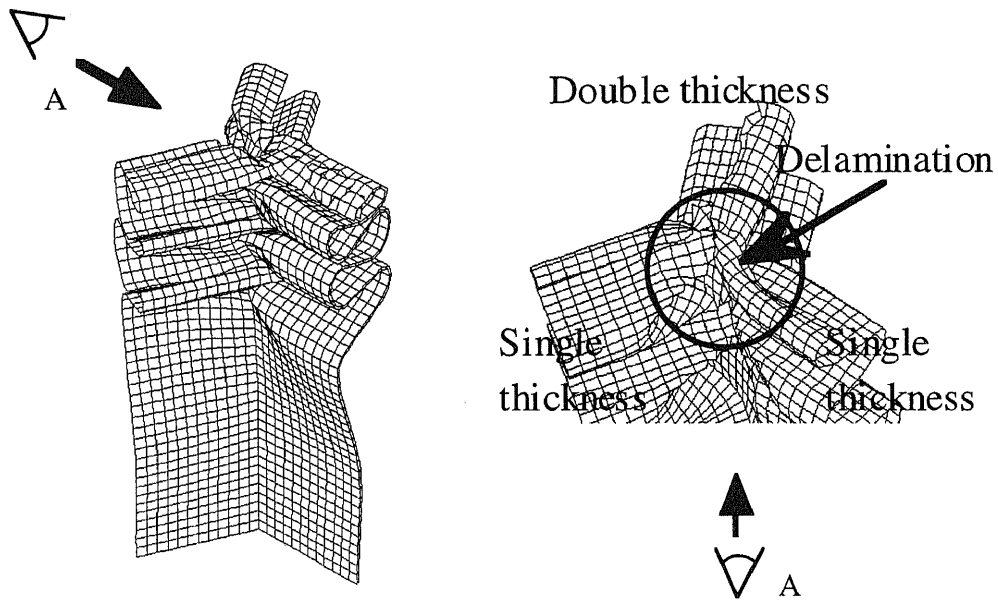


Fig. 4-12 Deformed shape of 1/6 adhesive model

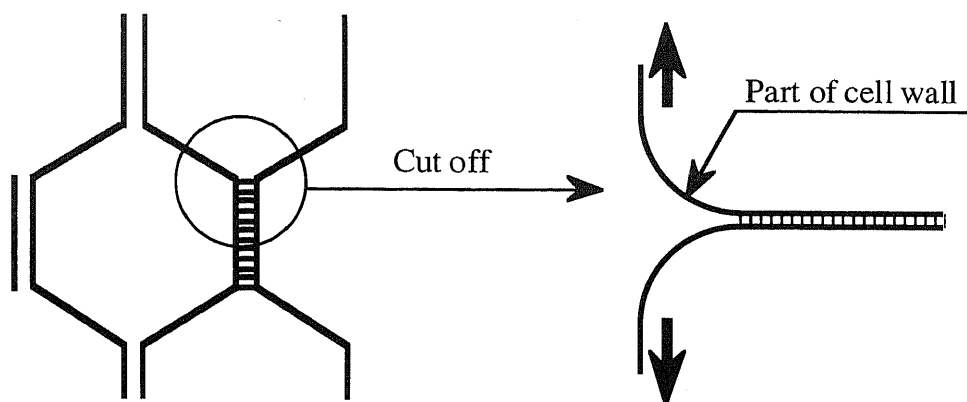


Fig. 4-13 Scheme of peel test

解析を行った結果として、変形図（変位10 mm）を図4-12に、圧潰応力—変位曲線と吸収エネルギー—変位曲線をそれぞれ図4-14と図4-15の太実線で示した。1/12モデルと同じように実験に近い変形形状の安定した座屈モードを表すことができ、さらに平均圧潰応力値も実験とほぼ近い値が得られている。また、セル壁の折れ幅、同じ変位量を与えたときの折れ数の点でも実験と同じ結果が得られている。

1/6接着モデルでは、セル壁間の接着はく離を考慮したことで、1/6モデルと1/12モデルの間であり、実験で観察した逐次座屈現象が再現できたと考えられる。

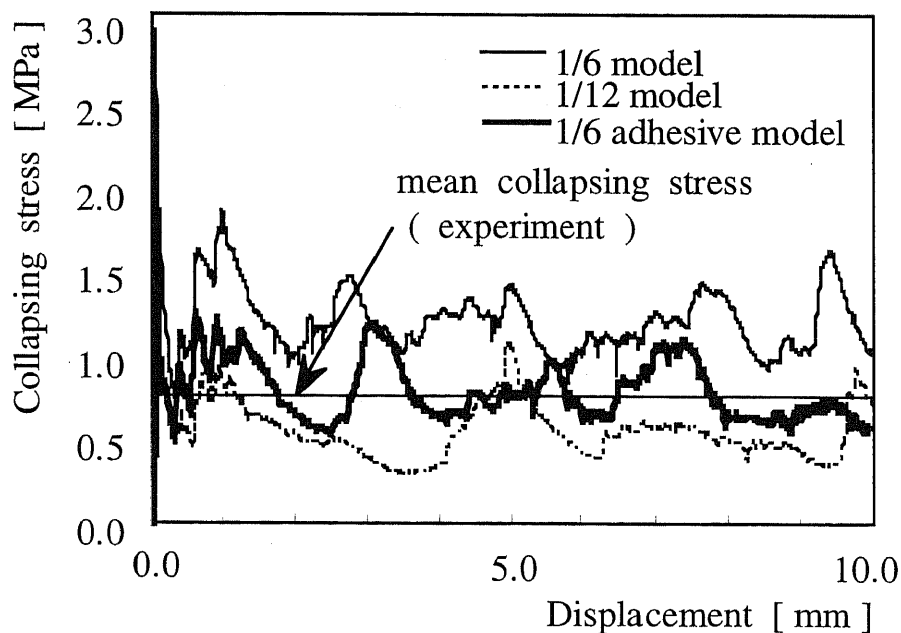


Fig. 4-14 Collapsing stress-displacement curves (analysis)

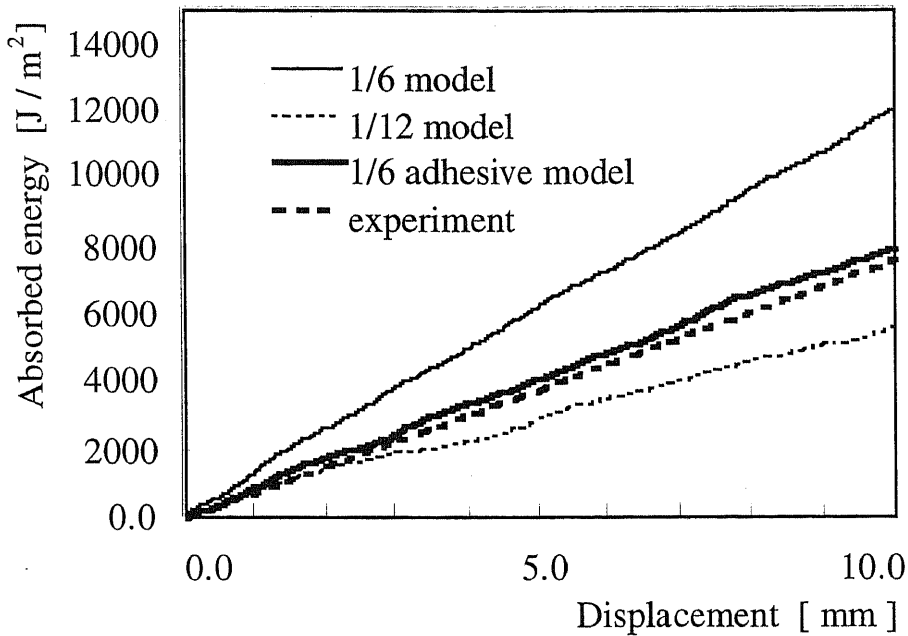


Fig. 4-15 Absorbed energy - displacement curves

4.4.1.4 初期不整

一般に角型鋼管などの座屈解析を行う際は、初めに対象とするモデルのモード解析を行った後、得られたモードの半波長分・板厚の1/10程度の微小変位を、座屈解析モデルに初期不整として与えている⁽²⁶⁾。

しかし、上記モード解析手法では、ハニカムコアのように接着はく離を引き起こし、現象の途中で形状が変化する場合、または荷重が衝撃的に加わった場合の座屈モードの変化を捉えることは難しいと考えられる。さらに、ハニカムコアの準静的圧潰実験では、セル壁の板厚が角型鋼管などと比較して非常に薄いため、それらと異なる座屈モードが生じていることが確認された。上下端面一方の六角セルの辺中央付近が、六角形の頂点Oを中心に同一回転方向に移動した後（図4-16）、逐次座屈現象が起きているのである。

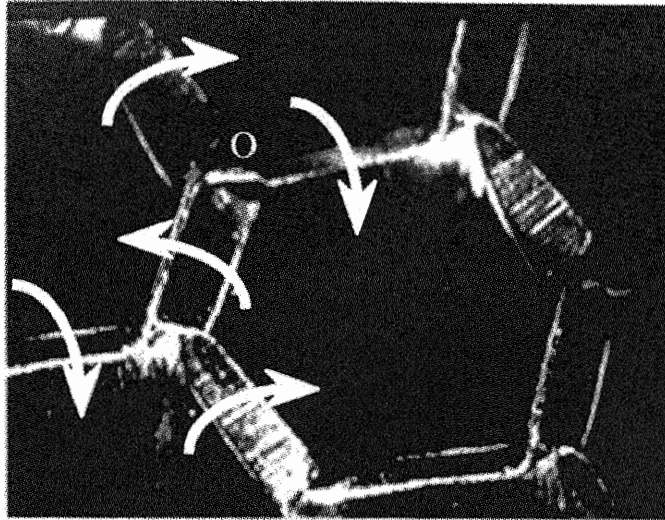


Fig. 4-16 Initial deformation of buckling

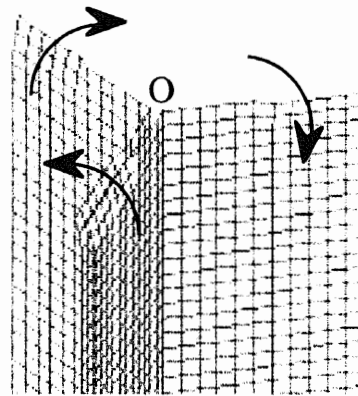


Fig. 4-17 Modeling of initial imperfection

そこでハニカムコアの座屈解析モデル：図4-17では、各セル壁上端部の外側半分にあたる節点に、六角形の頂点：Oを中心に戻同一回転方向に、同じ量の変位を初期不整として与えることとした。

初期不整の正当性を確認するために、初期不整を与えなかったモデル、実験と異なる同一回転方向ではない変位を初期不整として与えたモデルについて解析を行い、上記の初期不整を与えたモデルの結果と比較した。また、初期不整として与える変位の適正量を確認するために、変位量を変化させたモデルの比較解析を行った。

吸収エネルギー—変位曲線を図4-18に示す。初期不整を与えなかったモデ

ルは、モデル中央付近で複雑な変形が始まるなど安定した結果が得られず、吸収エネルギー値も大きい値となった。実験と異なるモードを与えたモデルは、初めは上端面から同一回転方向ではなく周期性が成立しない変形を生じるが、次第に実験と同じモードに移行していく。吸収エネルギー—変位曲線においても、モードの正常化による吸収エネルギー増分値の減少の様子が表れている。

また、初期不整値の大きさによる圧潰応力値または吸収エネルギー値の変化は微小なものであったが、板厚の1/10程度が最も吸収エネルギーが小さく1/10以下でも以上でもやや大きめの値を示すことが確認された。また、初期座屈荷重は初期不整の値により若干の違いがみられたが、吸収エネルギーに与える影響は小さいのでここでは無視した。

以上の結果より、ハニカムコアの座屈解析を効率よく行うためには、各セル壁上端部の外側半分にあたる節点に、六角形の頂点：○を中心に同一回転方向に、板厚の1/10程度の変位を初期不整として与えるのが適当であることがわかった。

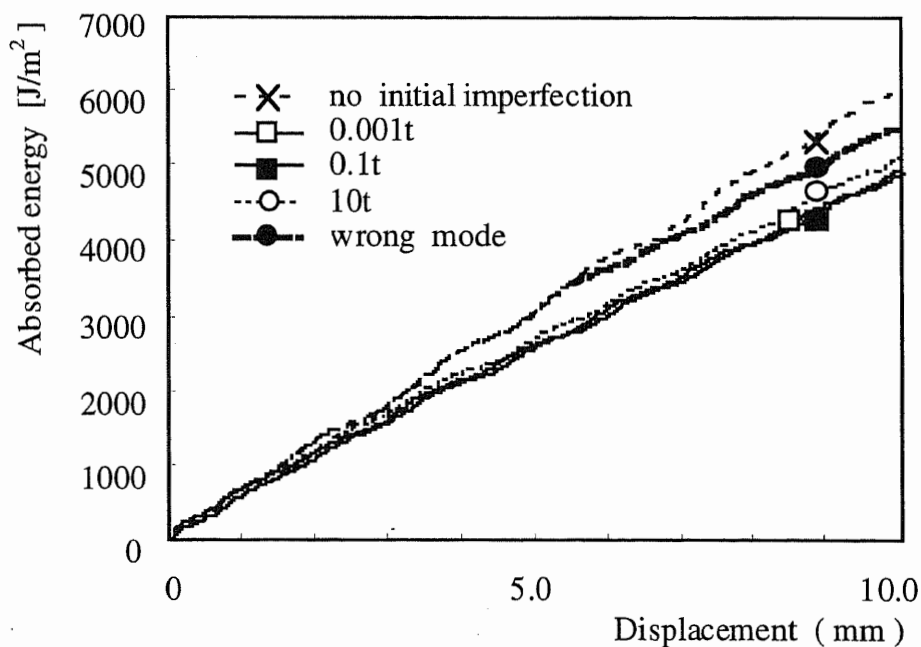


Fig. 4-18 Influence of initial imperfection on energy absorption

4.5 準静的平均圧潰応力の定式化

ハニカムコアにはセルサイズ・箔厚・材料定数などの各種パラメータがあり、それらの組合せが衝撃吸収能力を大きく左右する。実験によって両者の関係を導くためには、多大な種類の試験片を用意しなくてはならず効率的ではない。

そこで、前節で得られた1/6接着モデルを使用し、実験で得ることの難しい数多くのデータを有限要素解析で導くことにした。

本節では、セルサイズと箔厚の2つパラメータの組合せを変化させたモデルに対し、有限要素解析を行った。各パラメータの範囲を表4-1に示す。解析結果を実験値と比較するため現在使用されているサイズに限定している。

Table 4-1 Size of honeycomb parameter for FEM analyses

Parameter		Size
Cell size	s [mm]	3.175 ~ 19.05
Wall thickness	t [mm]	0.0330 ~ 0.114
Core height	h [mm]	6.67 ~ 40.0

セルサイズ19.05mmの時、コア高さを40mmとし、他の解析モデルではセルサイズに対するコア高さの比を一定に保つこととした。準静的逐次座屈現象時に、圧潰力は振動するものの、その平均値は変位量に依存せずほぼ一定値を保つことから、コア高さは平均圧潰応力値には影響をあたえないと考えられる。また、コア高さを変化させた試験片を対象に行った実験及び有限要素解析においても、コア高さが平均圧潰応力に影響を与えないことを確認している。一方、要素サイズとセルサイズの比を一定にし、全てのモデルにおいて要素数及び節点数を等しくしている。

解析で得られた平均圧潰応力値を、コア密度（箔厚とセルサイズの比： t/s ）でまとめたものを図4-19（解析値：▲）に示す。○は準静的実験で得られた平均圧潰応力値である。解析値は実験値の誤差10%の範囲内に収まっていることがわかる。

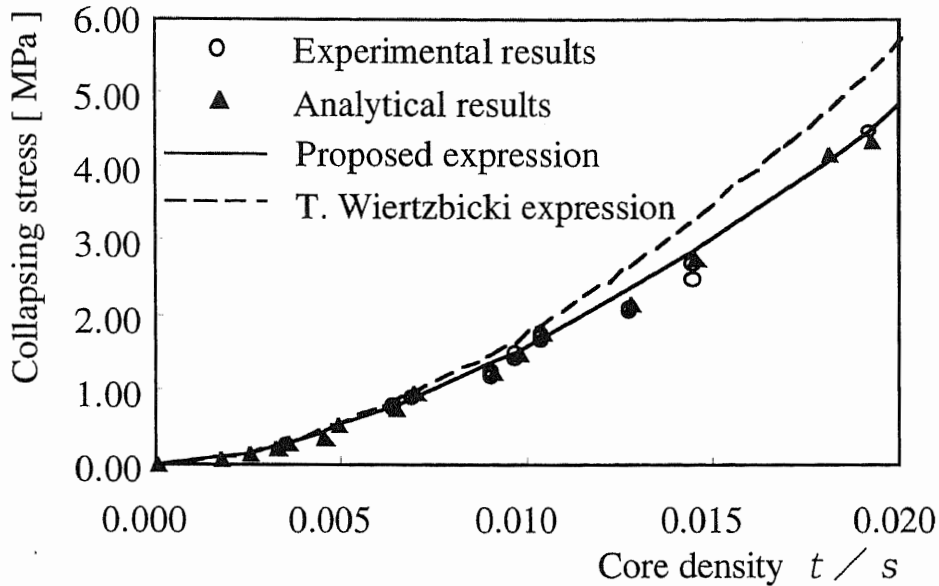


Fig. 4-19 Mean collapsing stress - core density (t/s)

また、図中の破線はT. Wierzbickiの理論平均圧潰応力値⁽¹⁵⁾を示し、実線は解析結果の最小二乗近似曲線である。T. Wierzbickiの理論式を(4.1)に最小二乗近似式を(4.2)に示す。 σ_0 は流れ応力(flow stress)を表し、本試験片では230 MPaである。

$$\sigma_t = 16.56 \times \sigma_0 \left(\frac{t}{s} \right)^{\frac{5}{3}} \quad [\text{MPa}] \quad (4.1)$$

$$\bar{\sigma}_m = 2460 \times \left(\frac{t}{s} \right)^{1.594} \quad [\text{MPa}] \quad (4.2)$$

T. Wierzbickiの理論について簡単に説明する。本理論では、セル壁の一部を折れ幅： δ の分だけ切りだして(図4-20)考察している。

セル壁がアコーディオン状に折れ曲がる際に生じている変形モードは、主に以下の3つが挙げられる。

- E1: O点の塑性ヒンジの移動
- E2: AOおよびOBの曲げ
- E3: COおよびODの塑性ヒンジラインの移動

荷重Pがセル壁に与える仕事量と上記の変形により生じるひずみエネルギーの釣合より、圧潰応力値式(4.1)が導かれている。

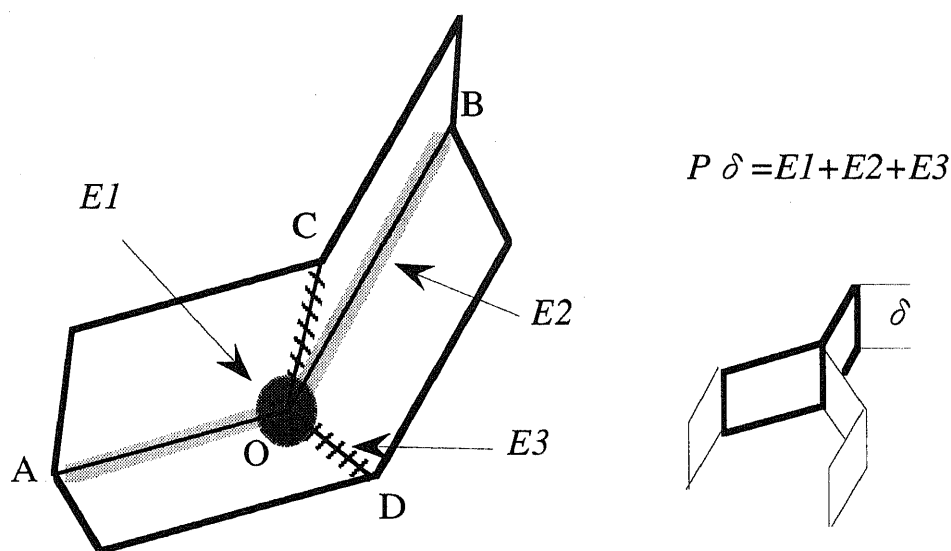


Fig. 4-20 Folding mechanism (T. Wierzbicki's theory)

T. Wierzbickiの理論では、4.3.2節の実験で確認されている、セル壁が接着され2倍厚になっていること、接着部の一部がはく離し変形しやすいモードで座屈していることが考慮されている。しかし、座屈モードと座屈時に生じているセル壁間接着剤のはく離力の影響はコア密度により異なるため、図4-19において有限要素法解析値あるいは実験値とT. Wierzbickiの理論とのずれが生じていると考えられる。あるいは、コア密度が小さいとき、つまりセルサイズが大きい場合には、隣り合うセル壁間の拘束条件が相対的に弱まるため、セル壁の座屈モードとして荷重方向に垂直な横モードも生じてくるが、逐次座屈変形は荷重方向に生じるため、座屈変形が乱れてしまう。この準静的実験で観察された現象はT. Wierzbickiの理論においては考慮されていないが、有限要素解析では再現できている。また、コア密度が高いときは折り重なっていくセル壁厚の影響などがT. Wierzbickiの理論の誤差の原因になっていると思われる。

有限要素解析の結果により得られた近似式は、実験値と少ない誤差で非常に近い値を示している。

これまで行ってきた手順を整理すると以下のようなになる。

1. 実験による逐次座屈現象の観察
2. 有限要素モデルの作成
3. パラメータを変えた解析データの作成
4. 最小二乗法による近似式の作成

ハニカムコアに使用されるアルミニウムは合金の種類・加工の度合いなどによってその性質が変化する。異なる定数を持つ材料でハニカムコアを作成する場合は、本手法の3.から行うことでその評価式が容易に得られる。

有限要素モデルを使用した本手法は、試験片の用意等実験に要する労力や時間を削減することができ、データベース作成等に有効であると考えられる。

4.6 衝撃圧潰実験

前章においてハニカムコアの準静的状態でのエネルギー吸収特性を評価することができた。しかし、実用的に利用されるためには衝撃圧潰時のエネルギー吸収機構を解明しなくてはならない。

本章では衝撃試験機を用いたハニカムコアの衝撃圧潰実験の結果と動的な因子を考慮し作成した平均圧潰応力評価式について述べる。

4.6.1 衝撃圧潰実験方法

衝撃実験に用いた試験片は準静的実験で使用したのと同じ材料（アルミニウムJIS A5052-H19）で、受圧面積を $100 \times 100 \text{ mm}^2$ ($w \times l$)とした。また、セルサイズ： s 、セル壁箔厚： t 、コア高さ： h を形状パラメータとして数種類の組合せの試験片を用意した。表面板は接着されていない。

使用した衝撃試験機の概略図を図4-21に示す。ピストン（質量：23.8 kg）はシリンダー内部の圧縮空気により水平に押し出され、この時の摩擦等による損失は生じておらず、また加速度は加えられないため自由運動しているとする。速度は圧縮空気の圧力調整により $1.4 \sim 8.3 \text{ m/s}$ の範囲で調整できる。

ピストン衝突後にハニカムコアが受ける衝撃荷重を試験片後部のロードセルにより、ピストンの移動距離をレーザー変位計により、それぞれ $1/10000$ 秒毎に測定した。衝撃初速度および速度変化は変位量変化により求められる。また、ハニカムコアは非常に軽量なため、衝撃体に生じる衝撃荷重と試験片後部で測定される荷重はほぼ等しいと考えられる。このことは、ピストン側の加速度を測定し、ロードセル測定荷重と比較することで確認を行った。

実験はピストンの持つ運動エネルギーがハニカム材料によって吸収され、速度が0になるまでを対象とした。

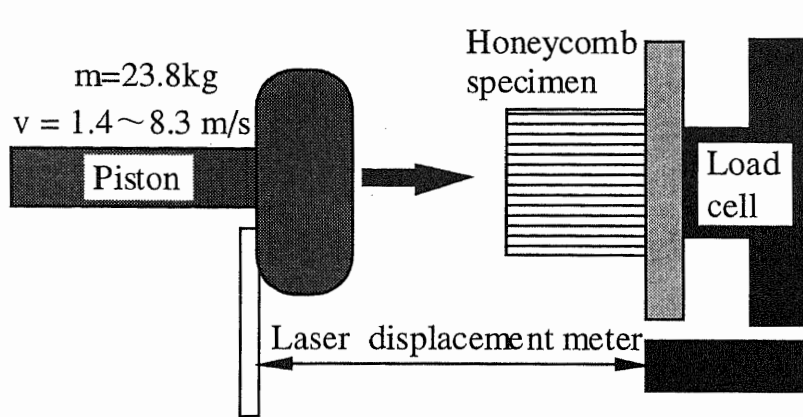


Fig. 4-21 Scheme of impact test

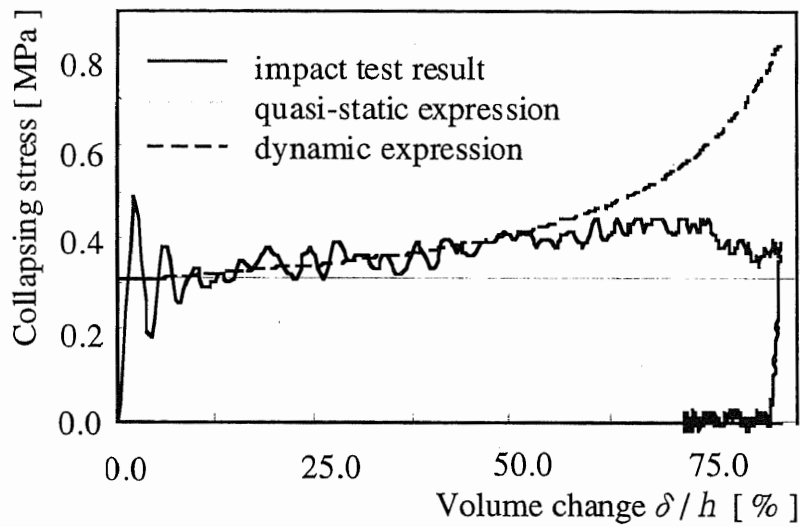


Fig. 4-22 Collapsing stress - displacement curve

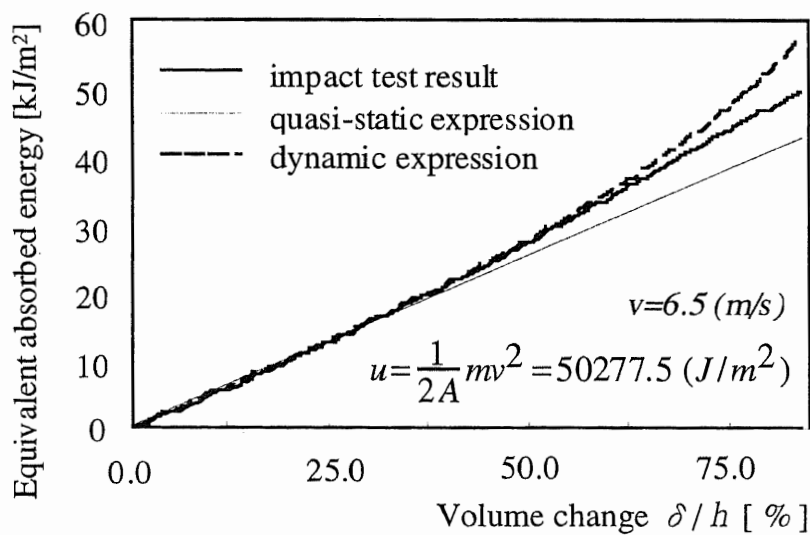


Fig. 4-23 Equivalent absorbed energy - displacement curve

本実験で得られた代表的な圧潰応力（測定荷重を受圧面積で除した値）—体積変化率（ δ/h ）曲線を図4—22に示す。図中の細線は前節で得られた準静的圧潰時の等価平均圧潰応力値である。

また、圧潰応力値を変位で積分し求めた等価吸収エネルギー—体積変化率（ δ/h ）曲線を図4—23に示す。

4.6.2 衝撃平均圧潰応力の定式化

衝撃圧潰時には準静的圧潰時には見られなかった圧潰応力の増加が観察されている。この圧潰応力増加を引き起こす因子として次のものが予想される。

1. 素材（Al）の加工硬化の速度依存性
2. 座屈時に生じているセル間接着剤のはく離力の速度依存性
3. 座屈モードの速度依存性
4. コア内部空気の圧力変化

1から3までの因子の影響が大きいと仮定すると、速度が大きい初期の段階で顕著な差が観察できるはずである。しかし、図4—22を考察したところ、現象の初期においては準静的状態の圧潰応力との差が見られない。このことから、1から3の因子が与える影響は小さいと考えられる。さらに、セルサイズ、箔厚の組合せを変えて行った実験では、現象初期における平均圧潰応力値は準静的実験における値とほぼ等しく、3の座屈モードの変化は生じていないと考えられる。

ハニカムコアは、その体積の9割以上を内部の空気が占めているため、逐次座屈変形が進み、体積が減少してきたときの内部空気の圧力上昇は無視できないほど大きなものになると考えられる。

コア密度の高いハニカムコア^{(9) (17)}や箱型鋼管^{(5) (6)}など、圧潰応力値が大きいものを対象とした衝撃圧潰実験結果では、圧潰応力の上昇は報告されていないが、今回の実験で使用したハニカムコアは、箔厚が非常に薄く圧潰応力値が低いため空気の影響を受けやすいと思われる。

以下に空気の圧力上昇の影響について考察する。

内部空気の圧力変化は、ボイルの法則により体積変化で表すことができる。圧力変化と座屈モードが独立な関係にあると仮定すると、前章で得られた準静的平均圧潰応力値に圧力変化の項を加えて衝撃圧潰応力の評価式（4.3）が得られる。ここで、 P は大気圧（0.1013MPa）を、 δ は変位を表す。

$$\sigma_{CR} = \overline{\sigma}_m + P \frac{\delta}{h - \delta} = 2460 \times \left(\frac{t}{s} \right)^{1.594} + P \frac{\delta}{h - \delta} \quad (4.3)$$

衝撃圧潰応力値を図4-22に破線で示す。体積変化率が50%程度までの範囲では、評価式値と実験値はほぼ等しい値となっているが、50%以上に変形が進むと評価式値は非常に大きな値を示し、ほぼ一定値となる実験結果とは異なってくる。これは、評価式では内部空気が全く漏れないと仮定していることが原因であり、実験では内部圧力が上昇し、かつ変形速度が減少してくると空気の漏れは無視できなくなると考えられる。

しかし、内部空気の漏れ具合は、表面板の有無、衝撃受圧面積の大小、変形速度、衝突面の形状などに大きく左右されることが予想され、定量的に捉えることは非常に難しい。また、体積変化率が50%以上となっても、衝撃受圧面の中心付近では空気の漏れはほとんど生じないと考えられ、衝撃面内で圧潰応力の不均一分布を生じてしまう。これは、衝撃保護対象物の破損を引き起こす原因となる恐れがあり非常に危険である。

さらに、体積変化率50%までのエネルギー吸収はアルミニウムの塑性変形によるものであるが、その後は空気の圧縮による可逆的なエネルギー吸収が加わるため衝撃保護対象物を跳ね返してしまう恐れも生じる。

これらの考察から、ハニカムコアの衝撃吸収には体積変化率が50%程度に抑えられるよう設計する必要があると言え、この範囲では本評価式は実用的に利用できると考えられる。また、内部空気の圧力上昇を抑えるため、ハニカムコア、もしくは表面板に穴を開け、圧縮された空気を逃がすことも有効だと思われる。

図4-23に示されたハニカムコアが吸収したエネルギーの総和は、ピストン質量： m と衝突直前速度： v から算出した単位あたりの運動エネルギーとほぼ等しい。

体積変化を抑え圧縮空気の影響が小さければ、物体の持つ運動エネルギーのほとんどは塑性変形により非可逆的に吸収される。このことは衝撃吸収材料としては理想的な条件であり、ハニカムコアの高い衝撃吸収能力が示されたと言える。

4.6.3 設計への応用

前節で提案した衝撃圧潰応力評価式を利用し、使用条件に対し最適なハニカムコアを選出する方法を提案する。以下では最も一般的なケースとして、高さ： H [mm] から質量： m [kg] の物体を落下させる際の衝撃吸収材の設計を行う。

4.6.3.1 コア密度の決定

まず、衝撃保護物体が耐えうる衝撃力（物体耐力）： F_{CR} [N] からコア密度： R を決定する。

ハニカムコアが物体に与える圧潰力は、圧潰が進むに連れ増加していくため、圧潰量： δ [mm] を安全のためコア高さの70%として、式(4.3)より最大圧潰応力： σ_{max} [MPa] を求める。最大圧潰応力に衝撃面積： A [mm²] を掛けた圧潰力が、物体耐力を超えないようにする。

また、物体の運動エネルギーだけを吸収するために、圧潰力は物体重量より大きくなくてはならない。コア密度がこの条件を満たす範囲であればどのハニカムコアでも衝撃吸収は可能であるが、なるべくコア密度が大きく、圧潰力が大きなものを選択したほうが、コア高さを低くコストを下げることができる。以下の式で g は重力加速度（=9.8 [m/s²]）を表す。

$$mg/A < \sigma_{max} = \sigma_{CR} |_{\delta=0.7h} < F_{CR}/A \quad (4.4)$$

$$\left(\frac{mg/A - 0.2364}{2460} \right)^{0.6274} < R < \left(\frac{F/A - 0.2364}{2460} \right)^{0.6274} \quad (4.5)$$

4.6.3.2 セルサイズ、セル壁箔厚の決定

式(4.5)からコア密度が決定された。しかし実際は、同じコア密度を持つ製品が複数存在することがあるため、上式のみではハニカムコアの仕様を一意的に決定することはできない。

そこで、セルサイズが小さい方が物体に与える力を分散できること、万一セル壁の破断が生じたときセルサイズが小さければ破断部の広がりを抑えられることなどを考慮し、同じコア密度であればセルサイズの小さいもの（セル壁箔厚の薄いもの）を製品リストの中から選択する。

4.6.3.3 コア高さの決定

続いてコア高さを決定する。前々節では最大圧潰量を70%と想定したが、コア高さを決定する際は安全側に考え、空気の影響を省いた平均圧潰応力： $\overline{\sigma}_m$ [MPa] の値を圧潰応力値として利用する。物体の位置エネルギーとハニカムコアの圧潰仕事量の関係から次式が成り立つ。

$$mg(H+\delta) = \overline{\sigma}_m A \delta \quad (4.6)$$

また4.6.2節の考察より最大圧潰量： δ_{max} [mm] はハニカムコアの高さの50%とする。

$$\delta_{max} = \frac{h}{2} \quad (4.7)$$

式(4.6)と式(4.7)よりハニカムコアの高さ： h [mm] は以下の式で決定する。

$$h = \frac{2mgH}{\overline{\sigma}_m A - mg} \quad (4.8)$$

本設計手法により、衝撃吸収材としてハニカムコアを使用する際、より容易で安全な設計が可能になったと考えられる。

4.7 結 言

ハニカムコアを衝撃吸収材料として使用する際、条件に最も適したハニカムコアを選択するために、各種パラメータの組み合わせと衝撃吸収能力の関係を導き出した。

まずハニカムコアの準静的な逐次座屈現象について、その機構を明らかにするために、圧潰実験と有限要素解析を行った。準静的荷重による圧潰実験においては、マイクロスコープを用いた観察により、初期変形あるいは接着はく離の生じ方などについて確認できた。

それらを基に有限要素モデルを作成し、ハニカムコアの逐次座屈現象を再現した。六角セルを6等分し接着はく離を再現できる1/6接着モデルでは、実験と同じ座屈モードが再現され、単位面積あたりの吸収エネルギーの値を実験で得た値と比較し良い結果を得ることができた。また各種パラメータと準静的平均圧潰応力の関係を表す評価式を作成した。

衝撃圧潰実験では、コア内部の空気圧変化が圧潰応力に影響していることを確

認し、準静的平均圧潰応力と空気圧変化の項を足しあわせ、衝撃圧潰応力の評価式を作成した。本評価式を用いることで、各種条件に対応した最適なハニカムコアの選定を行うことができる。

また、ハニカムコアを衝撃吸収材料として利用する際の以下のような利点・注意点を示すことができた。

- 1) 各種パラメータの組合せにより衝撃吸収能力の選択に幅があること
- 2) 対象物が持つほとんどの運動エネルギーをハニカムコア自身の塑性変形で吸収するため、衝撃吸収後の跳ね返りがほとんど生じないこと
- 3) 長いストロークで大幅な変動の無い安定したエネルギー吸収が行われること
- 4) 変形（体積変化率）が大きくなると、内部空気の圧力増加により、跳ね返り・圧潰応力の不均一などを生じる恐れがあること

4.8 参考文献

- (1) 佐藤孝編, ハニカム構造材料の応用技術, 先端技術協会監修、シーエムシー、(1995)
- (2) 都井, 円筒殻の平均圧潰荷重に関する一考察, 日本造船学会論文集157号, (1985), 416-424
- (3) 伊根・都井, 構造要素の衝突圧潰強度に関する基礎的研究 (その6 軸荷重を受ける円筒鋼管の軸対称逐次座屈現象の有限要素解析), 日本造船学会論文集170号, (1991), 525-536
- (4) 小久保・長島・高柳・望月, 円筒かくのせん断座屈の解析 (第3報 座屈後の挙動), 日本機械学会論文集 (A編) 61巻583号, (1995), 632-637
- (5) 山屋・谷, 薄板箱形部材の塑性変形によるエネルギー吸収, 三菱重工技報8巻1号, (1971), 124-130
- (6) 萩原・津田・佐藤, 有限要素法による薄肉箱形断面真直部材の衝撃圧潰解析, 日本機械学会論文集 (A編) 55巻514号, (1989), 1407-1415
- (7) 北川・萩原・津田, 有限要素法による薄肉任意断面形状部材の衝撃圧潰解析, 日本機械学会論文集 (A編) 57巻537号, (1991), 1135-1139
- (8) 柏村・森・白鳥・于・丸山, 統計的最適化手法による衝撃荷重を受ける構造部材の最適設計, 日本機械学会論文集 (A編) 62巻603号, (1996), 2422-2427
- (9) 國本・山田, ハニカムサンドイッチ構造の緩衝特性に関する研究, 軽金属37巻5号, (1987), 327-331
- (10) 小川・岡崎, 各種ハニカム構造の圧縮強度について, 材料42巻478号, (1993), 823-828
- (11) 辻井・田中・西田, サンドイッチパネル用アラミドハニカムコアの強度解析, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻587号, (1995), 1608-1614
- (12) W.Goldsmith, and J.L.Sackman, An Experimental Study of Energy Absorption in Impact on Sandwich Plates, Int. J. Impact Engineering, Vol. 12, No. 2, (1992), 241-262
- (13) 康井・粕谷・森山・國本・馬場・奥戸, 衝撃荷重を受ける多段積層ハニカムパネルの衝撃特性, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻589号, (1995), 1979-1985
- (14) R. K. McFarland, Jr., Hexagonal Cell Structures under Post-Buckling Axial Load, AIAA Journal, Vol. 1, No. 6, (1963), 1380-1385

- (15) T. Wierzbicki, Crushing Analysis of Metal Honeycombs, Impact Engineering, Vol.1, No.2, (1983), 157-174
- (16) M. M. Hvatum, and D.K. Roylance, Compression Testing and Finite Element Modeling of Strain-rate Dependent Buckling of Al Honeycomb, Novel Tech. Met. Deform Test, (1983), 299-307
- (17) 周・河野・柊・斎藤, アルミニウム合金ハニカム心材の衝撃座屈強度, 材料47巻11号, (1998), 1119-1124
- (18) 河野・周・柊・斎藤, アルミニウム合金ハニカム心材の座屈強度, 日本機械学会論文集 (A編) 64巻627号, (1998), 2813-2818
- (19) 山下・後藤・川喜田, アルミ・ハニカム材の落下衝撃特性と数値シミュレーション, 第47回塑性加工連合講演会, (1996), 321-322
- (20) 小笠原・白鳥・宮原・于, 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) 63巻608号, (1997), 774-779
- (21) N. Ogasawara, M. Shiratori, S. Miyahara, Q. Yu and A. Miyano, Modeling Analyses of Honeycomb Buckling, Advances in Computational Engineering Science (ICES'97), (1997), 91-96
- (22) 小笠原・白鳥・宮原・于・宮野, 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) 63巻616号, (1997), 2575-2579
- (23) 日本総合研究所サイエンス事業部エンジニアリンググループ, 非線形動的構造解析ソフトウェアLS-DYNA 3D使用の手引き
- (24) 熊谷・瓜生・河合, リヤシートベルトアンカ強度解析技術の開発, 第23回安全工学シンポジウム 日本学会議安全工学研究連絡委員会, (1993), 45-48
- (25) 日本工業規格, 接着剤のはく離接着強さ試験方法, K 6 8 5 4, (1994)
- (26) 上田・萩原, 自動車強度部材の衝突圧潰特性に関する研究 (第1報 真直部材のモデル簡易化検討), 日本機械学会 第72期通常総会講演会論文集 (I), (1995), 145-146

第5章 HSPの熱伝導・熱変形評価

5.1 緒言

H S Pの使用分野が広がったことにより、従来のような剛性や強度の評価だけでなく、別の条件（熱伝導、振動、耐食など）に対する評価を、正確かつ簡単に行う必要が出てきている。

建築分野では、ビルの高層化・高級化が進み外壁パネル（ストーンパネルあるいはカーテンウォール＝H S Pに薄い大理石等の化粧石を貼付けたもの）の需要が増えているが、日射にさらされる面は数十度までに温度上昇し、熱変形による化粧石のはく離が問題となっている。

また通信分野においては、厳しい平面精度が要求される電波望遠鏡（パラボラアンテナ）の鏡面に使用されることが多いが、パネルの表裏の温度差による熱変形（反り）が問題となっている^{(1) - (3)}。また、日射の当たり具合の違い（日向と日陰）により生じたパネルの面内方向温度分布が引き起こす熱変形も問題となっている。

これらの問題を解決する手法として、有限要素法による熱変形解析があげられるが、ハニカムコアの複雑な構造が原因で効率的な解析を行うことができないという問題がある。また、H S Pはその内部六角柱（ハニカムコア）が構造全体と比して非常に小さくほぼ完全に周期的な構造をしているため、巨視的には連続・均質材料として等価することができるものの、剛性および熱伝導特性の直交異方性を考慮しなくてはならない。従来の研究では、2、3章のように剛性あるいは強度のみに着目したものが多く、熱特性と合わせて考察した研究は少ない^{(4) (5)}。

本研究では、H S Pの設計を行う際に、大幅な精度を落とすことなく極めて簡便に熱変形解析を行うための、ハニカムコア熱伝導および熱変形有限要素モデルを作成することを目的としている。

具体的には、ハニカムコアを直交異方性材料として捉え、諸熱伝導特性を理論的に求める一方、赤外線映像装置を利用して、直交異方性材料の等価熱伝導率を計測するための実験—計算ハイブリッドシステムを構築し、本システムで得たH S Pの等価熱伝導率の実験値と理論値を比較検討する。また、得られた諸熱伝導特性と第2章で得られた等価剛性とを合わせたハニカムコアの熱変形要素を作成し、その検証を行っている^{(6) - (8)}。

5.2 ハニカムコアの熱特性

H S Pは、表面板—コア材（ハニカムコア）—表面板の3層構造をしており、一般的に構造材料として利用されている製品は、3層とも熱良導体であるアルミニウム（JIS A5052）で作られている。

しかし、ハニカムコアは体積の90%以上が空気で占められているため熱伝導特性はアルミニウムより格段に悪く、両表面の熱的環境が異なれば、H S P板厚方向の温度勾配は大きくなり、大きな熱変形を生じることが予想される。

このことは、非常に小さな変形誤差も許されないパラボラアンテナの鏡面や、はく離による落下が致命的な高層ビルの壁面などの使用条件では十分に留意しなくてはならない。

次節以降では、まずハニカムコアの熱的特性を理論および実験から求め比較検証している。

5.3 等価熱物性値の理論的算出

H S Pはその内部六角柱（ハニカムコア）が構造全体と比して非常に小さく、また周期的な構造をしているため、巨視的には連続・均質材料として等価することができる。

H S Pを利用した構造物全体の伝熱現象を把握するとき、ハニカムコアの局所的な伝熱状態を把握する必要はなく、等価した材料定数を利用したほうが効率的な評価ができることは明らかである。

以下には、H S Pの周期的な形状と構成する素材材料の材料定数を利用して、ハニカムコアの等価材料定数を理論的に求めている⁽⁹⁾。表5—1に素材材料の熱特性に関する材料定数を示す。

Table 5-1 Properties of material of HSC

material (293 [K])	thermal conductivity [W / m · K]	density [kg / m ³]	specific heat [J / kg · K]
aluminum	140	2710	896
air	0.027	1.205	1000
CFRP	0.5	1900	884
adhesive mat.	0.19	1500	1000

5.3.1 熱伝導率の直交異方性

ハニカムコアは、製造方法に起因して、中空六角柱の6面のアルミニウム箔の中で1組の向かい合う2面が2枚重ねに接着されているため、その2面の箔厚は他の4面の2倍である。また、構造を観察すると、面内（X、Y）方向と面外（Z）方向では、伝熱経路が全く異なっていることがわかる。

以上のことから、ハニカムコアの熱特性はX、Y、Z軸に沿った直交異方性を有しており、等価熱伝導率を求めるにあたり、3軸方向別々に考えなくてはならないと言える。

5.3.2 等価熱伝導率の算出

まず、ハニカムコアの面内方向等価熱伝導率について考察する。

面内（X、Y）方向には、図5-1の斜線部・図5-2が周期的に並んでおり、この斜線部分の等価熱伝導率が全体の等価熱伝導率と同値となる。またセル壁間の接着剤は高圧接着により非常に薄いため、面内方向の熱伝導には影響を与えないと考え無視している。

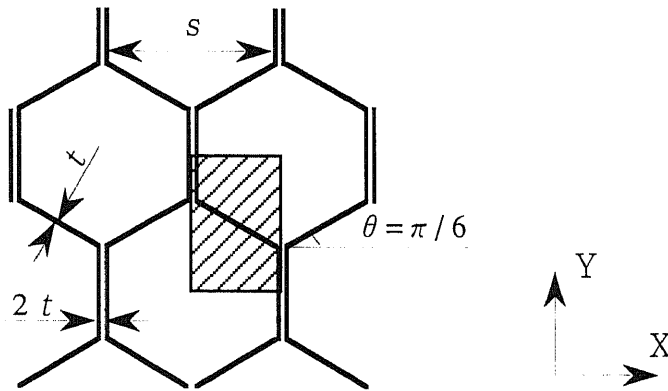


Fig. 5-1 Periodical cell of Honeycomb

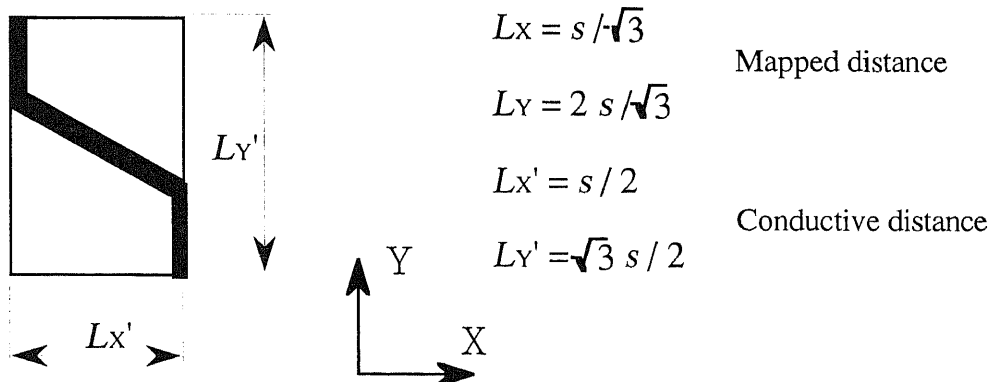


Fig. 5-2 Unit cell for calculation of thermal conductivity

ハニカムコアの場合、ほとんどの熱移動は薄いアルミニウム箔を經由して一次的に行われると考えられ、箔にそつた熱伝導現象は、熱流束： q 、熱伝導率： λ 、温度差： ΔT 、熱伝導距離： L として、フーリエの式(5.1)で表すことができる。

$$q = \lambda \frac{\Delta T}{L} \quad (5.1)$$

一般に用いられている熱伝導距離は、熱伝導経路に沿つた距離、つまりアルミニウム箔の長さ： L であるが、等価熱伝導率を求める場合には、熱伝導経路をX、Y各軸に写像したみかけの距離を熱伝導距離： L' とする必要がある。故に、ハニカムコア内のアルミニウム部分だけの熱伝導を考慮した熱伝導率： λ' は、アルミニウムの熱伝導率の L'/L 倍の値となる。

$$\lambda'_x = \frac{L'_x}{L_x} \lambda_{al} = \frac{s/2}{s/\sqrt{3}} \lambda_{al} = \frac{\sqrt{3}}{2} \lambda_{al} \quad (5.2)$$

$$\lambda'_y = \frac{L'_y}{L_y} \lambda_{al} = \frac{\sqrt{3}s/2}{2s/\sqrt{3}} \lambda_{al} = \frac{3}{4} \lambda_{al} \quad (5.3)$$

一方ハニカムコアは、熱良導体であるアルミニウムと、その約 10^{-4} 倍の熱伝導率をもつ空気で構成されているが、体積占有率においてハニカム構造全体の95%以上を占めている空気の影響も考慮する必要がある。X、Y各軸垂直断面におけるアルミニウム： A_{al} と空気： A_{air} の占有面積比を示す。(コア高さ： h を1とする)

$$\text{X軸} \quad A_{al-x} : A_{air-x} = t : (\sqrt{3}s/2 - t) \approx t : \sqrt{3}s/2 \quad (5.4)$$

$$\text{Y軸} \quad A_{al-y} : A_{air-y} = t : (s/2 - t) \approx t : s/2 \quad (5.5)$$

ハニカムコアの面内方向等価熱伝導率は、空気とアルミニウムの面積比で求められ、式(5.6) (5.7)で表される。

また、Z方向等価熱伝導率は、アルミニウムと空気の占有体積比から式(5.8)で表される。式内における R はコア密度を表し、セル壁箔厚： t とセルサイズ： s の比(t/s)である。

$$\lambda_x = \frac{A_{al-x} \lambda'_x + A_{air-x} \lambda_{air}}{A_{al} + A_{air}} \approx \lambda_{air} + \lambda_{al} R \quad (5.6)$$

$$\lambda_y = \frac{A_{al-y} \lambda'_y + A_{air-y} \lambda_{air}}{A_{al} + A_{air}} \approx \lambda_{air} + \frac{3}{2} \lambda_{al} R \quad (5.7)$$

$$\lambda_z = \lambda_{air} + \frac{8}{3} \lambda_{al} R \quad (5.8)$$

建築材料などで使用される接着製造ハニカムコアは、セルサイズが3～6 mm程度、セル壁箔厚が0.03～0.1 mm程度であるが、軽量性とコアの剛性が配慮され、実際に使用されているものは、コア密度が $2.5 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-2}$ 程度である⁽¹⁰⁾。また、 λ_{air} は空気の熱伝導率を表す。

5.3.3 等価熱伝導率に対する内部空気の影響

HSPはその90%以上を空気が占めている。空気は、前節で考察したような熱伝導だけではなく、自然対流あるいは熱放射によって熱を伝達する。

以下では、HSPが使用される環境において、比較的厳しいと考えられる条件として温度差： ΔT ($=100$ [K]、下表面板が 350 [K]、上表面板が 250 [K])の時の例にとり、空気の自然対流および放射の影響を考察する。また、ハニカムコアの形状を直径： d ($=10 \times 10^{-3}$ [m])の管に近似し、その高さ： h ($=20 \times 10^{-3}$ [m])とする。

自然対流熱伝達の求め方については、伝熱ハンドブック(日本機械学会編)⁽¹¹⁾の手順に従う。

まず気体の物性値表より、平均温度(300 [K])における内部空気の物性値を求める。

$$\begin{aligned} \lambda \text{ (熱伝導率)} &= 26.14 \times 10^{-3} && [\text{W/m} \cdot \text{K}] \\ \nu \text{ (動粘性係数)} &= 15.83 \times 10^{-6} && [\text{m}^2/\text{s}] \\ a \text{ (温度伝導率)} &= 22.07 \times 10^{-6} && [\text{m}^2/\text{s}] \\ Pr \text{ (プラントル数)} &= \nu/a = 0.717 \end{aligned}$$

また、両表面板付近および平均温度における空気の密度は以下の通りである。

$$\begin{aligned} \rho_1 (T_1 = 350 \text{ [K]}) &= 1.00875 && [\text{kg/m}^3] \\ \rho_2 (T_2 = 300 \text{ [K]}) &= 1.1763 && [\text{kg/m}^3] \\ \rho_3 (T_3 = 250 \text{ [K]}) &= 1.41465 && [\text{kg/m}^3] \end{aligned}$$

以上の物性値を用いて、体膨張係数： β [$1/\text{K}$]、グラスホフ数： Gr_d 、レイリー数： Ra_d 、平均ヌセルト数： Nu_d を計算する。ここで、形状(アスペクト比)より臨海レイリー数： Ra_{cr} は、 48179 である。

$$\beta = \frac{-(\rho_1 - \rho_3)}{(T_1 - T_3) \times \rho_2} = 3.45 \times 10^{-3} \quad (5.9)$$

$$Gr_d = \frac{g\beta(T_1 - T_3)d^3}{\nu^2} = 1.08 \times 10^5 \quad (5.10)$$

$$Ra_d = Pr \times Gr_d = 0.774 \times 10^5 \quad (5.11)$$

$$Nu_d = \left\{ \left[\frac{1 + 1.446(Ra_d - Ra_{cr})}{Ra_d} \right]^{15} + \left[\frac{Ra_d \times f(Pr)}{1420} \right]^5 \right\}^{\frac{1}{15}} = 2.663$$

$$f(Pr) = \left[1 + (0.5/Pr)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{16}{9}} = 0.346 \quad (5.12)$$

平均ヌセルト数と平均熱伝達率： H [$W/m^2 \cdot K$] との関係は以下の式で表れる。

$$Nu_d = \frac{H \times h}{\lambda} \quad (5.13)$$

以上の計算から、空気の自然対流による熱伝達率が求まり、断面積： A [m^2] と高さを考慮することで、自然対流が与える等価熱伝導率： λ' [$W/m \cdot K$] は以下のように表すことができる。

$$\lambda = \frac{HA}{d} = 0.013 \quad (5.14)$$

この値は、前節で得られた等価熱伝導率（空気の熱伝導のみ考慮している）のおおよそ1%未満である。また実際のH S Pは、地面に対し垂直に使用されるケース、あるいは地面に対し水平に使用されても上面が加熱され下面が冷却されるケースが圧倒的に多く、上に仮定し計算した条件より、自然対流熱伝達の影響ははるかに受けにくい。よって、ハニカムコア内の空気の自然対流熱伝達による等価熱伝導率への影響は非常に小さいと考えられる。

続いて、熱放射による伝熱現象を考察する。ステファン・ボルツマンの法則より、黒体の全放射エネルギー流束： E_b [W/m^2] は次式で与えられる。

$$E_b = \sigma T^4 \quad (5.15)$$

H S Pの2枚の表面板を黒体と仮定した時、その伝熱熱流束： q [W/m^2] は次式で与えられる。

$$q = \sigma(T_1^4 - T_3^4) = 629.4 \quad (5.16)$$

以上の計算とフーリエの式から熱放射の伝熱現象が与える等価熱伝導率が以下のように決定される。

$$\lambda'' = q \frac{h}{(T_1 - T_2)} = 0.126 \quad (5.17)$$

この値は前節で得られた等価熱伝導率の数%程度である。さらに、HSPを構成しているアルミニウムは放射率： ϵ が非常に小さいため（ $\epsilon = 0.1$ 以下）、熱放射が与える等価熱伝導率への影響は1%未満になることが予想される。

以上の考察により、ハニカムコア内部の空気の自然対流熱伝達あるいは熱放射が、等価熱伝導率に与える影響は非常に小さく、無視できると言える。

5.3.4 その他の材料定数の算出

HSPの熱変形を把握する上で、熱伝導率以外に必要な材料定数は、縦弾性係数： E_i 、横弾性係数： G_{ij} 、ポアソン比： ν_{ij} 、比熱： C_p 、密度： ρ 、線膨張係数： α_i 、等があげられる。ハニカムコアの剛性に関する定数（縦弾性係数・横弾性係数・ポアソン比）は、既に2章で与えられている。

密度はアルミニウムと空気の占有体積比により算出し、比熱は占有質量比により算出した。

線膨張係数 α を算出する。線膨張係数 α の素材でできたハニカムコア（一辺の長さ： L ）に、 ΔT の温度変化を与えたとき、一辺は $L(1 + \alpha \Delta T)$ となるが、六角形状は保たれたままである。X方向の変位量は $\sqrt{3} L \alpha \Delta T$ であり、Y方向の変位量は $2 L \alpha \Delta T$ である。線膨張係数の定義に従い、X、Y方向の変位量を、もとの六角形状の長さ L と温度変化 ΔT で割ると、ともに α となる。これが、ハニカムコアのX、Y方向の線膨張係数である。（もとの六角形状のX、Y方向の長さは、 $\sqrt{3} L$ 、 $2 L$ である。）故に、ハニカムコアの3軸方向の線膨張係数は、素材の値と同じであることがわかる。

表5-2にハニカムコアの、剛性と熱伝達特性に関する材料定数をまとめている。

Table 5-2 Equivalent material properties of honeycomb core

Thermal conductivity	λ_x	$\lambda_{air} + \lambda_{al}R$
	λ_y	$\lambda_{air} + \frac{3}{2}\lambda_{al}R$
	λ_z	$\lambda_{air} + \frac{8}{3}\lambda_{al}R$
Young's modulus	E_x	$12E_sR^3$
	E_y	$12E_sR^3$
	E_z	$\frac{8}{3}E_sR$
Modulus of rigidity	G_{xy}	$6(1+\nu_s)G_sR^3$
	G_{yz}	$\frac{3}{2}G_sR$
	G_{zx}	G_sR
Poisson's ratio	ν_{xy}	1
	ν_{yz}	$\frac{9}{2}\nu_sR^2$
	ν_{zx}	ν_s
Density	ρ	$\rho_{air} + \frac{8}{3}\rho_{al}R$
Specific heat	C_p	$\left(C_{air}\rho_{air} + \frac{8}{3}C_{al}\rho_{al}R\right) / \rho$
Expansion coefficient	α	α_{al}

5.4 等価熱伝導率測定システム

熱伝導率の測定方法には、非定常細線加熱比較法⁽¹²⁾、ラプラス変換法⁽¹³⁾、方形波パルス法⁽¹⁴⁾など古くから様々な手法が研究されている⁽¹⁵⁾が、等方性材料あるいは気体や液体⁽¹⁶⁾を対象とする手法がほとんどである。

本節では、前節で得られたハニカムコアの3軸方向等価熱伝導率の理論値を確認するために、赤外線映像装置を利用した温度分布測定実験と、エンジニアリングワークステーション上で行われる有限要素法熱伝導解析を組合せた⁽¹⁷⁾、実験—計算ハイブリッド3軸方向等価熱伝導率測定システムを構築した。

温度分布測定実験は、材料の板厚方向（Z方向）と面内方向（X、Y方向）を対象に2種類の手法が行なわれる。実験—計算ハイブリッド等価熱伝導率測定システムの簡単な流れ図を図5—3に示す。次節に、使用した赤外線映像装置とシステムの流れに従った各プロセスの説明を行う。

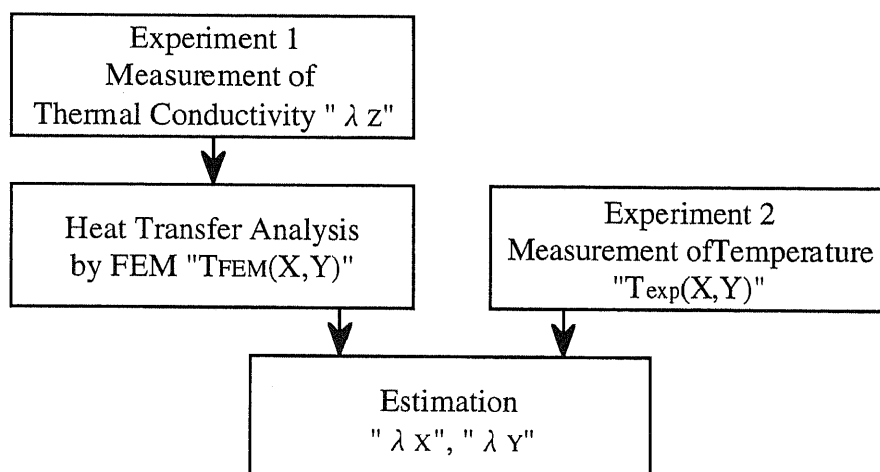


Fig. 5-3 Flow of experimental-computational hybrid system for measurement of thermal conductivity

5.4.1 赤外線温度測定^{(15) (18) (19)}

熱および温度測定に関する研究は古くから数多くの研究がなされており、その計測の目的によって多くのものが実用化されている。その中で本研究で使用するのは、赤外線温度測定装置であり、これは温度を点としてではなく面として測定できるものである。温度情報を映像化したいという要望は、次のような理由によるものと考えられる。

- (1) 熱・温度は、2次元あるいは3次元的な広がりを持つものである。

(2) 面情報は、人間の認識形態の中で最も重要な役割を果たす視覚認識の一助をなすものである。

(3) 非常に膨大な情報量を瞬時に記録できる。

(4) 面情報を得るための入力装置は、多くの場合非接触である。

このような要望から、2次元的に温度分布を把握できる赤外線温度測定装置が開発されてきたのである。

すべての物体は、絶対零度でない限り常に電磁波を放射していて、この電磁波の波長は、高温では短波長、低温では長波長となる。常温付近では、可視光より波長の長い赤外線を放射しており、この赤外線を検出することによって、物体表面の温度分布を映像化する装置が赤外線映像装置である。

この赤外線映像装置の内部で、赤外線を検知して電気信号に変換するのが、赤外線検出器（I Rディテクタ）であり、各種の検出器が開発されている。初期の赤外線映像装置は、熱検出器の一種であるサーミスタボロメータを使用したのが、一枚の画像を得るのに数分間もかかり、画像も悪いものであった。現在は、長波長帯に対しては感度の高い水銀・カドミウム・テルライド（H g ・ C d ・ T e : C M T）、短波長領域に対しては時定数が短く安定性に優れたインジウム・アンチモナイド（I n ・ S b）光起電力型ディテクタといった光電子型検出器が使われ、性能は飛躍的に向上している（図5-4）。

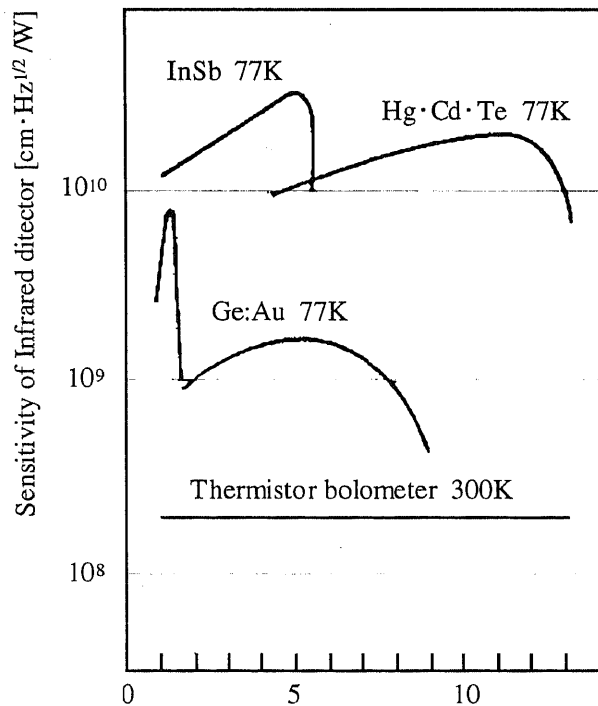


Fig. 5-4 Sensitivity of Infrared detector

これらディテクタで検出する信号は非常に微弱であるために、暗電流を押さえ、S/N比を向上させるうえで、ディテクタを冷却する必要がある。冷却材としては、ドライアイス、ペルチエ効果を利用した電子冷却、アルゴンガス、液体窒素、液体ヘリウムなどが用いられることが多い。

近年では、2次元非冷却マイクロボロメータを利用した非冷却型、つまり小型軽量・メンテナンスフリーである赤外線映像装置が開発され注目されている。

大気中には水蒸気、炭酸ガス、オゾンが含まれていて、これらは物体から放射される特定波長域の赤外線を吸収してしまうことが知られている。従ってディテクタの波長感度も、これら大気中の成分に影響されない波長帯域にピークを持つてくることが望ましい。大気の主成分から、赤外線が影響されない帯域が3つあり、これを通常”大気の窓”と呼び、近赤外域を除き3~5 μm の中間域をショートウェーブ、7~14 μm の遠赤外部をロングウェーブとそれぞれ呼んでいる。ディテクタは、双方の波長域に感度を持たせられないため、ショートウェーブ(SW)用とロングウェーブ(LW)用の2タイプからどちらかを選択しなければならない。一般に、SW用は高温測定に対し、LW用は低温測定に対して優れている(プランクの法則より)。また、長波長ほど大気中を透過するので、被観測体が遠くにある場合は有効である。なお、検出温度は一般に-20~1600 $^{\circ}\text{C}$ 程度である。

赤外線映像装置の構成を図5-5に示す。物体表面から放射される赤外線を走査鏡で水平および垂直に走査し、集光レンズで赤外線検出器に集光する。この信号をプリアンプで増幅した後、リニアライザで被写体温度と出力信号の関係を直線化する。この信号をさらにTV信号に変換し疑似カラー(カラーTV)化する。

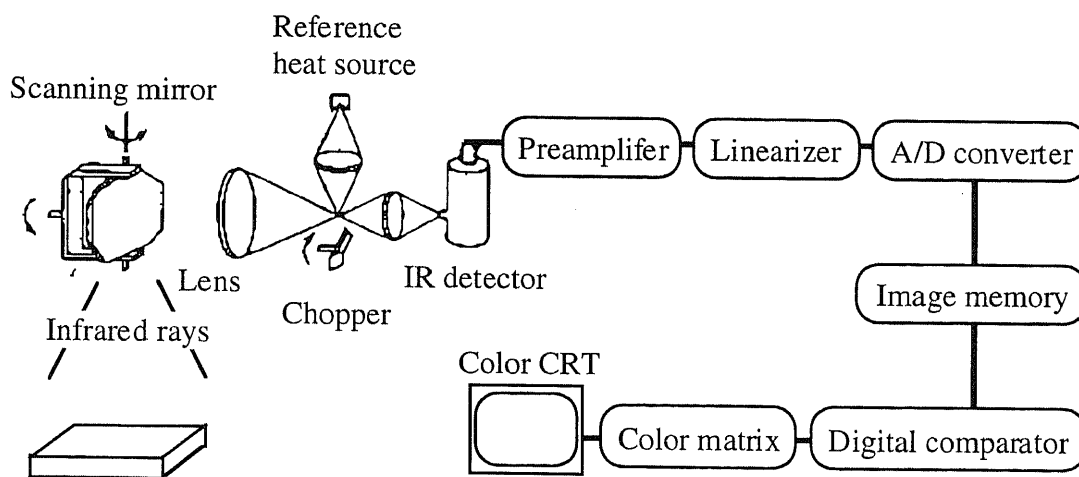


Fig. 5-5 Thermal video system

このように赤外線映像装置は、非接触で面上の温度分布情報が得られるため、近年は様々な分野に応用されている⁽²⁰⁾。工業分野では、鉄鋼会社における炉⁽²¹⁾あるいは発電所などにおける高電圧装置⁽²²⁾の保守保全、発電所のスチームパイプラインの蒸気漏れ検査⁽²³⁾といったように、プラントなどの保守管理に活用する動きが増えている。また、血行障害などを検査する医療分野⁽²⁴⁾、火災発生あるいは侵入者を監視する保安分野⁽²⁵⁾、可視光では見えない世界を探求する天文学分野⁽²⁶⁾などへの応用も進んでいる。

5.4.2 赤外線映像装置TVS—5000⁽¹⁸⁾

本研究に使用した赤外線映像装置は、日本アビオニクス社製のTVS—5000 (Thermal Video System) である。外観を図5—6に、主な仕様を表5—3に示す。



Fig. 5-6 View of thermal video system (TVS-5000)

Table 5-3 Main specifications of Thermal Video System

Temperature range	- 40 ~ 280 °C
Sensitivity	0.05 °C
Field of view	10° × 15°
Frame time	0.05 sec.
Picture resolution	256 × 200
Detectable wavelength	3 ~ 5.4 μ m

検出部は、高速回転10面ミラーと10素子検出器を使用し。回転ミラー1回転により、対象物の水平15度、垂直10度の範囲の赤外線画像を形成するのに必要な信号を得るようになっている。なお、回転ミラーは1秒あたり20回転するので、0.05秒で1フレームの画像信号が得られる。同時に画像処理部で、熱画像再生に必要な水平・垂直同期信号、および検出器から得られた電気信号量を温度量に変換するために必要となる周囲温度信号を出力する。画像処理部には、16bitのCPUを搭載し、256×199画素/256レベルの赤外線画像を構成し、加えて画像積分、二値化、平均処理などの画像処理機能も備えている。

5.4.3 板厚（Z）方向等価熱伝導率測定実験

まず、ハニカムコアの板厚（Z）方向の等価熱伝導率： λ_z を測定する。

ハニカムコアには空疎があり、HSPとして使用する際は、内部空気の熱伝導も考慮しなくてはならない。そのため、内部空気が自由に入出力できるハニカムコア単体としてではなく、表面板で密閉された状態（HSP）で温度測定を行い、ハニカムコア単体の等価熱伝導率を算出する必要がある。

実験図を図5-7に、使用した試験片のサイズを表5-4に示す。なお、表面板の材質はアルミニウムを使用している。

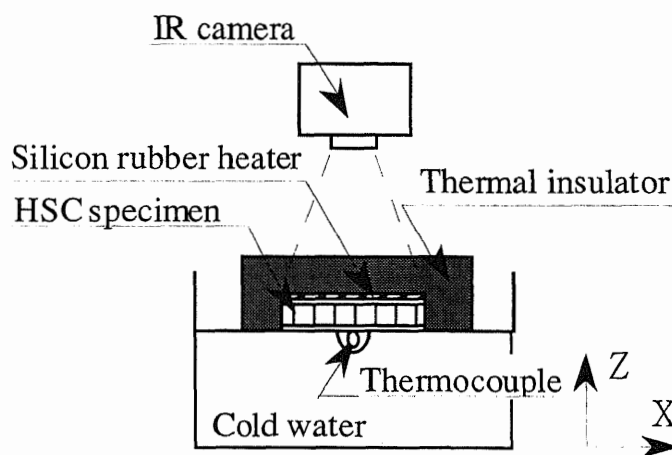


Fig. 5-7 Measurement system of thermal conductivity of Z direction

Table 5-4 Size of HSC specimens

HSC specimen		A	B	C
Cell size	s [mm]	6.35		9.525
Wall thickness	t [mm]	0.061		0.033
Core ratio	R [10^{-2}]	0.961		0.346
Core height	h [mm]	30.0		
Surface sheet thickness	t_s [mm]	0.8	1.0	
Size of specimen	$X \times Y$ [mm^2]	250 \times 250		

以下に、Z方向等価熱伝導率測定システムを説明する。

側面を断熱したH S P試験片の上面に、シリコンラバーヒーターを用いて一般的な熱流束 ($q=2.0 \text{ kW/m}^2$) を与え、試験片内にZ方向の一次元温度勾配を作る。下面は流冷水 (約290 [K]) にビニールシートを介して接触させ、試験片内温度勾配を大きくしている。十分時間が経過し、下面に取り付けた測温抵抗体の温度変化がなくなったこと (定常状態) を確認したのち、断熱材およびヒーターを取り外し、上下表面板の温度を素早く測定する。赤外線映像装置は、温度分布をリアルタイム (0.05秒毎) にビデオテープに記録できるため、温度測定時における温度損失はないものとする。

H S P表面板板厚: t_s 、表面板材料の熱伝導率: λ_s 、ハニカムコア高さ: h 、上下表面板の温度差: ΔT 、与える熱流束: q とすると、ハニカムコア単体のZ方向等価熱伝導率は式 (5-18) で表される。

$$\lambda_z = \frac{qh}{\Delta T - 2qt_s / \lambda_s} \quad (5-18)$$

ただし、ヒーターの加熱面積と試験片面積はほぼ等しく、またヒーター上面にも断熱材を敷き、ヒーターから発せられる熱はすべて試験片に流入するものとする。表面板とハニカムコア間の接着剤は、ハニカムコアの高さと比較して非常に薄いため (約0.04 mm) 考慮していない。

図5-8はZ方向等価熱伝導率に関して理論値と本実験で得られた値を比較したものである。理論値と実験値は誤差数%の範囲であることがわかる。

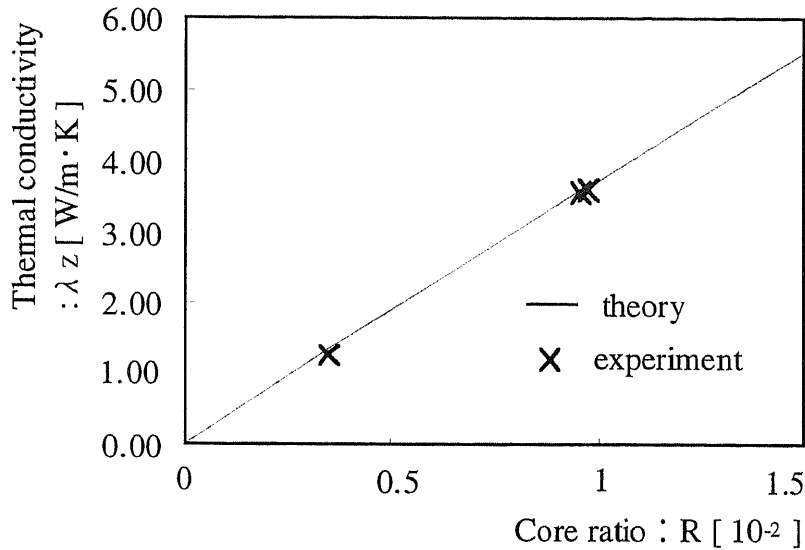


Fig.5-8 Comparison between theory and experiment

5.4.4 面内（X、Y）方向等価熱伝導率測定

続いてハニカムコアの面内（X、Y）方向等価熱伝導率： λ_x 、 λ_y を測定する。

前節の手法を応用し、HSP試験片の方向を、Z方向から対象面内方向に変えて実験を行うと、表面板の熱伝導の影響が大きく、面内方向に対する一次元温度勾配を作ることは非常に難しい。

そのため、赤外線映像装置を利用した温度分布測定実験と有限要素法熱伝導解析を組み合わせて、面内方向等価熱伝導率を決定するシステムを構築した。

面内方向等価熱伝導率測定システムを図5—9に、使用した試験片のサイズを表5—5に示す。対象試験片のHSPは、表面板での面内方向熱拡散を少なくするために、熱伝導率が低く板厚の薄いCFRPを使用している。

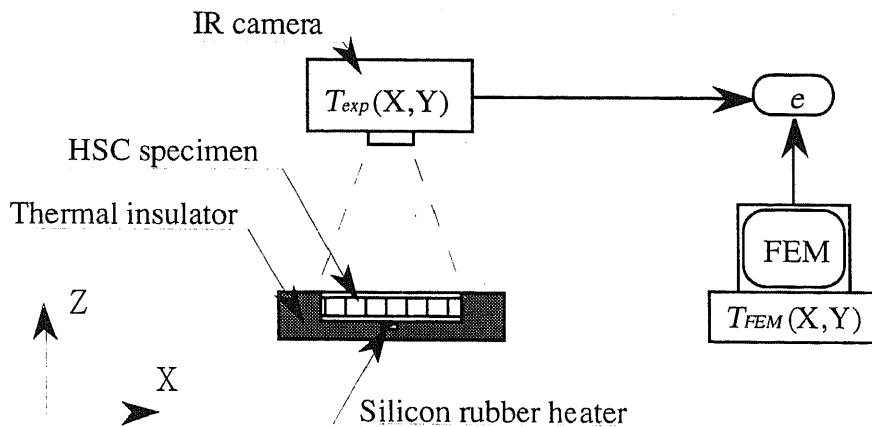


Fig. 5-9 Hybrid system for measurement of in-plane thermal conductivity

Table 5-5 Size of HSC specimens

HSC specimen		D	E
Cell size	s [mm]	6.35	3.175
Wall thickness	t [mm]	0.033	
Core ratio	R [10 ⁻²]	0.520	1.04
Core height	h [mm]	24.0	
Surface sheet thickness	t _s [mm]	0.6	
Size of specimen	X×Y [mm ²]	320×210	165×285

5.4.4.1 温度分布測定実験

以下に温度分布測定実験を説明する。

上面を外気との熱伝達境界面とし、側面および下面が断熱されているH S P試験片の下面中央に既知熱流束： q （1.3 kW/mm²）をシリコンラバーヒーターを用いて局所的に与える。加熱面はセルサイズの数倍の直径（30 mm）を持つ円形とし、加熱面積： A_q （706.5 mm²）とする。

十分時間が経過し上面の温度変化が確認できず定常状態となった後に、上表面板に生じている二次元温度分布： $T_{exp}(X, Y)$ を赤外線映像装置を用いて測定する。温度測定において、座標系は試験片内部のハニカムコアを基準に図5—1に示した方向と同じとし、上表面板の中央を原点とする。

本実験で得られた赤外線画像を図5—10に、X、Y軸に沿った実験温度分布曲線を図5—11に示す。

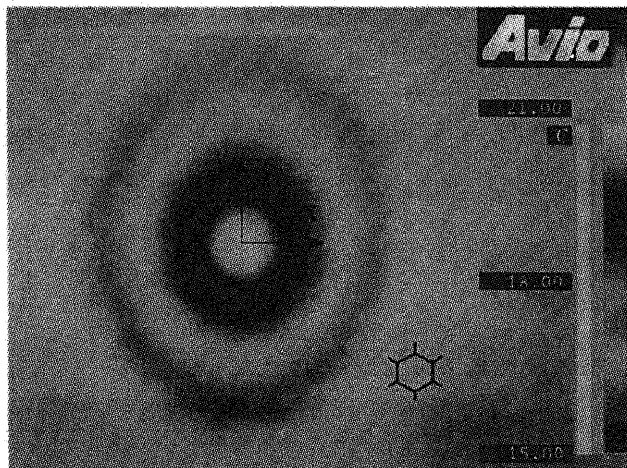


Fig. 5-10 Thermogram of HSC heated locally

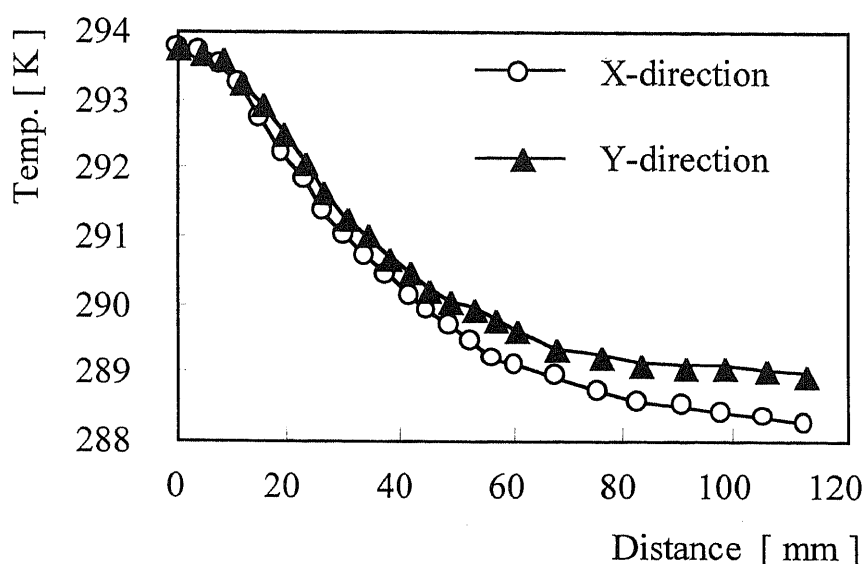


Fig. 5-11 Temperature distribution along X-Y axis

下面中央から流入した熱は、上面へと伝導して行く間に面内方向にも拡散していくが、この拡散の度合いは、ハニカムコアの面内方向等価熱伝導率によって決定される。すなわち、測定した上表面の温度分布は、面内方向等価熱伝導率の直交異方性に対応して、同心円形状ではなく楕円形状となる。

5.4.4.2 有限要素法熱伝導解析

実験で得た温度分布から面内方向等価熱伝導率を直接算出することは難しいため、汎用有限要素法プログラムMARCを用いた実験の数値シミュレーションを行い、実験・解析両温度分布を比較することで、面内方向等価熱伝導率を決定する。以下に解析方法について述べる。

作成した有限要素モデルは、すべて8節点ソリッド要素を使用し、対称性を考慮し試験片サイズの1/4のモデルを用いている。ハニカムコア部は直交異方性材料とし、Z方向等価熱伝導率： λ_z には前節の実験で得られた値を、面内方向の各等価熱伝導率： λ_x 、 λ_y は適当な初期値を代入、その後後述の方法によって変化させた値をそれぞれ代入し、繰返し解析を行う。

また、未定境界条件である試験片上表面の熱伝達係数： h_t は、実験データを利用し以下の方法で決定した。

試験片下面または側面への熱の流出はなく、ヒーターの発熱はすべて試験片に流入し、熱伝達率および外気温度： T_o (X、Y)は温度分布に依存することなく上表面上部で一定であると仮定すると、熱伝達率は式(5-19)で得ることが

できる。ここでAは試験片のXY断面積である。

$$h_t = \frac{qA_q}{\int_A [T_{\text{exp}}(X,Y) - T_o(X,Y)] dA}$$

$$T_o(X,Y) = \text{const.} \quad (5-19)$$

要素分割図を図5-12に示す。

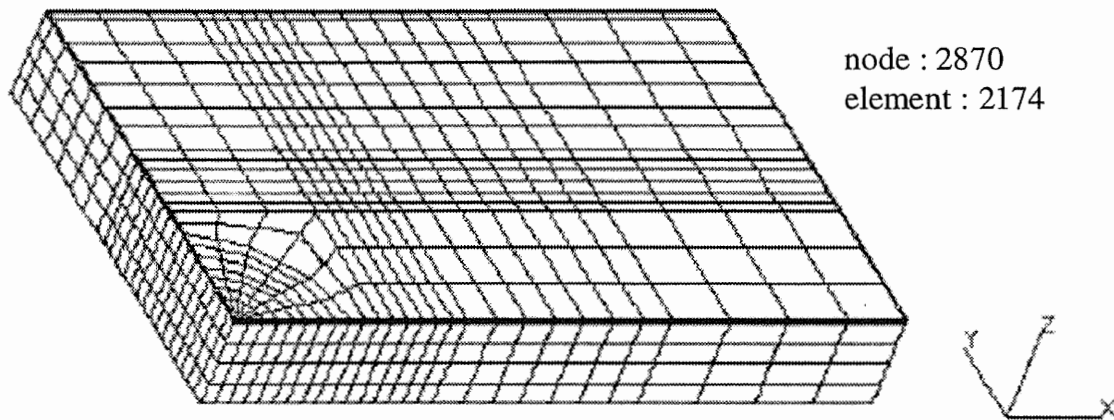


Fig. 5-12 FEM mesh for thermal transfer analyses simulated experiment

本シミュレーションにおいて、以下の仮定が成り立つ。

1. 面内方向熱伝導率が直交異方性を有しているため、X、Y各軸に沿った温度分布が解析と実験で同じとき、他の全領域の温度分布も等しくなる。また、その時の面内方向の解析等価熱伝導率は、実験等価熱伝導率と等しい。
2. 下面から与える熱量が一定であるため、上表面における温度分布の積分値は、面内方向等価熱伝導率に依存せず実験値と等しく一定となる。そして、中心の温度はX、Y軸で共有しているため、実験温度および解析温度が原点で等しくないかぎり、必ずX、Y軸どちらかまたは両方の解析温度分布曲線が実験温度分布曲線と交わる。
3. 実験・解析の両等価熱伝導率の差が大きい場合、温度勾配の差が大きくなる。つまり、面内方向等価熱伝導率が低い場合、面内方向の熱拡散が抑えられるため、試験片上表面における中心付近の温度が高くなる。

仮定1より、X、Y軸に沿った各点における実験と解析の両温度の差の絶対値の和： e_1 （式（5-20））は、温度分布の誤差を表すパラメータと言え、これを最小とする解析面内方向等価熱伝導率が対象材料の正しい面内方向等価熱伝導率であると定義する。

$$\begin{aligned}
 e_1 &= e_{1X} + e_{1Y} \\
 e_{1X} &= \sum |T_{FEM}(X,0) - T_{exp}(X,0)| \\
 e_{1Y} &= \sum |T_{FEM}(0,Y) - T_{exp}(0,Y)|
 \end{aligned}
 \tag{5-20}$$

また仮定2より、X、Y軸に沿った実験と解析の両温度の差の和： e_2 （式（5-21））は、どちらか一方または両方の軸において式（5-20）の値と一致せず、仮定3より、 e_1 と e_2 が大きく異なる軸、つまり温度分布曲線が交わっている軸は実験・解析の両等価熱伝導率の差が大きいことが推定される。

解析で得られた中心温度 $T_{FEM}(0,0)$ が実験の中心温度： $T_{exp}(0,0)$ より高い場合は、X、Yどちらか一方または両方の等価熱伝導率が、実際の値より低いことが考えられるため、 e_1 と e_2 の比の絶対値： $|e_2/e_1|$ が小さい方の軸の等価熱伝導率を増加させる必要がある。

$$\begin{aligned}
 e_{2X} &= \sum (T_{FEM}(X,0) - T_{exp}(X,0)) \\
 e_{2Y} &= \sum (T_{FEM}(0,Y) - T_{exp}(0,Y))
 \end{aligned}
 \tag{5-21}$$

任意の面内方向等価熱伝導率を用いて熱伝導解析を行い、得られた温度分布を上述のように評価し、X、Y（面内方向）どちらかの等価熱伝導率を変化させ再び解析を行う。このプロセスを e_1 が充分小さくなるまで自動的に繰り返し行い、面内方向等価熱伝導率を決定した。解析の流れを図5-13に示す。

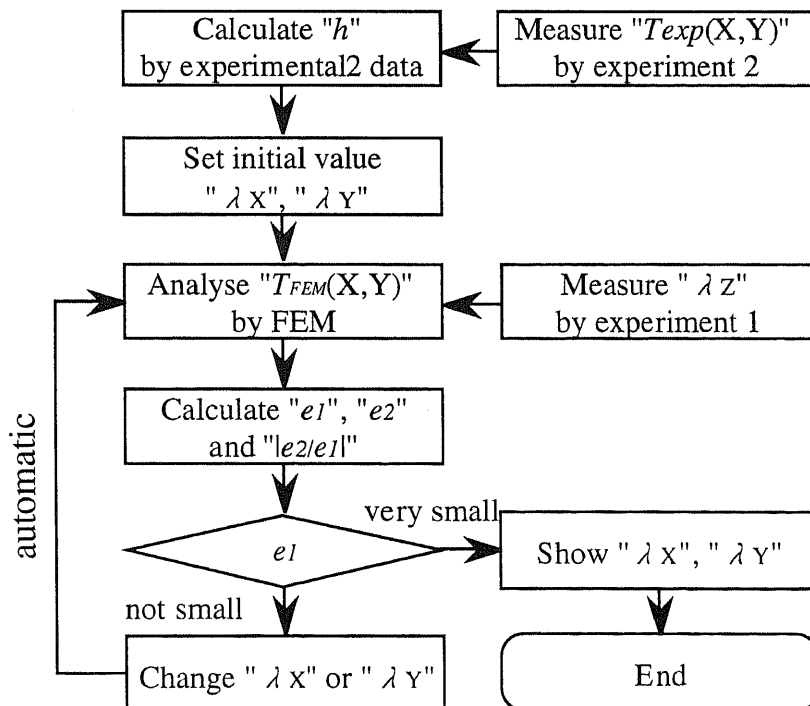


Fig. 5-13 Flow of analysis part of the hybrid system

Table 5-6 Results of proposed hybrid system

Thermal conductivity [W/m·K]		Proposed system	Theory	Error [%]
Specimen D ($s = 6.35$ mm $t = 0.033$ mm)	λ_x	0.755	0.755	0.1
	λ_y	1.044	1.118	6.6
Specimen E ($s = 3.175$ mm $t = 0.033$ mm)	λ_x	1.449	1.482	2.2
	λ_y	2.126	2.210	3.8

2種類のカム試験片に対し、本システムを用いて面内方向等価熱伝導率を求めた結果、X、Y両等価熱伝導率において、理論値と比較して誤差の少ない値を得ることができた。結果を表5—6に示す。

また、本システムは逆問題解決法である出力誤差最小化法の基本的な考え方を利用している。出力誤差を最小化する過程で、最適化法を利用することも可能であるが、H S Pにおける熱伝導現象を考察し把握することで、前述の仮定を立て、より簡易的に解を求めている。以下では最小二乗近似を利用した手法により、本システムの正当性の検証を行った。

1. X、Y方向の等価熱伝導率の適当な範囲から25組の組合せを選択する。
2. それぞれの出力誤差（式（5—20））を求め、応答曲面を作成する。
3. 最小二乗法を用いて、出力誤差の関数を決定する。
4. 出力誤差の最小値を与えるX、Y方向の熱伝導率を求める。
5. 求められたX、Y方向の熱伝導率近傍で、再び1からの作業を繰り返す。

この結果、X方向等価熱伝導率は0.760 [W/m·K]、Y方向等価熱伝導率は1.045 [W/m·K]となり、本システムで得られた値とほぼ等しい値が得られた。故に、本システムの検証が行われたと考えられる。

最小二乗近似を利用した手法に対し、提案した手法は、ユーザーが範囲を指定する必要がなく、与えられた初期値から正解値に近づいていくことができる利点がある。

5.5 均質化法による検証

F R Pなどの複合材料の微視的な応力場を評価する手法として利用されている均質化法は、周期性を利用して単位セルを定義し、その等価な材料定数を定義す

ることができる。ここでは、小石・加部による均質化法解析システム⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾を利用し、ハニカムコアの3軸方向等価熱伝導率を求め⁽²⁹⁾、理論解と比較した。

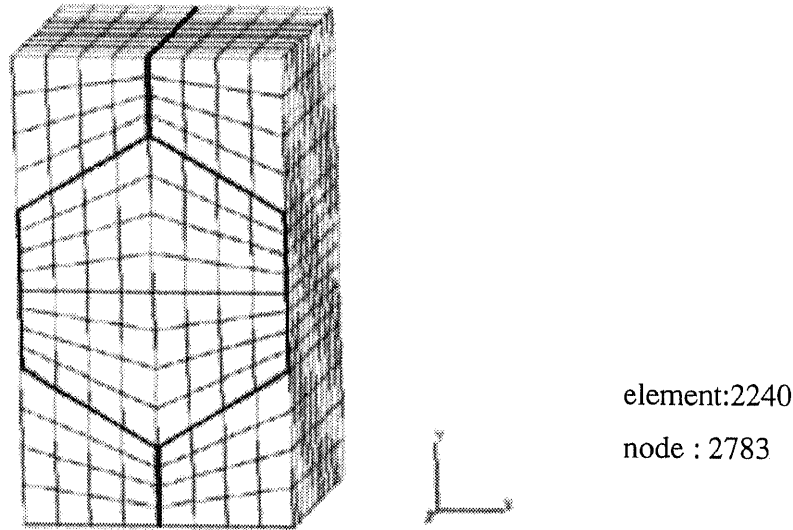


Fig. 5-14 Basic cell of honeycomb core

均質化法で利用した単位セルを図5-14に示す。全て8節点のソリッド要素を使用しており、接着剤および空気の対流は考慮していない。Z方向は同一構造が続くため均質材料として取扱うことができるが、ここでは適当な寸法で周期性を持つと仮定した。表5-7に均質化法により求めたハニカムコアの等価熱伝導率を示した。理論値はほぼ近い値を与えている。

Table 5-7 Results of homogenization method

s=6.35 [mm] t=0.033 [mm]	λ_x [W/m·K]	λ_y [W/m·K]	λ_z [W/m·K]
Proposed system	0.755	1.044	1.921
Theory	0.755	1.118	1.967
Homogenization	0.756	1.134	1.939

本節および前節の結果より、ハニカムコアの3軸方向の等価熱伝導率は式(5-6)(5-7)(5-8)で表されることが検証できた。

5.6 有限要素法による熱伝導・熱変形解析

前節まででハニカムコアの持つ熱変形に関する等価材料定数を求めることができた。近年の汎用有限要素法ソフトでは、各設定軸に対応した等価材料定数を、応力一ひずみマトリックスおよび熱伝導マトリックスに代入することで、材料の剛性および熱伝導における直交異方性を再現することができる。

本研究では、表5—2の各材料定数を、上記2マトリックスに代入した8節点ソリッド要素（ハニカム要素）を使用し、ハニカムコアの直交異方性を再現した。

以下では、ハニカム要素を使用した簡易モデルとハニカムコアを忠実に要素分割した詳細モデルと同じ条件のもと熱変形解析を行い、比較検討する。

セルサイズ：9.525 mm、箔厚：0.0254 mm ($R=2.67 \times 10^{-3}$) のハニカムコアを使用した、200 mm四方、厚さ20 mm（ハニカムコア高さ：18 mm）のH S Pの非定常熱変形解析を行った。下表面中央1点（図5—15の点O）を拘束し、上表面を333 [K]の温度固定とし、下表面は外気温度273 [K]の熱伝達条件としている。有限要素解析の際には、対称性を考慮し1/4のサイズのモデルを用いている。また、使用プログラムはM A R Cを用いている。

ハニカム要素を利用したH S Pの要素分割図を、図5—15に示す。使用している要素は、すべて8節点ソリッド要素である。面外（Z）方向には、表面板—ハニカムコア—表面板の3層に分かれた分割をし、等方性材料である上下表面板と、直交異方性材料であるハニカムコアそれぞれの材料定数を設定している。

しかし、面内（X、Y）方向には六角形セルを意識した要素分割を行う必要はなく、節点数が抑えられるとともに、前後処理および解析時間の大幅な短縮がのぞめる。本解析で用いたハニカムコアの材料定数を、表5—8に示した。

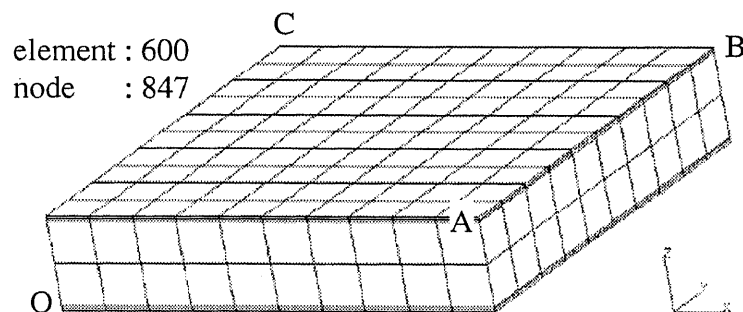


Fig. 5-15 Mesh for modeling analysis with honeycomb elements

Table 5-8 Material properties of Honeycomb for FEM analysis

Direction		X	Y	Z
Thermal conductivity	[W / m · K]	4.01×10^{-1}	5.88×10^{-1}	1.02
Young's modulus	[MPa]	1.62×10^{-2}	1.62×10^{-2}	505
Modulus of rigidity	[MPa]	3.62×10^{-3}	11.8	70.6
Poisson's ratio		1	1.09×10^{-5}	0.34
Density	[kg / m ³]	20.5		
Specific heat	[J / kg · K]	902		
Expansion coefficient	[1 / K]	2.39×10^{-5}		

これに対し、一般的なH S Pの熱変形解析では、図5-16のような六角セルを忠実に分割した詳細モデルを作成し解析を行う。前モデルと同じく、使用している要素はすべて8節点ソリッド要素であり、面外（Z）方向には、表面板—ハニカムコア—表面板の3層に分かれた分割をしている。しかし、ハニカムコア部には、アルミニウム製六角セルと空気の2種類の材料定数を定義する必要がある。また、細かく分割された六角セルを結合するため、表面板にも六角形状の要素分割を行う。そのため、節点数は増大し、かつ前後処理作業が非常に複雑になる。

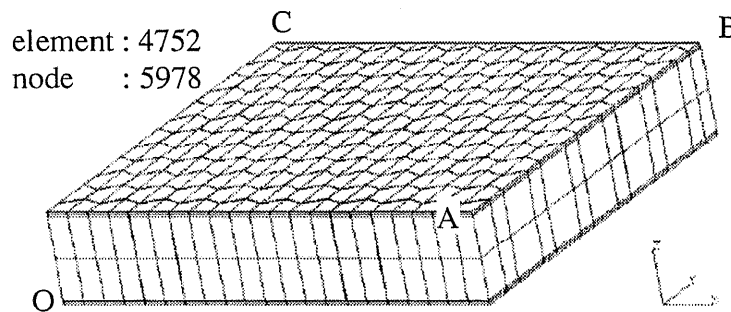


Fig. 5-16 Mesh for detailed analysis

両解析の結果として、図5-15、図5-16における点A B CのZ方向変位量と下面の温度および解析に要した時間を、表5-9に示す。すべての結果において誤差は非常に小さく、また、解析時間が大幅に短縮されていることが示され

ている。また、下面の温度履歴を比較した結果、両モデルの誤差は数%程度であった。

以上の結果から、H S Pの熱変形解析においてはハニカム要素を用いることが有効であることが示された。

Table 5-9 Results of FEM analyses

	Honeycomb element	Detailed model
Displacement : A [mm]	0.298	0.302
Displacement : B [mm]	0.593	0.600
Displacement : C [mm]	0.295	0.298
Temperature of lower surface [K]	284.6	284.5
CPU time [sec.]	14.4	760.6

5.7 結言

ハニカムコアの熱特性値を理論的に算出した。また、赤外線映像装置による温度測定実験と有限要素法による熱伝導解析を組み合わせた実験-解析ハイブリッドシステムを構築し、求めた3軸方向等価熱伝導率の理論値を検証した。

また、ハニカムコアの熱変形解析における有限要素モデルを作成した。本モデルは、要素作成時にハニカムコアの細かい六角構造を意識する必要がないため、前後処理作業および解析のために要する時間を大幅に削減することができる。さらに、細分割モデルと同程度の精度で解析を行うことができる。

5.8 参考文献

- (1) 海部, 電波望遠鏡をつくる, (1986), 大月書店
- (2) 海部・西村, 宇宙の観測1, (1981), 現代天文学講座第11巻
- (3) 海部・他2名, 宇宙電波天文学, (1988), 共立出版
- (4) 山口・浅古, ハニカムコアで仕切られた鉛直多孔質層内の自然対流熱伝達, 日本機械学会 第73期全国大会講演論文集 (III), (1995), 7-8
- (5) 伊藤・他3名, ハニカム形熱交換器の熱応力, 日本機械学会第72期全国大会講演会講演論文集, (1994)
- (6) N. Ogasawara, M. Shiratori, Q. Yu and T. Kurahara, Thermal Deformation Analysis of Honeycomb Sandwich Construction, Joint Symposium between Sister Universities in Mechanical Engineering Advances in Mechanical Engineering Yeungnam University Korea, (1998), 57-60
- (7) 小笠原・白鳥・于・藏原, 簡易モデルを用いたハニカムサンドウイッチ構造材料の熱変形解析, 日本機械学会論文集 (A編) 65巻629号, (1999), 127-132
- (8) 小笠原・白鳥・于・藏原, ハニカム材料の直交異方性熱伝導率評価, 日本機械学会論文集 (A編), (1999), (印刷中)
- (9) 日本機械学会編, 機械工学便覧, (1987)
- (10) アルミニウム・ハニカム, 昭和飛行機工業株式会社資料
- (11) 伝熱ハンドブック, 日本機械学会, (1993)
- (12) 竹越・井村・平沢・竹中, 非定常細線加熱比較法による固体の熱伝導率測定法, 日本機械学会論文集 (B編) 47巻419号, (1981), 1307-1316
- (13) 飯田・重田・秋元, 任意加熱による熱物性値の測定法に関する研究 (第3報 円柱状または中空円柱状試料における温度伝導率と熱伝導率の測定), 日本機械学会論文集 (B編) 48巻425号, (1981), 142-148
- (14) 小林・高野, 熱定数迅速測定法の自動化に関する研究, 日本機械学会論文集 (B編) 48巻434号, (1982), 2062-2069
- (15) 計測法シリーズ8 熱計測技術, 日本機械学会編, 朝倉書店, (1986)
- (16) 長坂・長島, 液体の熱伝導率の高精度測定に関する研究 (第1報 非定常細線法による装置の製作及びトルエンの測定), 日本機械学会論文集 (B編) 47巻417号, (1981), 821-829
- (17) 白鳥・原田・桑嶋, 赤外線温度計測に基づく三次元熱伝導解析システムの開発, 日本機械学会論文集 (A編) 57巻539号, (1991), 1593-1598
- (18) アビオニクスTVS-5000
- (19) 岡本, 遠赤外線リモートセンシング熱計測法, コロナ社, (1994)
- (20) T. Sakagami and K. Ogura, An Overview of Recent Japanese Activities in

- Thermographic NDT, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997) , 216-219
- (2 1) S.A.Ljungberg, The Information Potential Using IR-technology for Condition Monitoring of Reheating Furnaces within Steel and Iron Industry, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997) , 133-145
- (2 2) J.L.Giesecke, Substation Component Identification for Infrared Thermographers, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997) , 153-163
- (2 3) R.P.Madding and N.McNamara, Steam Leak Cost Estimation Using Thermographically Acquired Pipe Temperature Data, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997) , 146-152
- (2 4) 藤正, 臨床熱画像検査法の現況と将来, 第2回サーモグラフィによる非破壊評価技術シンポジウム講演論文集, (1998) , 144-149
- (2 5) E.H.Castro, J.D.Pfefferman and H.J.Gonzalez, Thermal Studies from Images Obtained with a Thermal Scanning System, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997) , 41-48
- (2 6) 野口, 天文学における赤外線撮像, 第2回サーモグラフィによる非破壊評価技術シンポジウム講演論文集, (1998) , 40-45
- (2 7) 小石・加部, 汎用FEMプログラムをベースにした均質化法解析システムの開発, 日本機械学会論文集 (A編) 59巻561号, (1992) , 1395-1400
- (2 8) 小石・加部, 均質化法による撚りコード/ゴム複合体の熱的特性の解析, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻581号, (1995) , 1467-1472
- (2 9) 小石・小笠原・白鳥, 均質化法によるハニカムサンドウィッチ構造材料の熱伝導解析, 日本機械学会第8回計算力学講演論文集, (1995) , 147-148

第6章 赤外線画像を用いた 非破壊検査技術の開発

6.1 緒言

HSPはハニカムを心材（コア材）とする3層サンドウィッチ構造材料、つまり複合構造材料である。この複合構造のもたらす恩恵は、比剛性の高さなど非常に大きなものがあるが、また逆に、接着はく離欠陥という、複合構造ならではの欠点も共有している。一般接着剤の質向上とともに接着技術の信頼性も上がり、接着剤接合は他の構造部材間でも使用されてきてはいるものの、製造工程のミスや使用環境の変化によっては、はく離欠陥は十分起こりうるものとして対応しなくてはならない。

HSPに関しては、従来、人工衛星・航空機などの最先端分野に限られて使用されてきたため、X線あるいは超音波など、大掛かりな器材を使用し、コストと時間をかけてその安全性の確保つまりはく離欠陥の検知が行われてきた⁽¹⁾。

近年では、交通・建築分野など一般産業分野でも使用されることが多くなり、需要の伸びとともに、安全・簡単・確実、つまり効率的な安全確保の方法（はく離欠陥非破壊検査手法）が求められている。

一方、非破壊検査技術の一つとして、物体表面から放出されている赤外線を捉え、対象物の異状を検知する赤外線画像法が注目されている⁽²⁾。放射線の中でも赤外線領域を扱うため安全であり、温度変化を検出するため取り扱いが簡便であることなどの利点を持ち、すでに様々な研究が進められている。金属材料を対象に、き裂の検知^{(3) - (6)}、応力評価^{(7) - (9)}、K値・J積分値の測定^{(10) - (14)}などが行われている他、CFRPなどの複合材（き裂・はく離の検知）^{(15) - (17)}、コンクリート（空孔欠陥・鉄骨の抜けなどの検知）⁽¹⁸⁾、地面（埋蔵物・空孔などの検知）⁽¹⁹⁾など、適用範囲が広いことも利点の一つと言える。海外では、鉄鋼・電力・自動車会社^{(20) - (22)}などで既に実用の段階に入っている。

本研究では、赤外線画像法を用いてHSPの様々な欠陥の検知を試みた。

HSPの様々な欠陥に対する検知能力の評価、表面板材質・ハニカムコア材質など構成パラメータの違いによる検知能力の評価について述べた後、欠陥検知をサポートする画像処理方法の開発について言及し、従来の方法と比べて安全かつ簡便であり、広範囲をリアルタイムで非接触に検知できるHSPはく離欠陥検知システムを構築している⁽²³⁾。

6.2 H S P の欠陥

H S Pの主たる構造は、接着剤により結合され成り立っている。しかし、接着製造H S Pの典型的な製造法である展張法では、展張の際、ハニカムコアのセル壁とセル壁間の接着面には、モードIのはく離を引き起こしかねない力が作用することとなり、過荷重がかかれば、コア抜けなどの欠陥を生じる可能性がある。

また、ハニカムコアと表面板の結合形式は、接着剤が最も効力を発揮する面と面の接着ではなく、面（表面板）と線（ハニカムコアの箔）のT字接着であることから、作業には十分な留意が必要となる。また、高温・高圧の条件で接着するため、ハニカムコアの外周部の一部もしくは全体が、板厚方向に圧潰座屈してしまう可能性もある。

一方、使用分野の広がりからH S Pの置かれる環境も多様化し、熱膨張あるいは熱疲労、振動、塑性曲げ、雨水・海水などによる腐食などの影響を受け、表面板とハニカムコアの間にはく離欠陥が生じる可能性も増えている。

上記のような外見的には発見できない内部はく離欠陥が生じた場合、曲げ剛性・振動特性などH S Pに要求されていた能力が発揮されなくなるだけでなく、付属部品（化粧石など）の欠落など人命に関する事故を引き起こすこともあり非常に危険である。

6.3 非破壊検査（NDI）技術

H S Pに限られたことではなく、各種構造材料の欠陥検出は、安全管理上、重要視されている。中でも、欠陥の存在によって変化する物理量を捉えて欠陥を検出する非破壊検査の開発は様々な分野で求められている。

生産ラインに移された製品の検査には、破壊試験を行うことは極めて難しく、抜き取りによるサンプリングを行うか、非破壊検査に頼ることが多くなる。特に複合材料は、それ自体素材を複合した製品であり、後に二次加工によって形を与える部分は極めて少なくなるため非破壊検査の重要性は大きい。

また、どのような材料であっても製品としてユーザーに利用され始めれば、破壊検査を行うことはできず、性能評価には非破壊検査技術が要求される。

表6—1は現在行われている非破壊検査技術を、検知対象欠陥の存在する場所で大別したものである⁽²⁴⁾。一般的に、内部欠陥は可視光で捉えることが難しいため、装置が大掛かりになりまた危険を伴う場合もある。（H S Pの欠陥は主に内部に存在する。）

Table 6-1 Variety of NDI

Inside flaw	Surface flaw
Radiant rays inspection (X-rays, neutron, electron beam)	Penetrant inspection
Ultra sonic inspection	Magnetic particle inspection
Acoustic vibration inspection (Coin-tapping)	Electromagnetic flaw detection
Acoustic emission	Ultra sonic inspection
Thermography inspection	Acoustic microscope inspection
	Thermography inspection

6.3.1 赤外線画像NDI

物体表面より放射される電磁波の中の赤外域を非接触で捉え、二次元の熱画像を作り出す赤外線映像装置（第5章参照）は、非破壊検査技術にも利用されている⁽²⁾。

赤外線映像装置を用いて欠陥の検知を行う原理は、対象物の温度分布を可視化した熱画像中の、欠陥に起因する温度分布の特異なパターンをとらえることである。そのためには対象物の温度変化を引き起こす必要があり、大きく二つの方法が考えられる。

1. 内部発熱法：構造物中の塑性変形あるいは体積変化に伴う内部発熱を検知する方法⁽⁵⁾⁽⁷⁾⁻⁽¹⁵⁾。通電などによる内部発熱を検知する方法⁽²⁵⁾。
2. 外部発熱法：構造物を外部から加熱しあるいは冷却し、得られる熱画像より欠陥を検知する方法⁽⁶⁾⁽¹⁶⁾⁻⁽¹⁹⁾。

対象素材あるいは対象欠陥形状により様々なアプローチが行われており、各方面で成果を挙げている。

他の非破壊検査技術に対する具体的な利点としては、広い範囲をリアルタイムに評価できる、温度を媒体としているため扱いやすい（危険が少ない）、対象物に非接触で評価できる事などが挙げられる。また欠点としては、周囲の環境の影響を受けやすく⁽²⁶⁾精度がやや落ちることであり、赤外線画像NDIでおおまかな欠陥を検出し、X線・超音波などを利用して正確に評価するなどの使い分けが必要である。しかし、近年は赤外線映像装置の性能の向上、あるいは近接レンズなど補助装置の充実、2次元画像処理技術の向上などにより、精度の問題も解消されつつあり、非破壊検査技術の柱の一つとして脚光を浴びている。

6.3.2 HSPのNDI技術

現在、HSPの非破壊検査としては、超音波検査法・X線検査法・打音（コインタッピング）による検査が行われている^{(1) (27)}。HSPがはく離を起こした後、内部に水が混入した場合について、赤外線画像法を利用した検出方法が報告されているが、はく離欠陥に対しては言及されていない⁽²⁸⁾。表6-2に、各手法の様々な欠陥に対する検出能力を示した。○・×は検知の可能・不可能を示し、△は検知対象物あるいは混入異物の材質などの条件に検出能力が左右されやすいことを示している。ある程度の欠陥は検出されているが、超音波検査法とX線検査法は、ともに装置が大掛かりであり、広範囲に及ぶ検査には多大な労力と時間を要する。打音による検査では、多大な労力と熟練した技術が必要となり一般的ではない。そのため、これら手法に対し、より安全・簡単で確実、つまり効率的な非破壊検査手法が求められている。

Table 6-2 Ability of typical NDI

Variety of flaw in honeycomb sandwich panel	Inspection	
	Ultrasonic	X-ray
hole of honeycomb core	×	○
collapsed honeycomb core	×	○
delamination between core and surface sheet	○	△
invasion of other material between core and surface sheet	△	△

6.4 HSPはく離欠陥検知システム

本節では、HSPの欠陥（主にはく離欠陥）を対象に、比較的容易に広範囲にわたって検査を行うことができる非破壊検査システムの構築を試みている。

本研究で用いた欠陥検知の原理を簡単に説明する。

HSP試験片の下面を一様に加熱した時、熱はハニカムコアを經由して上面に伝導するが、伝熱経路に何らかの欠陥が存在するとそこでの熱伝導は妨げられ、その上面の温度分布に異常パターンを生じる。赤外線映像装置（TVS-5000）を用いて、この非定常状態の赤外線画像つまり温度分布を測定する。得られた赤外線画像の中で、周囲と比較して局所的に温度が低い（黒・青系統）部所の下には、熱伝導を妨害した欠陥が存在すると考えられるため、欠陥を検知できる。

また、効率的な欠陥検知を行うため、赤外線映像装置で得られた温度画像データをエンジニアリング・ワークステーションに転送し画像処理を行う、実験—計算ハイブリッドシステムを構築した。H S P 欠陥検知ハイブリッドシステム図を図6—1に示す。

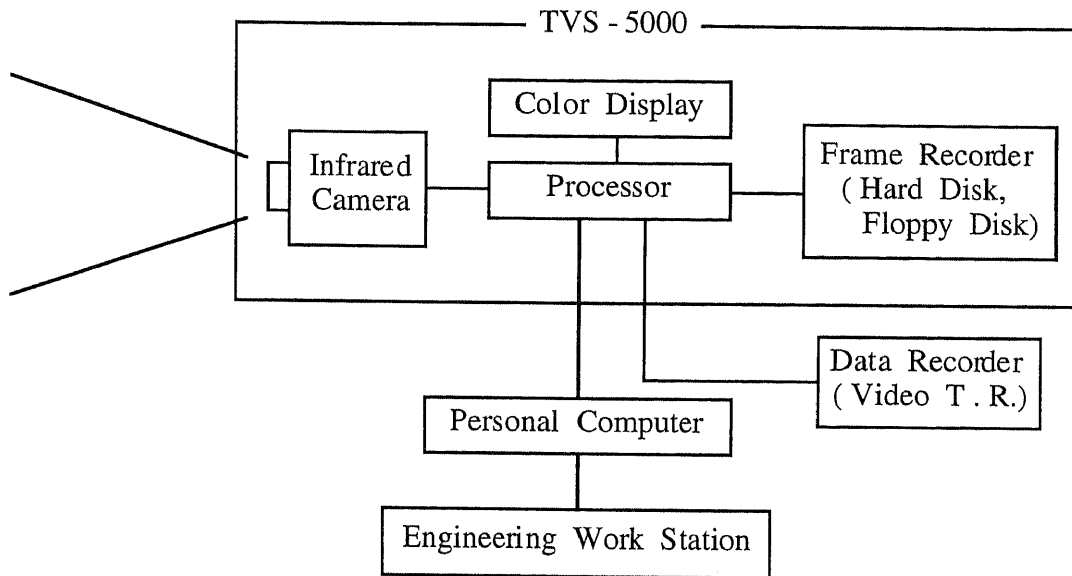


Fig. 6-1 Hybrid system for flaw detection

6.4.1 加熱手法

試験片上面の温度分布の異常パターンを捉えるためには、試験片下面はなるべく一定の温度で、温度分布むらがなく一様に加熱する必要がある。下面に加熱温度むらがあれば、上面では欠陥と間違えてしまう可能性がある。そこで、温度分布のむらが少ない加熱手法を考察した。

1. 温湯にビニールシートを敷き、その上に試験片を置く方法 (図6—2)

- 利点
- ・ 温度むらがほとんどなく一様加熱に優れている。
 - ・ 熱容量が大きいため試験片の加熱に優れている。
 - ・ 試験片形状 (反り・凹凸など) の影響を受けにくい。
- 欠点
- ・ 試験片が多少沈むために側面から熱流入してしまう。
 - ・ 温湯とビニールシート間の気泡部の影響が大きい。

(気泡部は加熱できないため欠陥と誤認しやすい。)

- ・ 実験中に湯温が下るなど、定量的ではない。
- ・ 機動性に劣る。
- ・ 対象物が水気を嫌う場合には使用できない。

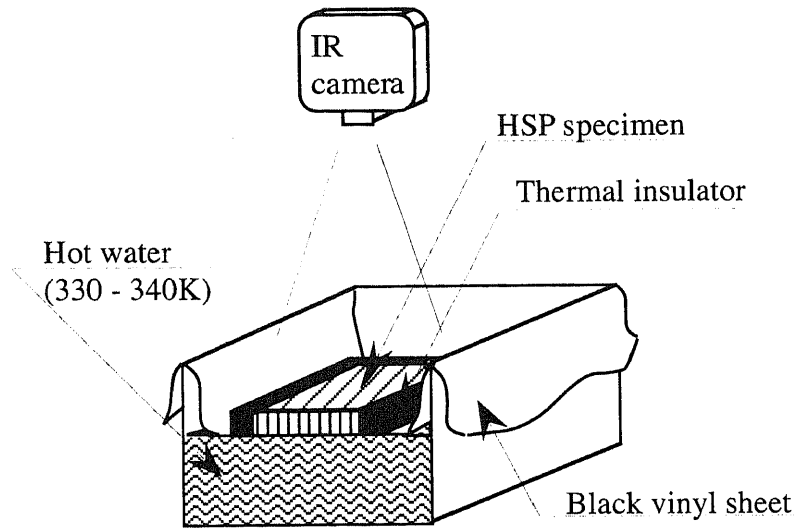


Fig. 6-2 Heating system with hot water

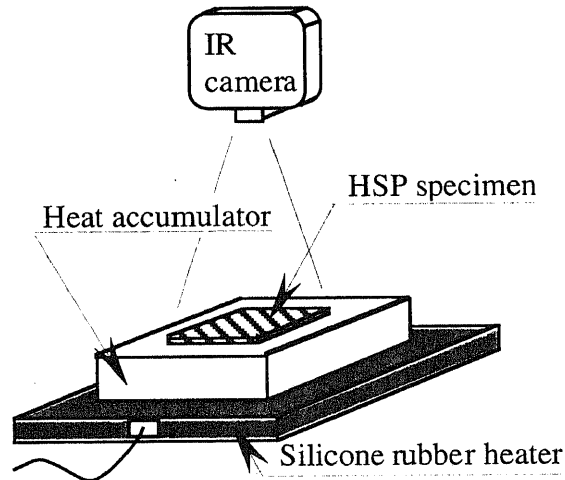


Fig. 6-3 Heating system by silicon rubber heater

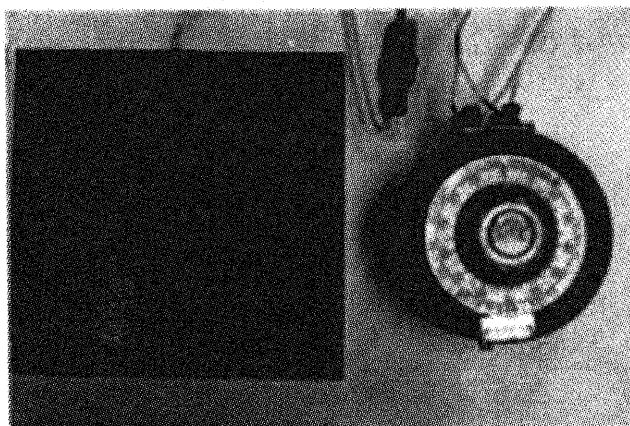


Fig. 6-4 Silicone rubber heater

2. シリコンラバーヒーター（図6-3、図6-4）による加熱方法

- 利点
- ・ 温度のコントロールが可能である。
 - ・ 機動性に富む。
 - ・ 試験片側面への加熱が少なく、下面だけの加熱が可能である。
- 欠点
- ・ 温度むらがやや大きい。
 - ・ 試験片形状（反り・凹凸など）の影響を受けやすい。
 - ・ 熱容量が小さいため連続的な実験が行えない。

シリコンラバーヒーターによる加熱手法では、その欠点を補うために、ヒーターと試験片の間に鉄板（蓄熱板）を敷いた。蓄熱板がない場合（図6-5）は、ヒーターの熱線密度がやや高いところに高温部（白・赤系統）が集中し、低温部（青系統）と約30℃近くの温度差を生じている。これに対し蓄熱板を挟んだ場合（図6-6）は、全体がほぼ一様（温度差約2℃）の温度分布となっており、ヒーターの温度分布のむらが解消されるとともに熱容量を大きくすることができ、安定した熱供給が可能になった。

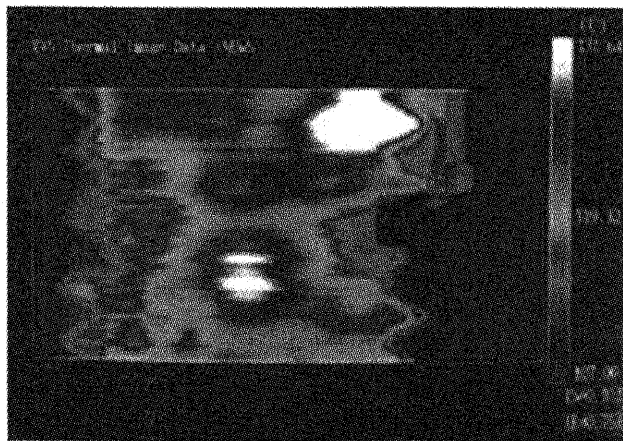


Fig. 6-5 Thermogram of heating area without heat accumulator

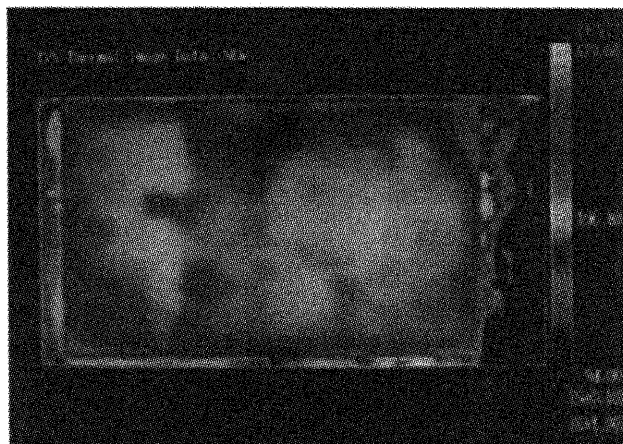


Fig. 6-6 Thermogram of heating area with heat accumulator

ヒーター加熱手法のもう一つの欠点である、試験片形状の影響を受けやすいことを改善するために、温湯加熱手法と組合せ、ヒートシンクの上にさらにシールされた液体あるいはゼリー状のものを薄く敷いた方法を試みた。その結果、両方の利点が活かされ、試験片の凹凸の影響を小さくすること、温度の低下を防ぐこと等が改善された。

図6-7は、HSPの表面板つまり被加熱面が大きく反っている試験片を対象に、ヒーター加熱法により実験を行った赤外線画像例である。下面の様な加熱が行えていないため、欠陥検知可能な面積が狭くなっている。これに対し、改良した（ヒーター+温湯加熱）手法では、図6-8のように、ほぼ一様に加熱されている。しかし、温湯手法の欠点である気泡の影響・液体のシールなど実用的にはまだ課題を残している。

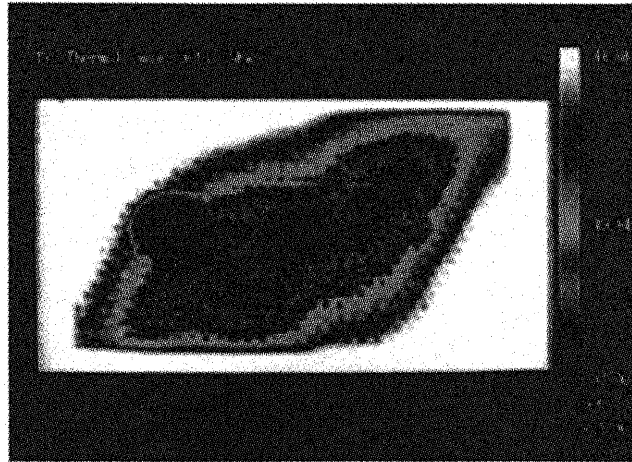


Fig. 6-7 Thermogram of bending specimen heated by silicon rubber heater

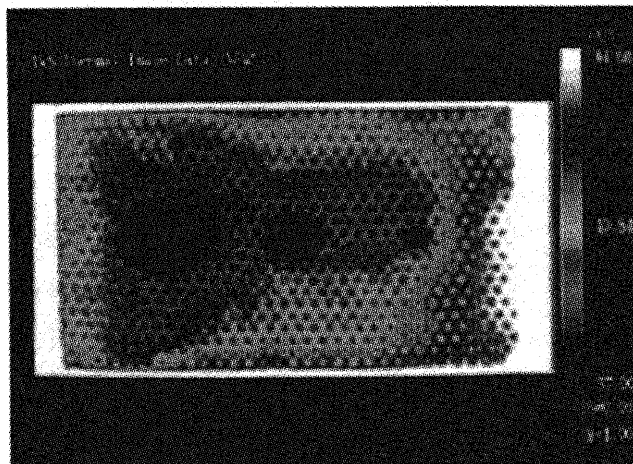


Fig. 6-8 Thermogram of bending specimen heated by silicon rubber heater through gel

他にも、ドライヤーによる温風加熱（局所的にしか加熱できない）、高周波渦電流加熱（コアとの接触抵抗による局所発熱で接着はく離を生じた）、表面板通電加熱（アルミニウムは導電性高く発熱せず）、温湯を染み込ませた濡れタオル加熱（検知能力高いが、製品が水気にさらされる）、ハロゲンランプによる加熱（十分な熱量が得られず）等の加熱方法を試みたが、いずれも欠点（カッコ内に示した）があり、以降の実験では、（ヒーター+温湯加熱）手法を用いた。

6.4.2 様々な欠陥に対する検知能力

HSPは接着構造材料である。製造工程中のトラブルあるいは悪環境での使用が原因で、様々な種類のはく離欠陥が生じる可能性があり、HSPの特性を維持するためには安全・簡単・確実な欠陥検知（非破壊検査）手法が必要である。

本節では、前節に述べた赤外線画像法の検知能力を調べるために、4種類の欠陥を挿入した試験片を作成し検知試験を行った。以下は用意した欠陥である。

T-1. ハニカムコア自身を3種類（ $\phi 12.7\text{ mm}$ 、 $\phi 25.4\text{ mm}$ 、 $\phi 38.1\text{ mm}$ ）の大きさで丸く打ち抜いている。ハニカムコア製造（展張工程）時のはく離欠陥を想定している。図6-9参照。

T-2. 表面板とハニカムコア間のフィルム接着剤に3種類（ $\phi 12.7\text{ mm}$ 、 $\phi 25.4\text{ mm}$ 、 $\phi 38.1\text{ mm}$ ）の穴が開いている。ハニカムコア製造（3層重ね合わせ工程・接着工程）時のフィルム接着剤の断裂欠陥を想定している。図6-10参照。

T-3. フィルム接着剤に直径 25.4 mm の4つの穴を開け、4種類（ $12.7\ \mu\text{m}$ 、 $25.0\ \mu\text{m}$ 、 $50.0\ \mu\text{m}$ 、 $75.0\ \mu\text{m}$ ）の厚さのFEPフィルムを挿入している。フィルム接着剤の変質による未接着部（はく離欠陥）を想定している。図6-11参照。

T-4. 4種類（ $12.7\ \mu\text{m}$ 、 $25.0\ \mu\text{m}$ 、 $50.0\ \mu\text{m}$ 、 $75.0\ \mu\text{m}$ ）の厚さが異なるFEPフィルム（ $\phi 25.4\text{ mm}$ ）を表面板とフィルム接着剤の間に挿入している。接着工程における異物混入あるいは接着剤変質によるはく離欠陥を想定している。図6-12参照。

全ての試験片は、セル壁箔厚約 0.1 mm ・セルサイズ約 6.35 mm のアルミニウムハニカムコアを、板厚 1 mm のアルミニウム板でサンドウィッチしている。表面板とハニカムコア間の接着には、エポキシ系のフィルム接着剤を使用した。欠陥材料として利用しているFEPフィルムは、4フッ化エチレンと6フッ化エチレンの共重合体で、接着剤に付着しないという特徴を持っており、欠陥想定

部には空気層が生じている。また、試験片の表面には黒体塗料を薄く塗り、放射率を上げ（疑似黒体化）温度測定の精度を上げている⁽²⁹⁾。試験片を構成している各パラメータの熱伝導率を表6-3に示した⁽³⁰⁾。（CFRP・GFRP・アラミドは次節の実験で使用する。）

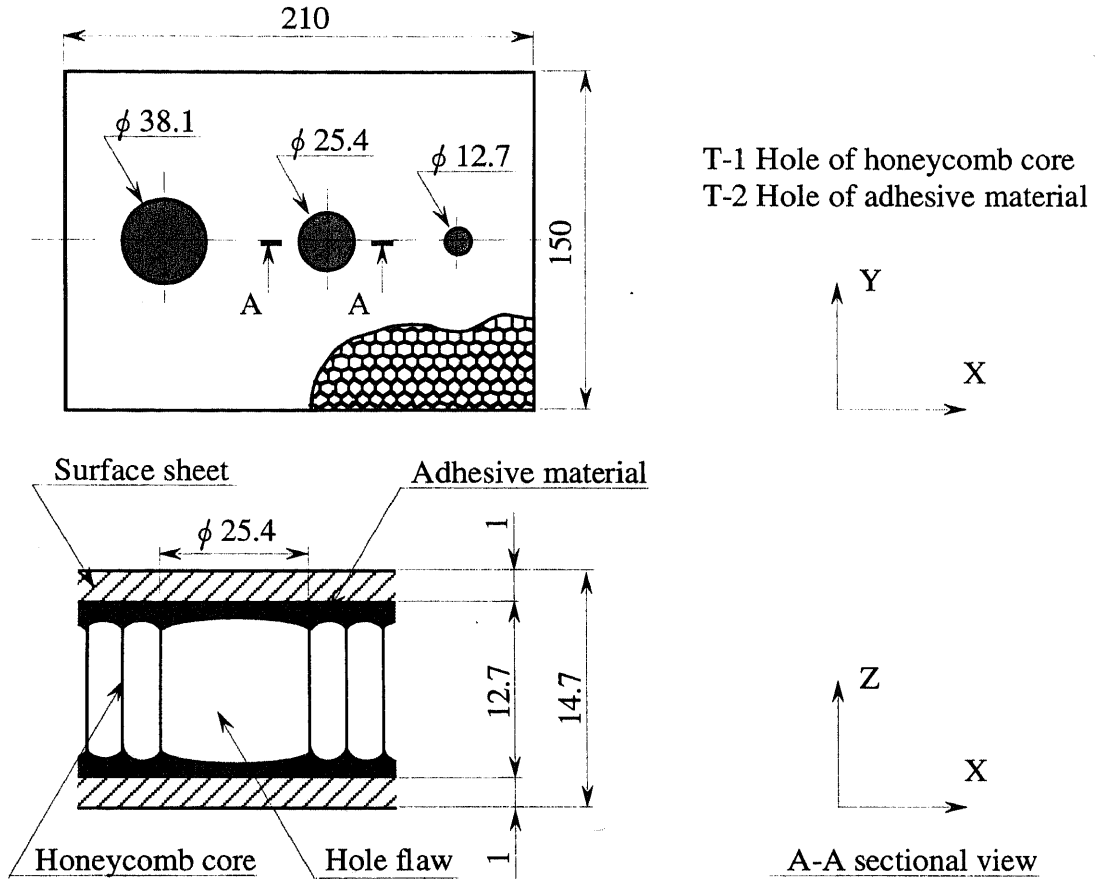


Fig. 6-9 Outline of specimen T-1 (Hole flaw of core)

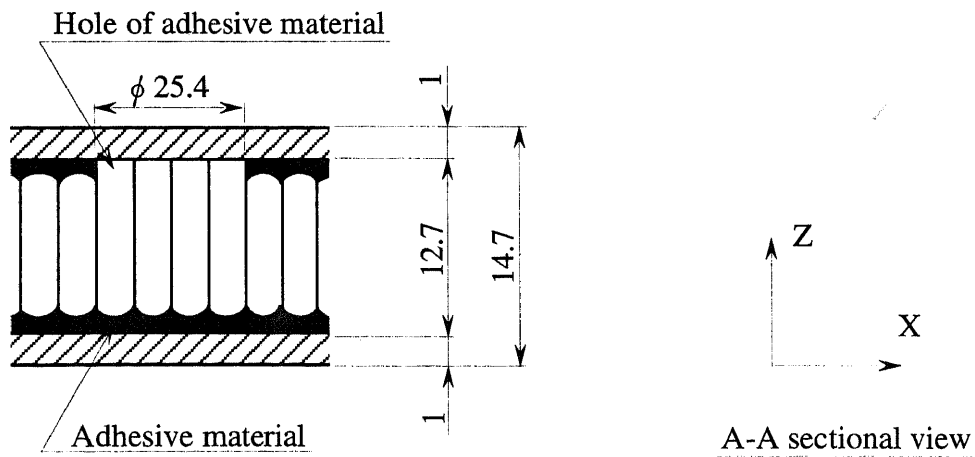


Fig. 6-10 Outline of specimen T-2 (Flaw of adhesive sheet)

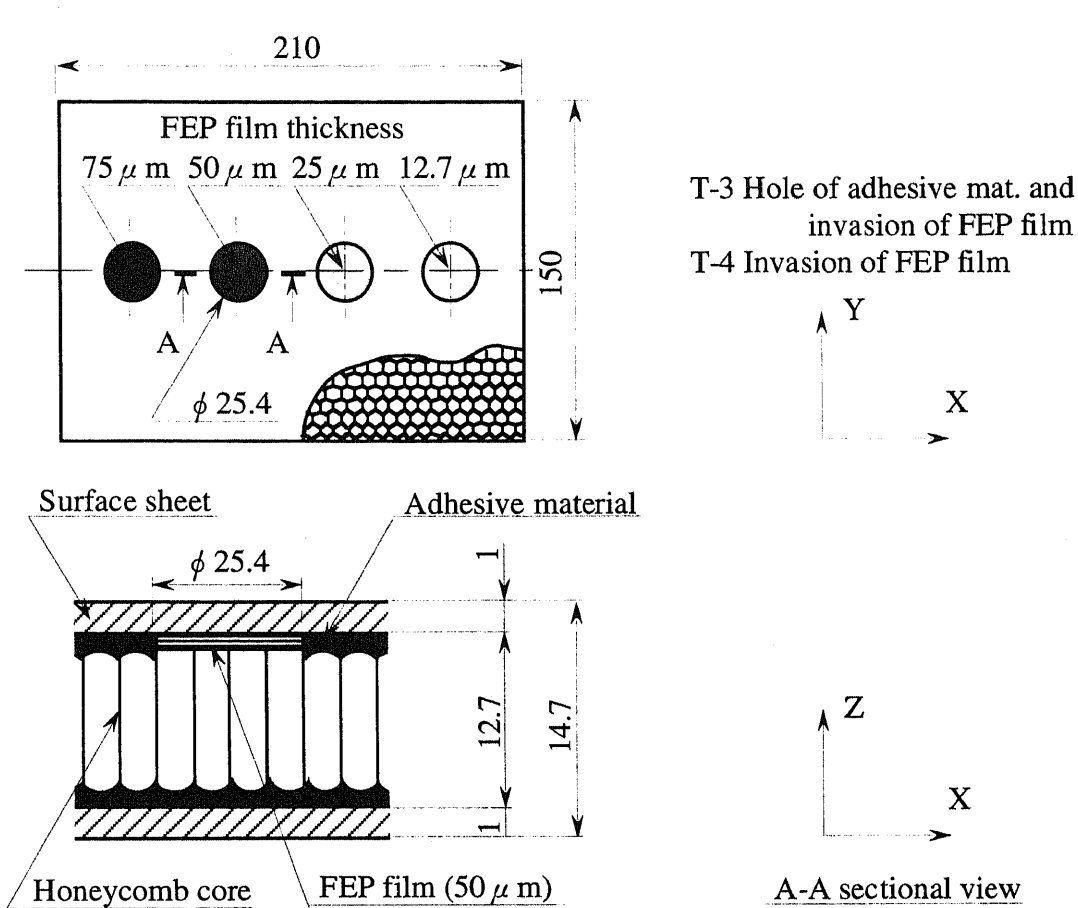


Fig. 6-11 Outline of specimen T-3 (Change in quality of adhesive sheet)

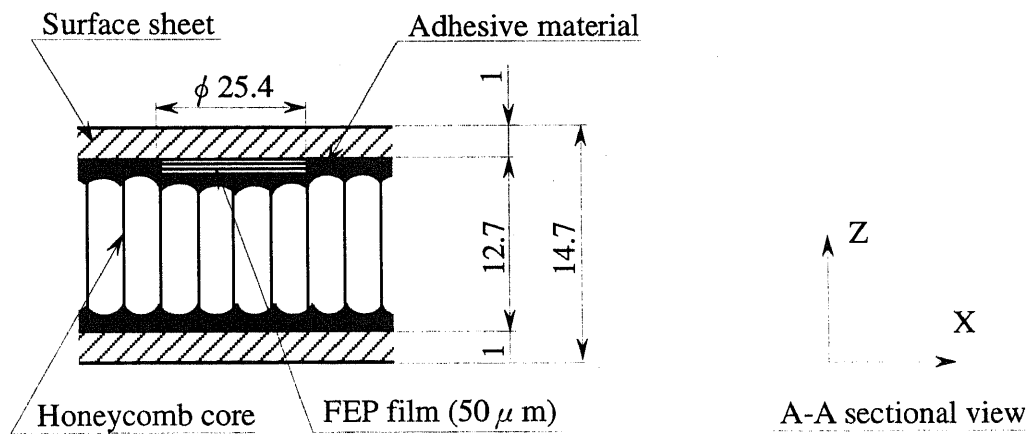


Fig. 6-12 Outline of specimen T-4
(Invasion of other material (air) between adhesive sheet and surface sheet)

Table 6-4 Thermal Properties of materials of HSP

Material (293K)	Part	Thermal conductivity [W/m·K]	Density [kg/m ³]	Specific heat [J/kg·K]
aluminum	surface sheet honeycomb core	140	2710	896
CFRP	surface sheet	0.41 - 0.70	1600 - 1700	884
GFRP	surface sheet	0.29 - 0.30	2000	1100
FEP film	flaw mat.	0.25	2100 - 2300	1050
epoxy resin	adhesive mat.	0.17 - 0.21	1110 - 1230	1000
aramid	honeycomb core	0.10 - 0.17	720 - 1080	1600 - 1800
air	core inside	0.027	1.205	1000

試験片T-1 (図6-13参照)においては、他試験片と異なり欠陥分のアルミニウムハニカムによる熱伝導がなくなるため、比較的容易に3種類すべての欠陥が検出された。またここでの欠陥は、ハニカムコアセルサイズ6.35mmに対して最小12.7mmであったが、さらに欠陥の直径を小さくすると、検出される欠陥の画像はセルそのものと区別できなくなる可能性がある。表面板の熱伝導率が小さく板厚の薄いものであれば、熱を伝導するハニカム構造自体が確認できる可能性があるといえる。

試験片T-2 (図6-14参照)においては、4種類の欠陥の中で、直径12.7mmまでが検出された。欠陥が検出されるのは、接着剤が無いことによってハニカムコアと表面板の間にわずかな空気層ができていたためと考えられる。空気は表6-3に示したように熱伝導率が非常に小さいため、わずかな層ができても熱伝導を大きく妨げるものとなる。

試験片T-3 (図6-15参照)においては、4種類の欠陥の像がほぼ区別なくはっきり検出された。これは試験片T-2と同様に接着剤が切り抜かれていることによってできた空気層の影響が大きいため、FEPフィルムの厚さが比較的關係なくなり、このような結果になったのだと考えられる。

試験片T-4 (図6-16参照)においては、4種類の欠陥は全て検出可能で

あった。しかし、同様の欠陥を挟み込んだT-3と比較し、欠陥の像はやや明瞭さに欠け、フィルムの薄さに応じて欠陥検出が難しくなった。これは接着剤が試験片全面に敷かれ、欠陥部では空気層よりFEPフィルムが占める割合が多くなったためと考えられる。FEPフィルムの熱伝導率は、アルミニウムに比べて非常に小さいが、空気の約10倍程度の値であるため、実際のHSPの接着部にはく離が生じた場合、空気の層を検出することはより容易になると考えられる。

以上の結果より、本赤外線画像法はHSPの想定しうる4種類の欠陥検知に有効であることが示された。

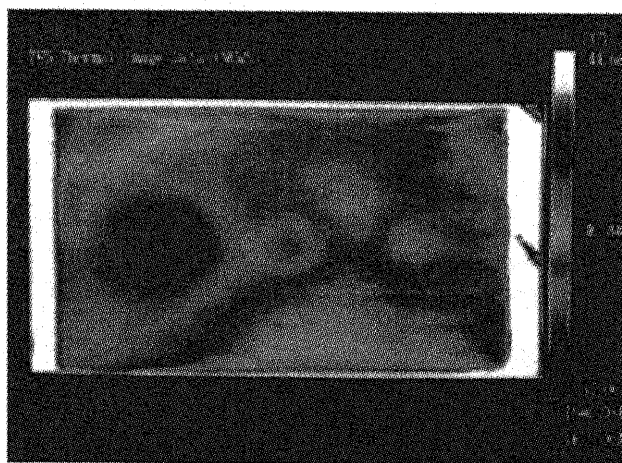


Fig. 6-13 Thermogram of specimen T-1 (Hole flaw of core)

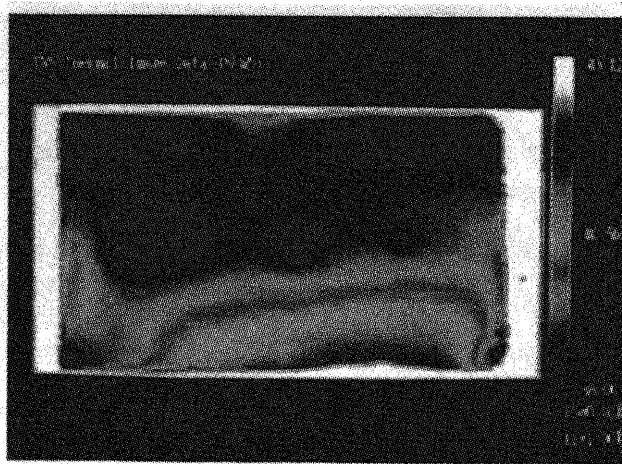


Fig. 6-14 Thermogram of specimen T-2 (Flaw of adhesive sheet)

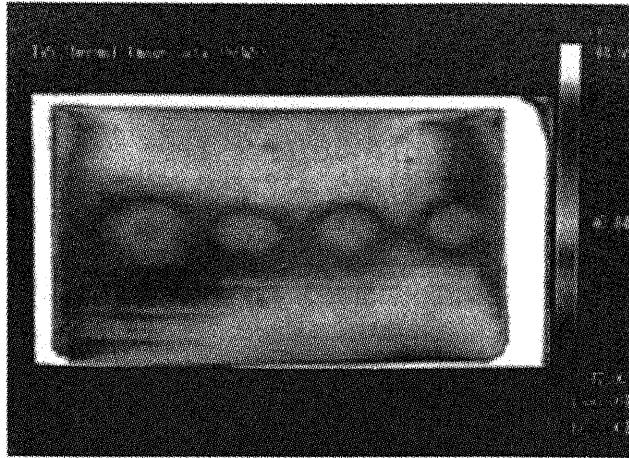


Fig. 6-15 Thermogram of specimen T-3 (Change in quality of adhesive sheet)

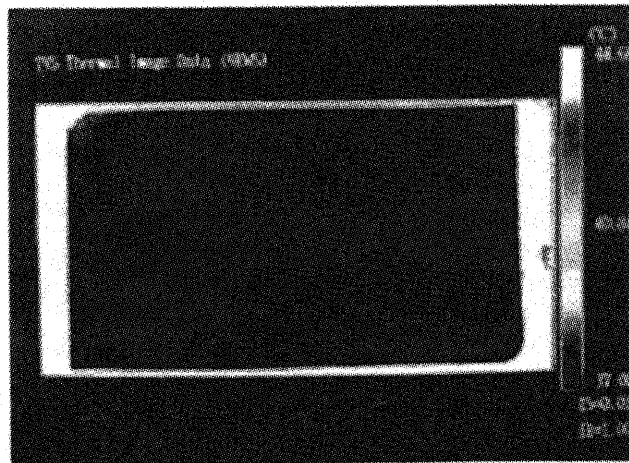


Fig. 6-16 Thermogram of specimen T-4
(Invasion of other material between adhesive sheet and surface sheet)

6.4.3 HSPの構成パラメータによる影響

HSPはその構成パラメータの組み合わせにより様々な種類が存在する。本節では、構成パラメータの組み合わせを変化させた試験片を用意し、構成パラメータが与える欠陥検知能力への影響を探った。以下の点について考察している。

- (1) 表面板の板厚 (0.2 mm~2.0 mm)
- (2) 表面板の材質 (アルミニウム、CFRP、GFRP)
- (3) ハニカムコアの材質 (アルミニウム、アラミド繊維)
- (4) FRP表面板HSPの製造法 (硬化板成形、Co-CURE法)
- (5) 欠陥の位置 (下面表面板とコア間、上面表面板とコア間)

試験片の概略図を図6-17に示す。3種類の直径 ($\phi 12.7\text{ mm}$ 、 $\phi 25.4\text{ mm}$ 、 $\phi 38.1\text{ mm}$)・厚さ $25\ \mu\text{m}$ の FEP フィルムを表面板と接着剤の間に挟み込み、接着はく離欠陥を疑似している (前節 T-4 のタイプ)。これは、接着接合 HSP の中で最も起こりうる欠陥の一つである。

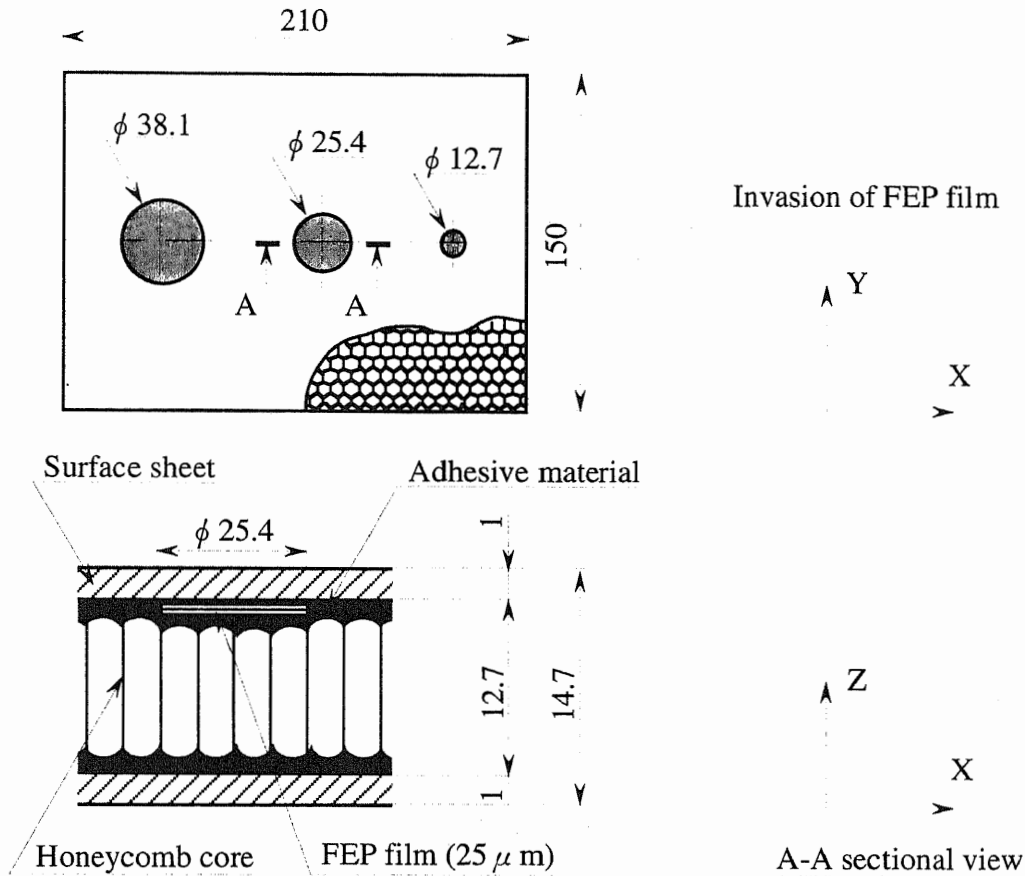


Fig. 6-17 Outline of specimen

(Invasion of other material between adhesive sheet and surface sheet)

6.4.3.1 表面板板厚の影響

表面板は用途に応じて、板厚を変化させて使用される。ここでは、2種類の板厚の試験片に対し実験を行い、赤外線画像法の検出能力を探った。

表面板の板厚が異なる試験片の赤外線画像を、図6-18 (0.25 mm) と図6-19 (0.8 mm) に示す。(ここでは GFRP 表面板の結果を示す。)

表面板が薄い試験片の方が、欠陥部の像がはっきりしており、より小さな欠陥まで検知できていることがわかる。これは、欠陥部が作る特異な温度パターンを

表面板内の熱拡散が打ち消してしまっていることを示している。つまり、板厚の厚い表面板を使用しているHSPの欠陥検出は難しく、大きな熱量を急激に与える必要があることを示している。

一方、その反対に板厚の薄い表面板を使用しているHSPは、加熱の影響を受けやすく、一様加熱の精度をより良くしなくてはならない。

アルミニウム・CFRPの表面板のHSP試験片でも同様の結果が得られている。

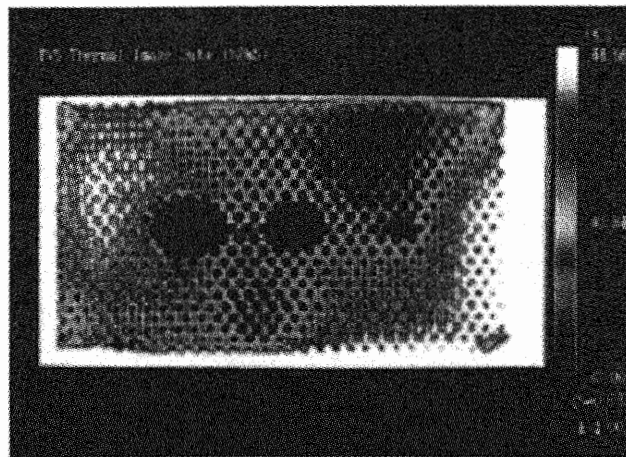


Fig. 6-18 Thermogram of thin surface sheet specimen
(surface sheet: 0.25mm GFRP, core: aluminum)

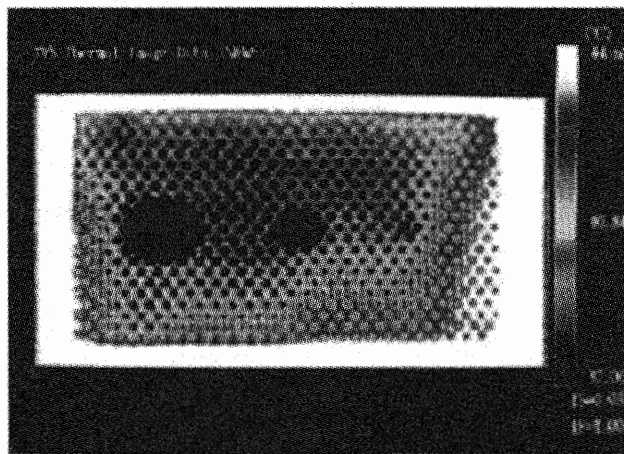


Fig. 6-19 Thermogram of thick surface sheet specimen
(surface sheet: 0.8mm GFRP, core: aluminum)

6.4.3.2 表面板材質の影響

一般的に使用されているHSPは、ほとんどがアルミニウムの表面板を用いているが、他にCFRPあるいはGFRP、スチールなども用いられている。ここでは、3つの材質（アルミニウムとFRP2種）の表面板を対象に、赤外線画像法の検出能力を調べた。板厚は全て0.25mmである。

表面板の材質を変化させた試験片の赤外線画像を、図6-20（アルミニウム）、図6-21（CFRP）、図6-22（GFRP）に示す。

アルミニウム表面板の試験片は、小さな欠陥およびハニカム構造は検出できていないが、両FRP表面板の試験片は、ともに3種類の欠陥が検出されているだけでなく、熱を伝導しているハニカム構造まで現れている。またCFRPの試験片よりGFRPの試験片の方が、ハニカム構造の像がはっきりしていることがわかる。表6-3より各物質の熱伝導率を比較すると、アルミニウムが最も高く、続いてCFRP、GFRPの順である。つまり表面板の熱伝導率が低いものほど欠陥が検出されやすいことが、この実験の結果より示された。

なおCFRP表面板の試験片に関しては、実験準備時のミスによって表面板とコア材のはく離が起きてしまったが、図6-21の赤外線画像において、右下の黒い影（低温部）として検出できている。

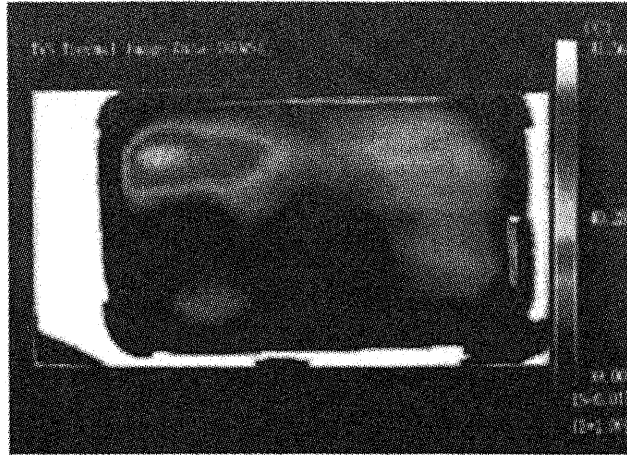


Fig. 6-20 Thermogram of aluminum surface sheet specimen
(surface sheet: 0.25mm aluminum, core: aluminum)

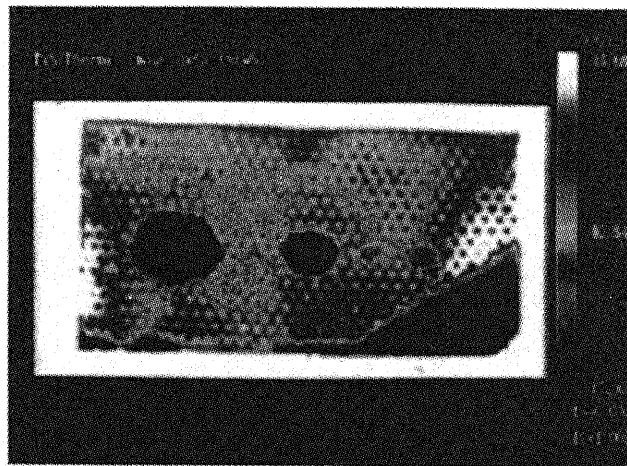


Fig. 6-21 Thermogram of CFRP surface sheet specimen
(surface sheet: 0.25mm CFRP, core: aluminum)

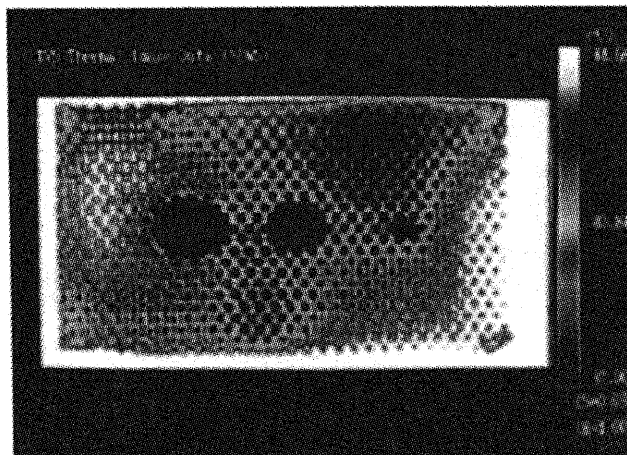


Fig. 6-22 Thermogram of GFRP surface sheet specimen
(surface sheet: 0.25mm GFRP, core: aluminum)

6.4.3.3 ハニカムコア材質の影響

一般的に使用されているHSPは、ほとんどがアルミニウムコアを使用しているが、他にアラミドコアやペーパーコア、FRPコアなどが使われている。ここでは、代表的な二つの材質（アルミニウムとアラミド）のハニカムコアを対象に、赤外線画像法の検出能力を探った。

ハニカムコアの材質を変化させた試験片の赤外線画像を、図6—23（アルミニウム）、図6—24（アラミド）に示す。表面板はともに0.25mmのCFRPを使用している。アラミドハニカムコアは、アラミド繊維にフェノール樹脂を染込ませたものである。

アルミニウムコアではハニカム構造が検出されているが、アラミドコアでは見えにくくなっている。両者の大きな違いは熱伝導率の大きさであり、アラミドコア（アラミド繊維およびフェノール樹脂）の熱伝導率は空気の4倍程度しかないためハニカムコア内の空気の影響を受け、ハニカム構造が検出できなかったと考えられる。

また、アラミドコアでは欠陥部が健全部より高温となっている。試験片を構成する物質の熱伝導率に着目すると、表6—3より、アラミドコアは空気以外の物質と比較して熱伝導率が非常に小さく、欠陥材として空気を疑似して使用しているFEPフィルムより熱伝導性に劣ることがわかる。つまり、熱伝導性が悪い空気の混入を想定してFEPフィルムを挟み込んだが、アラミドコアに関してはFEPフィルムが熱良導体の役割を果たしてしまい、欠陥部が早く検出されたものと考えられる。つまり、この試験片に関しては、接着はく離による空気の混入という想定条件は満たされていなかったことになる。しかし上記結果から、熱伝導率の相対的大きさに関して、ハニカムコア材より異物（欠陥材）の値が大きければ欠陥部は高温部として検出され、ハニカムコア材より異物の値が小さければ低温部として検出されることが示された。また、ハニカムコア材と異物の熱伝導率がほぼ同じであった場合は、その検出は非常に難しくなることが予想できる。

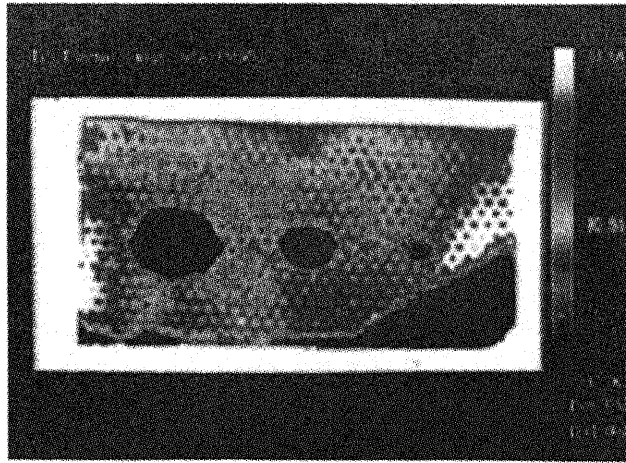


Fig. 6-23 Thermogram of aluminum core specimen
(surface sheet: 0.25mm CFRP, core: aluminum)

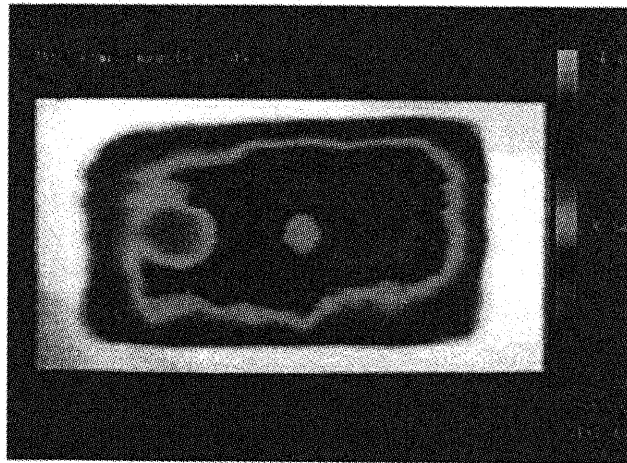


Fig. 6-24 Thermogram of aramid core specimen
(surface sheet: 0.25mm CFRP, core: aramid)

6.4.3.4 FRP表面板の接着方法の違いによる影響

FRPの表面板を使用するHSPでは、ハニカムコアと表面板の接着方法に関して、接着剤を使用する硬化板成形法と接着剤を使用しないCo-CURE法の2種類の接着方法がある(第1章2節参照)。ここでは、接着方法の異なる試験片を用意し、赤外線画像法の検出能力を探った。

表面板の接着方法を変化させた試験片の赤外線画像を、図6-25(硬化板成形法)、図6-26(Co-CURE法)に示す。表面板はともに0.25mmのCFRPを使用している。CFRPだけでなくGFRPの試験片に対しても同様の実験を行ったが、両赤外線画像の間には確認できる差は見られなかった。本手法は2つの接着法に区別なく行えることが示された。

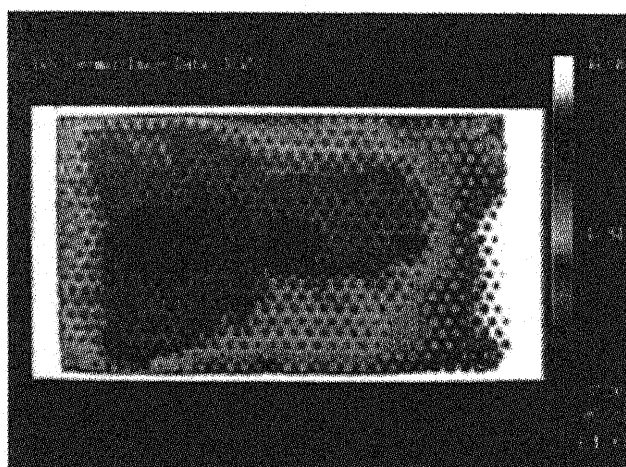


Fig. 6-25 Thermogram of specimen

(surface sheet: 0.25mm CFRP, core: aluminum, Solid plate bonding)

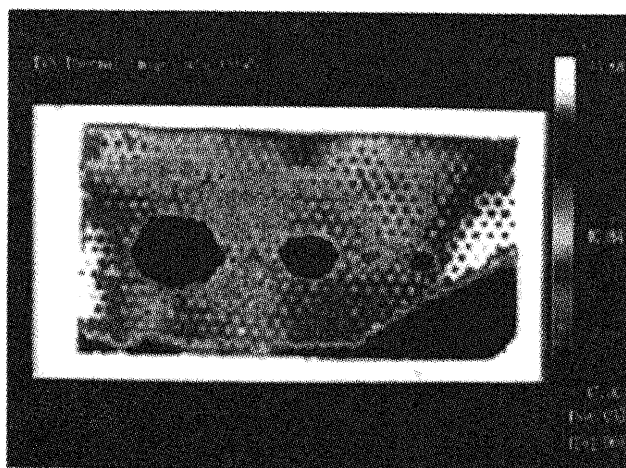


Fig. 6-26 Thermogram of specimen

(surface sheet: 0.25mm CFRP, core: aluminum, Co-CURE)

6.4.3.5 欠陥の位置（裏面からの検知の可能性）

H S P内のはく離欠陥は検出（上）面とハニカムコアの間だけではなく、加熱（下）面とハニカムコアの間に存在する可能性もある。H S Pを裏返すことなく片面のみの検知で両面の欠陥の検出を行うことができれば、作業は半分になり効率的である。上記の全ての試験片に対し欠陥部を加熱面側にして実験を行い、裏面からの検知の可能性を探った。

図6—27（a）に示す赤外線画像の試験片（表面板：G F R P、0.25 mm コア：アルミニウム）に対して行った実験の結果を図6—27（b）に示す。

各実験での傾向はほぼ変わらなかったが、それぞれの試験片で得られた赤外線画像においては、欠陥の像が大きく、ぼやけて検出され、小さな欠陥はほとんど検出できなかった。裏面からの検知の場合、熱は欠陥のために伝導が遅れた後でハニカムコアを伝導する。欠陥周辺の熱は表面板だけではなくハニカムコアを伝導している間にも欠陥部方向に拡散するため、上面への熱量が減り、上表面板では温度が低く検出される。故に欠陥の像は大きく、ややぼやけて検出されることになる。

本実験の結果、検出能力はやや落ちるものの、加熱面側に欠陥が存在しても検知は可能であることが示された。また、欠陥部周辺の温度勾配を計測できれば、欠陥の位置まで同定できることが予想される。

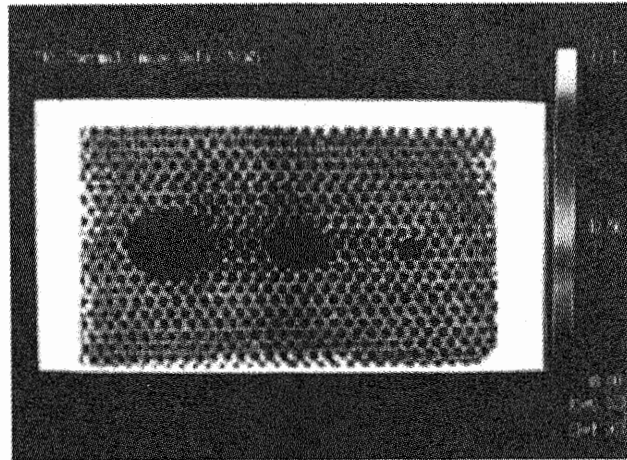


Fig. 6-27 (a) Thermogram of specimen with upper side flaw
(surface sheet: 0.25mm GFRP, core: aluminum)

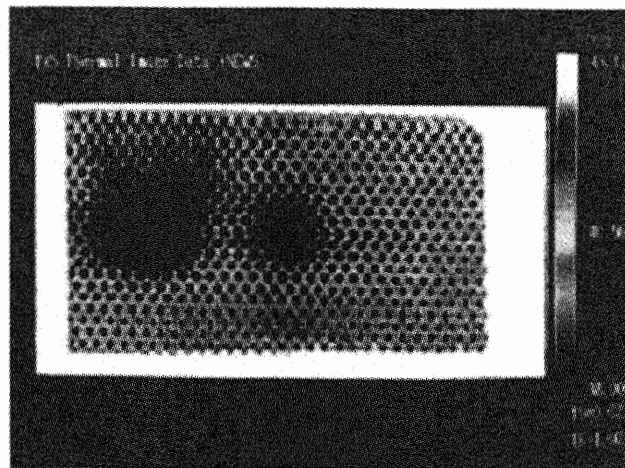


Fig. 6-27 (b) Thermogram detected from opposite side of specimen

6.5 欠陥検知を支援する画像処理システムの構築

前節までの実験において、赤外線画像法によってHSPのはく離欠陥を検知できることが示された。本手法は、赤外線画像の特異パターンから欠陥を検出することから、画像処理技術を切り離して考えることはできない。すでに白鳥らによる鋼板中の疲労き裂の検知⁽³¹⁾や、阪上らによるFRPのはく離欠陥検知⁽¹⁶⁾などの研究が進められている。

また、生の赤外線画像は、欠陥の存在による特異パターンだけではなく、加熱源や境界条件等の影響を受け複雑になっているため、熟練者以外は検知できないことがありうる。故に、熟練者が経験的に用いる処理をシステム化し、熟練者ではなくても検知できるようにすることは非常に有意義である。

本節では、生の赤外線画像から欠陥をより明瞭に抽出し欠陥検知をサポートすることを目的とし、HSPのはく離欠陥検知用画像処理システムを構築している。

6.5.1 画像処理⁽³²⁾⁽³³⁾

画像処理という言葉は、広義では画像の生成、伝送、記録、蓄積、解析、認識などの全てを含んだ言葉として用いられている。本研究で用いている赤外線映像装置によって、物体から放射される赤外線を検出して、その表面温度分布を熱画像として再構成することもいわゆる画像処理の一つである。

しかし、本節ではごく狭い意味での画像処理、すなわち画像の解析、認識、計測、理解およびそのために必要とされる画質の改善や画像の変換などを考え、赤外線映像装置で得た赤外線画像から、欠陥およびハニカム構造を確実に捉えるために行う各種処理を対象とする。

6.5.2 画像処理システムの概要⁽³¹⁾

赤外線映像装置で捉えた赤外線画像は、垂直方向199×水平方向256の50944画素で表され、それぞれ1画素につき階調数256（最高温度が画素値255、最低温度が画素値0）で表されている。本データをパソコンを介してEWSに転送し、画像処理を行う（図6-1参照）。プログラムは、C言語とCGI（Computer Graphics Interface）を用いて作られている。次節では画像処理システムの流れを示し、各機能について説明する。

6.5.3 画像処理システムの流れ

画像処理の機能は2値化・差分・平均化・エッジ検出等々様々なものがあり、

赤外線画像のタイプに応じて取舍選択しなくてはならない。

本システムでは、HSPの欠陥を抽出しそれを画像表示するために、様々な組合せを試みた結果、5つの単位画像処理機能（C言語では関数という）を、図6-28に示す順序で用いることとした。

欠陥を含まないHSPの赤外線画像（図6-29）を対象に本画像処理システムを適用した。以下に、各処理の説明と処理後の画像を示す。

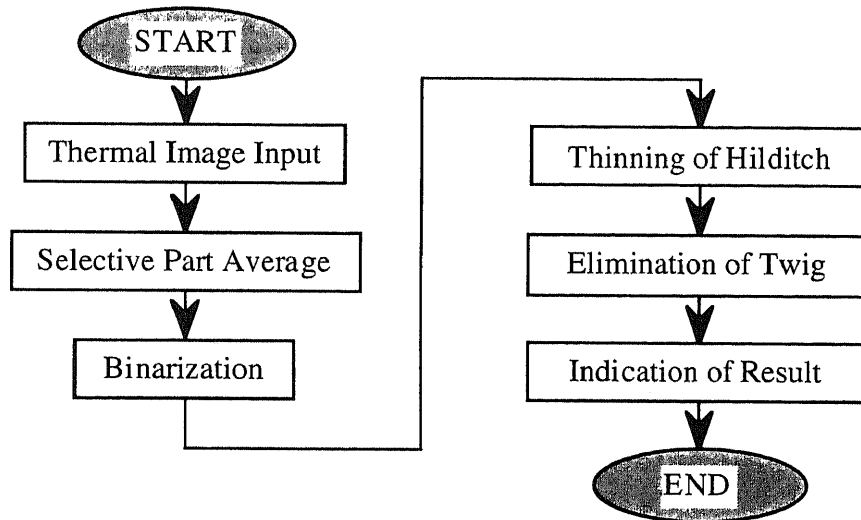


Fig. 6-28 Flow of image processing

6.5.3.1 選択的局所平均化処理

欠陥を抽出するにあたり、温度変化の大きい部分を強調する処理を行う。

各画素の周囲近傍の他、上下左右各斜め方向の計9つの局所領域内の分散を求め、それが最小になる領域の平均値をその画素の値とする。この処理によって、温度差を強調しながら、雑音を減少させることができる。

6.5.3.2 2値化処理

多階調画像において、画素濃度値がしきい値より大きいか小さいかで各画素の値を2つの値に変換する。しきい値はヒストグラムよりおおよその値を決定した後、2値化9画面表示機能を用いて適切なしきい値を決定する。（2値化9画面表示機能は、しきい値の異なる2値化画像を9画面見比べることのできる処理で、最小しきい値と刻み値を入力する。）さらに、処理後の画像を確認して、領域限定処理を用いてより細かい領域においてより適切なしきい値を設定する。以上の処理を繰返すことで最適なしきい値を決定し2値化処理を行う。2値化後の画像

を図6—30に示す。

この処理は、加熱面から欠陥検知面に伝導してきた熱量をあるしきい値で2値に区別するもので、健全部に較べて熱伝導が遅れると見られる欠陥部を抽出することが目的である。

6.5.3.3 細線化処理 (Hilditchの細線化)

細線化処理は、幅のある太い線を削って細い線にする処理である。2値化した後、画像データ中の赤画素の部分を細めていき、幅が1画素の線上領域(心線)を抽出する。細線化処理後の画像を図6—31に示す。

前処理までで抽出した欠陥およびハニカム構造に関する情報を整理し、形状を整えることを目的としている。

6.5.3.4 枝除去処理

細線化された2値画像において、長さL(ユーザー指定)以下の短い枝を除去する処理である。まず端点を検出し、その端点から最初に出会う分岐点又は交点までをトレースし、その間の距離がしきい値L以下であればトレースしてきた経路(枝)を消去する。枝除去処理後の画像を図6—32に示す。

欠陥およびハニカム構造を明瞭に抽出することを目的としている。

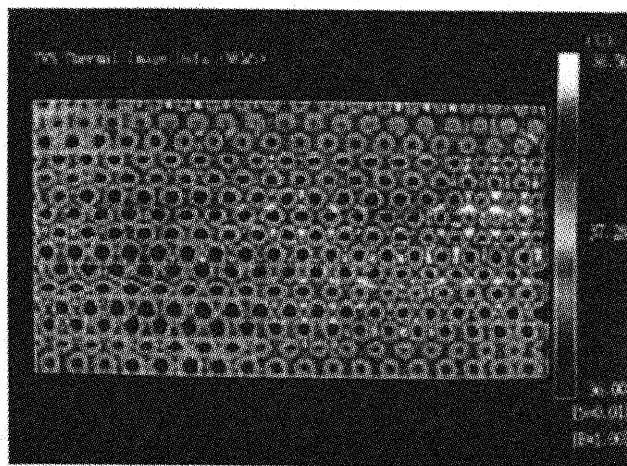


Fig. 6-29 Raw thermogram of honeycomb core

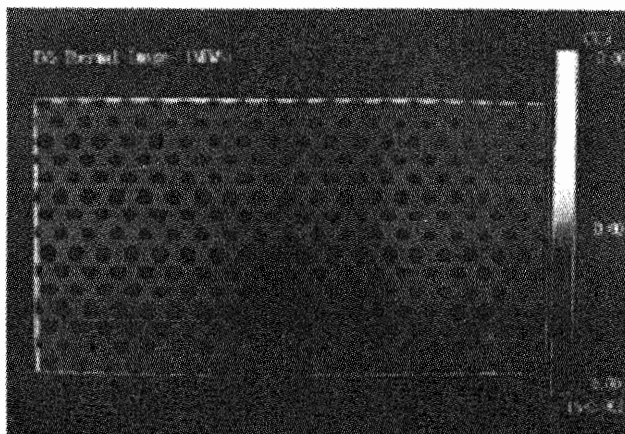


Fig. 6-30 Result image of binarization process

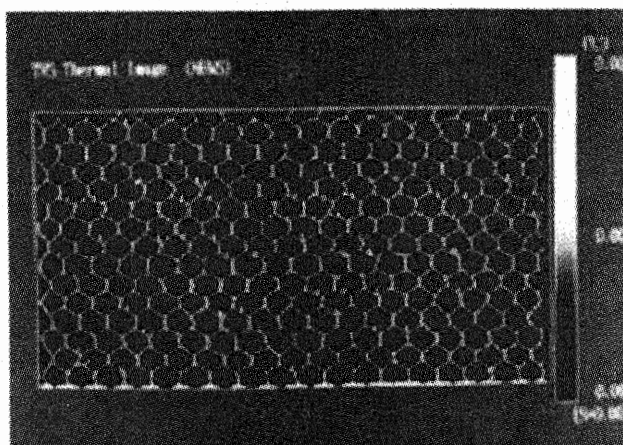


Fig. 6-31 Result image of thinning process

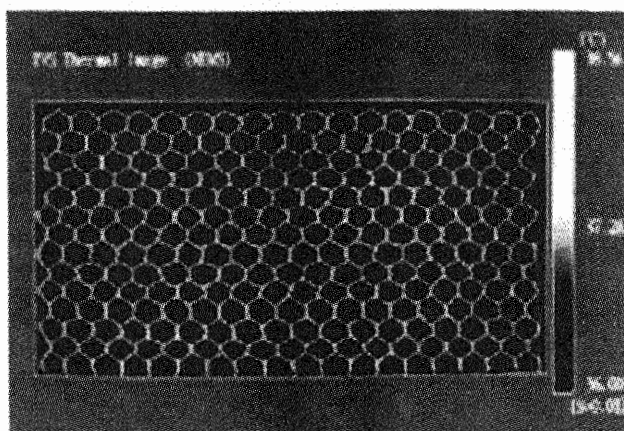


Fig. 6-32 Result image of elimination process

6.5.4 画像処理結果

欠陥が含まれているHSP試験片に対して、本システムを適用した例を示す。図6-33が赤外線映像装置で得られた生の赤外線画像であり、図6-34は画像処理後の画像である。生画像でははっきりと確認できなかった最小サイズの欠陥を抽出することができ、本システムの有効性が示された。

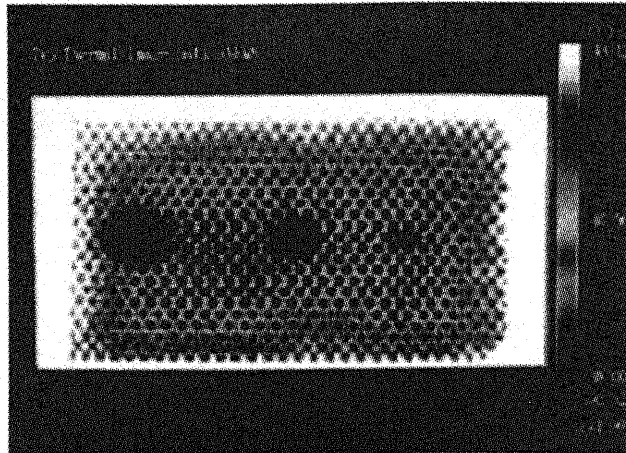


Fig. 6-33 Raw thermogram of specimen
(surface sheet: 0.25mm GFRP, core: aluminum)

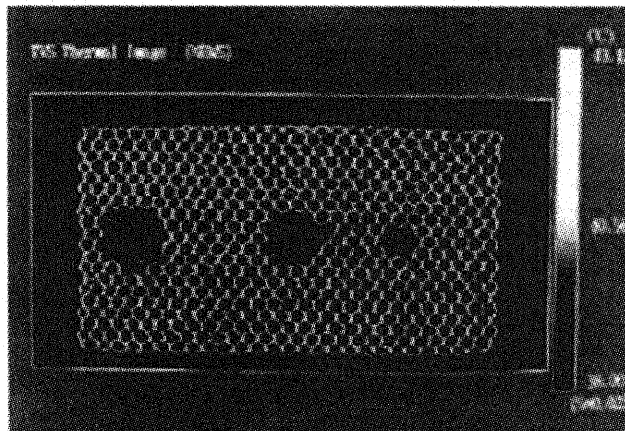


Fig. 6-34 Result of image processing

6.6 結 言

H S Pのはく離欠陥検知システムを構築した。本システムは、H S Pの表面温度を面測定できる赤外線映像装置と、画像処理を行うEWSで構成されている。

H S Pの製造工程・使用環境において想定される様々なはく離欠陥に対し、本手法は安全で簡単で確実につまり効率的に検知できることを示した。また、H S Pの構成パラメータによる検知能力への影響を調べた。

EWSを用いた画像処理によって、見えにくかった欠陥だけでなくハニカム構造を明瞭に抽出し、赤外線映像法には画像処理が有効であることを示した。

本非破壊検査システムの利点を箇条書きに挙げる。

- ・大掛かりな装置が必要ではなく、容易に行える。
- ・危険物質などを使うことなく安全である。
- ・広い範囲を同時に検知できる。
- ・リアルタイムに検知できる。
- ・様々な欠陥の検知ができる。
- ・構成パラメータの違いに関係なく欠陥の検知ができる。
- ・一度の測定で両面の欠陥を検知できる。
- ・様々な種類のハニカムコアに応用できる。

6.7 参考文献

- (1) 植村・河合・牧・渡辺編, 新しい複合材料と新技術, 現代化学・増刊8, 東京化学同人, (1986)
- (2) T. Sakagami, and K. Ogura, An Overview of Recent Japanese Activities in Thermographic NDT, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997), 216-219
- (3) 白鳥・三好・野田・中西, 赤外線映像装置によるき裂の検知, 日本機械学会論文集 (A編) 55巻511号, (1989), 538-542
- (4) M. Shiratori, Y. Takahashi and Q. Yu, Application of Infrared Thermography to Detection of Cracks, JSME International Journal, Series A, vol.37, No.3, (1994), 296-302
- (5) 菅野・井上, 熱弾性法による半だ円表面き裂の検出・評価, 日本機械学会論文集 (A編) 54巻503号, (1988), 1418-1423
- (6) 岡本・神永・刑部・小川・大岡・金谷・江藤, 赤外線放射温度計による表面微小線状欠陥の検出, 日本機械学会論文集 (A編) 55巻514号, (1989), 1324-1327
- (7) 白鳥・三好・丸山・中西, 赤外線映像装置を用いたリアルタイム応力測定, 日本機械学会論文集 (A編) 52巻478号, (1986), 1553-1558
- (8) 村上・吉村, 赤外線応力画像解析法による全応力分離解析システムの確立, 日本機械学会論文集 (A編) 61巻591号, (1995), 2482-2488
- (9) T. Sakagami, K. Ogura and S.Kubo, Visualization of Contact Stress Distribution Using Infrared Stress Measurement System, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997), 250-259
- (10) 白鳥・三好・丸山・中西, 赤外線映像装置を用いたき裂部材の応力拡大係数とJ積分の測定, 日本機械学会論文集 (A編) 53巻492号, (1987), 1699-1705
- (11) 白鳥・三好・野田・原田, 赤外線映像装置による応力拡大係数の測定, 日本機械学会論文集 (A編) 55巻509号, (1989), 159-164
- (12) 白鳥・三好・野田・中西, 赤外線映像装置によるJ積分の測定, 日本機械学会論文集 (A編) 55巻515号, (1989), 1646-1651
- (13) M. Shiratori, M. Miyoshi, T. Nakanishi, T. Noda and M. Harada, Detection of Cracks and Measurement of Stress Intensity Factors by Infrared Video System, JSME International Journal, Series A, vol.33, No.3, (1990), 400-408
- (14) N. Ogasawara, M. Shiratori, Application of Infrared Thermography to Fracture

- Mechanics, SPIE Vol.3056, Thermosense XIX, (1997), 201-212
- (15) 影山, 赤外線応用画像測定法のFRPへの応用, 材料科学26巻1号, (1989), 16-21
- (16) 阪上・小倉・山中, サーモグラフィックNDTによる複合材料の欠陥・損傷計測, 日本機械学会論文集(A編) 59巻565号, (1993), 2155-2162
- (17) T. Sakagami, and K. Ogura, A New Development of Thermographic NDT for Laminated Composites Using Contact Cooling of IR Transmissive Optical Solid, SPIE Vol. 2001, Nondestructive Inspection of Aging Aircraft, (1993), 78-87
- (18) 小笠原・白鳥, サーモグラフィを用いた構造部材欠陥評価に関する研究, 第1回サーモグラフィによる非破壊評価技術シンポジウム, (1995), 75-80
- (19) Y.Okamoto, C.Liu, H.Agu and T.Inagaki, Remote-sensing Visible and Infrared Method of Locating Underground Objects Using Thermal Image Technique, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997), 33-40
- (20) S.A.Ljungberg, The Information Potential Using IR-technology for Condition Monitoring of Reheating Furnaces within Steel and Iron Industry, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997), 133-145
- (21) L.Giesecke, Substation Component Identification for Infrared Thermographers, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997), 153-163
- (22) R.L.Predmesky and M.J.Zaluzec, Infrared in Automotive Applications, SPIE Vol. 3056, Thermosense XIX, (1997), 110-122
- (23) M. Shiratori, Q. Yu, Y. Takahashi and N. Ogasawara, Application of Infrared Thermography to Detection of Flaws in Honeycomb Sandwich Construction, JSME International Journal, Series A, vol.37, No.4, (1994), 396-402
- (24) 岸・岩波, ミクロの傷を追う, 丸善, (1989)
- (25) 阪上・小倉, ジュール熱による瞬時加熱温度場のサーモグラフィ計測に基づく非破壊欠陥計測, 日本機械学会論文集(A編) 58巻555号, (1992), 2224-2231
- (26) 岡本, 遠赤外線リモートセンシング熱計測法, コロナ社, (1994)
- (27) 國本, アルミニウム合金製サンドイッチ構造, 軽金属40巻5号, (1990), 390-405
- (28) Airbus Industrie, Aufschlussreiche zerstörungsfreie Prufung, Energie, Vol.46 No.10, (1994), 28-30
- (29) 岡本・神永・刑部・前川・石井・大岡・衛藤, 赤外線放射計による射度係

第6章 赤外線画像を用いた非破壊検査技術の開発

数の測定とその応用, 日本機械学会論文集 (B編) 57巻534号, (1991), 699-703

(30) 日本機械学会編, 機械工学便覧, (1987)

(31) 白鳥・桑嶋・高橋, 赤外線映像装置によるき裂の検知と画像処理, 日本機械学会論文集 (A編) 58巻556号, (1992), 2274-2279

(32) 画像処理とパターン計測技術, 日本機械学会編、朝倉書店, (1986)

(33) 森・塩野, BASIC画像処理プログラム150選, オーム社, (1988)

第7章 結 言

結言

本論文は、ハニカムサンドウィッチパネルの機械的特性および熱的特性を把握し、それぞれの簡易的評価方法を提案するものである。

HSPの剛性・降伏挙動・衝撃吸収・熱伝導・熱変形・非破壊検査を対象に研究を行った。以下にそれぞれの現象に関して、実験・理論解析・有限要素解析を行うことにより得られた知見および結論について記す。

- (1) Gibsonらの手法を応用し、ハニカムコアの9つの独立等価弾性定数を定めた。それぞれの定数は、素材材料の材料定数とコア密度（セルサイズとセル壁箔厚の比）で表すことができる。また、9つの等価弾性定数を弾性応力-ひずみマトリックスに代入することで、ハニカムコアの弾性挙動を簡単に再現できる弾性ハニカム要素を作成しその有効性を示した。
- (2) HSP曲げ変形時におけるハニカムコアの応力状態に着目し、ハニカムコアのせん断降伏条件を導いた。Hillの降伏条件式を利用することで、HSPの降伏挙動を簡単に評価できる弾塑性ハニカム要素を作成しその有効性を示した。
- (3) 準静的圧潰実験により衝撃吸収機構を観察し、有限要素法で逐次座屈現象を再現できるモデル（1/6接着モデル）を作成した。また、パラメトリックな解析と衝撃実験を行い、各種パラメータの組合せと衝撃吸収能力の関係を導きだした。本関係式を利用することで、衝撃吸収材料として条件に最も適したハニカムコアを選択できる
- (4) ハニカムコアの3軸方向等価熱伝導率を理論的に求め、構築した実験-解析ハイブリッドシステムによって検証した。本システムは、直交異方性材料の熱伝導率を求めることができる。また、得られた3軸方向等価熱伝導率を利用して、熱伝導・熱変形ハニカム要素を作成し、その有効性を示した。
- (5) 赤外線画像を用いて、HSPの様々な欠陥を簡単・確実・安全に検知でき

るシステムを構築した。本システムは、HSPの表面温度を面測定できる赤外線映像装置と、得られた赤外線画像に対し数種類の画像処理を効果的に行うことができるEWSによって構成されている。また、HSPの構成パラメータによる検知能力への影響を調べた。

2章、3章および5章で構築したハニカム要素について以下にまとめた。

- 1) ハニカムコアの細かい六角構造を意識することなく要素分割が行えるため前処理作業が容易である。
- 2) ハニカムコアを忠実に要素分割した詳細解析と比較して、大幅に精度を落とすことなく弾塑性・熱変形解析を行うことができる。
- 3) 節点数を削減できるため、今までに解析を行うことができなかった、ハニカムコアの特性（直交異方性・曲げ変形へのせん断剛性の影響など）を考慮した上での、全体構造解析が可能となる。
- 4) 節点数および要素数削減により、短い時間で解析できる。
- 5) 汎用有限要素法プログラムにて解析が可能である。

本研究により、身近な構造部材の一つとして認められてきたHSPの機械的および熱的特性の評価を、簡易的にかつ従来の手法と比較して大幅に精度を落とすことなく行えるようになった。時間およびコンピューター能力などの制限により詳細解析が行えず正確な評価を行うことができなかったHSPの材料設計に対して有効利用できる。

今後は、より簡便に曲げ剛性あるいは強度の評価が行えるようハニカム要素をソリッド要素からシェル要素に変換する、あるいは衝撃吸収能力を組み込みハニカムコアの主な特性を全て組み込んだ統一ハニカム要素を作成することなどが課題としてあげられる。

HSPあるいはハニカムコアは、今後も利用分野の広範化と使用方法の多様化を進めて行くと考えられるが、その都度、現象の根本となるメカニズムに着目し、諸特性を把握することおよび簡易的評価手法を確立することが重要である。

公表論文等

1. 発表論文：

- (1) Masaki Shiratori, Qiang Yu, Yoshiaki Takahashi, and Nagahisa Ogasawara, Application of Infrared Thermography to Detection of Flaws in Honeycomb Sandwich Constructions, JSME International Journal, Ser.A, Vol.37 No.4, (1994), 396-402
- (2) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強、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、63-608、（1997）、774-779
- (3) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強・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、63-616、（1997）、2575-2579
- (4) 小笠原永久・白鳥正樹・于強・宮野篤、簡易モデルを用いたハニカムサンドウイッチ構造材料の弾塑性解析、日本機械学会論文集A編、64-624、（1998）、2059-2064
Nagahisa Ogasawara, Masaki Shiratori, Qiang Yu and Atsushi Miyano, Elastic-Plastic Analysis of Honeycomb Sandwich Panel by Using Honeycomb Element, JSME International Journal, Ser.A, Vol.42 No.3, (1999), 381-387
- (5) 小笠原永久・白鳥正樹・于強・藏原鉄二、簡易モデルを用いたハニカムサンドウイッチ構造材料の熱変形解析、日本機械学会論文集A編、65-629、（1999）、127-132
- (6) 小笠原永久・白鳥正樹・于強・藏原鉄二、ハニカム材料の直交異方性熱伝導率評価、日本機械学会論文集B 2編、（印刷中）

2. 国際会議（*は差読あり）

- (1) * Masaki Shiratori, Qiang Yu, Yoshiaki Takahashi and Nagahisa Ogasawara, Detection of Flaws in Honeycomb Sandwich Constructions by Infrared Thermography, Advanced Technology in Experimental Mechanics, (1993), 83-88
- (2) * Nagahisa Ogasawara, Masaki Shiratori, Susumu Miyahara, Qiang Yu, and Atsushi Miyano, Modeling and Analyses of a Honeycomb Sandwich Construction,

- Computational Mechanics '95 (ICES95), (1995), 2365-2370
- (3) Nagahisa Ogasawara, Masaki Shiratori, Susumu Miyahara, Qiang Yu and Atsushi Miyano, Material Design and Strength Evaluation of Honeycomb Sandwich Structures, Japan-Korea Joint symposium Advanced Technology and Science, (1996), 169-175
- (4) * Nagahisa Ogasawara and Masaki Shiratori, Application of Infrared Thermography to Fracture Mechanics, SPIE Thermosense XIX, (1997), 201-212
- (5) * Nagahisa Ogasawara, Masaki Shiratori, Susumu Miyahara, Qiang Yu and Atsushi Miyano, Modeling Analyses of Honeycomb Buckling, Advances in Computational Engineering Science (ICES'97), (1997), 91-96
- (6) N. Ogasawara, M. Shiratori, Q. Yu and T. Kurahara, Thermal Deformation Analysis of Honeycomb Sandwich Construction, Joint Symposium between Sister Universities in Mechanical Engineering Advances in Mechanical Engineering Yeungnam University Korea, (1998) , 57-60

3. 講演会発表：

- (1) 白鳥正樹・高橋嘉明・小笠原永久、赤外線映像装置によるハニカム試験材の欠陥検出、日本機械学会関東学生会第32回学生卒業発表講演会論文集、(1993)、69-70
- (2) 白鳥正樹・高橋嘉明・小笠原永久、赤外線映像装置によるハニカム構造材の欠陥検出、日本機械学会第70期通常講演会論文集、(1993)、548-550
- (3) 白鳥正樹・于強・小笠原永久、スポット溶接構造物における新しい継ぎ手要素の提案、日本機械学会第6回計算力学講演会、(1993)
- (4) 白鳥正樹・于強・小笠原永久、継ぎ手要素を用いたスポット溶接構造物の解析、日本機械学会第71期通常総会講演会、(1993)
- (5) 白鳥正樹・于強・高橋嘉明・小笠原永久、赤外線映像と画像処理を用いた欠陥検知システム、日本計算工学会第18回構造工学における数値解析法シンポジウム、(1994)
- (6) 于強・白鳥正樹・小笠原永久、影響関数法を用いた簡易有限要素法解析に関する研究(表面実装部品とスポット溶接構造物への適用)、(1994)
- (7) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強、ハニカムサンドウイッチ構造材料の座屈解析、日本機械学会第7回計算力学講演会、(1994)、111-112

- (8) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強、ハニカム構造材料の逐次座屈現象に関する研究、日本機械学会第72期通常総会講演会、(1995)、143-144
- (9) 小石正隆・小笠原永久・白鳥正樹、均質化法によるハニカムサンドウイッチ構造材料の熱伝導解析、日本機械学会第8回計算力学講演会、(1995)、147-148
- (10) 小笠原永久・白鳥正樹、サーモグラフィを用いた構造部材欠陥評価に関する研究、日本非破壊検査協会第1回サーモグラフィによる非破壊評価技術シンポジウム、(1995)、75-80
- (11) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強、ハニカム構造材料の逐次座屈現象、日本機械学会第8回計算力学講演会、(1995)、105-106
- (12) 小石正隆・小笠原永久・白鳥正樹、均質化法を利用したハニカムサンドウイッチ構造材料の熱伝導解析、日本計算工学会第1回日本計算工学会講演会、(1996)、499-500
- (13) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強・宮野篤、ハニカム構造材料の衝撃吸収機構に関する研究、日本機械学会第9回計算力学講演会、(1996)、177-178
- (14) 小笠原永久・白鳥正樹・宮原進・于強、ハニカム構造材料の衝撃吸収能力、日本機械学会第10回計算力学講演会、(1997)、475-476
- (15) 藏原鉄二、小笠原永久・白鳥正樹、ハニカムサンドウイッチ構造材料の熱変形解析、日本機械学会第10回計算力学講演会、(1997)、377-378
- (16) 小笠原永久・白鳥正樹・宮野篤・宮原進・藏原鉄二、ハニカム材料の簡易構造解析モデルに関する研究、日本機械学会材料の強度と破壊に関するモデリング/シミュレーション/マルチメディアシンポジウム、(1997)、65-68
- (17) 小笠原永久・藏原鉄二・白鳥正樹、ハニカム構造材料熱変形の簡易解析、日本計算工学会第3回日本計算工学会講演会、(1998)、1027-1030
- (18) 小笠原永久・白鳥正樹・藏原鉄二、直交異方性材料の熱伝導率測定と簡易熱変形解析、日本機械学会M&M'98、(1998)、189-190
- (19) 小川和洋・小笠原永久・于強・白鳥正樹、ハニカムサンドウイッチ構造材料の弾塑性解析、日本機械学会M&M'98、(1998)、167-168
- (20) 小笠原永久・白鳥正樹・藏原鉄二、直交異方性材料の熱伝導率評価、日本非破壊検査協会第2回サーモグラフィによる非破壊評価技術シンポジウム、(1998)、70-75

謝辞

本論文を作成するにあたり、下記に紹介する方々をはじめとする多くの方のご指導、ご助言、ご援助をいただいたことに深く感謝いたします。

学部4年生として白鳥研究室に所属して以来、大学院学生、助手と私の立場は変わりましたが、終始研究に対する適切かつ暖かいご指導をいただくとともに、研究以外についても大変多くのことを学ばせていただきました白鳥正樹教授に、心より感謝いたします。また、于強助教授には、研究はもちろんのこと、それ以外においても懇切丁寧なご指導をいただき、大変感謝しております。秘書の廣田光さんには、様々な面で直接的または間接的に支えていただき、感謝しております。

また、本論文の審査を通じて貴重なご意見とご指導をいただいた、東京大学中桐滋教授（横浜国立大学併任教授）、建設学科角洋一教授、生産工学科川井謙一教授、生産工学科今野紀雄助教授に対して、深く感謝いたします。

接着はく離実験についてご指導いただきました、青山学院大学の隆雅久教授、小川和雄助手（現水産大学校講師）、衝撃座屈に関する実験についてご指導いただきました、岐阜大学の後藤学教授、山下実助手、赤外線サーモグラフィに関する数々のご助言をいただきました、大阪大学の阪上隆英助教授、振動特性に関する実験について細部にいたるまでご指導いただきました、生産工学科高田一教授、松浦慶総助手、熱伝導率の測定実験に関してご指導いただきました、生産工学科鳥居薫教授に感謝いたします。

本研究を行うにあたり、試験片および研究資料の提供だけでなく、多くのご協力をいただきました、昭和飛行機株式会社の野口元氏、廣崎邦彦氏、宮原進氏、諸岡昭一氏他多くの皆様に感謝いたします。赤外線映像装置使用の便宜をはかって下さった、日本アビオニクス株式会社の中西孝氏、加藤久和氏、望月潤氏他多くの皆様に感謝いたします。衝撃実験に関しご協力いただいた、日本発条株式会社の米山徹氏他多くの皆様に感謝いたします。ご援助いただいたトステム財団に感謝いたします。

故柏村孝義博士には、研究に関するご助言をいただくとともに、研究その他に対する姿勢、考え方など、多くのことを学ばせていただきました。感謝申し上げますとともに、氏のご冥福を心よりお祈り申し上げます。高橋嘉明氏（東京電力株式会社）には、学部生時代から現在に至るまで、公私にわたり数多くのご指導、ご助言をいただき、深く感謝いたしております。相田宗行氏（株式会社間組）、宮野篤君（株式会社日立製作所）、藏原鉄二君（デンソー株式会社）、小川和洋君

(横浜国大大学院)、梶原彰人君(横浜国大大学院)、渡辺俊彦君(オーテックジャパン株式会社)、影山雄介君(株式会社アマダエンジニアリングセンター)、楊巍君(凸版印刷株式会社)、福本武文君(日立情報ネットワーク株式会社)、光岡龍太君(横浜国大)とは、問題を共有し解決することで研究を進めることができました。深く感謝いたします。小石正隆博士(横浜ゴム株式会社)、後藤仁一郎博士(学術研究員)、矢島秀起氏(株式会社本田技術研究所)には、研究に関することあるいはそれ以外のことでも多くのアドバイスをいただきました。深く感謝いたします。また前助手の村山昭平氏、加賀靖久氏(古川電工株式会社)、金田章氏(防衛庁)、酒井秀久氏(富士通株式会社)をはじめとする白鳥・于研究室の諸先輩、皆さんには、様々な面でご協力をいただきました。ありがとうございます。

様々な面で支えになってくれた両親および木下家の皆さん、また仕事に関する良い刺激を与えてくれる妹に感謝します。最後に、研究を進めるうえで惜しみない協力を、陰日向において行ってくれ、力づけてくれた妻恵美子に感謝します。