

Title	積層複合材料構造設計のための思考型有限要素法に関する研究
Author(s)	辻上, 哲也
Citation	大阪大学, 1995, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3108084
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

積層複合材料構造設計のための
思考型有限要素法に関する研究

1995年 8月

辻 上 哲 也

目 次

第 1 章 緒 論	1
1.1 複合材料の歴史的背景	1
1.2 複合材料と構造解析	2
1.3 複合材料設計と最適化	3
1.4 研究目的及び本論文の構成	7
第 2 章 異方性理論に基づく物性値算出システム	10
2.1 緒 言	10
2.2 複合材料の構造設計システムについて	10
2.3 複合材料の構造解析手法	12
2.3.1 複合材料の力学的特性	12
2.3.2 三次元構造物における積層材料の繊維配向角の取扱い	16
2.3.3 積層複合材料の二次元モデル化手法	19
2.4 理論的物性値算出	24
2.4.1 一方向繊維強化複合材料の基本物性値	24
2.4.2 一方向繊維強化複合材料の強度	29
2.4.3 ランダム繊維強化複合材料の基本物性値	30
2.4.4 ランダム繊維強化複合材料の強度	32
2.5 積層板の等価物性値の算出	34
2.6 実験的物性値算出	36
2.7 物性値算出システム	39
2.8 結 言	43
第 3 章 複合材料設計のための思考型有限要素法	45
3.1 緒 言	45
3.2 思考型有限要素法について	45
3.3 思考型有限要素法プログラム化手法	48

3.4	解析結果	51
3.4.1	曲げ荷重のみを受ける積層平板の場合	51
3.4.2	曲げと引張荷重を受ける積層平板の場合	57
3.5	最適材料構成決定手法	63
3.6	結 言	65
第4章	繊維配向角構成の決定	66
4.1	緒 言	66
4.2	繊維配向角構成決定手法	66
4.3	解析結果	71
4.3.1	一様面圧を受ける平板の場合	71
4.3.2	内圧・引張・ねじり荷重を受ける円筒の場合	76
4.4	結 言	79
第5章	実構造物への適用	80
5.1	緒 言	80
5.2	CFRP製センターピラー	80
5.3	センターピラーの力学的挙動解析	83
5.3.1	静的挙動解析	83
5.3.2	静的試験及び結果	93
5.3.3	破壊挙動解析	96
5.3.4	破壊試験	103
5.4	繊維配向角構成の決定と評価	105
5.5	結 言	108
第6章	結 論	109
	謝 辞	112
	参考文献	113
	発表論文	119

第 1 章 緒 論

1.1 複合材料の歴史的背景

複合材料は、種々の材料を組み合わせて、素材単体よりも優れた特性を有する材料と定義できる。材料を複合化する考えは古く、例えば紀元前 9000 年ごろには、粘土に砂や雲母を混ぜることによる土器が作られていた。紀元前 2000 年ごろには、エジプトで粘土にわらや砂を混ぜ合わせた日干しレンガが使用されている。わが国においても古くから家屋の土壁にわらを混ぜる、いわば短繊維強化複合材料が使用されてきた。また、自然界においても、竹わらや樹木等の植物、血管や心臓、筋肉、骨などの生体材料は、巧みな複合材料と考えることができる。このように古くから利用されてきている複合材料ではあるが、20 世紀初頭、石油化学の発達によるプラスチックなどの合成材料が考案されてから、近代的複合材料が開花したと言える。現在では、ガラス繊維や炭素繊維に代表される弾性率や強度に優れた強化材が研究・開発され、これらの強化材と樹脂を組み合わせた繊維強化プラスチック（FRP）やタイヤで代表されるような混成複合材料（ハイブリッド材）などが広い分野で使用されている。

1940 年以來、今日までを三つの世代に大別すると、1960 年までの第一世代では、強化材は安価なガラス繊維、マトリックスは不飽和ポリエステル樹脂やエポキシ樹脂で代表される熱硬化性樹脂の組合せ、成形法はハンドレイアップ法、スプレーアップ法から大量生産が可能なモールドイングコンパウンド法、フィラメントワインディング法などの手法が開発された。ガラス繊維は、1942 年米国 Pittsburgh Plate Glass 社で偶然に開発されたもので、現在でも強化材として用いられている代表的なものであろう。この世代の材料は軽量化を目指し、用途として住宅・建築資材、輸送資材、タンクなどの分野が主である。1960 年に開発されたボロン繊維の先駆けで第二世代が始まり、1970 年代に入り炭素繊維、アラミド繊維等が開発され、航空・宇宙をはじめ多くの分野への進出が行われた [1]。本世代の材料は、高強度、高剛性の特性が重視され、エポキシ樹脂やポリイミド樹脂が用いられた。また、一方向強化材や短繊維強化材の剛性や強度などの理論的考察が盛んに行われたのもこの時期である [2]–[16]。第三世代では、熱可塑性樹脂の使用が主な特徴と言えよう。熱可塑性樹脂は、硬化反応を伴わないドライプロセスのため、成形サイクル時間を短くすることができ、熱硬化性樹脂に比較して、じん性、耐衝撃性が良好な材料を製作することができる。また、耐熱性の改良により、成形性の改善や原料保管の簡便さなどの優れた特徴を持たせることができる。このように各世代において進歩してきた材料であるが、今日、繊維強

化プラスチックが有している代表的な長所と短所を以下に示す。

Table 1.1 Strong points and weak points of FRP

長 所	<ul style="list-style-type: none"> ・ 成形性が良い ・ 一体成形が容易 ・ FRP 部品間の接着性が良好なため組立が容易 ・ 耐薬品性, 耐食性 ・ プレス成形が容易
短 所	<ul style="list-style-type: none"> ・ 耐熱性に劣る ・ 疲労強度が低い ・ 積層材の層間せん断強度が低い ・ 成形による残留ひずみや応力を生ずる

現在では、繊維強化複合材料は、高性能かつ軽量化が要求される航空・宇宙分野はもちろんのこと、ボート、スポーツ、レジャー等に幅広く応用されるようになり、従来の二次的強度部材としての利用から一次的強度部材としての適用が盛んになりつつある。また、強化材が三軸配向された立体的織物を基材とした三次元複合材料のような新しい材料の開発も行われている [17][18]。このように、繊維を強化材とする繊維強化複合材料は、構造材としても多く使用されるようになり、ますます需要が増加するものと考えられる。

以上のように、繊維強化複合材料は日々開発が進められ、様々な分野に適用されつつある材料であるが、繊維方向とそれと直角方向の強度差は 10～100 倍もあるため、その設計にはこれらの強度特性を考慮する必要がある。金属材料のような等方性材料とは異なった異方性体の取扱いが必至である。また、複合材料は、異種材料による特異な応力集中やカップリングなどの予期せぬ挙動を示すことがあるため、それらを予め把握するための構造解析システムが必要となる。

1.2 複合材料と構造解析

構造物の設計を行う場合、その信頼性及び安全性を評価する必要がある。特に、負荷による構造物の応力や変形などを解析するためには、複雑な力学的挙動シミュレーションを行う必要がある。一般的には、固体力学、流体力学、熱力学などにより、その挙動が解析されるが、複雑な形状の構造物になると容易に解析でき

ない。したがって、現在では有限要素法などの構造解析手法が広く用いられてきている。

有限要素法は、1956年 Turner, Clough, Martin と Topp らによりその概念が提案され [19]、ほぼ同時期に Argyris と Kelsey らによってもエネルギー原理に基づいた同様の概念が提案され [20]、一連の論文として発表された。1960年代、コンピュータの発達に伴い、有限要素法は広く利用されるようになり、有限要素法の再定式化 [21]–[23] や、有限要素法に関する多くの著書が出版された [24]。また、曲げ要素や曲面要素を含む種々の要素が開発され、アイソパラメトリックの概念が導入されたのもこの時期である [25][26]。その後、様々な問題への適用が検討され、一次元及び二次元問題から三次元問題へと移行し、線形問題だけでなく非線形問題、非定常問題が解決できるようになった [27]–[34]。現在では、航空・宇宙、原子力分野など、安全性や信頼性が重要な分野から一般構造設計分野に至るまで幅広く利用されている [35]。また、コンピュータの高速化、大容量化に伴い、種々の汎用解析コードが開発され、パーソナルコンピュータにおいても解析可能とするための演算時間や記憶容量を大幅に削減できる手法が提案されている [36]–[38]。

有限要素法を複合材料構造設計に適用するための研究も行われており、金属などの等方性材料とは異なった異方性や材料非線形性等の力学的特性を加味したプログラム開発が行われている [39][40]。また、複合材料は、繊維強化プラスチックのように積層材料として使用される場合が多く、各層の応力評価などを考慮した専用のプログラムが開発されている [41]–[43]。今ではパーソナルコンピュータ用にも開発され、静的から動的問題に至るまで種々の問題に対して適用できるようになってきている [44]–[47]。このように、複合材料の解析分野においても、様々な解析手法が提案されつつあるものの、材料非線形性や残留応力、破壊挙動などの複雑な問題が多く存在し、それらの解析手法が確立されていないのが現状である。

1.3 複合材料設計と最適化

最適化は数学的な立場からその手法が研究されたのは、最急降下法や変分法の等周問題に関する解法を見出した Galileo, Euler, Lagrange および Hamilton に始まる。20世紀に入って線形計画法、動的計画法等の手法の開発が行われ、コンピュータの発展に伴い大きく進展した。

最適設計を実構造物に適用するには、先に述べた有限要素法などの構造解析が実施される場合が多い [48]。構造解析を含む最適設計では、数理計画法のための設計感度解析がコンピュータ負荷のほとんどを占めるため、その効率の良否が大規模な実用レベルでの最適化の成否を左右することになる。構造最適設計手法の

実用上重要となる曲面シェル要素の板厚及び幾何学形状を設計変数とする場合を対象に、Brockmanらの手法を拡張した曲面アイソパラメトリック・シェル要素の効率的な設計感度解析法の提案が行われている [49]。また、実用という観点から、汎用解析コードを利用した領域最適化のための解析手法の研究 [50]–[52] や有限要素法による感度解析と逐次線形計画法を利用したタービン翼の局所応力を最小化する羽翼・翼溝形状を求めた研究などがある [53]。さらに、線形問題だけでなく、荷重増分形弾塑性有限要素解析を対象とした設計感度解析法の提案とその形状最適化への応用 [54] や信頼性に基づく最適形状設計問題を定式化した研究などが行われている [55]。

最適値を求めるには、最適化すべき項目を定式化する必要がある。しかしながら、現実的には多くの制約条件や問題の複雑さのため、最適化すべき項目が定式化できない場合が多い。例えば、目的関数の具体性に欠ける設計問題は、厳密に定式化することができず、最適解を求めることが困難である。また、局所的な解に陥ることも多い。数理計画法による設計最適化の適用も多方面で行われている。しかし、設計対象物の構成や組合せを扱ったり、それに付随する形状や寸法を連動して操作するには、数限りない組合せを数量的に系統立てて探索することが困難である場合が多い。したがって最近では、学習、推定機能を有するニューラルネットワーク、生物の進化過程をアルゴリズム化した遺伝的アルゴリズム、知識データベースを基にした AI 技術と最適化手法との融合を試みた研究などが注目されている。

ニューラルネットワーク (NN) が最適化のモデルとして注目され始めたのは、Hopfield のモデル [56] や Hinton と Sejnowski らによるボルツマン・マシン [57][58] の提案以後のことである。構造最適化問題においては、関数評価のための多大な数値解析を必要とするが、NN を用いた関数近似によりこの解析回数を減少させ、最適化の効率を向上させることが可能である。NN の FRP 弾性係数設計への応用として、設計者の要求する弾性係数の値を有する素材やアングルプライ繊維強化材の繊維含有率や配向角を決定する逆問題に NN を適用した研究がある [59]。また、トラス構造物を対象に、部材断面積を離散的設計変数とする最小重量設計問題と最大剛性設計問題を取り上げた研究などが挙げられる [60][61]。

遺伝的アルゴリズム (GA) は、1975 年に Holland によりその著書の中で進化的適応システムとして提唱されたものである [62]。その後、Goldberg による入門書の出版 [63] をきっかけに多くの研究者が現出した。GA は大局的最適点を見つけ出すのに効果的で、組合せ最適化問題への適用が容易である特徴を有する。非凸な設計空間を有する最適設計問題や組合せ最適化問題へ適用した研究が数多く見られ、概念設計レベルでの最適化への応用の可能性もある。また、トラス構造やラーメン構造のトポロジー最適化手法の提案などがなされている [64][65]。

知識システムにおける最適化は、大域的には非線形数理計画法と NN, GA などの中間に位置するもので、例外的取扱いやミクロ的挙動の解析が簡単に行え、発見的アルゴリズムを数多く生成検証可能である。従来最適化手法が GA なども含めて、モデル化及び解析に関する知識と最適化に関する知識が分離しており、その中には重複した知識が別の形で記述されていた。そこで、オブジェクト指向による知識システムの構築が行われるようになってきた [66]–[69]。

さて、複合材料は二種類以上の素材を組み合わせた材料で、材料設計により積極的に力学的特性が付与され、新しく「機能的構造材料」、「能動的構造材料」としての単一材料では実現できない優れた特性を有することは前述した。しかしながら、繊維強化複合材料の特性は極端な異方性を示し、異方性理論が必要となることから、複合材料の構造強度設計の困難さがある。一方、繊維の種類や含有量、繊維配向角等の設計変数が多いので、最適設計問題としても興味ある材料と言える。繊維強化複合材料は、金属材料にはない多くの利点を有するが、構造材料として最適な材料構成や繊維配向角を考えなければ、それらの利点も致命的な欠点となることがある。

巨視的な材料設計では、構造物における設計変数として以下のようなものが挙げられる。

1. 材料の力学的性質
2. 部材の結合状態、部材数
3. 構造物の形状、幾何学的配置
4. 断面寸法、部材の大きさ

上記の設計変数は、複合材料における物理的性質として以下のようなものに置き換えることができる。

1. 強化材と母材の性質（繊維、樹脂等）
2. 強化材の形態（一方向性材、マット材、クロス材等）
3. 強化材の構成比率（繊維含有率等）
4. 強化材の配置（繊維配向角、積層順序等）

繊維強化複合材料設計は、上記のような強化材や母材の組合せにより、特定の応用に適した材料創造の可能性を有している [70]–[74]。特殊な積層構成をもつ複合材料パイプについて、曲げ・ねじり荷重下でたわみを零にする特異な変形挙動を実現させることも可能であり [75]、繊維や樹脂の種類、繊維配向角、繊維含有率などの制約条件をいかに取り扱うかが、繊維強化複合材料の最適設計を行う上

で重要となる。

また、設計の優劣を設計変数の関数として数量的に表した目的関数は、複合材料設計において以下のようなものが考えられる。

1. 重量最小
2. 構造の強度又は剛性を最大
3. 価格最小
4. 信頼性を最大

多方向積層板の強度の不連続性を考慮し、 0° 、 90° 、 45° 、 -45° の4方向の繊維配向角を有する対称積層板について、面内応力負荷下での最大強度を与える積層構成を求める最適設計手法の検討 [76] や、積層複合材料が対称や直交異方性であるとき、積層構成の関数となる面内剛性や曲げ剛性、座屈強度の最適設計を行った研究などがある [77]。また、確率的変動荷重下において、信頼性を最大にする積層板の最適繊維配向角を決定する手法の提案も行われている [78]–[83]。

日々、研究・開発が進められている複合材料に対して、材料特性、製造方法、試験方法などに柔軟に対処する必要があるため、知識ベースとしたエキスパートシステムの開発が行われている。オブジェクト指向型アプローチもその一つで、人工知能の技術を構造工学の分野に応用することを考え、AI技術のなかでも知識の構造的記述に優れたオブジェクト指向による構造解析手法が提案され、はりの変形解析システムが構築されている [84]。また、構造要素の物理的実体をオブジェクトによってモデル化することにより、構造の変形挙動の解析を行うシステムが構築されている [85]。オブジェクト指向のアプローチを導入することにより、構造解析の知識データベースの構築が可能で、幾何学的非線形性などの複雑な要因も簡単に処理できるなど、柔軟な解析システムになるものと考えられる。

繊維強化複合材料の最適化は、設計対象物の構成や組合せを扱うものであるため、膨大な組合せを数量的に系統立てて探索し、その最適値を得る必要がある。そこで、最適化手法として注目されているオブジェクト指向によるシステムにAIを導入したり、遺伝的アルゴリズムの応用が行われている。例えば、一方向FRP積層板の剛性最適化を支援するエキスパートシステムをオブジェクト指向言語で開発し、ボルト負荷積層板に補強板を張り付けることで応力集中を低減することを目的としたシステムの構築 [86][87] やそのシステムに遺伝的アルゴリズムを適用し、遺伝的アルゴリズムに立脚したいくつかの改良アルゴリズムの提案を行った研究がある [88]。

以上のように、有限要素法や境界要素法を中心とする計算力学が発達し、複雑な構造物に対する解析が行われ、最適化ルーチンの組込による構造最適化もある

程度可能になりつつある。また、繊維強化複合材料のような異方性材料も取り扱うことが可能になってきている。しかしながら、それらは航空機等の特定の構造物に限定されたものや実構造物に対して柔軟に対応できないものがほとんどであり、設計の可能性も含めて研究が行われているのが現状である。また、材料設計にあたっては、素材選択や積層構成、繊維配向角の決定、成形方法、接合法など設計変数が極めて多い。そのため、設計者は多くの試行錯誤を繰り返す設計にならざるを得ない。すなわち、熟練者の知識が必要となる。したがって、容易に設計・生産するには、複合材料の高度な専門家でなくても簡便に解析できる設計システムの構築が重要であると考えられる。

1.4 研究目的及び本論文の構成

複合材料の構造解析には有限要素法が有利で、また、最適化の実用化には有限要素法などの構造解析が必要であることは前述した。有限要素法では、データ作成や結果表示のためのプリ・ポストプロセッサが不可欠であり、現在、等方性材料用のプリ・ポストプロセッサは完備されつつある。しかしながら、複合材料の場合は、繊維配向角の入力や材料指定など未だ問題がある。さらに、複合材料の構造解析を行う上で、弾性係数やポアソン比、材料強度などの材料物性値の入力は、異方性などのパラメータの多様性から容易ではない。また、材料実験などから入力に必要な材料物性値をすべて求めるのは不経済であり、板厚方向の実験は試験片の採取の点から不可能に近い。そのため、等方性材料と等価なものとして解析されたり、推定を基に算出した物性値を使用している場合が多い。したがって、複合材料の物性値入力に着目したプリプロセッサの開発は、構造解析の実用性という観点から非常に有用であると考えられる。

また、複合材料構造設計は、材料最適化を行うための物性値の決定から板厚、形状、繊維配向角などに至るまで多様性があり非常に困難である。また、繊維配向角の比率、すなわち、 0° 、 $\pm 30^\circ$ 、 $\pm 45^\circ$ のシート状の材料を積層する場合には、それら配向角の材料配分割合が最適設計計算で得られるが、積層順序を決定することは不可能であり、製作者や設計者の勘に頼る以外にその方法はなかった。一部、形状の最適化などのプログラムも市販されているが、これらは応力低減のみに着目したものであり、最適材料決定など形状以外の変数が考慮されていない等の問題があった。

そこで、本研究ではこれらの現状を鑑み、複合材料設計のための構造解析支援システムを構築し、材料最適化からこれらの積層順序や材料選定の問題を解決するだけでなく、価格や重量などほかの設計変数も考慮することができる新たな手法の提案とプログラム開発にある。開発システムは、有限要素法にAI（人工知

能)的要素を組み込むことにより、最適な材料構成や繊維配向角構成を得るところに特徴がある。

本論文は全6章で構成されており、本論文の流れを Fig. 1.1 に示す。

第1章では、本研究の背景及び目的について述べると共に、本論文の構成を示している。

第2章では、構造解析に必要な複合材料の力学的特性、一方向繊維強化複合材料やランダム配向繊維強化複合材料の理論的物性値算出法を示すと共に、それらの理論式を組み込んだ物性値算出システムの構築を行い、その有効性について述べている。

第3章では、積層複合材料に対して、その構造解析を有限要素法で実施し、応力状態を考慮しながら最適材料を選択する新たな概念に基づく思考型有限要素法の提案を行い、そのプログラムを構築している。また、それにより自動的に設計目標値を満足する積層構成を決定し得ることを例解析により示すと共に、設計目標値として強度以外に重量、価格を考慮した場合の積層構成の決定手法についても検討を行い、その有用性を示している。

第4章では、繊維強化複合材料の繊維配向角構成を決定するためのシェル要素を用いた思考型有限要素法を提案している。例として、面圧を受ける境界条件の異なる積層平板と内圧やねじりなどの複合荷重を受ける円筒の解析を行い、構造物の境界条件や設定荷重に対応した繊維配向角構成が決定できるなど、積層構造物に対して本手法の有効性を示している。

第5章では、実構造物への適用を図るため、CFRP製センターピラーを取り上げ、その力学的挙動解析と最適積層構成の決定を行っている。力学的挙動解析では、静的破壊試験との比較により、解析モデルと物性値評価手法の妥当性を示している。次いで、思考型有限要素法により繊維配向角構成の決定を行い、その積層構成によるセンターピラーの破壊挙動解析を行っている。最適積層構成による結果は、一般的に最良とされている疑似等方性材よりも高強度となり、提案手法の実構造物への適用性を明らかにしている。

第6章では、総括として各章で得られた成果をまとめている。

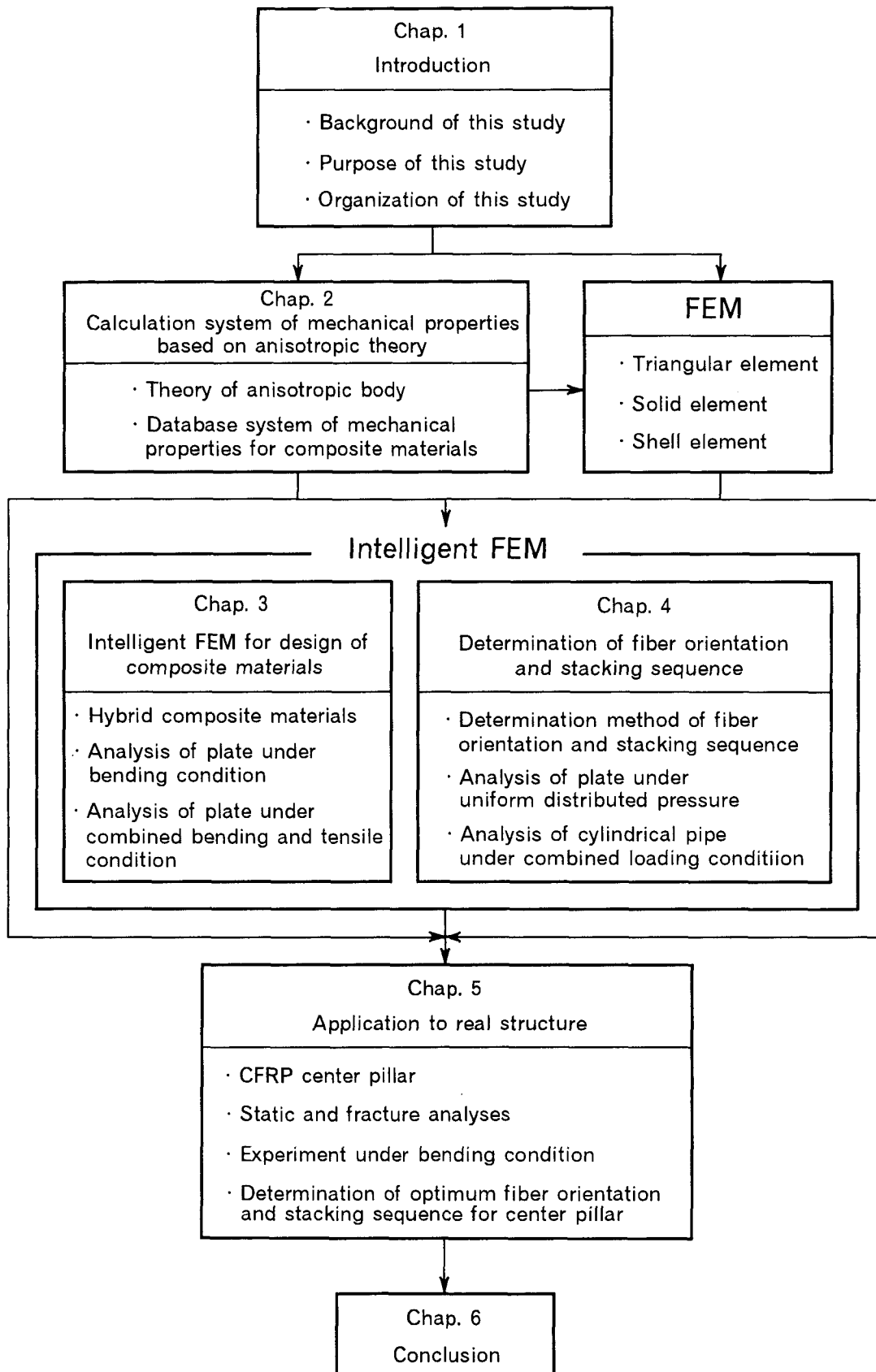


Fig. 1.1 Flow chart of this study

第2章 異方性理論に基づく物性値算出システム

2.1 緒言

近年のパーソナルコンピュータやワークステーションの発達が目覚ましく、以前では大型コンピュータが必要な解析も容易に行えるようになってきた。パーソナルコンピュータやワークステーションを利用して、繰り返し計算を行うことにより最適な設計資料を得る手法は、今後とも大幅に拡大するものと考えられる。

有限要素法を用いて構造設計を行う場合、物性値や要素分割及び座標データ、境界条件等、数多くの入力データを作成する必要がある。特に、複合材料構造の最適化を図る場合には、構造物の応力や変形に及ぼす繊維の種類や含有率の変化等の影響を解析することが多い。しかし、解析の都度、物性値を実験から求めたり、文献より検索して入力データを作成していたのでは非常に効率が悪い。したがって、入力すべき物性値を理論式より求めたり、実験結果から非線形物性値等が自動的に算出できれば、複合材料設計において面倒であった物性値決定が容易に行えるものと考えられる。そこで、理論的に扱える量を明確にし、設計変数の多い材料物性値算出に対して有効なシステムを構築することを本章の目的とした。以下、異方性理論に基づいた複合材料の力学的特性並びに解析のためのモデル化手法及び開発システム例について記述する。

2.2 複合材料の構造設計システムについて

金属のような等方性材料を用いた構造設計では、負荷によって構造物に発生する最大応力で寸法などが決定されるため、最大応力よりも低い箇所では過剰な剛性や強度を持つことが多い。それに対して、複合材料では発生応力に順応して強化繊維を配向できるため、材料設計を通じて経済的で合理的な設計が可能となる。複合材料構造設計は、Fig. 2.1に示す設計手順で行われるのが一般的である。強化繊維と樹脂の素材特性が得られれば、繊維含有率を設定することにより、一方向性材料の物性値が決定できる。また、一方向性材料の物性値を用いることにより、積層材料の材料特性も計算でき、それらの値を用いて構造解析が可能となる。解析から得られた応力状態を基に、破壊則を用いて破壊判定を行い、破壊の可能性がある場合、材料物性値を求める段階へ立ち返り材料を変更することにより、更に計算を繰り返すことになる。

以上のような計算繰り返しを行えば、最良な材料を求めることが可能になるため、簡便に実行できる材料選択機能が必要となる。そこで、変更すべき材料物性

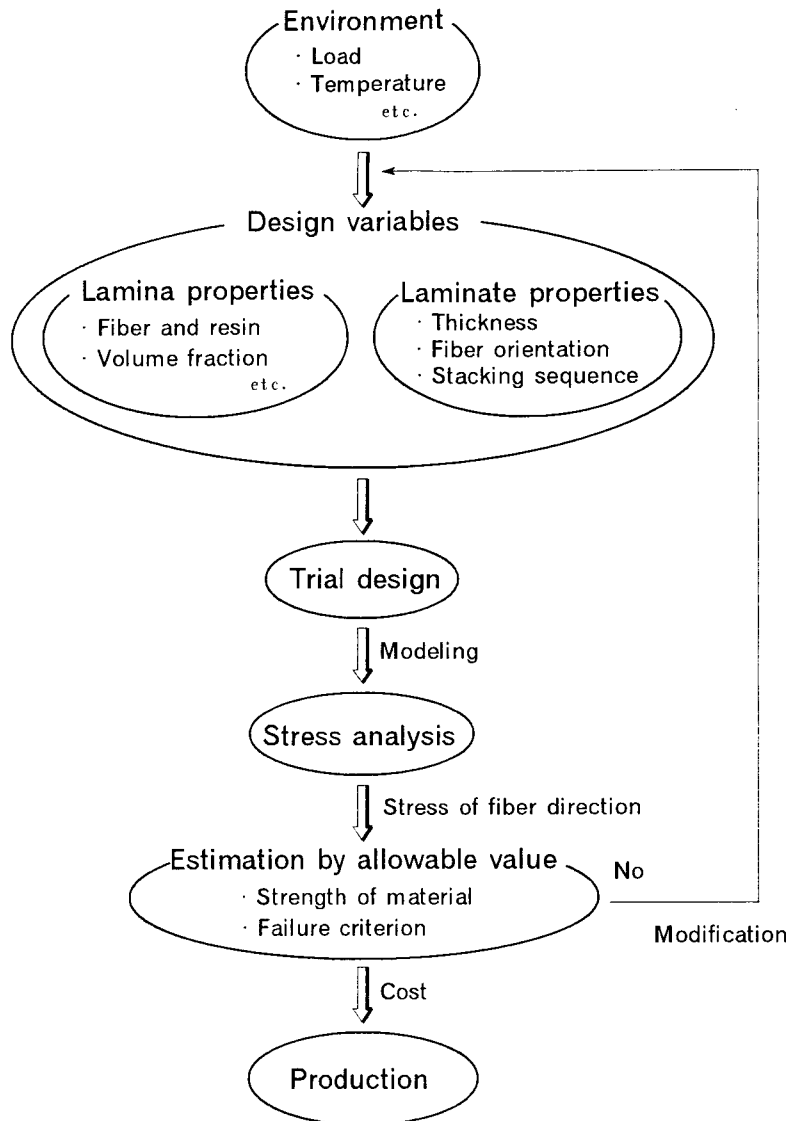


Fig. 2.1 General procedure for design of composite materials

値を容易に求めるための機能を持つ設計支援システムを構築した。すなわち、入力物性値を求める際、実験データが存在する場合は、実験から得られる応力-ひずみ関係から解析に必要な弾性係数や非線形物性値が自動的に求められる。また、時間的あるいは経済的に試料作成や材料試験を行うことが不可能で実験データがない場合は、繊維や樹脂の種類を選択し、繊維含有率等を入力することにより、理論式から物性値が算出できる。本システムでは、弾性係数等の物性値算出において、一方向性材やマット材のような繊維形態に応じた計算式を組み込んだ。また、繊維と樹脂の物性値は予めデータファイルとして登録できる形式とした。したがって、設計者は繊維及び樹脂の種類、繊維含有率、積層形態等の変数を設定するだけで、解析に必要な入力物性値を得ることができる。本システムの概念を Fig. 2.2 に示す。

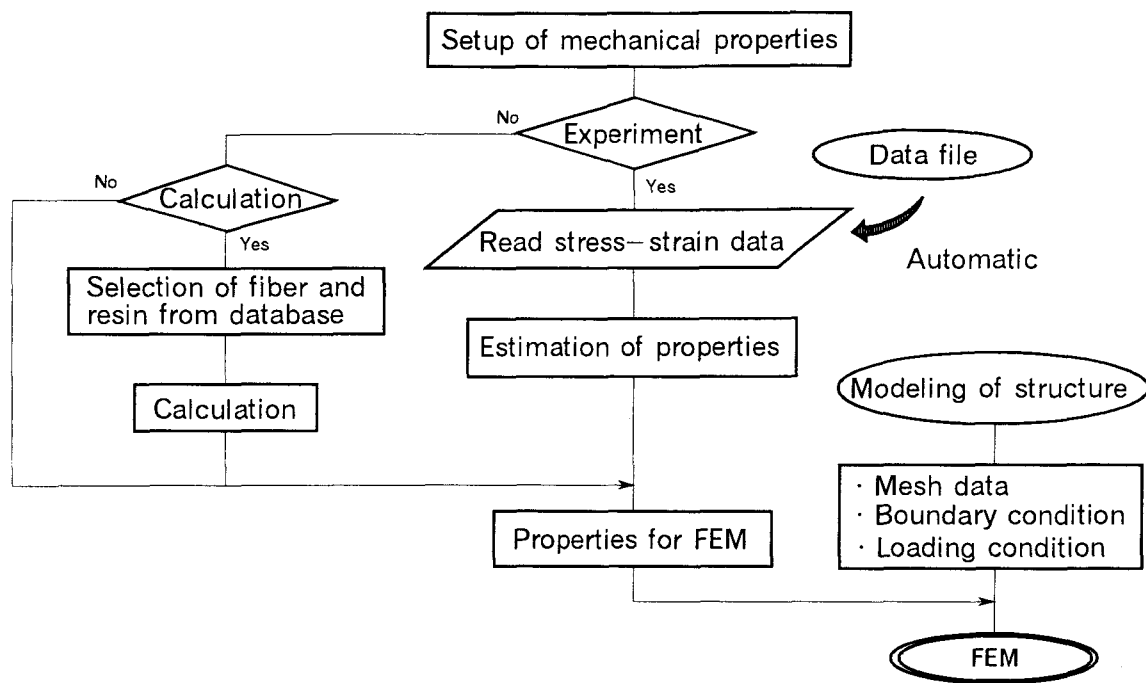


Fig. 2.2 Concept of calculation system of mechanical properties for composite materials

本手法で得られた材料物性値に要素分割や境界条件等のデータを合わせることで、有限要素解析データが作成される。そのデータを用いて応力解析を行い、解析結果が設計基準を満たさない場合には、含有率や繊維の種類等を変更することにより、設計条件を満足させることになる。このようなシステム構成とすれば、繊維、樹脂及び繊維含有率等の変更に対応する試設計がコンピュータ上で容易に実行できるため、複合材料の構造設計に対して非常に有用な手段になるものと考えられる。

2.3 複合材料の構造解析手法

2.3.1 複合材料の力学的特性

複合材料の構造解析を行うには、材料の異方性を考慮しなければならないことは言うまでもなく、繊維配向角や材料の種類の設定などそのパラメータの多様性から複合材料特有の解析システムが必須となる。特に、積層型繊維強化複合材料のための解析に必要なパラメータを明確にし、解析システムに組み込むものとする。

Fig. 2.3 に一方向性ラミナモデルとその座標系を示す。ただし、 L は繊維方向、 T は繊維直角方向、 θ は z 軸回りに繊維方向と x 軸とのなす角を示す。

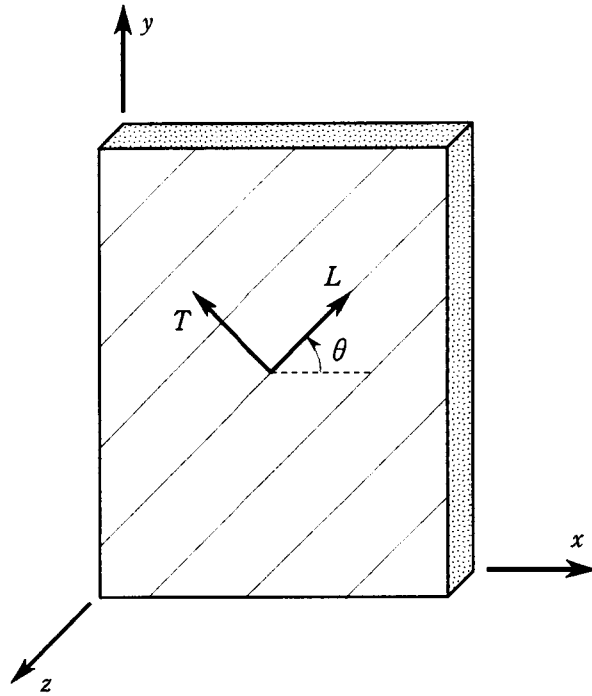


Fig. 2.3 Coordinate systems; L, T , principal material coordinates; x, y , arbitrary coordinates

三次元の直交異方性体のひずみ－応力関係は、

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{Tz} \\ \gamma_{zL} \\ \gamma_{LT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_z \\ \tau_{Tz} \\ \tau_{zL} \\ \tau_{LT} \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

となる。ここで、コンプライアンス係数 (S_{ij}) は、

$$\left. \begin{aligned} S_{11} &= \frac{1}{E_L}, & S_{22} &= \frac{1}{E_T}, & S_{33} &= \frac{1}{E_z} \\ S_{12} &= -\frac{\nu_{TL}}{E_T} = -\frac{\nu_{LT}}{E_L}, & S_{13} &= -\frac{\nu_{zL}}{E_z} = -\frac{\nu_{Lz}}{E_L}, & S_{23} &= -\frac{\nu_{zT}}{E_z} = -\frac{\nu_{Tz}}{E_T} \\ S_{44} &= \frac{1}{G_{Tz}}, & S_{55} &= \frac{1}{G_{zL}}, & S_{66} &= \frac{1}{G_{LT}} \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

であり，ラミナの基本物性値で表される。ここで， E は縦弾性係数， ν はポアソン比， G はせん断弾性係数であり，添え字は各方向を示す。上式を応力について解くと，

$$\begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_z \\ \tau_{Tz} \\ \tau_{zL} \\ \tau_{LT} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{13} & Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{Tz} \\ \gamma_{zL} \\ \gamma_{LT} \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

となる。ここで，剛性係数 (Q_{ij}) は，

$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{1}{E_T} \left(\frac{1}{E_z} - \frac{\nu_{Tz}^2}{E_T} \right) / A \\ Q_{22} &= \frac{1}{E_z} \left(\frac{1}{E_L} - \frac{\nu_{zL}^2}{E_z} \right) / A \\ Q_{33} &= \frac{1}{E_L} \left(\frac{1}{E_T} - \frac{\nu_{LT}^2}{E_L} \right) / A \\ Q_{12} &= \frac{1}{E_z} \left(\frac{\nu_{zL} \nu_{Tz}}{E_T} + \frac{\nu_{LT}^2}{E_L} \right) / A \\ Q_{13} &= \frac{1}{E_T} \left(\frac{\nu_{Tz} \nu_{LT}}{E_L} + \frac{\nu_{zL}^2}{E_z} \right) / A \\ Q_{23} &= \frac{1}{E_L} \left(\frac{\nu_{LT} \nu_{zL}}{E_z} + \frac{\nu_{Tz}^2}{E_T} \right) / A \\ Q_{44} &= G_{Tz}, \quad Q_{55} = G_{zL}, \quad Q_{66} = G_{LT} \\ A &= \frac{1}{E_L E_T E_z} \left(1 - 2 \nu_{LT} \nu_{Tz} \nu_{zL} - \frac{E_L}{E_z} \nu_{zL}^2 - \frac{E_T}{E_L} \nu_{LT}^2 - \frac{E_z}{E_T} \nu_{Tz}^2 \right) \end{aligned} \quad (2.4)$$

となる。

z 軸に対し，反時計回りに x 軸と L 軸とのなす角を $+\theta$ とした場合， $c = \cos \theta$ ， $s = \sin \theta$ とすると，弾性主軸 ($L-T-z$ 座標系) と $x-y-z$ 座標系における応力の関係は，座標変換マトリックスを使用して，

$$\begin{Bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_z \\ \tau_{Tz} \\ \tau_{zL} \\ \tau_{LT} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & 0 & 0 & 2cs \\ s^2 & c^2 & 0 & 0 & 0 & -2cs \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c & -s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s & c & 0 \\ -sc & sc & 0 & 0 & 0 & c^2-s^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.5)$$

となる。あるいは式 (2.6) と表せる。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & 0 & 0 & -2cs \\ s^2 & c^2 & 0 & 0 & 0 & 2cs \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c & s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -s & c & 0 \\ sc & -sc & 0 & 0 & 0 & c^2-s^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_z \\ \tau_{Tz} \\ \tau_{zL} \\ \tau_{LT} \end{Bmatrix} \quad (2.6)$$

ひずみの関係については、

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{Tz} \\ \gamma_{zL} \\ \gamma_{LT} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & 0 & 0 & cs \\ s^2 & c^2 & 0 & 0 & 0 & -cs \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c & -s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s & c & 0 \\ -2sc & 2sc & 0 & 0 & 0 & c^2-s^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

が得られる。あるいは式 (2.8) となる。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & 0 & 0 & -cs \\ s^2 & c^2 & 0 & 0 & 0 & cs \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c & s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -s & c & 0 \\ 2sc & -2sc & 0 & 0 & 0 & c^2-s^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{Tz} \\ \gamma_{zL} \\ \gamma_{LT} \end{Bmatrix} \quad (2.8)$$

これらの式を式 (2.3) に代入すると、 x - y - z 座標系における応力-ひずみ関係式 (2.9) が得られる。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{Q}_{13} & \bar{Q}_{23} & \bar{Q}_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{Q}_{44} & \bar{Q}_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{Q}_{45} & \bar{Q}_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.9)$$

ここで,

$$\begin{aligned} \bar{Q}_{11} &= Q_{11}c^4 + 2(Q_{12} + 2Q_{66})c^2s^2 + Q_{22}s^4 \\ \bar{Q}_{12} &= (Q_{11} + Q_{22} - 4Q_{66})c^2s^2 + Q_{12}(c^4 + s^4) \\ \bar{Q}_{13} &= Q_{13}c^2 + Q_{23}s^2 \\ \bar{Q}_{16} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66})c^3s - (Q_{22} - Q_{12} - 2Q_{66})cs^3 \\ \bar{Q}_{22} &= Q_{11}s^4 + 2(Q_{12} + 2Q_{66})c^2s^2 + Q_{22}c^4 \\ \bar{Q}_{23} &= Q_{13}s^2 + Q_{23}c^2 \\ \bar{Q}_{33} &= Q_{33} \\ \bar{Q}_{26} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66})cs^3 - (Q_{22} - Q_{12} - 2Q_{66})c^3s \\ \bar{Q}_{36} &= (Q_{13} - Q_{23})cs \\ \bar{Q}_{44} &= Q_{44}c^2 + Q_{55}s^2 \\ \bar{Q}_{45} &= (Q_{55} - Q_{44})cs \\ \bar{Q}_{55} &= Q_{55}c^2 + Q_{44}s^2 \\ \bar{Q}_{66} &= (Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 2Q_{66})c^2s^2 + Q_{66}(c^4 + s^4) \end{aligned} \quad (2.10)$$

である。

2.3.2 三次元構造物における積層材料の繊維配向角の取扱い

構造物において積層材料を取り扱う場合、その繊維配向角の定義方法が問題となる。この繊維配向角入力の簡便化を図ることが積層複合材料構造物を扱う上で重要な点と考える。

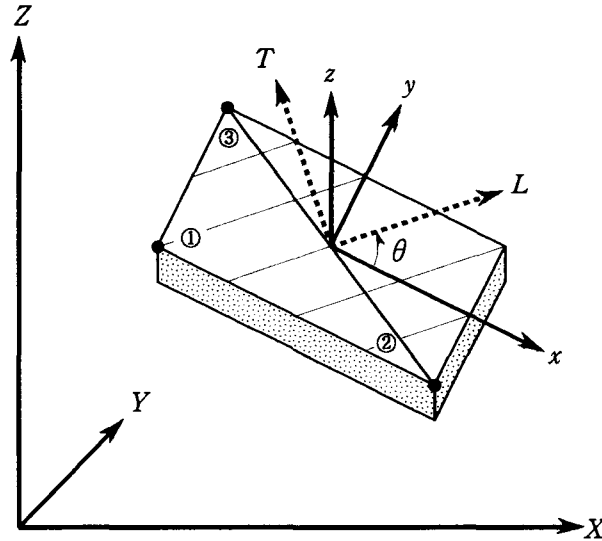


Fig. 2.4 Coordinate systems; x, y, z , local coordinates; X, Y, Z , global coordinates

剛性マトリックスを計算するには、要素の剛性マトリックスを共通の座標系（全体座標系）で評価する必要がある。全体座標を X, Y, Z とし、局所座標を x, y, z とすると、局所座標軸の方向余弦を用いて、両座標間の関係が次のように表される。

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = [L] \begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{Bmatrix} \quad (2.11)$$

ここで、

$$[L] = \begin{bmatrix} \cos(x, X) & \cos(x, Y) & \cos(x, Z) \\ \cos(y, X) & \cos(y, Y) & \cos(y, Z) \\ \cos(z, X) & \cos(z, Y) & \cos(z, Z) \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

である。

局所座標系の z 軸は、平面内 3 点の座標値によって一義的に決定できるが、 x, y 軸は何らかの方法で規定する必要がある。有限要素法で複合材料を取り扱う場合、繊維方向入力の簡便化が非常に重要であると考えられる。そこで、どのような傾きの面でも同じ計算式で変換マトリックスが得られる要素の一辺と平行に局所座標系での x 軸を定める手法を採用した。一方向ラミナの物性値と繊維配向角のみ入力すれば良く、物性値入力の簡便化が図れるものと考えられる。

Fig. 2.4 に示す要素において、式 (2.12) の座標変換マトリックス $[L]$ の各行は、それぞれの局所座標 x, y, z 軸方向のベクトルで表すと、

$$\left. \begin{aligned} \{l_x\}^T &= [\cos(x, X) \cos(x, Y) \cos(x, Z)] \\ \{l_y\}^T &= [\cos(y, X) \cos(y, Y) \cos(y, Z)] \\ \{l_z\}^T &= [\cos(z, X) \cos(z, Y) \cos(z, Z)] \end{aligned} \right\} \quad (2.13)$$

となる。また、節点①→②の方向を $\{s_{21}\}$ によってベクトル表示すると、

$$\{s_{21}\} = \begin{Bmatrix} X_2 - X_1 \\ Y_2 - Y_1 \\ Z_2 - Z_1 \end{Bmatrix} \quad (2.14)$$

となる。したがって、節点①→②の方向を局所座標の x 軸にとれば、

$$\{l_x\} = \{s_{21}\} / |\{s_{21}\}| \quad (2.15)$$

と表せる。ここで、

$$|\{s_{21}\}| = \sqrt{\{s_{21}\}^T \{s_{21}\}} = \sqrt{(X_2 - X_1)^2 + (Y_2 - Y_1)^2 + (Z_2 - Z_1)^2} \quad (2.16)$$

である。

同様に、節点①→③の方向をベクトル $\{s_{31}\}$ で表し、 $\{s_{21}\}$ と $\{s_{31}\}$ とのベクトル積によって、面に垂直な z 軸を定めると、式(2.17)のようになる。

$$\{l_z\} = \{\{s_{21}\} \cdot \{s_{31}\}\} / 2A \quad (2.17)$$

ここで、

$$\{s_{31}\} = \begin{Bmatrix} X_3 - X_1 \\ Y_3 - Y_1 \\ Z_3 - Z_1 \end{Bmatrix} \quad (2.18)$$

$$\begin{aligned} 2A &= |\{s_{21}\} \cdot \{s_{31}\}| \\ &= \sqrt{(Y_{21} \cdot Z_{31} - Z_{21} \cdot Y_{31})^2 + (Z_{21} \cdot X_{31} - X_{21} \cdot Z_{31})^2 + (X_{21} \cdot Y_{31} - Y_{21} \cdot X_{31})^2} \end{aligned} \quad (2.19)$$

$$X_{ij} = X_i - X_j, \quad Y_{ij} = Y_i - Y_j, \quad Z_{ij} = Z_i - Z_j$$

である。

$\{l_y\}$ は、式(2.15)及び式(2.17)を用いて次のように求められる。

$$\{l_y\} = \{l_z\} \cdot \{l_x\} = \begin{Bmatrix} l_{z2} \cdot l_{x3} - l_{x2} \cdot l_{z3} \\ l_{z3} \cdot l_{x1} - l_{x3} \cdot l_{z1} \\ l_{z1} \cdot l_{x2} - l_{x1} \cdot l_{z2} \end{Bmatrix} \quad (2.20)$$

式 (2.15), (2.17), (2.20) を式 (2.13) に代入すれば, 座標変換マトリックス $[L]$ が得られる。要素座標系の節点変位 $\{\delta\}$ 及び節点力 $\{F\}$ と全体座標系の節点変位 $\{\bar{\delta}\}$ 及び節点力 $\{\bar{F}\}$ との関係は, 座標変換マトリックス $[L]$ を用いて, それぞれ次のように表される。

$$\{\delta\} = [L]\{\bar{\delta}\} \quad (2.21)$$

$$\{F\} = [L]\{\bar{F}\} \quad (2.22)$$

局所座標系の節点力と変位の関係は, 要素座標系の剛性マトリックス $[k]$ を用いて,

$$\{F\} = [k]\{\delta\} \quad (2.23)$$

となる。したがって, 要素座標系の剛性マトリックス $[k]$ と全体座標系の剛性マトリックス $[\bar{k}]$ は, 座標変換マトリックスを用いて次のように表される。

$$[L]^{-1}[k][L] = [\bar{k}] \quad (2.24)$$

以上のように, 構造物において座標変換により積層材料を取り扱えば, 材料特性の入力が軽減されるものと考えられる。

2.3.3 積層複合材料の二次元モデル化手法

複合材料の場合は, その異方性のため異方性理論による応力-ひずみマトリックスが必要になることは前述のごとくである。ここでは, 積層複合材料を二次元モデルとして容易に扱えるようにするため, Fig. 2.5 に示すようなエッジ方向, フラット方向等の構造形式を考え, それぞれの応力-ひずみマトリックスを作成した。なお, 繊維がランダムに配向されている面の材料特性を E_1, ν_1, G_1 , 積層

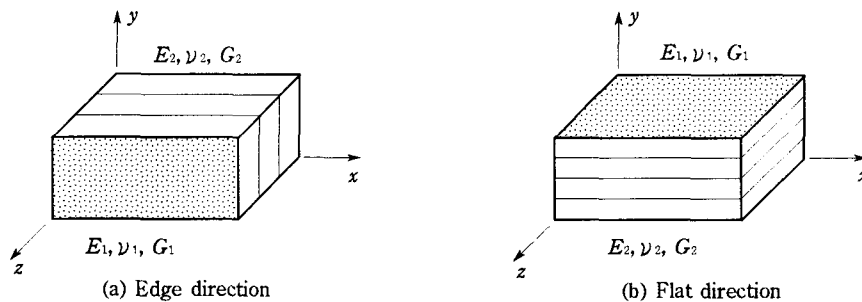


Fig. 2.5 Models of laminate for two-dimensional finite element method

方向の材料特性を E_2 , ν_2 , G_2 とする。

積層材料の場合は、各方向に対する応力-ひずみ関係等を考慮する必要がある。したがって、直交異方性理論による応力-ひずみ関係並びに二次元問題として積層材料を取り扱う場合の平面応力、平面ひずみ状態における応力-ひずみ関係について考える。三次元の直交異方性体の構成方程式は式 (2.3) のように表せるため、その添字 L, T, LT をそれぞれ x, y, xy とすると、二次元平面応力問題では、式 (2.1) の応力の z 方向成分を 0 として、

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & G_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.25)$$

と表すことができ、

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.26)$$

$$\left. \begin{aligned} Q_{11} &= \frac{E_x^2}{E_x - E_y \nu_{xy}^2}, & Q_{22} &= \frac{E_x E_y}{E_x - E_y \nu_{xy}^2} \\ Q_{12} &= \frac{E_x E_y \nu_{xy}}{E_x - E_y \nu_{xy}^2}, & Q_{66} &= G_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (2.27)$$

となる。また、 z 方向のひずみ ε_z は、

$$\varepsilon_z = - \left(\frac{\nu_{zx}}{E_x} \sigma_x + \frac{\nu_{yz}}{E_y} \sigma_y \right) \quad (2.28)$$

となる。

二次元平面ひずみ問題では、ひずみの z 方向成分を 0 とすれば、式 (2.26) の剛性係数 Q_{ij} は、式 (2.4) の Q_{11} , Q_{22} , Q_{12} , Q_{66} で構成される。このとき z 方向の応力は、

$$\sigma_z = E_z \left(\frac{\nu_{zx}}{E_x} \sigma_x + \frac{\nu_{yz}}{E_y} \sigma_y \right) \quad (2.29)$$

となる。

また、積層材料の二次元モデル化を行うにあたり、Fig. 2.6 のように一方向性材料、マット積層材料のような強化繊維形態の差異によるモデル化を予め行うと都合が良い。一方向性材に対しては式 (2.30)、マット積層材料の場合は、エッジ

方向とフラット方向それぞれに対して式 (2.31) 及び式 (2.32) と仮定することによりそれぞれの構成方程式を導くことができる。

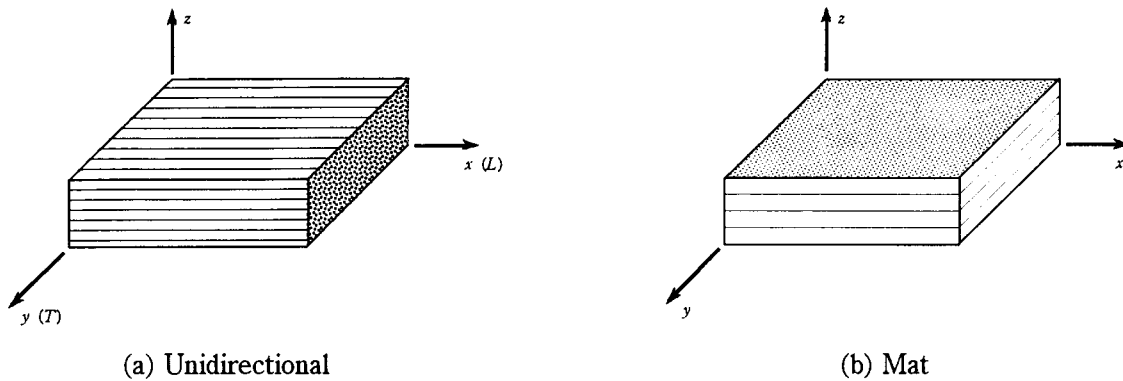


Fig. 2.6 Laminate form

一方向性材の場合

$$\left. \begin{aligned}
 E_x &\equiv E_1 \\
 E_y = E_z &\equiv E_2 \\
 \nu_{xx} &\equiv \nu_1 \\
 \nu_{yz} &\equiv \nu_2 \\
 \nu_{xy} = \nu_{xz} &= \frac{E_x}{E_z} \nu_{xx} \equiv \frac{E_1}{E_2} \nu_1 \\
 G_{xy} &\equiv G_2
 \end{aligned} \right\} (2.30)$$

マット積層材の場合

(a) エッジ方向の定義

$$\left. \begin{aligned}
 E_x = E_y &\equiv E_1 \\
 E_z &\equiv E_2 \\
 \nu_{xy} &\equiv \nu_1 \\
 \nu_{xx} &\equiv \nu_2 \\
 \nu_{yz} = \nu_{xz} &= \frac{E_x}{E_z} \nu_{xx} \equiv \frac{E_1}{E_2} \nu_2 \\
 G_{xy} &= \frac{E_x}{2(1+\nu_{xy})} \equiv \frac{E_1}{2(1+\nu_1)}
 \end{aligned} \right\} (2.31)$$

(b) フラット方向の定義

$$\left. \begin{aligned}
 E_x = E_z &\equiv E_1 \\
 E_y &\equiv E_2 \\
 \nu_{zx} &\equiv \nu_1 \\
 \nu_{yz} &\equiv \nu_2 \\
 \nu_{xy} = \nu_{yx} &= \frac{E_z}{E_y} \nu_{yz} \equiv \frac{E_1}{E_2} \nu_2 \\
 G_{xy} &\equiv G_2
 \end{aligned} \right\} \quad (2.32)$$

以上の応力-ひずみ関係を具体的なマトリックスの形式で表すと以下のようなになる。すなわち、平面応力問題でエッジ方向の場合は式 (2.33)、フラット方向の場合は式 (2.34) と表せる。また、平面ひずみ問題でエッジ方向の場合は式 (2.35)、フラット方向の場合は式 (2.36) と表せる。

平面応力問題の場合

(a) エッジ方向

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1-\nu_1^2} & \frac{E_1 \nu_1}{1-\nu_1^2} & 0 \\ \frac{E_1 \nu_1}{1-\nu_1^2} & \frac{E_1}{1-\nu_1^2} & 0 \\ 0 & 0 & G_1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.33)$$

(b) フラット方向

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1 E_2}{E_2 - E_1 \nu_2^2} & \frac{E_1 E_2 \nu_2}{E_2 - E_1 \nu_2^2} & 0 \\ \frac{E_1 E_2 \nu_2}{E_2 - E_1 \nu_2^2} & \frac{E_2^2}{E_2 - E_1 \nu_2^2} & 0 \\ 0 & 0 & G_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.34)$$

平面ひずみ問題の場合

(a) エッジ方向

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} &= \frac{E_1}{(1+\nu_1) \left(1 - \nu_1 - 2 \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 \right)} \\ &\times \begin{bmatrix} 1 - \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 & \nu_1 + \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 & 0 \\ \nu_1 + \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 & 1 - \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\left(1 - \nu_1 - 2 \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 \right)}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (2.35)$$

(b) フラット方向

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} &= \frac{E_1}{(1+\nu_1) \left(1 - \nu_1 - 2 \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 \right)} \\ &\times \begin{bmatrix} 1 - \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 & \nu_2(1+\nu_1) & 0 \\ \nu_2(1+\nu_1) & \frac{E_2}{E_1}(1-\nu_1^2) & 0 \\ 0 & 0 & \frac{G_2}{E_1} \left(1 + \nu_1 - 2 \frac{E_1}{E_2} \nu_2^2 \right) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (2.36)$$

これらの応力-ひずみ関係を予め用意しプログラム化することにより、積層型複合材料を容易に扱うことができ、また、パーソナルコンピュータでも取り扱えるシステムとすることが可能となった。

2.4 理論的物性値算出

2.4.1 一方向繊維強化複合材料の基本物性値

各種積層材料の特性を求めるためには、その構成材料の基本となる一方向性材料の特性を推定する必要がある。有限要素法を用いても求めることも可能であるが、パーソナルコンピュータを用いて求めることに対して得策ではない。したがって、基本物性値である縦弾性係数、ポアソン比、せん断弾性係数などは、Table 2.1の繊維特性及び

Table 2.2のマトリックス特性が与えられると算出可能な代数式を用いることとする。

連続繊維強化複合材料である一方向性材料のモデルを Fig. 2.7 に示す。繊維方向の縦弾性係数は、複合則により式 (2.37) より求める。

$$E_x = E_{fL} V_f + E_m (1 - V_f) \quad (2.37)$$

繊維強化複合材料の構成材である繊維には、ガラス繊維のように等方性を示すものとカーボン繊維のように繊維そのものが直交異方性の特性を示すものがある。これらの特性の考慮は、繊維に直角方向の弾性係数を求める際に重要となる。したがって、直交異方性の特性を示す強化繊維を使用した一方向性材料の繊維直角方向の縦弾性係数、ポアソン比、せん断弾性係数は、平均化近似解法 [6] を用いて求めることとした。平均化近似解法では、一方向強化繊維を横断面内でランダムに配列しているが、Fig. 2.8 (a), (b) のように六角配列あるいは正方配列していると仮定する。Fig. 2.8 で平均的対称性を考慮して、Fig. 2.9 の上図に示す基本部を取り上げ、微小幅 dt は下図のように積層されたものと考え、一方向強化材の基本物性値は次式で表せる [12]。

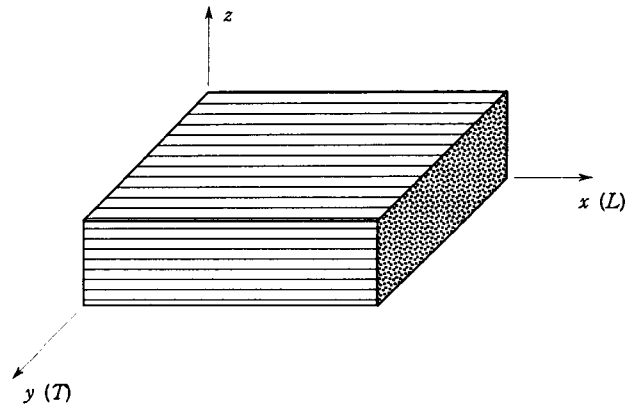


Fig. 2.7 Model of unidirectional lamina

Table 2.1 Mechanical properties of fiber [89]

Name	Symbol	Unit	T300	S-G	E-G	Boron	Kevlar	HMS
Longitudinal modulus	E_{fl}	MPa	220482.620	85437.015	73034.868	399624.749	151581.802	378954.504
Transverse modulus	E_{ft}	MPa	13780.164	85437.015	73034.868	399624.749	4134.049	6201.073
Longit. shear modulus	G_{fLT}	MPa	8957.106	35621.723	30109.658	166739.981	2893.834	7579.090
Longit. Poisson's ratio	ν_{fl}	-	1.960	1.960	2.156	1.960	3.430	1.960
Transv. Poisson's ratio	ν_{ft}	-	0.123	1.960	2.156	1.960	0.094	0.032
Longitudinal strength	S_f	MPa	2893.940	4554.096	2480.380	3169.320	3575.736	1509.755

Table 2.2 Mechanical properties of resin [89]

Name	Symbol	Unit	LM	IMLS	IMHS	HM	Polyimide	PMR	Epoxy	Polyester
Modulus	E_m	MPa	2204.827	3445.041	3445.041	5167.562	3445.041	3238.338	4410.000	3136.000
Shear modulus	G_m	MPa	770.918	1221.646	1275.941	1913.912	1275.941	1190.566	1586.331	1136.232
Poisson's ratio	ν_m	.	0.430	0.410	0.350	0.350	0.350	0.360	0.390	0.380
Tensile strength	S_{mt}	MPa	55.121	48.231	103.351	137.802	103.351	55.121	65.660	63.700
Compression strength	S_{mc}	MPa	103.351	144.692	241.153	344.504	206.703	110.241	147.000	166.600

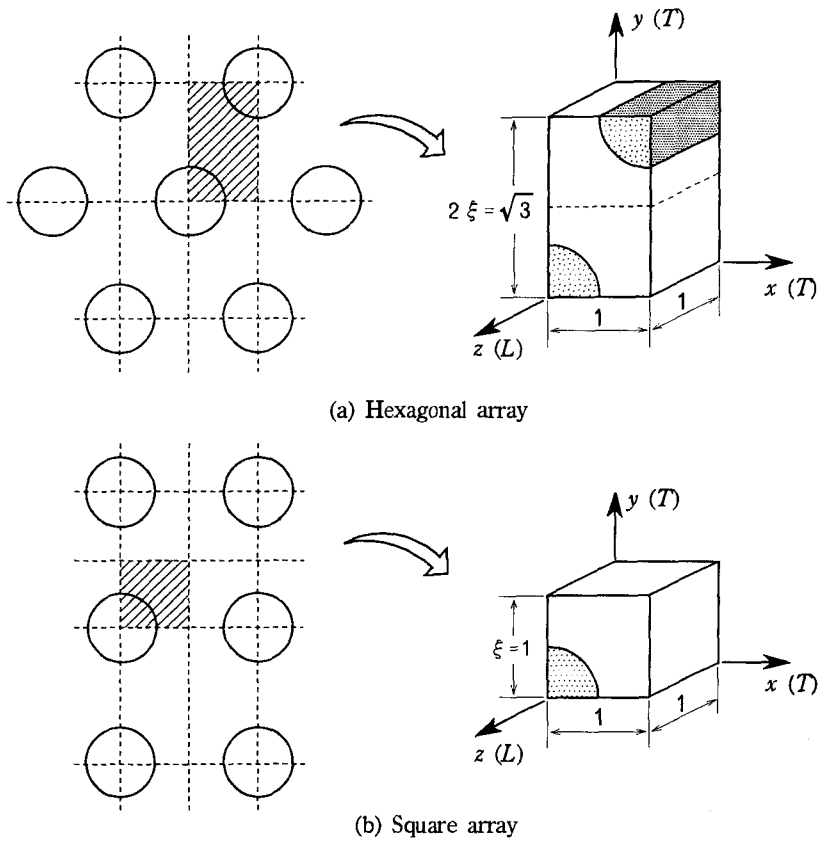


Fig. 2.8 Repeating composite elements for two kinds of filament array

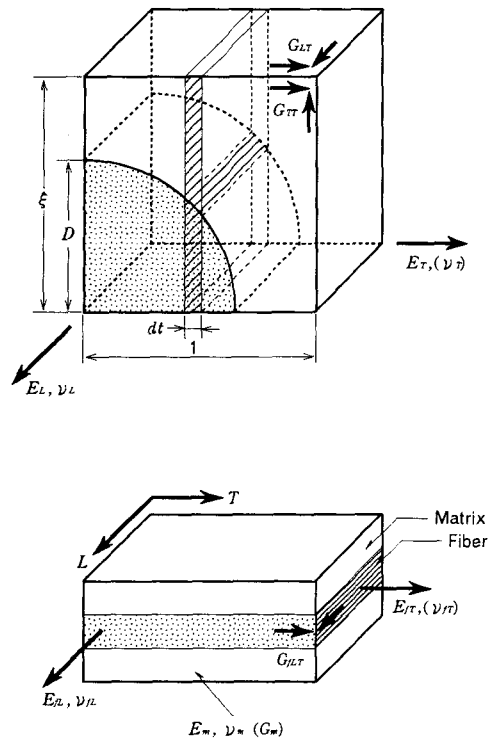


Fig. 2.9 Basic model for analysis of elastic constants

(a) 強化繊維が異方性の場合

繊維直角方向の縦弾性係数は、 α の符号に対しそれぞれ式(2.38)及び式(2.39)より得られる。

$\alpha < 1$ の場合

$$\frac{1}{E_y} = \frac{f}{a} \left(\frac{\pi}{2} + \frac{\gamma}{\sqrt{1-\alpha^2}} \ln \frac{1+\sqrt{1-\alpha^2}}{\alpha} + \frac{\delta}{\sqrt{1-\beta^2}} \ln \frac{1+\sqrt{1-\beta^2}}{\beta} \right) + \frac{1-D}{E_m} \quad (2.38)$$

$\alpha > 1$ の場合

$$\frac{1}{E_y} = \frac{f}{a} \left(\frac{\pi}{2} + \frac{2\gamma}{\sqrt{\alpha^2-1}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{\alpha-1}{\alpha+1}} + \frac{\delta}{\sqrt{1-\beta^2}} \ln \frac{1+\sqrt{1-\beta^2}}{\beta} \right) + \frac{1-D}{E_m} \quad (2.39)$$

ポアソン比は、 ε の符号に対しそれぞれ式(2.40)及び式(2.41)より得られる。

$\varepsilon < 1$ の場合

$$\begin{aligned} \nu_{xy} = & \frac{D(\nu_{fL}K_{fT} - \nu_m K_m)}{K_{fT} - K_m} + \frac{\pi}{2} \frac{\xi K_m K_{fT} (\nu_m - \nu_{fL})}{(K_{fT} - K_m)^2} \\ & - \frac{(\nu_m - \nu_{fL}) \xi^2 K_m^2 K_{fT}}{D(K_{fT} - K_m)^3 \sqrt{1-\varepsilon^2}} \ln \frac{1+\sqrt{1-\varepsilon^2}}{\varepsilon} + \nu_m (1-D) \end{aligned} \quad (2.40)$$

$\varepsilon > 1$ の場合

$$\begin{aligned} \nu_{xy} = & \frac{D(\nu_{fL}K_{fT} - \nu_m K_m)}{K_{fT} - K_m} + \frac{\pi}{2} \frac{\xi K_m K_{fT} (\nu_m - \nu_{fL})}{(K_{fT} - K_m)^2} \\ & - \frac{2(\nu_m - \nu_{fL}) \xi^2 K_m^2 K_{fT}}{D(K_{fT} - K_m)^3 \sqrt{\varepsilon^2-1}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{\varepsilon-1}{\varepsilon+1}} + \nu_m (1-D) \end{aligned} \quad (2.41)$$

せん断弾性係数は、式(2.42)より得られる。

$$\frac{1}{G_{xy}} = \frac{\pi}{2} \frac{\xi}{(G_{fLT} - G_m)} + \frac{1-D}{G_m} - \frac{D}{G_m} \frac{\lambda^2}{\sqrt{1-\lambda^2}} \ln \frac{1+\sqrt{1-\lambda^2}}{\lambda} \quad (2.42)$$

ここで、各係数は次式による。

$$\begin{aligned}
\xi &= \frac{\sqrt{3}}{2}, \quad D = 2\sqrt{\frac{\xi V_f}{\pi}}, \quad \alpha = \frac{b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}, \quad \beta = \frac{b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \\
\gamma &= \frac{K_m \alpha D - \alpha^2 f}{(\alpha - \beta)f}, \quad \delta = -\frac{K_m \beta D - \beta^2 f}{(\alpha - \beta)f}, \quad \varepsilon = \frac{\xi K_m}{D(K_{fT} - K_m)}, \quad \lambda = \frac{\xi G_m}{D(G_{fLT} - G_m)} \\
a &= \left(\frac{D}{\xi}\right)^2 \{K_{fL}(K_{fT} - \nu_{fT}^2 K_{fL}) + K_m^2(1 - \nu_m^2) - K_m(K_{fL} + K_{fT} - 2\nu_{fT} \nu_m K_{fL})\} \\
b &= -\frac{D}{\xi} K_m \{2K_m(1 - \nu_m^2) - (K_{fL} + K_{fT} - 2\nu_{fT} \nu_m K_{fL})\}, \quad c = K_m^2(1 - \nu_m^2) \\
f &= \frac{D^2}{\xi}(K_{fL} - K_m), \quad K_m = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2}, \quad K_{fL} = \frac{E_{fL}}{1 - \nu_{fL} \nu_{fT}}, \quad K_{fT} = \frac{E_{fT}}{1 - \nu_{fL} \nu_{fT}}
\end{aligned} \tag{2.43}$$

(b) 強化繊維が等方性の場合

繊維が異方性の場合に用いた平均化近似解法の式において、 $E_{fL} = E_{fT}$ 、 $\nu_{fL} = \nu_{fT}$ 、 $G_{fLT} = G_{fTT}$ として計算すると、ガラス繊維のような繊維が等方性の場合の物性値が算出できる。lnと \tan^{-1} の微小項を無視して表記し直すと、

$$\frac{1}{E_y} = \frac{1.36(K_f - K_m)}{(K_f - K_m)^2 - (\nu_f K_f - \nu_m K_m)^2} + \frac{1 - 1.05\sqrt{V_f}}{E_m} \tag{2.44}$$

$$\nu_{xy} = \frac{1.05\sqrt{V_f}(\nu_f - \nu_m)K_f}{K_f - K_m} + \nu_m \tag{2.45}$$

$$\frac{1}{G_{xy}} = \frac{1.36}{G_f - G_m} + \frac{1 - 1.05\sqrt{V_f}}{G_m} \tag{2.46}$$

となる。ここで、

$$K_f = \frac{E_f}{1 - \nu_f^2}, \quad K_m = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2}, \quad G_f = \frac{E_f}{2(1 + \nu_f)}, \quad G_m = \frac{E_m}{2(1 + \nu_m)} \tag{2.47}$$

なお、一方向性材の面外物性値は、 xy 面と zx 面が等価であるため、

$$E_z = E_y, \quad G_{xz} = G_{xy}, \quad \nu_{xz} = \nu_{xy} \tag{2.48}$$

となる。また、相反定理より、

$$\nu_{xx} = \frac{\nu_{xy}}{E_x} E_x \quad (2.49)$$

の関係が成り立つ。yz 面は面内等方性と考えられることから、

$$\nu_{yz} = \nu_{fT} V_f + \nu_m (1 - V_f) \quad (2.50)$$

$$G_{yz} = \frac{E_y}{2(1 + \nu_{yz})} \quad (2.51)$$

として物性値を算出することができる。

2.4.2 一方向繊維強化複合材料の強度

繊維方向の引張強度は、強化繊維の破断によって決まり、強度の複合則を用いて推定できる。

$$F_x = s_f V_f + s_{mt} (1 - V_f) \frac{E_m}{E_{fL}} \quad (2.52)$$

ここで、 s_f は繊維の引張強度、 s_{mt} は樹脂の引張強度を示す。ただし、式 (2.52) は、繊維破断ひずみが樹脂破断ひずみより小さく、繊維含有率が極めて小さい場合に成り立つ。

繊維に直角方向の引張強度は、樹脂層の破壊強度の影響を大きく受けるため、これを考慮して次式で表せる。ただし、樹脂と繊維は完全に接着しているものとし、繊維破壊は生じないものとした。

$$F_y = s_{mt} \frac{E_y}{E_m} (1 - V_f) \quad (2.53)$$

圧縮強度は、繊維単独では圧縮すると座屈するため強度が得られず、母材と複合化されることにより繊維の強度が引き出されるものである。圧縮強度を支配している要因は複雑であるが、繊維の座屈破壊や樹脂のせん断破壊によるところが大きく、次式で求めるものとする [90]。

$$F_x' = \frac{G_m}{1 - V_f \left(1 - \frac{G_m}{G_f} \right)} \quad (2.54)$$

繊維に直角方向の圧縮強度は、繊維に直角方向の強度の考え方と同様にして次式で算出できる。

$$F_y' = s_{mc} \frac{E_y}{E_m} (1 - V_f) \quad (2.55)$$

ここで、 s_{mc} は樹脂の圧縮強度を示す。

せん断破壊強度は、平井、吉田の報告 [91] における圧縮試験結果の破壊状況が面外せん断による場合があるので、上記の圧縮強度の約 1/2 として算出することとする。

$$F_{xy} = F_{yz} = F_{zx} = \frac{F_z'}{2} \quad (2.56)$$

2.4.3 ランダム繊維強化複合材料の基本物性値

ランダム繊維強化複合材料（マット材）は、チョップド繊維のマットに、樹脂を含浸させて作成されるもので、繊維がランダムに分布しているとするならば、面内では巨視的に等方性として扱うことができる。マット積層材のモデルを Fig. 2.10 に示す。マット材は、繊維がランダムに配向されているため、強化効率が一方向強化材に比べて

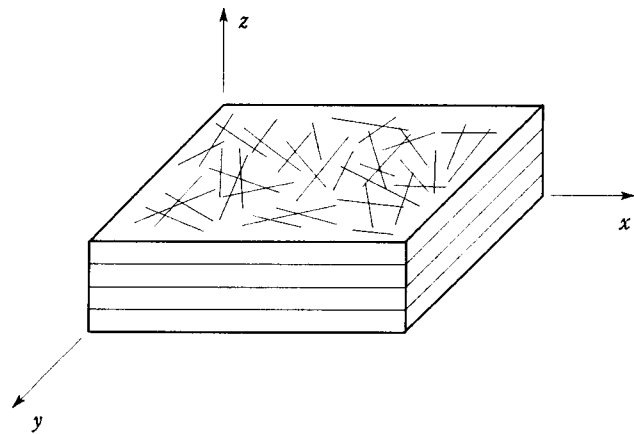


Fig. 2.10 Model of mat laminate

低い。繊維が直線で荷重が繊維端のみに働くと仮定し、Fig. 2.11 のような二次元的なひずみが生じているものとする。x 軸と θ 角をなす繊維のひずみ ϵ_θ は、

$$\epsilon_\theta = \epsilon_x \cos^2 \theta + \epsilon_y \sin^2 \theta + \gamma_{xy} \sin \theta \cos \theta \quad (2.57)$$

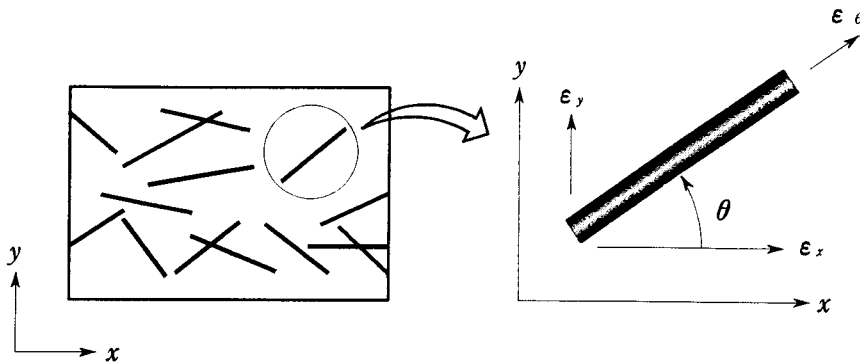


Fig. 2.11 Direction of fiber and coordinate system

となる。繊維が θ についてある分布をなす分布関数を $f(\theta)$ とし、

$$\int_0^\pi f(\theta) d\theta = 1.0 \quad (2.58)$$

と考えると、繊維の方向があらゆる方向に均等に分布しているランダム繊維強化複合材料の x 方向の応力は、 $f(\theta)=1/\pi$ であることから、

$$\sigma_x = \frac{E_{fL}V_f}{\pi} \int_0^\pi \varepsilon_\theta \cos^2 \theta d\theta = \frac{3}{8}E_fV_f \varepsilon_x + \frac{1}{8}E_fV_f \varepsilon_y \quad (2.59)$$

となる。同様にして、

$$\sigma_y = \frac{E_{fL}V_f}{\pi} \int_0^\pi \varepsilon_\theta \sin^2 \theta d\theta = \frac{1}{8}E_fV_f \varepsilon_x + \frac{3}{8}E_fV_f \varepsilon_y \quad (2.60)$$

$$\tau_{xy} = \frac{E_{fL}V_f}{\pi} \int_0^\pi \varepsilon_\theta \sin \theta \cos \theta d\theta = \frac{1}{8}E_fV_f \quad (2.61)$$

となる。したがって、縦弾性係数を E_c 、せん断弾性係数を G_c とすると、

$$E_c = \frac{1}{3}E_fV_f, \quad G_c = \frac{1}{8}E_fV_f \quad (2.62)$$

と表せる。

マトラミナに対し Fig. 2.12 のようなモデル化を行うと、 x 方向には異材の並列モデルとなり、繊維部が $3/8$ の強化効率であることから、式 (2.63) より面内の縦弾性係数が次式より求められる。

$$E_x = E_y = \frac{1}{3}E_{fL}V_f + E_m(1-V_f) \quad (2.63)$$

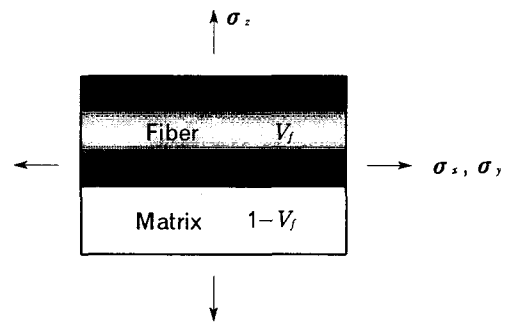


Fig. 2.12 Model of fibrous composites

面内せん断弾性係数は、 $1/8$ の強化効率を持つ繊維部と樹脂部からなる直列モデルとすると、式 (2.64) より求められる。

$$G_{xy} = \frac{8E_{fL}G_m}{V_fG_m + 8(1-V_f)E_{fL}} \quad (2.64)$$

また、面内は等方性であると仮定することにより、面内のポアソン比は式 (2.65) より求められる。

$$\nu_{xy} = \frac{E_x}{2G_{xy}} - 1 \quad (2.65)$$

マット材の面外物性値を算出する場合も同様に考え、板厚方向の弾性係数は、 z 方向に対し直列モデルとなることから、次式で求められる。

$$E_z = \frac{E_{fT}E_m}{E_mV_f + E_{fT}(1-V_f)} \quad (2.66)$$

面内で繊維があらゆる方向に均等に分布しているとする、面外断面における有効繊維断面積は、全横断面積の $3/8$ となる。したがって、面外のポアソン比やせん断弾性係数は、並列モデルとなることから次式で求めるものとする。

$$\nu_{yz} = \frac{3}{8} \nu_{fL}V_f + \nu_m(1-V_f) \quad (2.67)$$

$$\nu_{zx} = \frac{\nu_{yz}}{E_x} E_z \quad (2.68)$$

$$G_{yz} = G_{zx} = \frac{3}{8} G_{fLT}V_f + G_m(1-V_f) \quad (2.69)$$

2.4.4 ランダム繊維強化複合材料の強度

短繊維一方向強化材では、繊維末端での応力を受け持つことができなくなるため、一本の繊維の応力分布は Fig. 2.13 のように近似できる。繊維末端から $l_c/2$ の

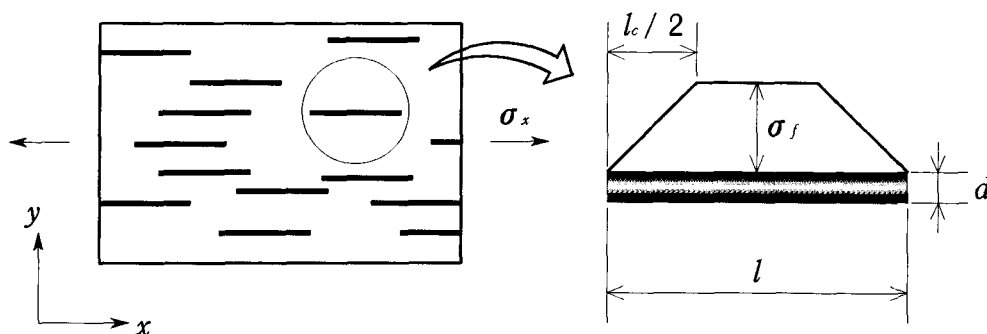


Fig. 2.13 Stress distribution of short fiber reinforced material

範囲では、応力が直線的に上昇し、中央部では一定 (σ_f) と仮定すると、繊維の平均応力 ($\bar{\sigma}$) は、

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{l} \int_0^l \sigma dx = \sigma_f \left(1 - \frac{l_c}{2l} \right) \quad (2.70)$$

となる。ここで、 l は繊維長、 l_c は臨界繊維長さである。 σ_f が繊維の引張強度 s_f に達したとき材料が破壊すると考えると、式 (2.52) の s_f に $s_f(1-l_c/2l)$ を代入して、

$$F_x = \left[s_f \left(1 - \frac{l_c}{2l} \right) V_f \right] + s_{m1} \frac{E_m}{E_{fL}} (1 - V_f) \quad (2.71)$$

となる。したがって、ランダム繊維強化材の強度は、

$$F_x = F_y = \frac{3}{8} \left[s_f \left(1 - \frac{l_c}{2l} \right) V_f \right] + s_{m1} \frac{E_m}{E_{fL}} (1 - V_f) \quad (2.72)$$

と表せる。

ランダム繊維強化材の圧縮強度は、一方向性材のような繊維のせん断破壊が支配的とはならず、ランダム配向された繊維が引張の場合と同様の効果を示すものとして引張強度と同じ値であるとした。また、せん断強度は、一方向性強化材の場合と同様に、圧縮強度の 1/2 として算出するものとした。

2.5 積層板の等価物性値の算出

繊維強化複合材料は積層材料として利用される場合が多く、種々の材料を組み合わせたり繊維配向角を考慮することにより、使用に適した材料を設計することができる。その場合、積層材料としての物性値を評価するため、積層材料を単一ラミナとした場合の等価物性値を求める必要がある。

各ラミナの基本物性値が決定されれば、積層理論により積層材料の等価物性値を求めることができる。本論文で取り扱う積層材料は Fig. 2.14 に示すように、 z 軸方向に積層されるものとし、中立軸からの距離を z_k としている。

積層板の第 k 層の応力 $[\sigma]_k$ は、次のように表される。

$$[\sigma]_k = \int_{z_{k-1}}^{z_k} [\bar{Q}]_k [\varepsilon]_k dz \quad (2.73)$$

積層板のひずみは各層によって異なり、中立軸からの距離 z_k の関数として表現できる。また、積層板のひずみは、面内ひずみと曲げによる面外ひずみの和として表すことができる。したがって、面内ひずみ ε と曲げによる曲率 κ を用いて以下のように表せる。

$$[\varepsilon]_k = [\varepsilon']_k + z_k [\kappa] \quad (2.74)$$

ただし、 $[\varepsilon']_k$ は各層の面内ひずみ、 κ は曲率を示す。したがって、各層の応力は次式により求めることができる。

$$[\sigma]_k = \int_{z_{k-1}}^{z_k} [\bar{Q}]_k ([\varepsilon']_k + z_k [\kappa]) dz \quad (2.75)$$

積層板に作用する合応力及び合モーメントは、

$$[N] = \sum_{k=1}^n [\sigma]_k, \quad [M] = \sum_{k=1}^n [\sigma]_k z_k \quad (2.76)$$

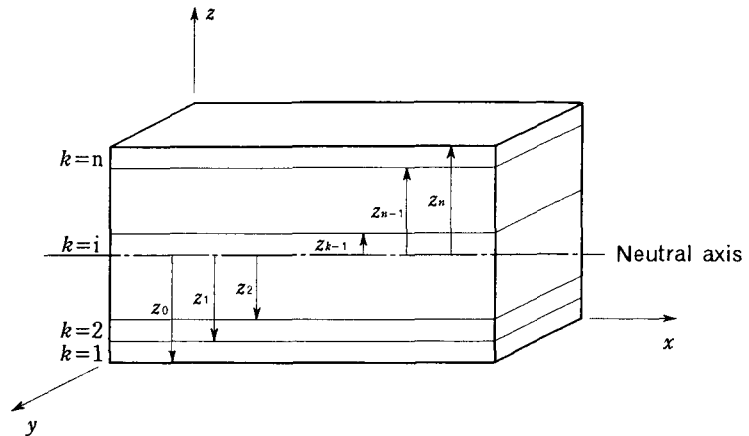


Fig. 2.14 Coordinate system and parameters for laminate

と定義されるため，式 (2.75) を式 (2.76) に代入して整理すると，次式が得られる。

$$[N] = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k [\varepsilon'] (z_k - z_{k-1}) + \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k [\kappa] \frac{1}{2} (z_k^2 - z_{k-1}^2) \quad (2.77)$$

$$[M] = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k [\varepsilon'] \frac{1}{2} (z_k^2 - z_{k-1}^2) + \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k [\kappa] \frac{1}{3} (z_k^3 - z_{k-1}^3) \quad (2.78)$$

さらに，次のような行列 $[A]$ ， $[B]$ ， $[D]$ を定義すると，式 (2.77) 及び式 (2.78) は式 (2.80) のように表される。

$$\left. \begin{aligned} [A] &= \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k (z_k - z_{k-1}) \\ [B] &= \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \\ [D] &= \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n [\bar{Q}]_k (z_k^3 - z_{k-1}^3) \end{aligned} \right\} \quad (2.79)$$

$$\left. \begin{aligned} [N] &= [A][\varepsilon'] + [B][\kappa] \\ [M] &= [B][\varepsilon'] + [D][\kappa] \end{aligned} \right\} \quad (2.80)$$

すなわち，積層板の合応力及び合モーメントと面内ひずみ及び曲げによる曲率との間には次の関係が成り立つ。

$$\begin{bmatrix} N \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon' \\ \kappa \end{bmatrix} \quad (2.81)$$

ここで，式 (2.81) について逆に解くと，以下のように面内と曲げに対するコンプライアンスマトリックスである $[\alpha]$ や $[\delta]$ を求めることができる。

$$\begin{bmatrix} \varepsilon' \\ \kappa \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} N \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha & \beta \\ \beta^T & \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N \\ M \end{bmatrix} \quad (2.82)$$

なお，

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= [A]^{-1} + [A]^{-1} B (D - B [A]^{-1} B)^{-1} B [A]^{-1} \\ \beta &= -[A]^{-1} B (D - B [A]^{-1} B)^{-1} \\ \delta &= (D - B [A]^{-1} B)^{-1} \end{aligned} \right\} \quad (2.83)$$

である。

したがって、積層板の引張挙動に対する等価物性値は、面内のコンプライアンスマトリックス $[\alpha]$ を用いて次式により算出できる。

$$\left. \begin{aligned} E_x^t &= \frac{1}{\alpha_{11}h} , & E_y^t &= \frac{1}{\alpha_{22}h} , & E_z^t &= \frac{1}{\alpha_{33}h} \\ \nu_{yz}^t &= -\frac{\alpha_{32}}{\alpha_{22}} , & \nu_{zx}^t &= -\frac{\alpha_{13}}{\alpha_{33}} , & \nu_{xy}^t &= -\frac{\alpha_{21}}{\alpha_{11}} \\ G_{yz}^t &= \frac{1}{\alpha_{44}h} , & G_{zx}^t &= \frac{1}{\alpha_{55}h} , & G_{xy}^t &= \frac{1}{\alpha_{66}h} \end{aligned} \right\} \quad (2.84)$$

同様に、積層板の曲げ挙動に対する等価物性値は、面外のコンプライアンスマトリックス $[\delta]$ を用いて次式により算出できる。

$$\left. \begin{aligned} E_x^b &= \frac{12}{\delta_{11}h^3} , & E_y^b &= \frac{12}{\delta_{22}h^3} , & E_z^b &= \frac{12}{\delta_{33}h^3} \\ \nu_{yz}^b &= -\frac{\delta_{32}}{\delta_{22}} , & \nu_{zx}^b &= -\frac{\delta_{13}}{\delta_{33}} , & \nu_{xy}^b &= -\frac{\delta_{21}}{\delta_{11}} \\ G_{yz}^b &= \frac{12}{\delta_{44}h^3} , & G_{zx}^b &= \frac{12}{\delta_{55}h^3} , & G_{xy}^b &= \frac{12}{\delta_{66}h^3} \end{aligned} \right\} \quad (2.85)$$

以上の等価物性値を評価することにより、使用に適した繊維や樹脂及び含有率を決定することができ、板厚、繊維配向角構成の影響も容易に調査することが可能となる。また、積層材料をすべて模擬した解析は膨大な容量が必要となるため、これらの等価物性値算出手法は、積層複合材料構造物の解析にとって非常に有効となる。

2.6 実験的物性値算出

実験を行うことより、材料特有の応力-ひずみ関係が得られる。その関係から基本物性値である弾性係数やポアソン比を求めるには、コンピュータの利用が最適である。また、複合材料は材料非線形性を有する場合が多く、その特性を考慮した解析を行うには、設定しなければならないパラメータも増加し、ますます簡便な手法が要求される。材料非線形性を反映して解析するには、塑性解析による収束計算が必要である。しかしながら、パーソナルコンピュータで容易にかつ短時間で材料非線形性を表現するには、荷重を増分ステップで分割し、荷重増分に対する変位、ひずみ、応力を求め、その合計を求める区間線形理論の採用が望ま

しい。例えば、縦弾性係数の応力依存性は、次式により求めるのが有効であることが提案されている [92]。

$$E_i^* = E_{i0} + \alpha_i e^{-n_i \sigma} \quad (2.86)$$

ここで、 E_i^* は等価弾性係数、 E_{i0} 、 α_i 、 n_i は非線形パラメータ、 σ は相当応力を示す。 E_{i0} 、 α_i 、 n_i は材料実験データにより決定しなければならないが、本システムではこれらの変数を材料実験データファイルから自動的に同定することが可能である。Fig. 2.15 に各非線形パラメータ設定のための概略を示す。

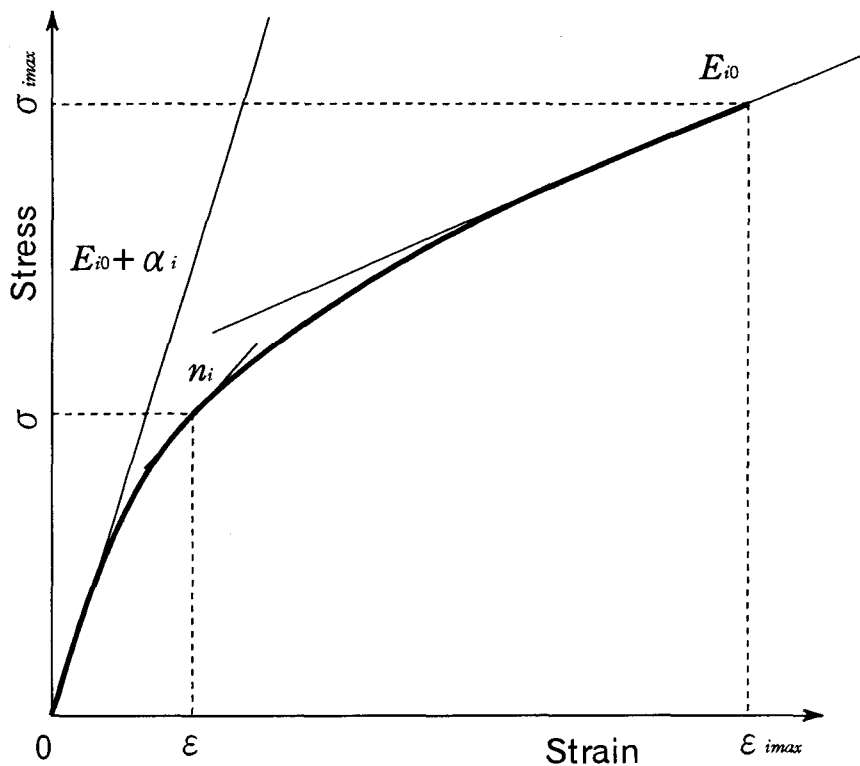


Fig. 2.15 Scheme of determination of non-linear parameters

各変数決定の手順は次の通りである。

- ① 最大応力値付近の傾きから E_{i0} を得る。

$$E_{i0} = E_i(\sigma_{imax}) \quad (2.87)$$

②初期の弾性係数から $E_{i0} + \alpha_i$ を求める。

$$E_{i0} + \alpha_i = E_i(0) \quad (2.88)$$

③指定する応力値におけるグラフの傾きから式 (2.89) により n_i を求める。

$$n_i = -\frac{1}{\sigma_{any}} \left(\ln \frac{E_i(\sigma_{any}) - E_0}{E_i(0) - E_i(\sigma_{any})} \right) \quad (2.89)$$

Fig. 2.16 に非線形パラメータを決定している様子を示す。実験データは CFRP ± 45° 積層材料の引張実験データを使用した。式 (2.86) による関数近似結果と実験データは良く一致しており、この機能により実験データ処理を簡便に行うことができ、解析データの作成に必要な時間を大幅に短縮することが可能となった。

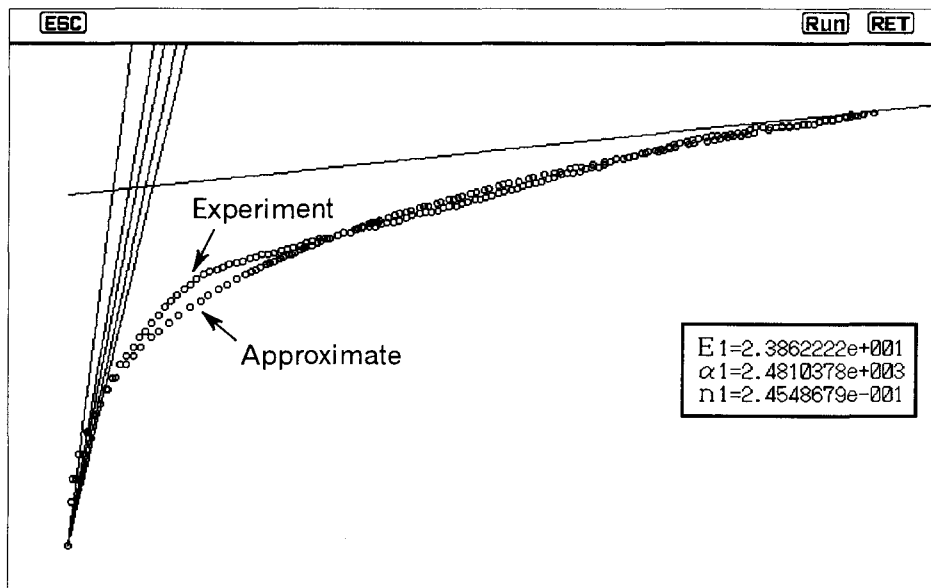


Fig. 2.16 Determination of anisotropic parameter

2.7 物性値算出システム

前節で述べてきたラミナの基本物性値や積層材料の等価物性値を求める計算式をプログラム化することにより、複合材料設計のための物性値算出システムを構築した。本システムは、材料データベース機能を中心に、繊維と樹脂の選定、含有率等を指定することによりラミナの基本物性値を算出する機能、積層理論により積層材の等価物性値を求める機能、実験データから解析に必要な物性値を求める機能からなる。それぞれのデータは互いに関連し合うことにより、必要な物性値を有する積層材料を設計することができる。データベースシステムの概略を Fig. 2.17 に示す。開発システムのデータベース画面例を Fig. 2.18 に示す。これらのデータは必要に応じて呼び出すことが可能で、解析用の物性値データとして用いることができる。 Fig. 2.19 はデータベースとして登録されている積層材料の積層構成データを表示させた結果である。

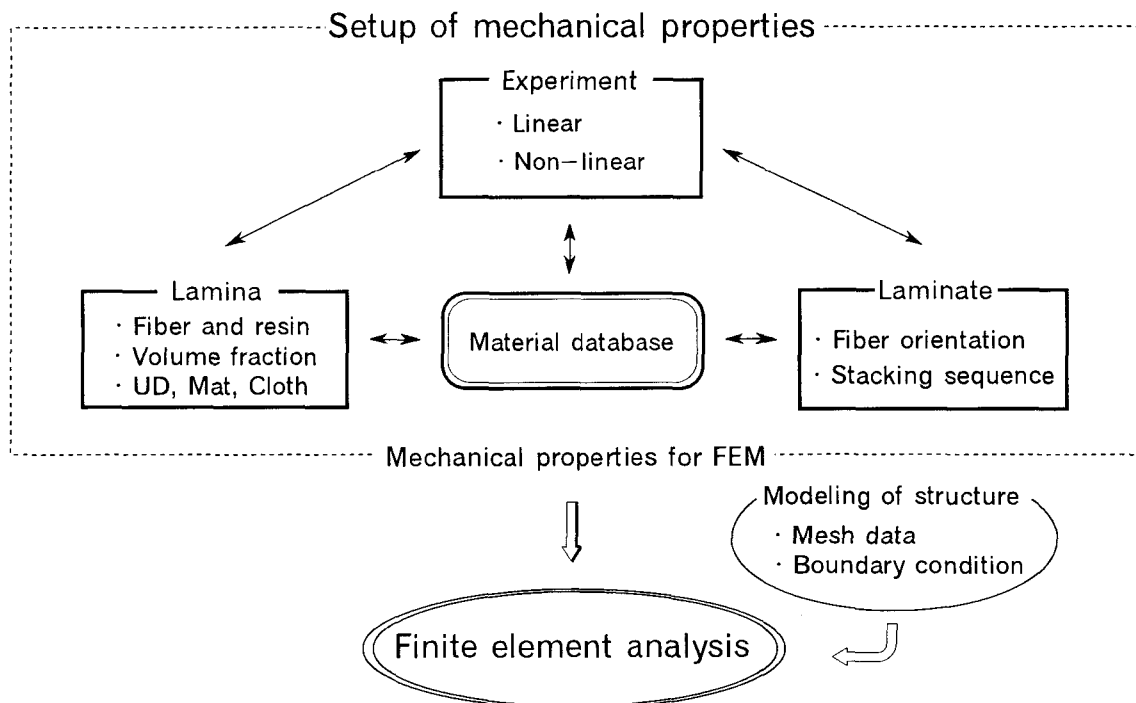


Fig. 2.17 Database system of mechanical properties for composite materials

繊維強化複合材料の物性値を求める場合、その材料を構成している一方向性ラミナの物性値を求める必要がある。一方向性ラミナの物性値が得られれば、積層材料の物性値を求めることは容易である。一方向性ラミナの物性値を算出する画面を Fig. 2.20 に示す。繊維の種類や樹脂の種類、繊維含有率などのパラメータを設定することにより、各方向の弾性係数や強度などの物性値が算出でき、データベースに登録可能である。なお、各機能における変数は、マウスによる入力が可能で、変数の設定状況は画面により確認できる。このように、本システムは目的にあった材料特性が簡便に算出できるところに特徴がある。また、繊維や樹脂データは、データベース機能を用いて追加登録することも可能であり、新たな材料が開発された場合にも対応できる。

Property	Value	Property	Value	Property	Value
E ₁	107153.727	E ₂	7606.733	E ₃	7606.733
N ₁	0.211	N ₂	0.020	N ₃	0.278
E ₁₂	3141.496	E ₁₃	3392.485	E ₂₃	3392.485
G ₁₂	1376.716	G ₁₃	59.458	G ₂₃	59.458
E _x	2606.939	E _y	133.122	E _z	133.122
E _{xy}	66.561	E _{yz}	66.561	E _{xz}	66.561

Fig. 2.20 Calculation of mechanical properties for lamina

データベースに登録されている材料は任意に積層することが可能で、新たな積層材料の作成が容易に行えるように配慮されている。Fig. 2.21 は、材料データベースからラミナ材料を選択し、積層材料を作成している様子を示している。積層したい材料を選択すると右側の画面に積層構成が表示され、Fig. 2.22 に示すように積層材料の物性値が算出できる。本システムでは、引張剛性及び曲げ剛性が、工学パラメータとしての弾性係数やポアソン比の他に剛性マトリックス表示も可能で、汎用解析コードの物性値データとしても対応できるものとする。

Experimental Finite Elements Method ver. 2		
Lamina Calc Look Data Edit Save menu7 menu8 Options Exit		
Fiber/Facit	Lamina Name	Experiment
0	0/90	0/90
90	+45/-45	+45/-45
45	0/90_vf55	
-45	45/-45_vf55	
00		
Epoxy		
45n		
-45n		
0n		
90n		
0nn		
90nn		
0_vf55		
90_vf55		
45_vf55		
-45_vf55		

Lamina			
Nb	Order	Name	Thickness
4	FR	45	0.034
3	FR	-45	0.034
2	FR	-45	0.034
1	FR	45	0.034

Fig. 2.21 Stacking of lamina

Experimental Finite Elements Method ver. 2							
Lamina Calc Look Data Edit Save menu7 menu8 Options Exit							
E ₁	12187.646	E ₂	12187.646	E ₃	7865.118	Tensile	
ν ₁₂	0.0570	ν ₂₁	0.0368	ν ₁₃	0.7963	Bending	
G ₁₂	3266.990	G ₂₁	3266.990	G ₁₃	27816.332	Matrix	
A ₁₁	470.44	A ₁₂	376.37	A ₁₃	31.17	A ₁₄	0.00
A ₂₁	376.37	A ₂₂	470.44	A ₂₃	31.17	A ₂₄	0.00
A ₃₁	31.17	A ₃₂	31.17	A ₃₃	111.33	A ₃₄	0.00
A ₄₁	0.00	A ₄₂	0.00	A ₄₃	0.00	A ₄₄	45.29
A ₅₁	0.00	A ₅₂	0.00	A ₅₃	0.00	A ₅₄	0.00
A ₆₁	0.00	A ₆₂	0.00	A ₆₃	0.00	A ₆₄	0.00
A ₇₁	0.00	A ₇₂	0.00	A ₇₃	0.00	A ₇₄	0.00
A ₈₁	0.00	A ₈₂	0.00	A ₈₃	0.00	A ₈₄	0.00
A ₉₁	0.00	A ₉₂	0.00	A ₉₃	0.00	A ₉₄	385.63

Fig. 2.22 Calculation of mechanical properties for laminate

Fig. 2.23 は、実験データがある場合の補完例を示している。実験ですべての材料物性値を求めることが困難である場合が多く、実験では得られなかった物性値をデータベースから参照することができれば、入力物性値の作成が容易に行えるものとする。また、実験で得られた物性値を基にしてその材料構成や含有率などを調査することもできる。

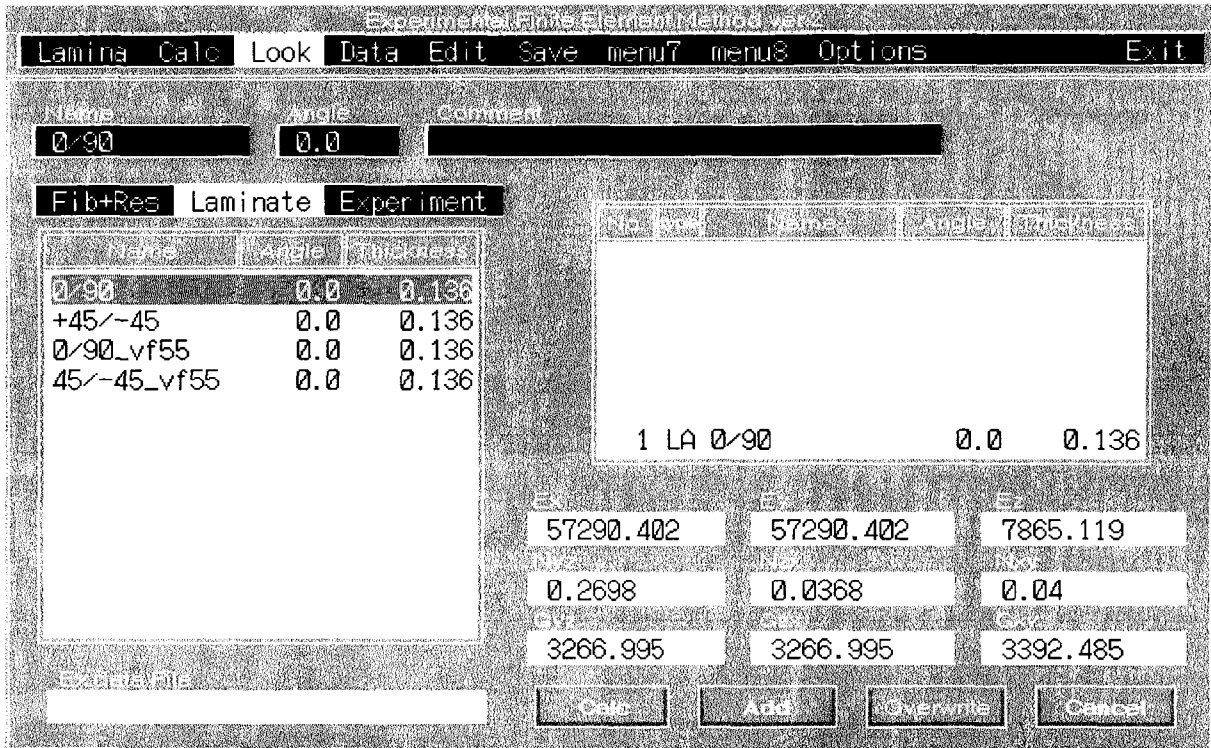


Fig. 2.23 Completion of experimental data

これらの物性値を入力して応力解析を行い、設計条件との比較、検討を行えば、設計条件が満たされなかった場合でも、Fig. 2.20 や Fig. 2.21 の条件設定の画面へ戻ることにより、構成材料や含有率、積層構成の再設定を容易に行うことが可能である。

2.8 結 言

異方性理論に基づいた複合材料の力学的特性を示すと共に、繊維強化材の物性値算出法と物性値算出システムについて記述した。有限要素解析のための開発システムの主な機能をまとめると、次のようになる。

- 1) 材料物性値をデータベース化することができ、必要に応じて参照、解析デー

タとして利用することができ、また、汎用解析コードへの物性値入力が可能である。

- 2) データベースに登録するための基本物性値は、繊維及び樹脂の種類や繊維含有率を決定すれば、強化繊維形態に対する弾性係数や強度などの材料物性値を求めることができる。
- 3) データベース化された材料を任意に積層することにより、新たな積層材料物性値を容易に求めることができる。
- 4) 材料試験データから弾性係数や非線形物性値等のパラメータを自動的に算出することができる。

その結果、開発システムにより、二次元モデル及び三次元モデルに対するラミナの材料物性値入力が可能に行え、構造物に発生する応力や変形に及ぼす材料の差異や含有率変化による影響を容易に調査でき、複合材料設計に柔軟に対応できるものとする。本システムは、面倒であった実験データからの非線形パラメータ設定が可能にしかも迅速に行え、材料物性値同定作業にも効果を発揮できるものとする。それに伴い、試作や模型実験に要する期間と費用等を大幅に削減することができ、製品のコストダウンを図ることが可能となるなど、その利点は多いとする。

第3章 複合材料設計のための思考型有限要素法

3.1 緒言

構造解析では有限要素法が主流であり、その汎用性は言及するまでもない。また、有限要素法は、構造解析だけにとどまらず、最適ルーチンの組込による構造最適設計も可能になってきている。特に、複合材料を用いた設計では、構造設計と材料設計が可能であるため、その設計パラメータの多様性から最適設計手法の研究や有限要素法による構造解析を基にした複合材料の最適設計支援システムの構築が行われている。しかしながら、複合材料設計は、含有率や配向角や材料選択などの最適値を見出すには設計変数が多く、非常に困難な材料であるとも言える。複合材料構造物は、製作はカーボンやガラス繊維等の異種材料の積層、その構造解析は有限要素法で実施されることが多いが、複合材料設計にとって最も重要な積層順序の決定は設計者の判断にゆだねられているのが現状である。

そこで、本研究ではこの現状を鑑み、積層複合材料に対して、その構造解析を有限要素法で実施し、応力状態を考慮しながら最適材料を選択する新たなアルゴリズムを提案し、そのプログラム構築を行った。有限要素法による構造解析を基にした複合材料の最適設計支援システムの構築は、積層材における複雑な材料構成を決定できるだけでなく、解析結果が設計資料としてすぐに役立つなどの利点がある。この手法は、応力解析を実施し、その応力状態を考慮しながら最適材料を思考選択し、設計目標値を満足する積層構成を決定するものであることから思考型有限要素法とした。

本章では、自動的に設計目標値を満足する積層構成を決定し得ることを例解析により示すと共に、設計目標値として強度以外に重量、価格を考慮した場合の積層構成の決定手法についても検討を行い、その有用性を示す。

3.2 思考型有限要素法について

一般構造材では、応力解析により強度不足等が判明した場合、板厚等の形状変更を行うことにより設計目標値を満足させる手法が取られる。しかし、複合材料設計では、そのような形状変更ではなく、素材や含有率を変更することにより、設計目標値を満足させる手法が用いられることが多い。すなわち、複合材料を用いた設計としては、次のような手順で行われるのが一般的である。

- ①外力、環境等を考慮し、素材を選定する一次設計を行う。

- ②一次設計された構造物のモデル化を行い，応力解析を実施する。
- ③解析された応力値や変位量の結果を基に，安全裕度等の設計目標値を満足するかどうかの検討を行う。
- ④設計目標値を満足すれば，更に詳細設計へと進められる。一方，満足しない場合は，素材や含有率等を変更し，再度，応力解析が実施される。ここで，複合材料構成を最適状態にするためには，②～④を繰り返し計算し，その最適値を探索することになる。

しかしながら，上記の繰り返し計算を行うには，設計パラメータ数が非常に多いため，設計目標値を満足するもののそれが最適設計であると言及することは困難となる。したがって，これらの繰り返し計算を円滑に進めることができ，最終的には最適値が得られる実行し易い計算システムを構築することが重要である。

例えば，Fig. 3.1 のようなはりに荷重が作用する場合，積層材においては各層の材料構成や繊維配向角，積層順序を考慮することにより，様々な特性を有する積層板を製作することが可能である。しかし，設計目標値から積層板の各層の組

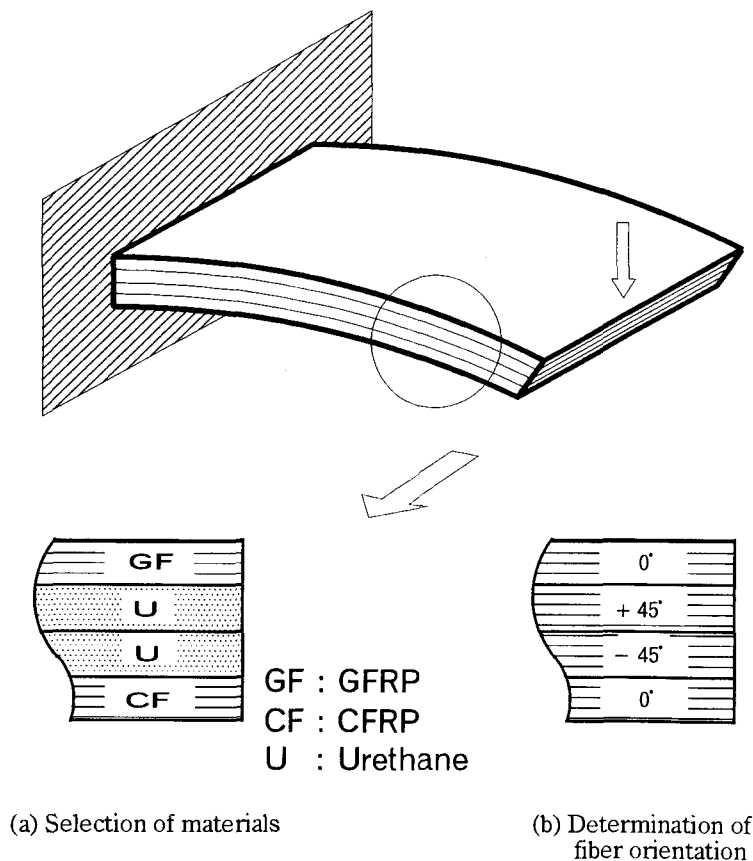


Fig. 3.1 Selection of materials or determination of fiber orientation by intelligent finite element method

合せを考慮することは、その組合せが膨大な量になることと、さらに、その最適組合せを選択決定することは、簡単な積層材ですら非常に困難となることが予想される。したがって、有限要素法により実際の用途を想定した構造物の変形並びに応力解析を実施しながら、その結果を基に材料選択を行い、材料構成、積層順序等の最適値をコンピュータに思考させる手法をプログラム化すれば、上述のような手間が省略されることになり、複合材料構造設計にとって非常に有用な手法となる。

そこで、本研究では、上述のプログラムを思考型有限要素法とし、そのプログラム開発を行った。思考型有限要素法による複合材料設計の概念を Fig. 3.2 に示す。有限要素解析を行っているため、従来の手法と同様に構造物の応力や変形等の出力結果が得られ、最適材料構成が決定された段階で、それらの値を即座に利用できるのが本手法の利点でもある。以下開発したプログラムの手法と実行例について記述する。

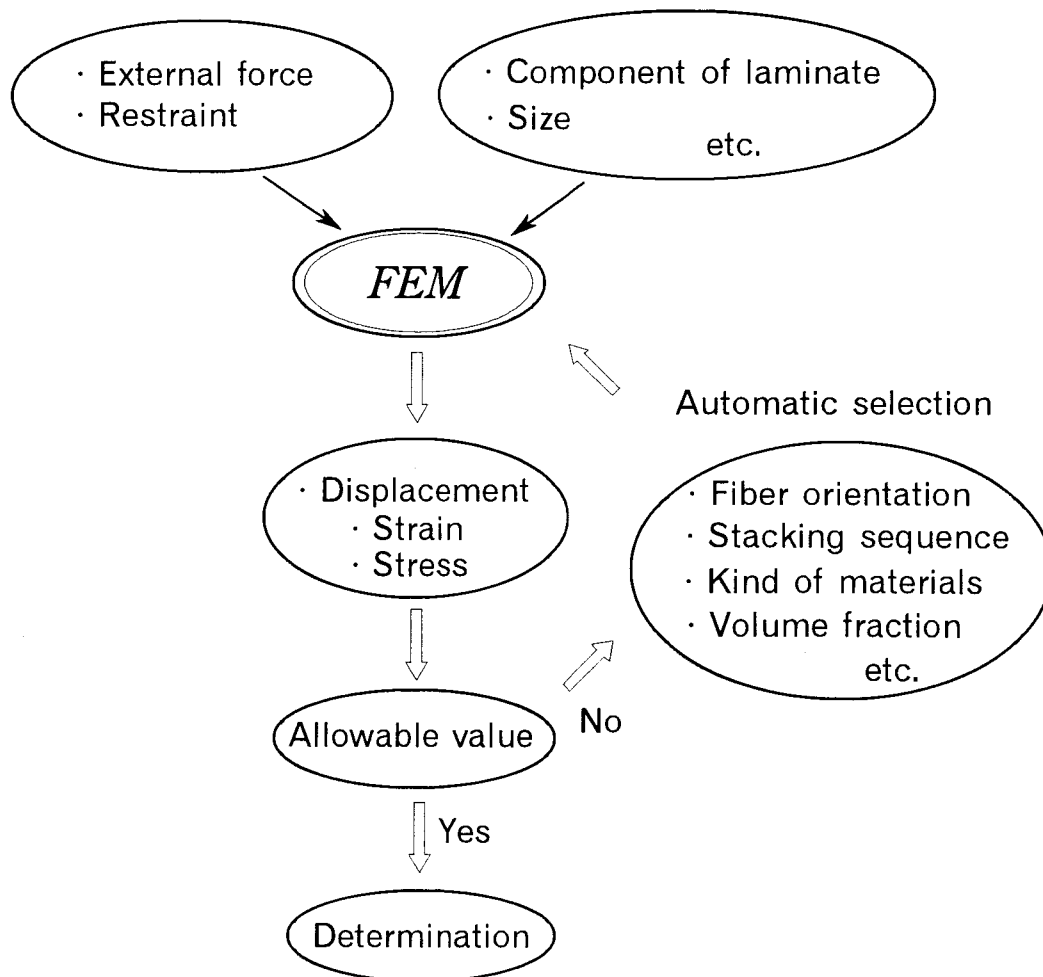


Fig. 3.2 Concept of intelligent finite element method for design of composite materials

3.3 思考型有限要素法プログラム化手法

思考型有限要素法は、解析結果に基づき、予め用意されている材料データベース中から各層における最適な材料を選択し、設計目標値を満足する材料構成を決定する手法である。そのフローチャートを Fig. 3.3 に示す。

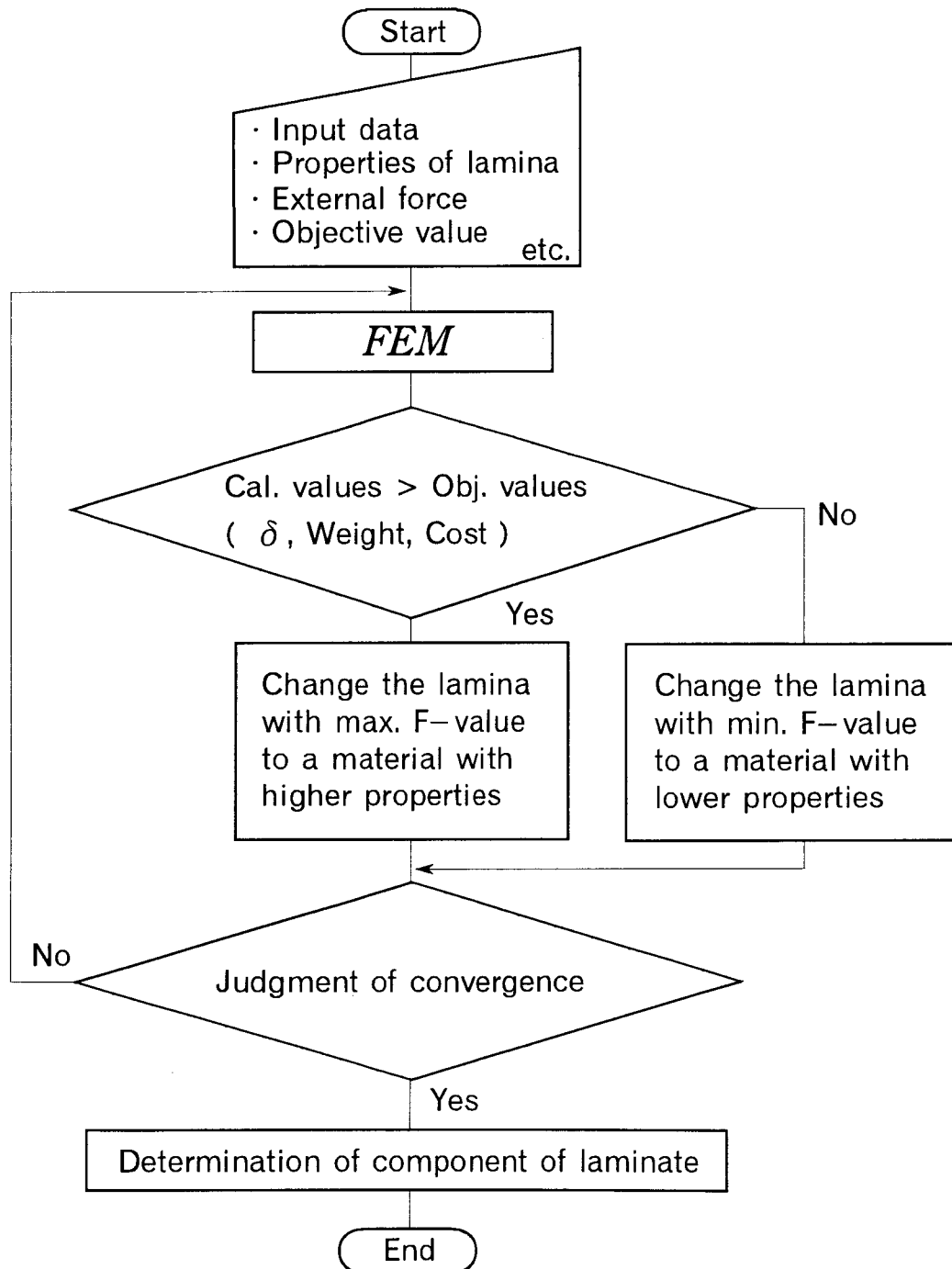


Fig. 3.3 Flow chart of intelligent finite element method

材料選択は、各層ごとの最大破壊パラメータ（以下、F値、F-valueとする）を算出し、予めデータとして入力した設計目標値（設計許容値）と比較することにより行う。F値は、式(3.1)に示すHoffmanの破壊則[92]より算出する。

$$F\text{-value} = \frac{\sigma_L^2 - \sigma_L \sigma_T}{F_L F_L'} + \frac{\sigma_T^2}{F_T F_T'} + \frac{F_L' - F_L}{F_L F_L'} \sigma_L + \frac{F_T' - F_T}{F_T F_T'} \sigma_T + \frac{\tau_{LT}^2}{F_{LT}^2} \quad (3.1)$$

ここで、 σ_L は繊維方向応力、 σ_T は繊維直角方向応力、 τ_{LT} は面内せん断応力を示す。また、 F_L 及び F_L' は繊維方向の引張及び圧縮強度、 F_T 及び F_T' は繊維直角方向の引張及び圧縮強度、 F_{LT} は面内せん断強度を示す。

各層の材料選択は、設計許容値以上のF値、すなわち強度不足になる層が存在する場合と設計許容値以下のF値、すなわち強度余裕があり過ぎる場合に分けて行う。設計許容値以上のF値が存在する場合は強度不足なので、最もF値が大きい層の材料を高強度材に選択交換し、最大F値が設計許容値以下になるように繰り返し計算を行う。逆に、最大F値が設計許容値以下の場合は強度余裕があるので、最もF値が小さい層の材料を低強度の材料に選択交換し、F値が設計許容値に近づくように繰り返し計算を行う。交換されるべき材料の判定は、現ステップでの応力状態を利用して、データベース中の交換可能な全材料に対するF値の計算を行い、次ステップにおける最大F値を予測することにより行う。なお、計算ループの打切りは、材料データベース中に選定すべき材料が存在しなくなった時点とした。材料選択アルゴリズムのフローチャートをFig. 3.4に示す。

以上のアルゴリズムを用いて設計許容値を満足する材料構成を得ることができるが、このような解析のみでは許容値以下になる材料構成が種々存在し、どの構成が最適値であるかを決定することは不可能である。また、それらの結果は初期材料条件によっても異なることが予想される。そこで、本研究では、初期材料条件を種々変化させ、設計許容値を満足する組合せを求めた中から強度以外の因子を加味することにより最適積層構成を決定する手法を提案する。Fig. 3.5は、強度、重量、価格の3変量を設計目標値とし、その目標値を満足する材料構成の決定を行うためのそれぞれの関係の概念図で、薄墨部は各一定変量で切り出したものである。なお、具体的な決定方法については、3.5節で述べる。

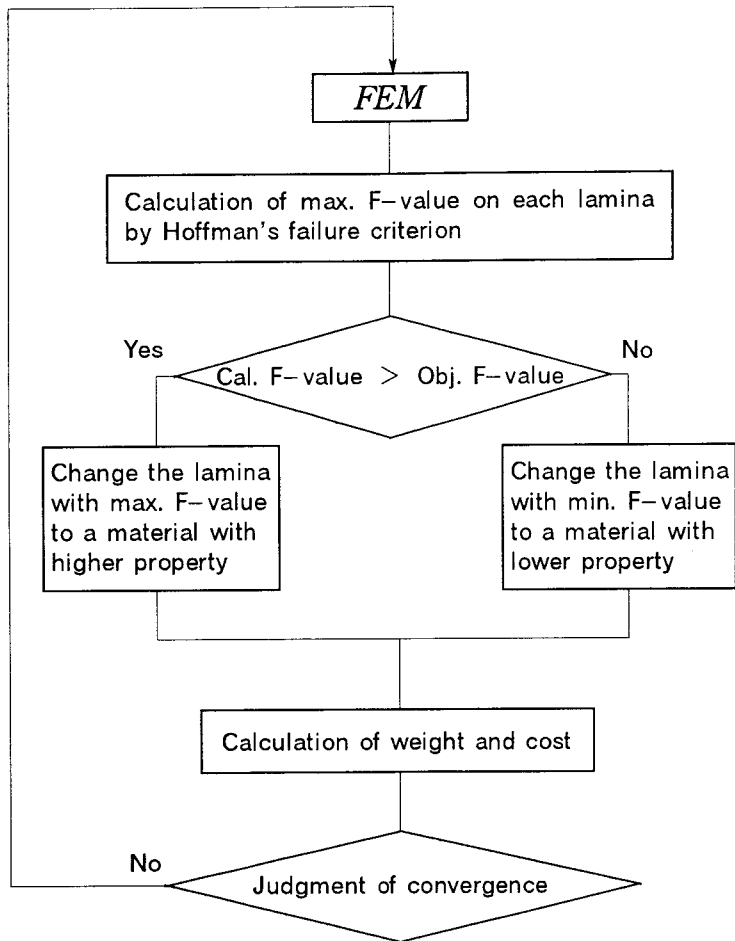


Fig. 3.4 Flow chart of material selection

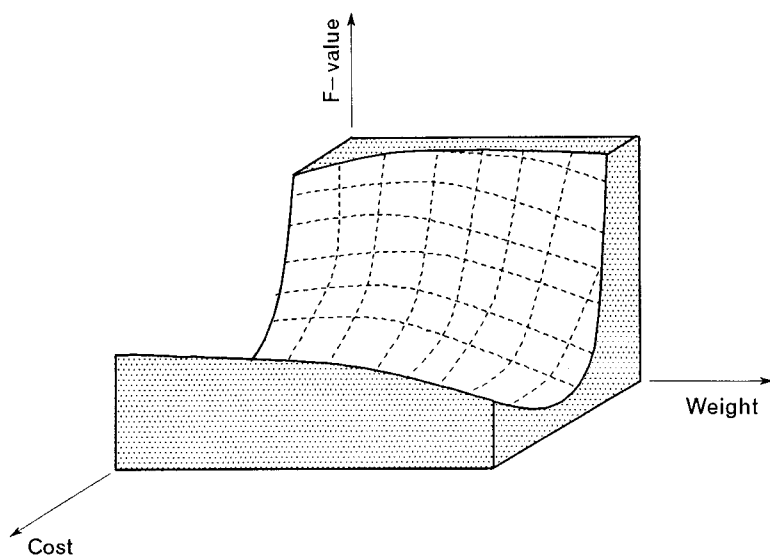


Fig. 3.5 Concept of relation between each design object

3.4 解析結果

3.4.1 曲げ荷重のみを受ける積層平板の場合

解析例として、各層の板厚が等しい積層板モデルにおいて、曲げ荷重のみを受ける場合について行った。Fig. 3.6に積層板モデルを示す。積層板は各層同じ板厚の10層とし、両端支持のほり中央部に分布荷重 392 Nを負荷した。要素数は 200、節点数は 121である。なお、解析における初期材料条件は、各層が同一材料であるとした。また、設計許容値は 0.5とし、材料は最も一般的な GFRP, AFRP, CFRP, BFRP, Urethane の5種類から選択するものとした。その材料物性値を Table 3.1に示す。

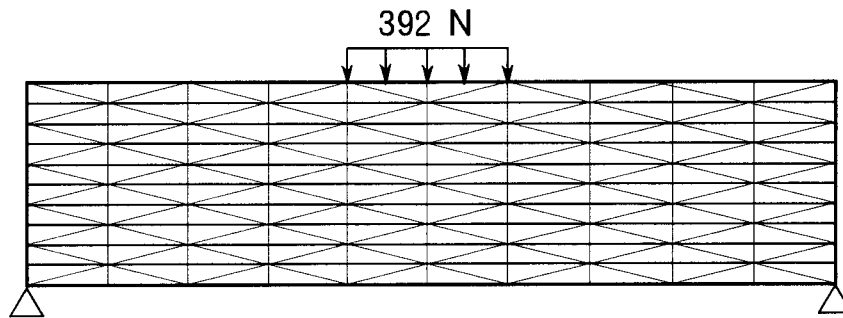


Fig. 3.6 Mesh model of laminated plate with multi-layer under bending condition

Table 3.1 Mechanical properties of each material

	GFRP	CFRP	AFRP	BFRP	Urethane	
Young's modulus	E_L	45000.0	132000.0	76000.0	274000.0	392.0
	(MPa) E_T	12000.0	10300.0	5500.0	15000.0	392.0
Poisson's ratio	ν_{LT}	0.25	0.25	0.34	0.25	0.4
Ultimate tensile strength	F_L	1000.0	1240.0	1380.0	1310.0	19.6
	(MPa) F_T	34.0	45.0	28.0	34.0	19.6
Ultimate shearing strength	(MPa) F_{LT}	40.0	62.0	55.0	100.0	19.6
Ultimate compressive strength	F_L'	550.0	830.0	280.0	2480.0	19.6
	(MPa) F_T'	140.0	140.0	140.0	310.0	19.6
Specific weight	(g/mm ³)	0.00194	0.00147	0.0013	0.00186	0.0001
Cost	(Yen/g)	2.0	50.0	40.0	50.0	0.05

材料の破壊は F 値によって決定されるので、最も好ましいのは材料選定が行われた後の各層における F 値が均一化することである。そこで、各層における F 値の推移を調査するため、各層の最大、最小及び平均 F 値の分布を計算した。Figs. 3.7, 3.8, 3.9 は、初期設定材料をそれぞれ GFRP, CFRP, Urethane とした場合における計算の繰り返しに伴う最大、最小及び平均 F 値の推移を示したものである。初期設定材料として全層を GFRP や CFRP と設定すると、最大 F 値が設計許容値をはるかに下回る材料であり、強度余裕があるため、計算繰り返しに伴い最大 F 値が設計許容値に近づく様子が確認できる。特に、CFRP の場合、繰り返し数が 11 以降で急激に F 値が上昇しているが、積層材料として最も強度が低い Urethane が選択され、応力が CFRP 層などに集中したためと考えられる。また、F 値の最小値については、はりの曲げ解析であるため、中立軸付近の層応力が小さく、材料選定が行われても最小 F 値が上昇しない結果となっている。逆に、初期設定材料が Urethane の場合は、最大 F 値が設計許容値をはるかに上回る材料であるため、設計許容値を満足させるための高強度材料が選択されることになり、最大 F 値が設計許容値に近づく様子が確認できる。

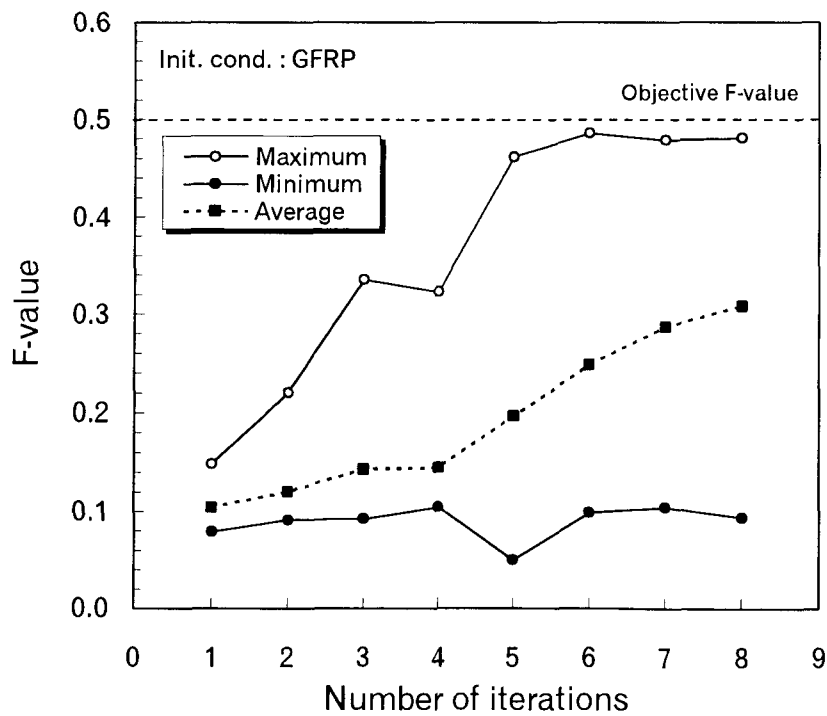


Fig. 3.7 Relations between F-value and number of iterations in case of GFRP as the initial material under bending condition

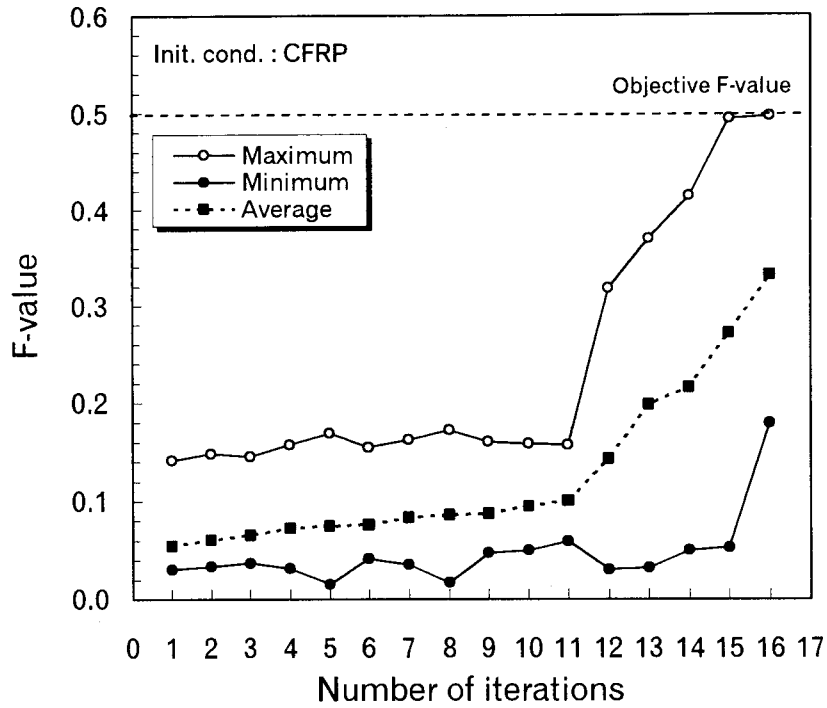


Fig. 3.8 Relations between F-value and number of iterations in case of CFRP as the initial material under bending condition

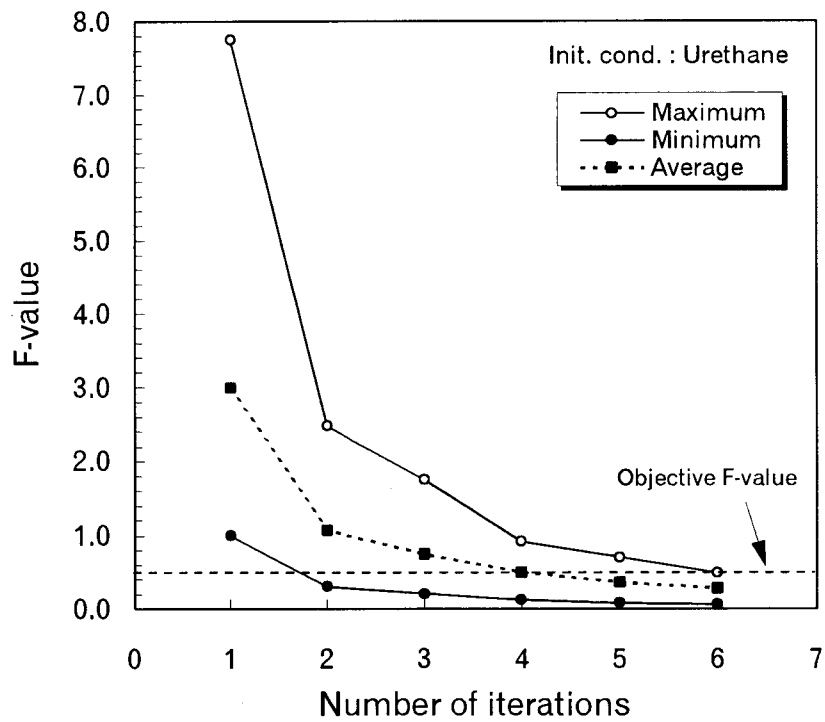


Fig. 3.9 Relations between F-value and number of iterations in case of Urethane as the initial material under bending condition

それぞれの初期設定材料（GFRP, CFRP, Urethane）に対して、Figs. 3.10, 3.11 は最大 F 値と重量、Figs. 3.12, 3.13 は最大 F 値と価格、Fig. 3.14 は重量と価格の関係を示す。価格と重量は単位厚さあたりの値を示す。なお、図中の矢印は、繰り返し計算の方向を示す。GFRP を初期設定材料値とした場合、繰り返しに伴い重量は軽減する方向、価格は上昇する方向に材料選定が行われていることが確認できる。CFRP を初期設定材料とした場合は、繰り返し初期段階での重量は増加する方向、その後軽減する方向に材料選定が行われている。また、繰り返し初期段階での価格は低下する方向、その後、価格はほとんど変化せずに F 値が上昇している。これは、CFRP が軽量で高強度材であるため、強度余裕があり過ぎる場合、価格の安い低強度で重い材料に材料選定がなされ、その後、Urethane が選択されるため重量が大幅に軽減されることによるものである。Fig. 3.15 は、最大 F 値と重量と価格の関係を三次元的に図示したものである。

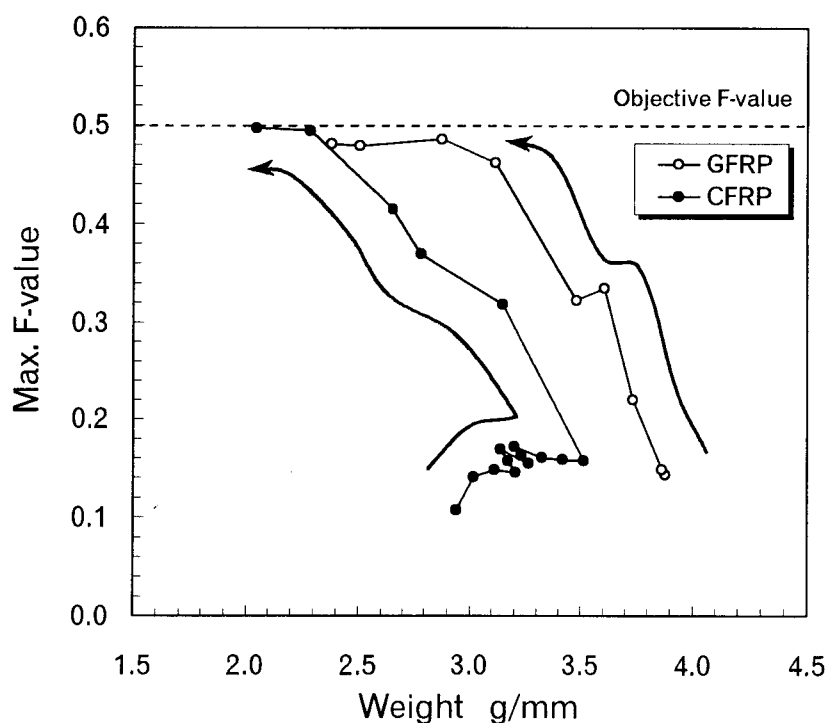


Fig. 3.10 Relations between max. F-value and weight for GFRP and CFRP under bending condition

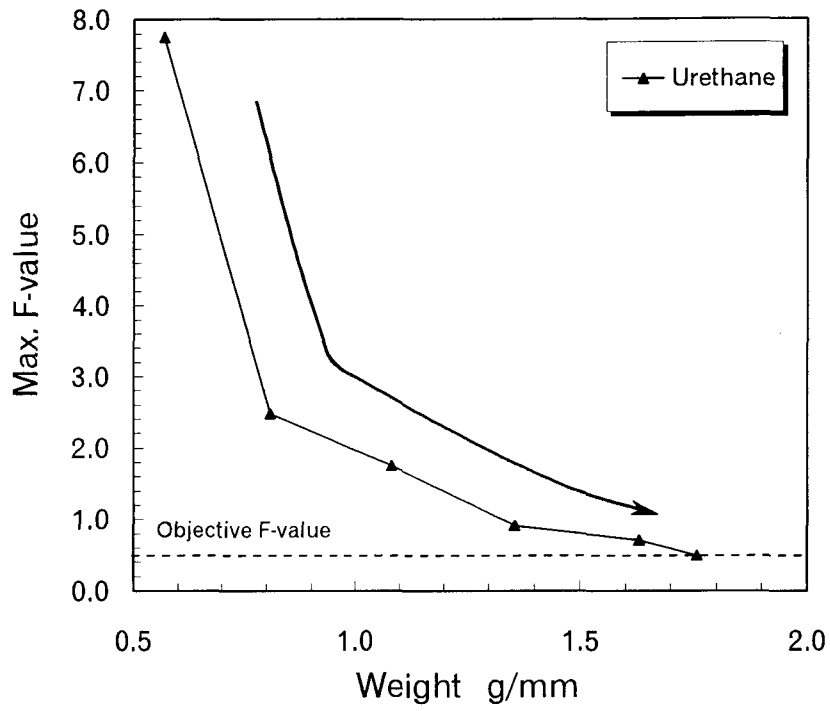


Fig. 3.11 Relation between max. F-value and weight for Urethane under bending condition

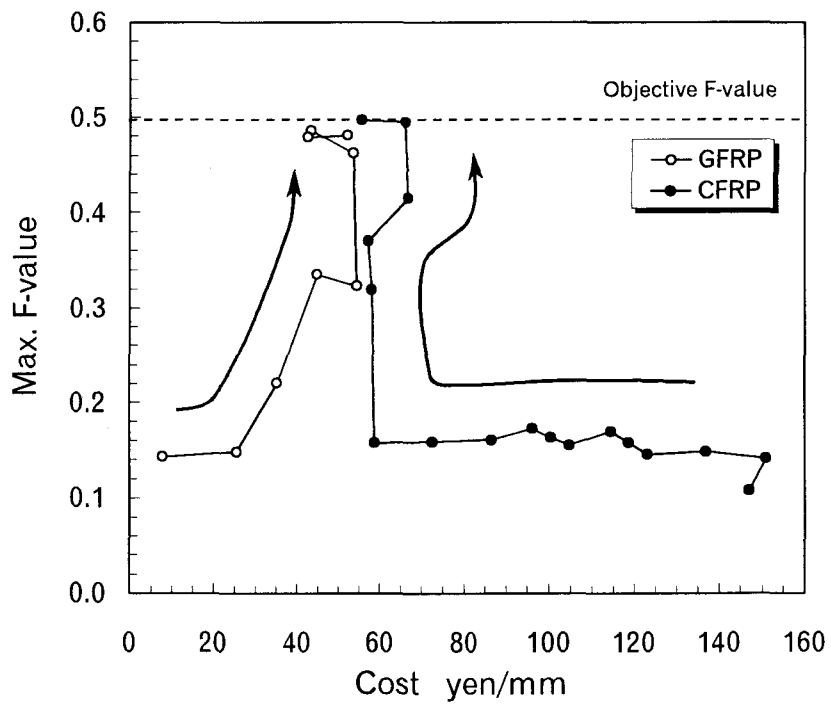


Fig. 3.12 Relations between max. F-value and cost for GFRP and CFRP under bending condition

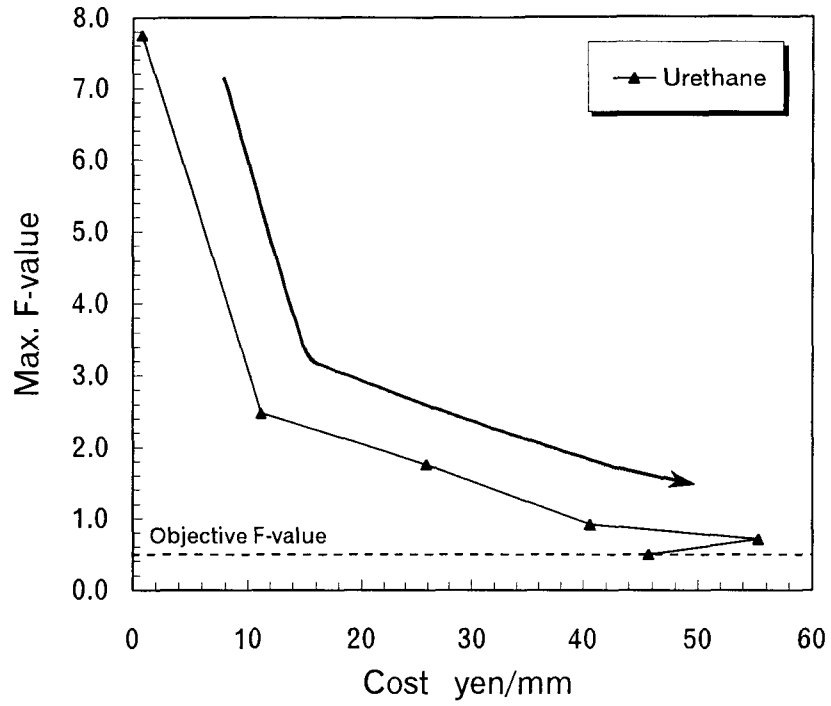


Fig. 3.13 Relation between max. F- value and cost for Urethane under bending condition

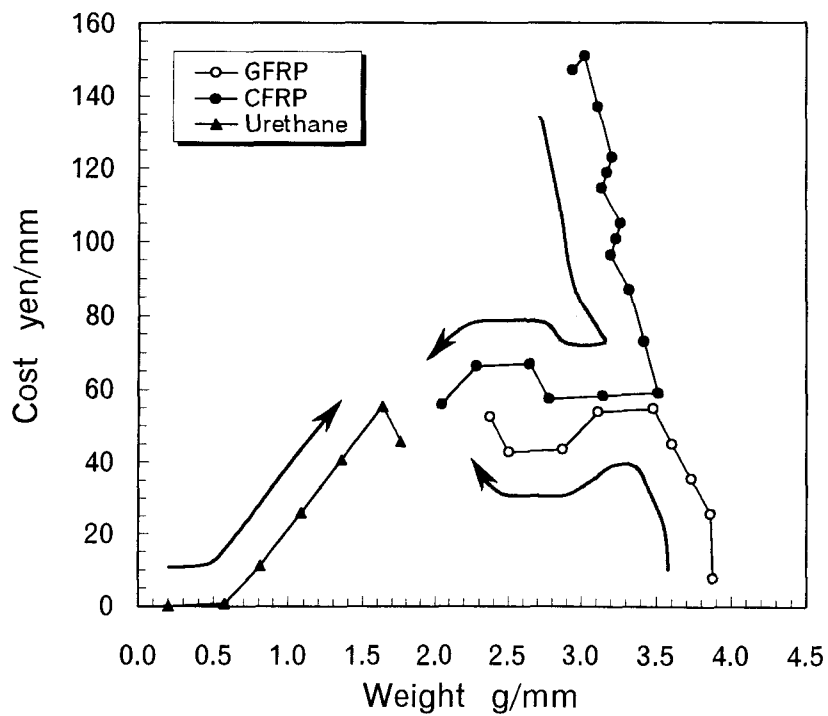


Fig. 3.14 Relations between cost and weight for GFRP, CFRP and Urethane under bending condition

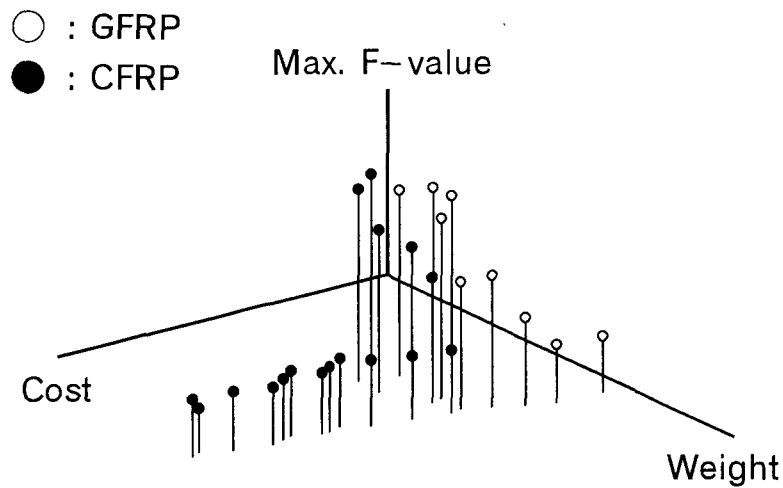


Fig. 3.15 Relations between max. F-value, weight and cost for GFRP and CFRP under bending condition

3.4.2 曲げと引張荷重を受ける積層平板の場合

はりの二軸負荷状態を模擬するため、曲げと引張を受ける積層平板の解析を行った。Fig. 3.16に積層板モデルを示す。積層板は、各層同じ板厚の10層とし、両端支持のはり中央部に分布荷重 392 Nとはりの両端に分布荷重 196 Nを負荷した。なお、解析における初期材料条件は、前項と同様に各層が同一材料であるとした。設計許容値は0.5とし、材料はGFRP, AFRP, CFRP, BFRP, Urethaneの5種類から選択するものとした。

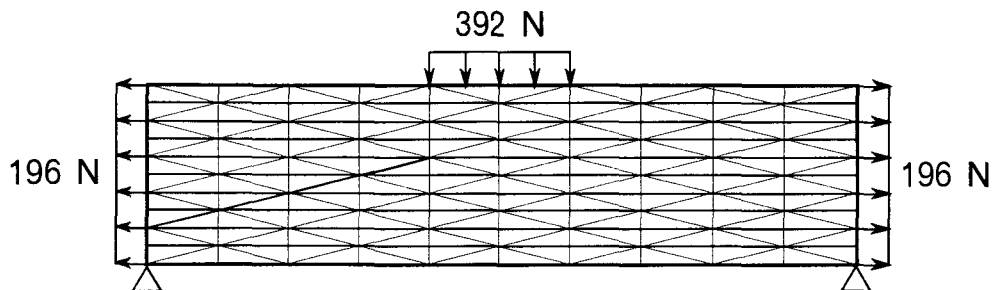


Fig. 3.16 Mesh model of laminated plate with multi-layer under combined bending and tensile condition

Figs. 3.17, 3.18, 3.19 は、初期設定材料をそれぞれ GFRP, CFRP, Urethane とした場合における計算の繰り返しの伴う最大、最小及び平均 F 値の推移を示したものである。初期設定材料が GFRP や CFRP の場合、最大 F 値が設計許容値をはるかに下回る材料であるため、計算繰り返しに伴い最大 F 値が設計許容値に近づく方向に材料選択がなされている。また、初期設定材料が Urethane の場合は、設計許容値をはるかに上回る材料であるため、許容値を満足させるため高強度材料が選択され、最大 F 値が設計許容値に近づく様子が前項と同様に確認できる。なお、初期設定材料が Urethane の場合、繰り返し数が 10 ステップの時点では強度余裕があるものと判断され、設計許容値に近づくような材料選定がなされていることが確認できる。

それぞれの初期設定材料に対して、Figs. 3.20, 3.21 は最大 F 値と重量、Figs. 3.22, 3.23 は最大 F 値と価格、Fig. 3.24 は重量と価格の関係を示す。価格と重量は単位厚さ当たりの値を示す。なお、図中の矢印は、繰り返し計算の方向を示す。Fig. 3.25 は、最大 F 値と重量と価格の関係を三次元的に図示したものである。

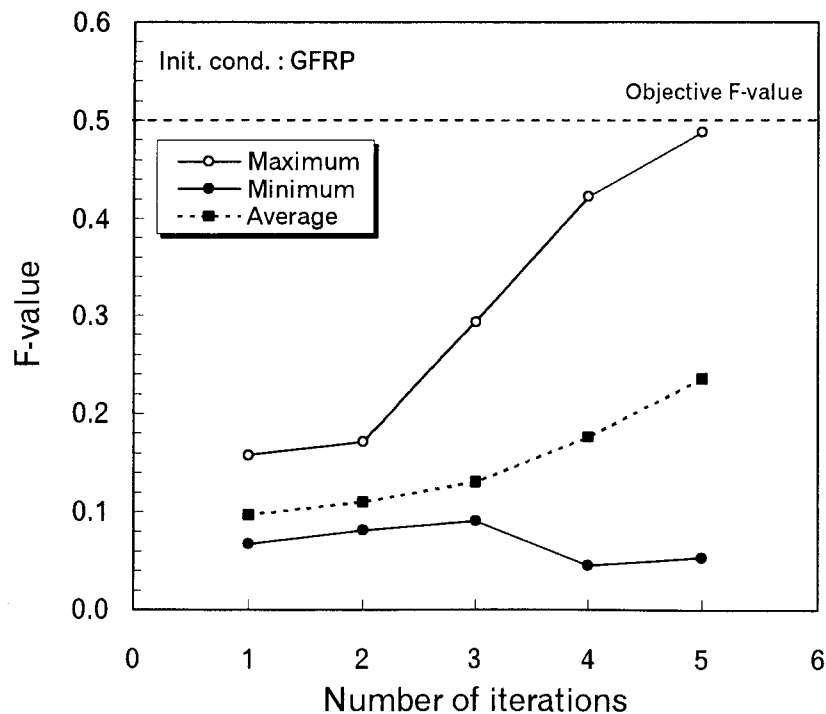


Fig. 3.17 Relations between F-value and number of iterations in case of GFRP as the initial material under combined bending and tensile condition

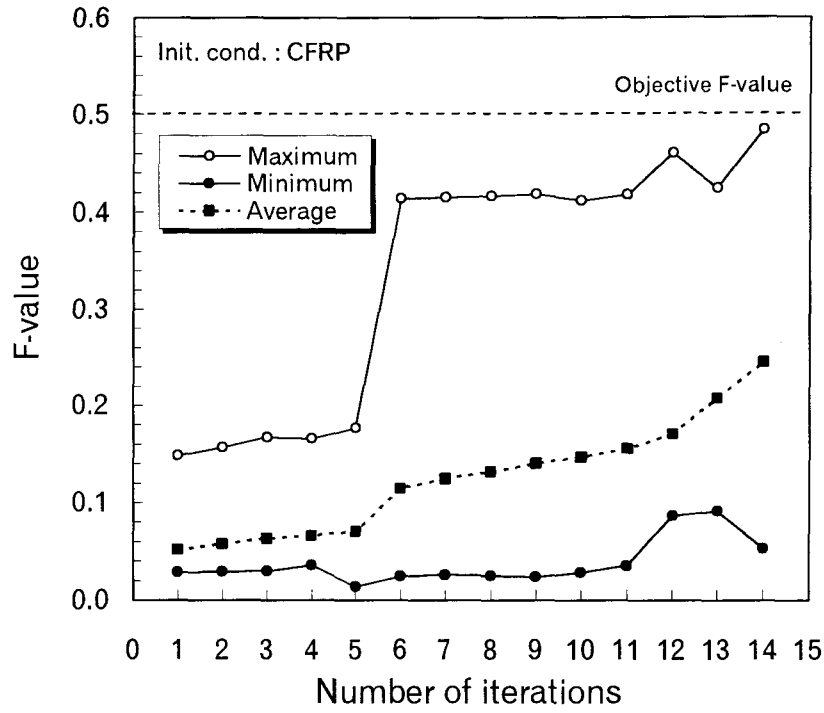


Fig. 3.18 Relations between F-value and number of iterations in case of CFRP as the initial material under combined bending and tensile condition

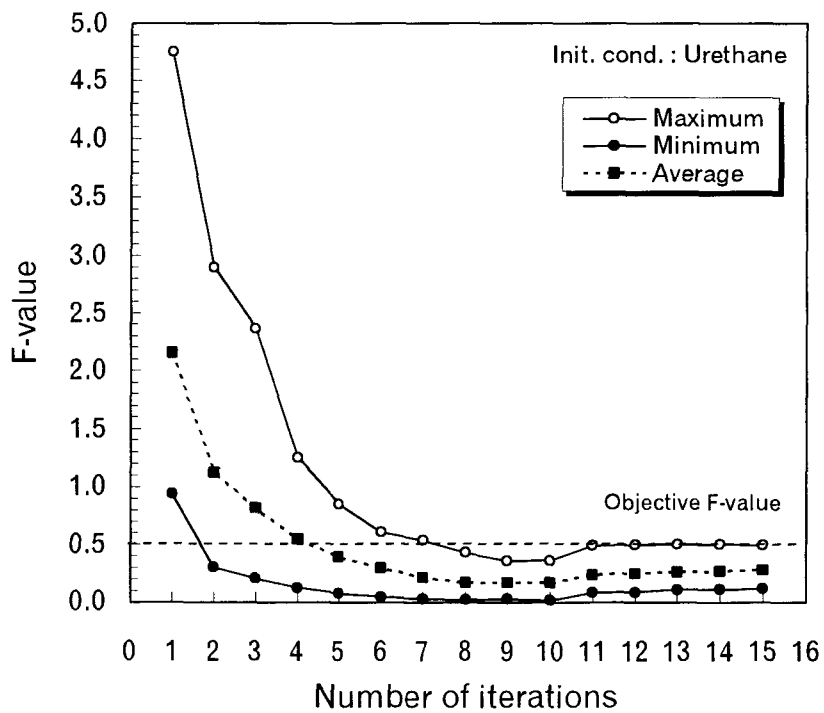


Fig. 3.19 Relations between F-value and number of iterations in case of Urethane as the initial material under combined bending and tensile condition

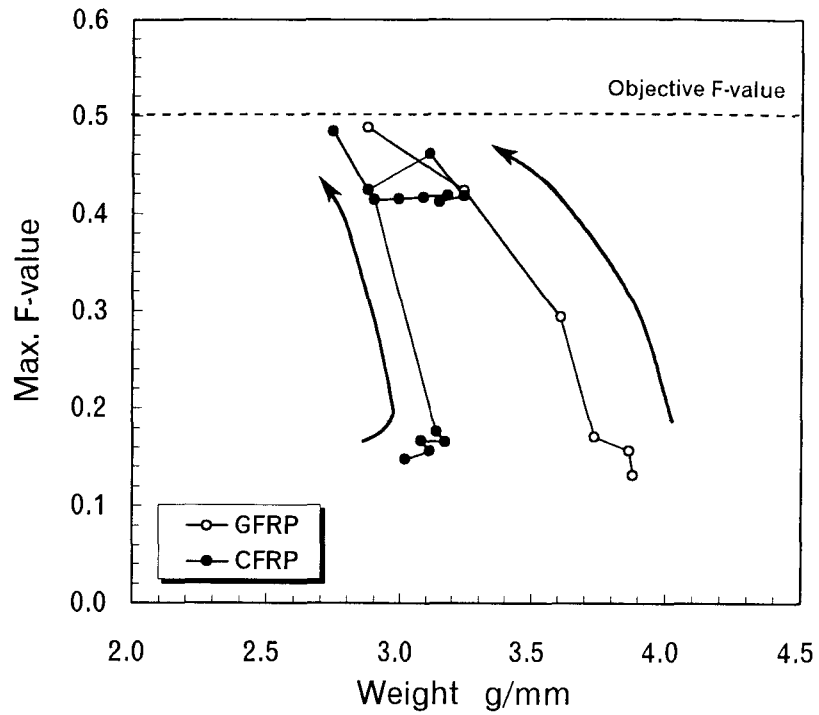


Fig. 3.20 Relations between max. F-value and weight for GFRP and CFRP under combined bending and tensile condition

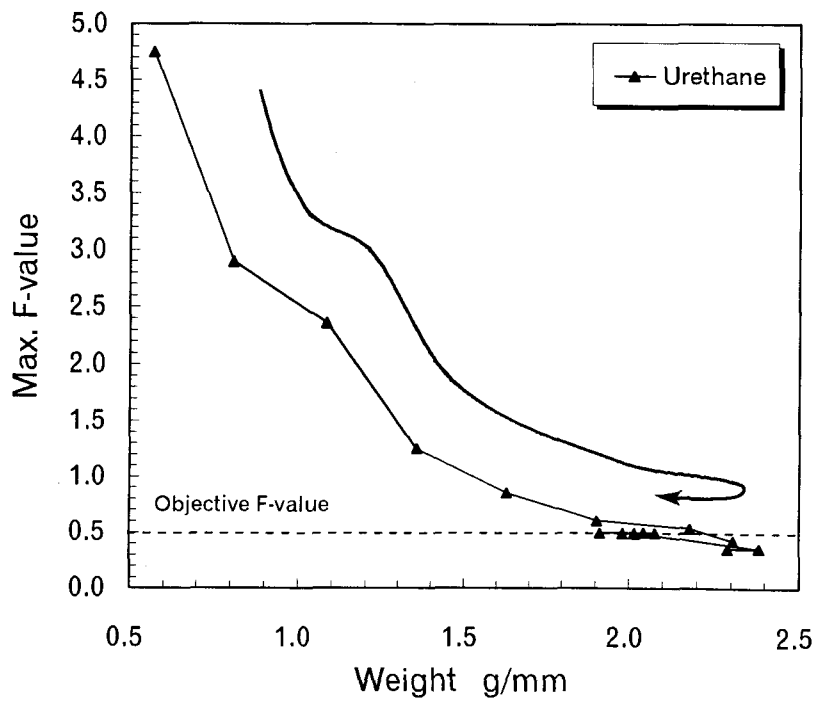


Fig. 3.21 Relation between max. F-value and weight for Urethane under combined bending and tensile condition

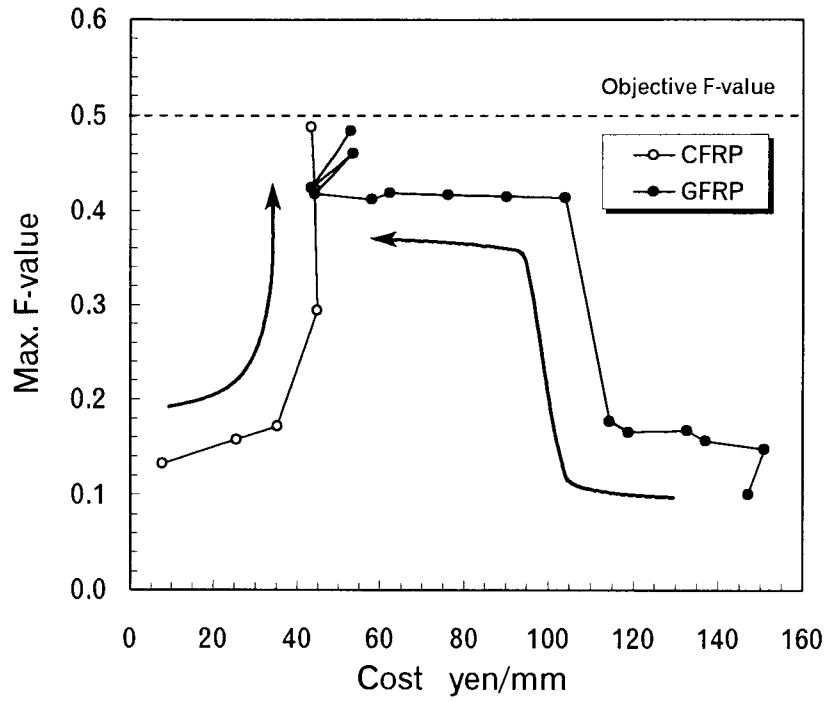


Fig. 3.22 Relations between max. F-value and cost for GFRP and CFRP under combined bending and tensile condition

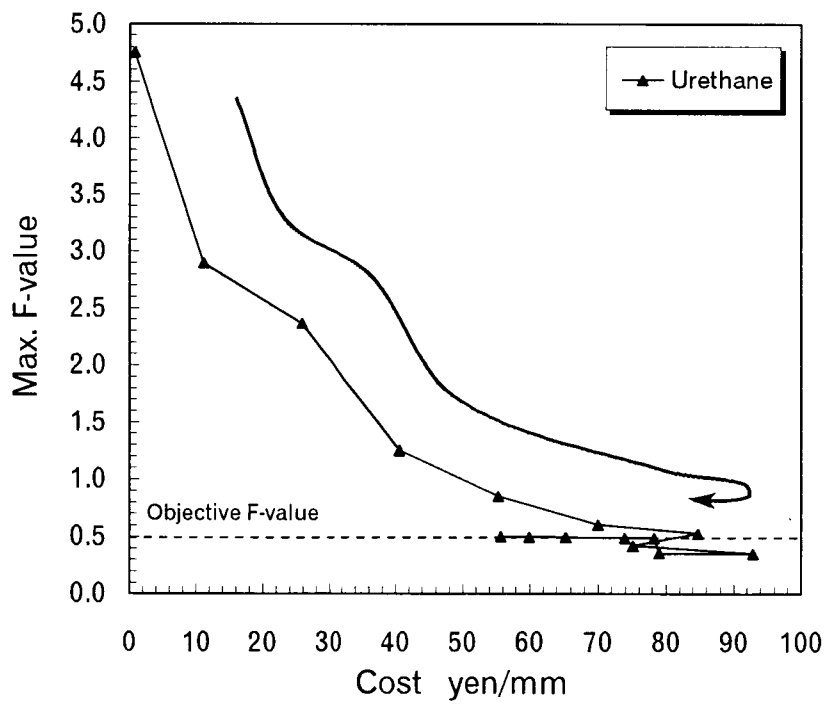


Fig. 3.23 Relation between max. F-value and cost for Urethane under combined bending and tensile condition

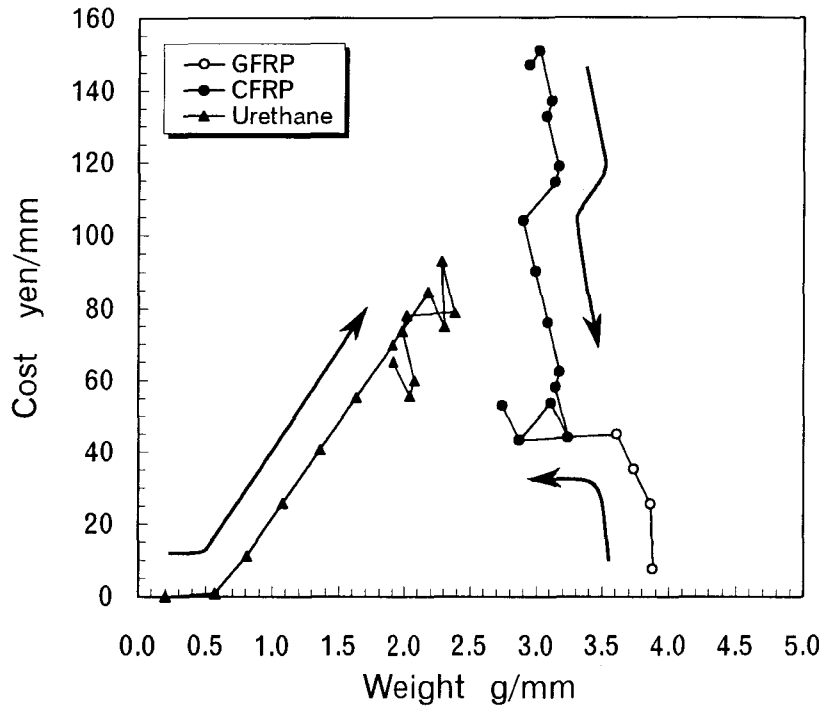


Fig. 3.24 Relations between cost and weight for GFRP, CFRP and Urethane under combined bending and tensile condition

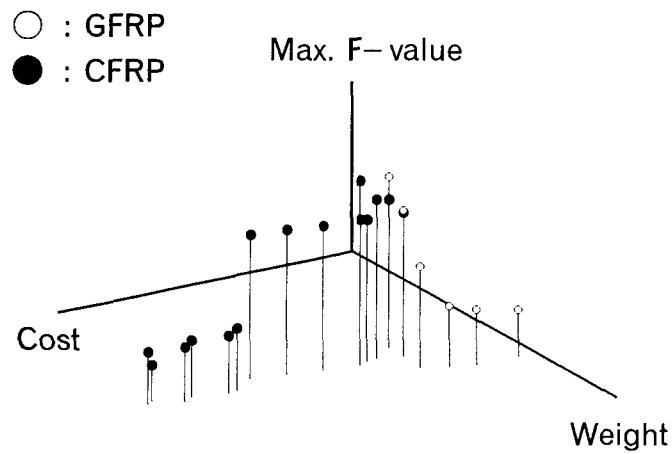


Fig. 3.25 Relations between max. F-value, weight and cost for GFRP and CFRP under combined bending and tensile condition

3.5 最適材料構成決定手法

例解析では、設計許容値を満足する ($F < 0.5$) 材料構成が種々存在し、このような場合、一意的に最適構成を決定することは不可能である。したがって、強度と構造物の重量、価格などを考慮して材料構成を決定する必要がある。設計目標値を満足する最終的な材料構成は、種々の初期設定材料により解析された F 値、重量、価格の関係から式 (3.2) を満足する材料構成を求めることとした。

$$S_{min.} = \text{Min. } f(\alpha \cdot F\text{-value} + \beta \cdot \text{weight} + \gamma \cdot \text{cost}) \quad (3.2)$$

ここで、F-value, weight, cost は、それぞれの変数の最大値を 1 として正規化した値で、 α , β , γ はそれぞれの変数に対する重みを表す。

Table 3.2 は曲げのみを受ける場合、Table 3.3 は曲げと引張を受ける場合において、重みの変化による最終的な材料構成決定状態を示す。ここで、G は GFRP, A は AFRP, C は CFRP, B は BFRP, U は Urethane を示し、材料構成は下層から順に示したものである。曲げ荷重のみが作用する積層板において、 $\alpha = \beta = \gamma = 1.0$ 及び $\alpha = \gamma = 1.0$, $\beta = 2.0$ の場合、全層 GFRP の積層構成が決定された。また、曲げと引張荷重が作用する積層板においても、 $\alpha = \gamma = 1.0$ で $\beta = 1.0 \sim 3.0$ の場合、全層 GFRP の積層構成が選択されている。これは、強度、価格、重量を考慮するならば GFRP を使用することが有効であることを示唆している。このような結果になったのは、GFRP の価格が CFRP や AFRP の約 1/20 程度であるが、強度値は約 1/2 ~ 1/1.5 程度であることによる。実際に GFRP が工業材料として大量に利用されていることからそのことが伺える。本手法により選択される組合せは全て F 値、すなわち、強度が設計許容値を満たしているのでこの係数 $\alpha = 0.0$ とし、重量と価格のみで積層構成の決定を行えば、Urethane 材が内部に積層されたハイブリッド積層材となっている。また、最大圧縮応力は最上層、最大引張応力は最下層で生じるが、曲げと引張荷重を受けるはりの場合、引張荷重により上層の応力は低減され下層の応力が増加されるため、曲げのみの荷重を受けるはりとは異なった下層側に強化された積層構成になっていることがわかる。このように、各変数の重みを考慮することにより材料構成が決定できるものと考えられる。

Table 3.2 Determined laminate constructions under bending condition for each coefficient

α (for F-value)	β (for weight)	γ (for cost)	Determined laminate construction under bending condition
1.0	1.0	1.0	G/G/G/G/G/G/G/G/G/G
1.0	2.0	1.0	G/G/G/G/G/G/G/G/G/G
1.0	3.0	1.0	B/G/G/A/U/A/U/U/U/C
1.0	4.0	1.0	B/G/G/A/U/A/U/U/U/C
0.0	1.0	1.0	B/G/G/A/U/A/U/U/U/C
0.0	2.0	1.0	B/G/G/A/U/A/U/U/U/C

Table 3.3 Determined laminate constructions under combined bending and tensile condition for each coefficient

α (for F-value)	β (for weight)	γ (for cost)	Determined laminate construction under combined tensile and bending condition
1.0	1.0	1.0	G/G/G/G/G/G/G/G/G/G
1.0	2.0	1.0	G/G/G/G/G/G/G/G/G/G
1.0	3.0	1.0	G/G/G/G/G/G/G/G/G/G
1.0	4.0	1.0	B/G/G/G/A/G/U/U/A/G
0.0	1.0	1.0	B/G/G/G/A/G/U/U/A/G
			B/G/G/G/G/G/U/U/A/A
0.0	2.0	1.0	B/G/G/G/A/G/U/U/A/A

3.6 結 言

本研究では、カーボンやガラス繊維等を積層して使用されることが多い複合材料に対して、その構造解析を有限要素法で実施し、応力状態を考慮しながら最適材料を思考選択し、設計目標値を満足する構造を決定する新たな概念に基づく思考型有限要素法プログラムの提案を行い、そのプログラム構築を行った。

思考型有限要素法の適用例として、曲げ荷重のみを受ける積層板と曲げと引張荷重を受ける積層板の解析を行い、自動的に設計目標値を満足する積層構成を決定し得ることを示した。さらに、設計目標値として強度以外に重量、価格を考慮した場合の積層構成の決定手法についても検討を行い、その有用性を示した。

従来の手法と比較して、複合材料設計に対してより汎用性をもたせることができたと考える。また、有限要素法による構造解析を基にした複合材料の最適設計支援システムの構築は、積層材における複雑な材料構成を決定できるだけでなく、設計資料としてすぐに応用できるなどの利点が多いものとする。

開発プログラムにより二次元解析によるハイブリッド積層板の設計が可能であるが、GFRPやCFRP等の一方向性材料で積層材を設計する場合、各層の最適繊維配向角を決定するには三次元的に取り扱うことが必要となる。本手法を三次元有限要素法に適用すれば、繊維配向角構成も決定できるものとする。

第4章 繊維配向角構成の決定

4.1 緒言

複合材料構造物は、カーボン繊維やガラス繊維等の素材を積層することにより製作されることが多い。そのため、繊維を任意に配向することによる材料設計が可能となるが、その設計パラメータの多様性から最適設計手法の研究が行われている。しかしながら、その最適値は実際の製造過程に即さない値であったり、積層構成を限定するもので、必ずしも実用的とは言えないものであった。また、複合材料構造物の構造解析は有限要素法で実施されることが多いが、薄肉構造物として取り扱われることが多い繊維強化複合材料構造物には、平面シェル要素を用いた有限要素解析が実用的な手法であると考えられる。

前章では、思考型有限要素法によるハイブリッド積層材料設計を例に材料構成決定法について述べたが、その手法では、二次元モデルによる有限要素解析を行っており、層強度算出に必要な配向角変化による面内せん断応力などが求められず、繊維配向角の決定は不可能であった。そこで、本章では繊維強化複合材料の繊維配向角構成を決定するためのシェル要素を用いた思考型有限要素法を構築し、例解析として面圧を受ける積層板と内圧やねじりなどの複合荷重を受ける円筒の繊維配向角構成の決定を行った。

4.2 繊維配向角構成決定手法

前章の思考型有限要素法は、有限要素法を用いて実荷重による応力解析を実施し、その結果を基に素材選択を行う手法であったが、最終的な思考型有限要素法の目標は、構造物全体の材料構成、積層順序、繊維配向角等の最適値をコンピュータに思考させ決定することにある。本章では、積層材料の強度を設計目標とし、設計許容値を満足する繊維配向角構成の決定を行うシェル要素を用いた思考型有限要素法プログラムについて記述する。任意のシェル形状を平面要素で近似するには三角形要素を使用すれば良く、Zienkiewiczらによって開発された三角形平面シェル要素 [24] を使用することとした。

積層複合材料は、積層構成によってはカップリングやクロスエラスティシティ効果による曲げやねじれが生じるため、構造物において高い層内応力が発生する場合がある。したがって、実構造物を製作するにあたり対称積層構成が取られることが多い。そこで、本研究では、面外カップリング効果を無視できる対称積層

材を取り扱い、また、クロスエラスティシティ効果による変形を防止する目的から Fig. 4.1 に示すようにラミナ繊維配向角が正負同一枚数になるような繊維配向角構成を決定するものとした。なお、図中 I はラミナ挿入可能位置を示す。

以下、シェル要素による各層強度の計算手法並びに繊維配向角構成決定手法について記述する。

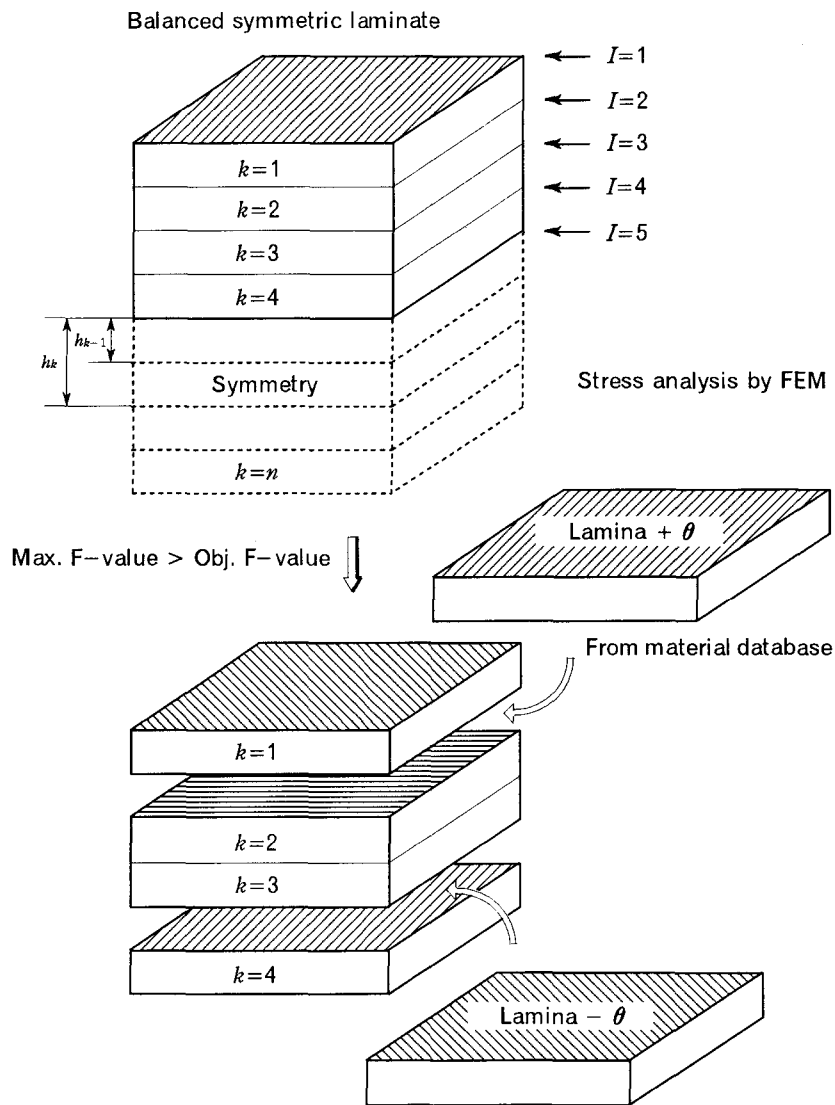


Fig. 4.1 Procedure of lamina treatment for balanced symmetric laminate

シェル要素では、面内力による面内変形と曲げによる面外変形の両方を考慮する必要があるが、対称積層材は引張と曲げを別々に取り扱うことが可能である。したがって、面内合応力と曲げモーメントは面内平均ひずみ及び曲率を用いて次式で表せる。

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^t \\ \varepsilon_y^t \\ \gamma_{xy}^t \end{Bmatrix} \quad (4.1)$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4.2)$$

ここで、 $[A_{ij}]$ 、 $[D_{ij}]$ はそれぞれ面内及び曲げ剛性マトリックスを示し、式 (4.3) 及び式 (4.4) で求められる。なお、 $[\bar{Q}_{ij}]_k$ は各層の縮約剛性マトリックスを示す。

$$[A_{ij}] = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}_{ij}]_k (h_k - h_{k-1}) \quad (4.3)$$

$$[D_{ij}] = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n [\bar{Q}_{ij}]_k (h_k^3 - h_{k-1}^3) \quad (4.4)$$

本手法では、積層材料の強度を設計目標としているため、各層の破壊パラメータ (F 値) を求める必要があり、そのためには各層の応力を求めなければならない。各層の引張応力は、面内ひずみと各層の縮約剛性マトリックスを用いて式 (4.5) で表せる。また、各層の曲げ応力は、曲率と各層までの距離 (z_l) を用いて式 (4.6) で表せる。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{x^t l} \\ \sigma_{y^t l} \\ \tau_{xy^t l} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} k \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^t \\ \varepsilon_y^t \\ \gamma_{xy}^t \end{Bmatrix} \quad (4.5)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{x^b l} \\ \sigma_{y^b l} \\ \tau_{xy^b l} \end{Bmatrix} = z_l \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} k \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4.6)$$

したがって、各層応力は各層の引張応力と曲げ応力を加算することにより次式で求めることとした。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{x^{t+b} l} \\ \sigma_{y^{t+b} l} \\ \tau_{xy^{t+b} l} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma_{x^t l} \\ \sigma_{y^t l} \\ \tau_{xy^t l} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \sigma_{x^b l} \\ \sigma_{y^b l} \\ \tau_{xy^b l} \end{Bmatrix} \quad (4.7)$$

式 (4.7) で得られた各層応力を座標変換マトリックス $[T]$ を用いて繊維方向応力に変換し、前章と同様に Hoffman の破壊則に代入することにより F 値の算出を行うこととした。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{L^{i+b}} \\ \sigma_{T^{i+b}} \\ \tau_{LT^{i+b}} \end{Bmatrix} = [T] \begin{Bmatrix} \sigma_x^{i+b} \\ \sigma_y^{i+b} \\ \tau_{xy}^{i+b} \end{Bmatrix} \quad (4.8)$$

繊維配向角構成の決定手順を以下に示す。

- 1) 初期設定材料を指定することにより解析を行い、その応力状態を用いて F 値が最小になる繊維配向角構成を予め用意されているデータベース中から選択する。
- 2) 初期繊維配向角構成により FEM 解析を行い、最大 F 値が設計許容値を満足しているかを判定する。
- 3) 設計許容値を満足しない場合は、繊維配向角が正負同数のラミナを増加させる。増加ラミナの繊維配向角と挿入位置の決定手順は、まず、現ステップでの等価物性値の応力状態を用いて、式 (4.9) 及び式 (4.10) からデータベース中の繊維配向角を挿入した場合の各層のひずみ及び曲率を予測し、それらから得られる応力値を用いて最大 F 値のランク付けを行い、その値が小さい順に第一候補及び第二候補を選択する。ここで、 $[A_{ii}']$ 及び $[D_{ii}']$ は材料変更後の面内剛性並びに曲げ剛性を示す。次に、第一候補と第二候補の積層材料において FEM 解析を行い、最大 F 値が小さい方の積層材料を変更材料として確定する。本手法を採用することにより、局所解に陥ることを防止し、収束に必要な時間を大幅に短縮できることが可能となった。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x^{i'} \\ \varepsilon_y^{i'} \\ \gamma_{xy}^{i'} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11}' & A_{12}' & A_{16}' \\ A_{12}' & A_{22}' & A_{26}' \\ A_{16}' & A_{26}' & A_{66}' \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4.9)$$

$$\begin{Bmatrix} \kappa_x^{i'} \\ \kappa_y^{i'} \\ \kappa_{xy}^{i'} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11}' & D_{12}' & D_{16}' \\ D_{12}' & D_{22}' & D_{26}' \\ D_{16}' & D_{26}' & D_{66}' \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4.10)$$

- 4) 確定された積層材料の最大 F 値が設計許容値を満足しているかを判定し、設計許容値を満足しない場合は、同板厚で更に繊維配向角並びに積層構成を変更することにより、最大 F 値を低下させる操作を行う。繊維配向角並びに

積層構成の変更は、3)の手法と同様に現ステップでの応力状態を用いて変更後の最大F値を予測することにより行った。

5) 以下、最大F値が設計許容値を満足するまで3)～4)を繰り返す。

6) 設計許容値を満足した場合には、その繊維配向角の組合せで積層順序を変更することにより、更にF値が最小となり得るかを調査し、最終的な積層順序を決定する。

繊維配向角並びに積層構成決定アルゴリズムのフローチャートを Fig. 4.2 に示す。

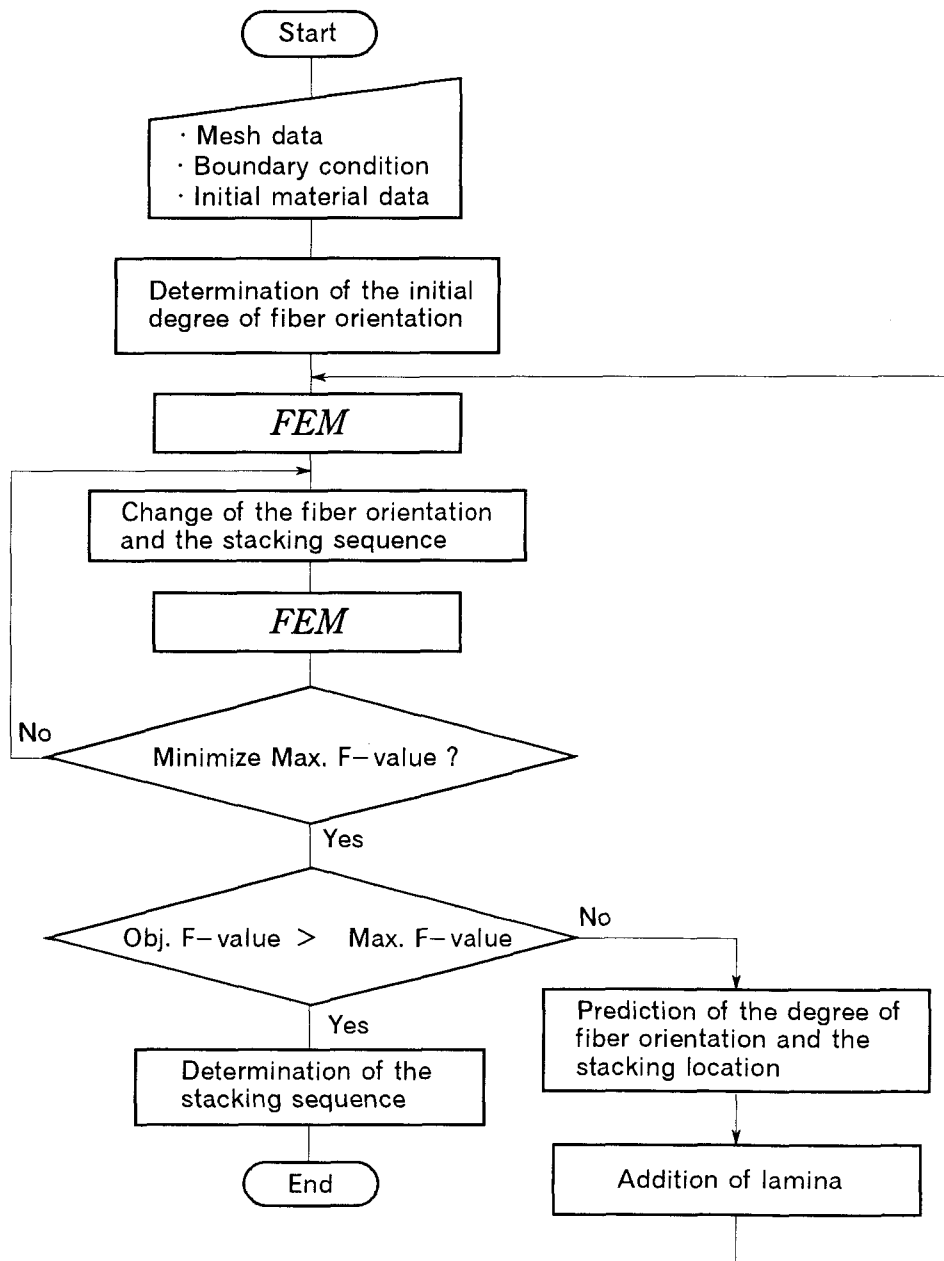


Fig. 4.2 Program flow chart for determinations of fiber orientation and stacking sequence

4.3 解析結果

4.3.1 一様面圧を受ける平板の場合

例として Fig. 4.3 に示すような一様面圧 982 Pa を受ける積層板モデルを用いて解析を行うこととした。解析に用いた平板モデルの全要素数は 200、全節点数は 121 である。なお、積層

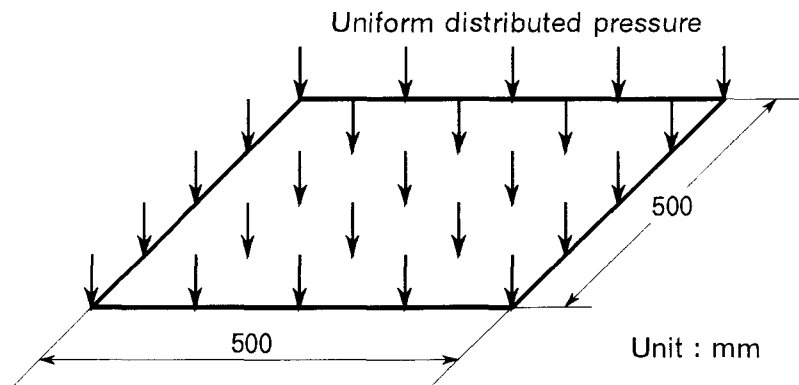
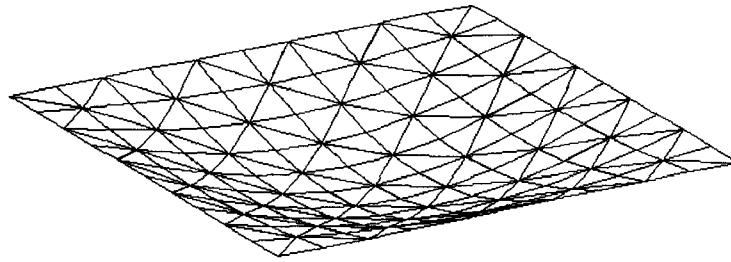


Fig. 4.3 Analytical model of laminate under uniform distributed pressure

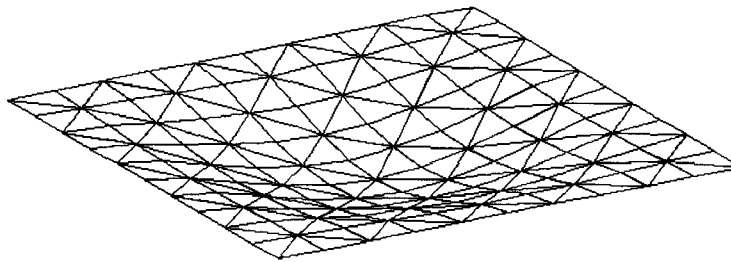
GFRP 若しくは CFRP を使用するものとし、それらの材料物性値は Table 4.1 に示すごとくである。ただし、ラミナ板厚は 0.1 mm とした。また、境界条件の違いによる影響を調査するため、周縁支持及び周縁固定の場合を想定した。Fig. 4.4 (a), (b) にそれぞれ周縁支持及び周縁固定平板の初期設定材料における変形状態の解析結果を示す。満足させるべき設計許容値としての F 値は 0.1 とし、設定繊維配向角は、設定条件の差異による選択状態を確認するため、ケース 1 として $[0^\circ, 90^\circ, +30^\circ, +45^\circ, +60^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ]$ の 8 方向、ケース 2 として $[+30^\circ, +45^\circ, +60^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ]$ の 6 方向から選択するものとした。

Table 4.1 Mechanical properties of fiber reinforced plastics

		GFRP	CFRP
Young's modulus	E_L	45000.0	132000.0
	(MPa) E_T	12000.0	10300.0
Shearing modulus	(MPa) G_{LT}	4400.0	6500.0
Poisson's ratio	ν_{LT}	0.25	0.25
Ultimate tensile strength	F_L	1000.0	1240.0
	(MPa) F_T	34.0	45.0
Ultimate shearing strength	(MPa) F_{LT}	40.0	62.0
Ultimate compressive strength	F_L'	550.0	830.0
	(MPa) F_T'	140.0	140.0



(a) In case of supported edge



(b) In case of fixed edge

Fig. 4.4 Computational results of deformation under uniform distributed pressure for each boundary condition

Fig. 4.5 に周縁支持の GFRP 積層板における計算繰り返しに伴う最大 F 値の推移並びに板厚の変化状況を示す。最大 F 値は板厚の増加に伴い低下すると共に、同板厚においても繊維配向角構成が変更され、設計許容値に近づく様子が確認できる。すなわち、繰り返し数 2 及び 3 では板厚は同じであるが、最大 F 値が減少しており、同板厚において積層構成を変更することにより、F 値を低下させることが可能であることを示している。Fig. 4.6 に計算繰り返しに伴う最大 F 値の推定値と解析値との比較を示す。図中実線○印が解析値、破線●印が推定値を示す。本手法では、解析時間短縮の問題のため、繊維配向角構成の変更に対する積層板の最大 F 値を逐次解析していたのでは解析に時間がかかることから、現時点での応力状態を用いて次の状態における F 値を推定することとした。すなわち、F 値の変化を推定することにより、次ステップにおける積層板の最大 F 値が最小となる繊維配向角構成を予測している。Fig. 4.6 によれば、予測値と解析値の傾向はほぼ一致しており、本手法による予測の妥当性が確認できる。

Figs. 4.7, 4.8 は、それぞれ周縁支持、周縁固定の積層板において、繊維配向角をケース 1 及びケース 2 から選択した場合の計算繰り返しに伴う最大 F 値の推移を

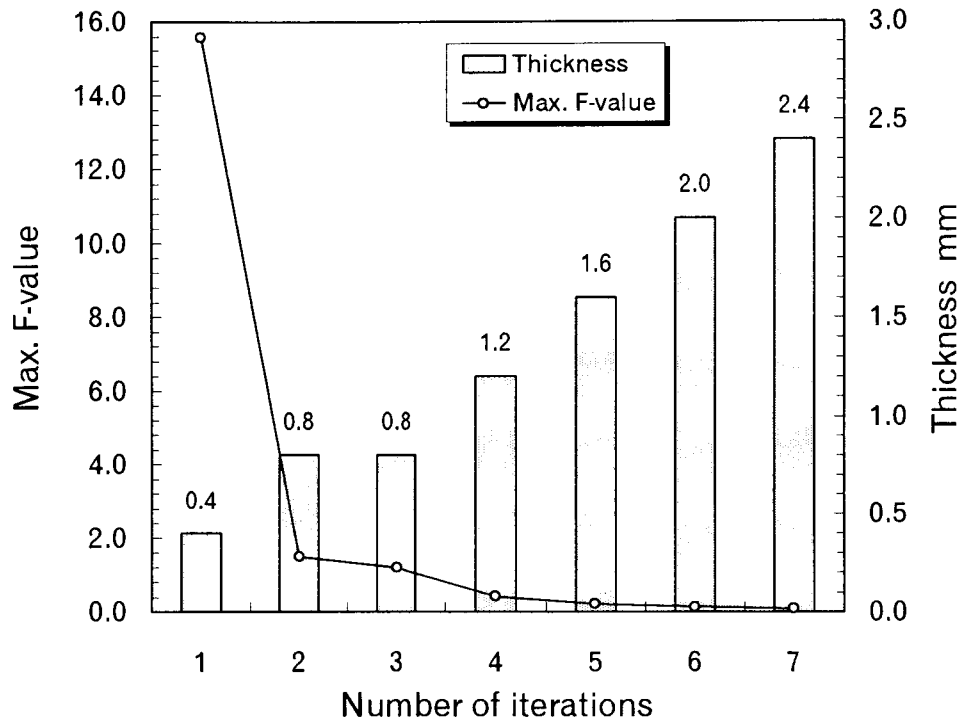


Fig. 4.5 Relation between max. F-value, thickness and number of iterations

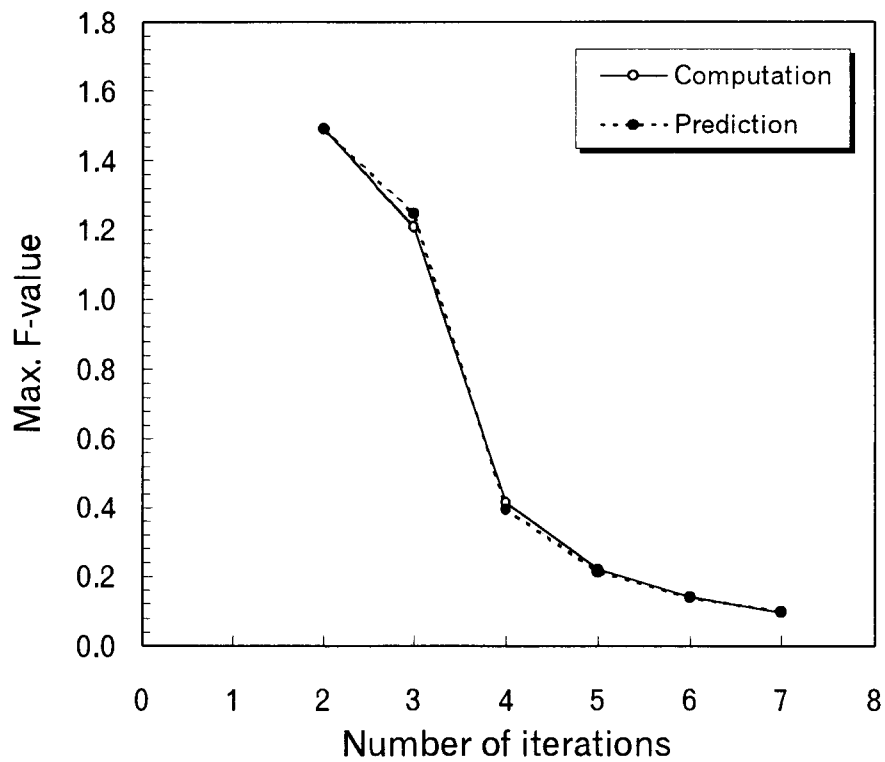


Fig. 4.6 Comparison of numerical max. F-value with predicted one

示す。なお、図中○印は GFRP 材、●印は CFRP 材を用いた場合の結果を示す。各境界条件に対する GFRP 材及び CFRP 材を用いた場合の F 値の収束状態が確認できる。境界条件が周縁支持の場合、GFRP 及び CFRP 積層板とも選択繊維配向角ケース 1 並びにケース 2 の結果は同じとなった。しかしながら、周縁固定の場合は、GFRP の場合が異なる結果となった。各ステップにおける最大 F 値は、わずかではあるがケース 1 の繊維配向角候補から選択した場合の方が小さい値を示していることがわかる。

Table 4.2 に各層の最終決定された繊維配向角構成を示す。積層構成は $\pm 45^\circ$ 材を中心に決定されており、最終決定板厚は、周縁支持の GFRP 積層材の場合が 2.4 mm、CFRP 積層材の場合が 1.6 mm となった。また、周縁固定の GFRP 積層材の場合が 2.0 mm、CFRP 積層材の場合が 1.2 mm となり、周縁支持平板より薄い板厚で設計許容値を満足することがわかる。特に、CFRP 材を使用した場合は、GFRP を使用した場合の $2/3$ 程度の板厚で設計許容値 0.1 を満足しており、F 値の低減並びに板厚の減少を行うことが可能である。このように、製作可能な繊維配向角の中から任意に設定した設計許容値に対する繊維配向角構成を決定できる手法であることがわかる。

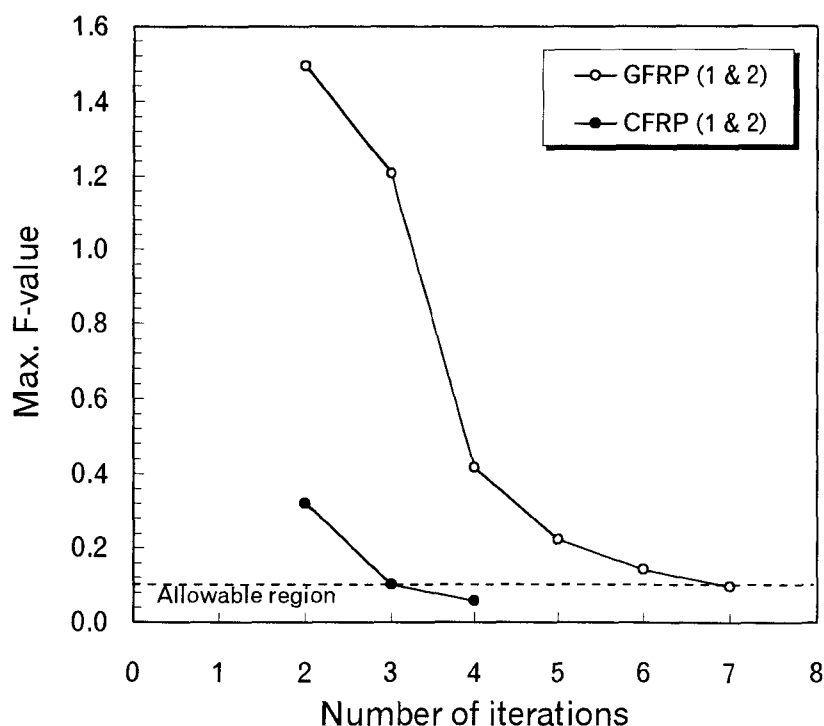


Fig. 4.7 Relations between max. F-value and number of iterations in case of supported plate under uniform distributed pressure (982 Pa) when the obj. F-value is 0.1

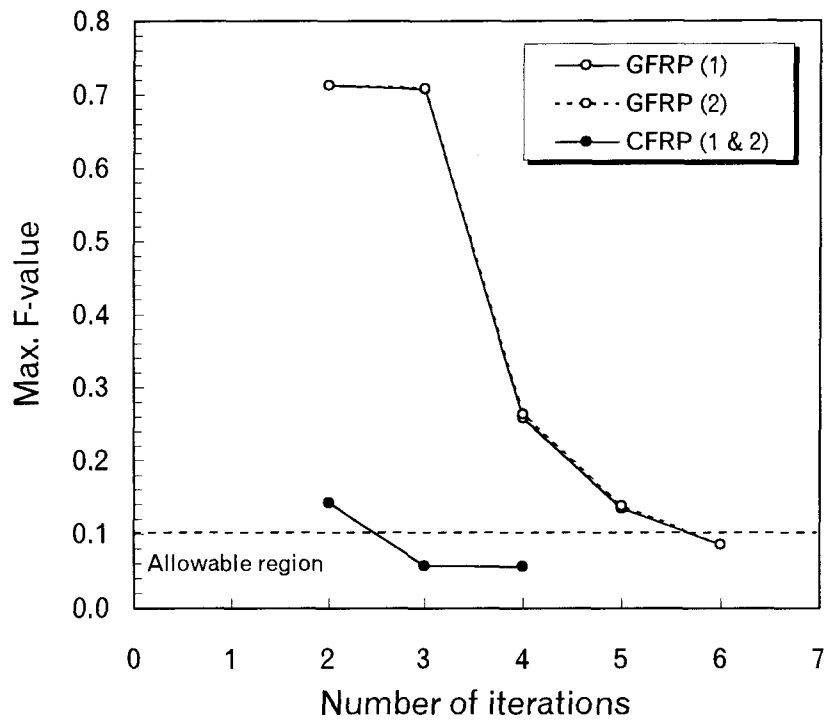


Fig. 4.8 Relations between max. F-value and number of iterations in case of fixed plate under uniform distributed pressure (982 Pa) when the obj. F-value is 0.1

Table 4.2 Computational results of the stacking sequence of plate by each boundary condition and material

Boundary condition	Material	Case	Stacking sequence	Thickness (mm)	Max. F-value of final step
Supported	GFRP	1 & 2	[45/- 60/- 45/- 45/45/- 45/- 45/45/60/- 45/45/45] _s	2.4	0.0976
	CFRP	1 & 2	[- 45/45/45/- 45/45/45/- 45/- 45] _s	1.6	0.0567
Fixed	GFRP	1	[45/- 45/- 45/- 45/45/90/ 0 / 0 /45/ 0] _s	2.0	0.0849
	GFRP	2	[45/- 45/- 45/- 45/- 45/- 45/45/45/45/45] _s	2.0	0.0853
	CFRP	1 & 2	[45/- 45/- 45/-45/45/45] _s	1.2	0.0559

4.3.2 内圧・引張・ねじり荷重を受ける円筒の場合

Fig. 4.9 に示すような繊維強化複合材料を用いて製作されることが多い円筒モデルを用いて、内圧や引張及びねじり荷重を受ける場合の繊維配向角構成の決定を行った。例解析では片端部を完全拘束するものとした。解析モデルの全要素数は 240、

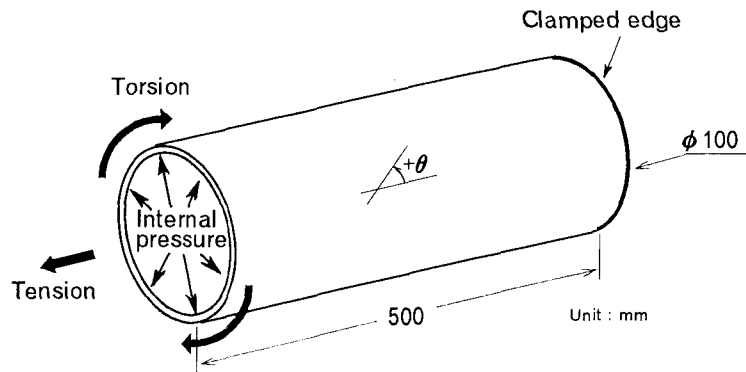
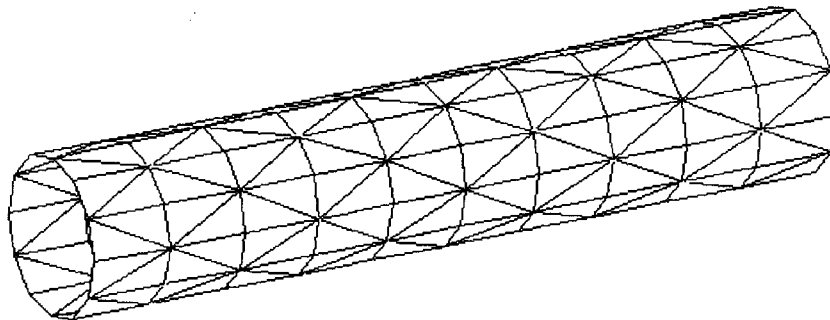


Fig. 4.9 Analytical model of cylindrical pipe

節点数は 132 である。Fig. 4.10 に解析に使用した円筒材の要素分割図を示す。材料は、前項の平板時と同様にラミナ板厚が 0.1 mm の GFRP 若しくは CFRP を使用することとした。



Number of elements : 240
Number of nodes : 132

Fig. 4.10 Mesh model of cylindrical pipe

Fig. 4.11 は、GFRP 円筒が内圧 (294 kPa) 及び引張荷重 (3.53 kN) の混合負荷を受ける場合、Fig. 4.12 は、ねじりモーメントのみ (137.2 Nm) を受ける場合、Fig. 4.13 は、ねじりモーメント (137.2 Nm) 及び引張荷重 (8.23 kN) の混合負荷を受ける場合の繰り返しに伴う最大 F 値の推移並びに板厚の変化状況を示す。なお、設計許容 F 値は 0.1 とし、繊維配向角は [0°, 90°, +30°, +45°, +60°, -30°, -45°, -60°] から選択するものとした。最大 F 値は、初期段階において板厚の増加に伴い大きく低下すると共に、Fig. 4.12 においては繰り返し数 2~4 及び 5, 6 で、同板厚における積層構成の変更がなされている様子が確認できる。

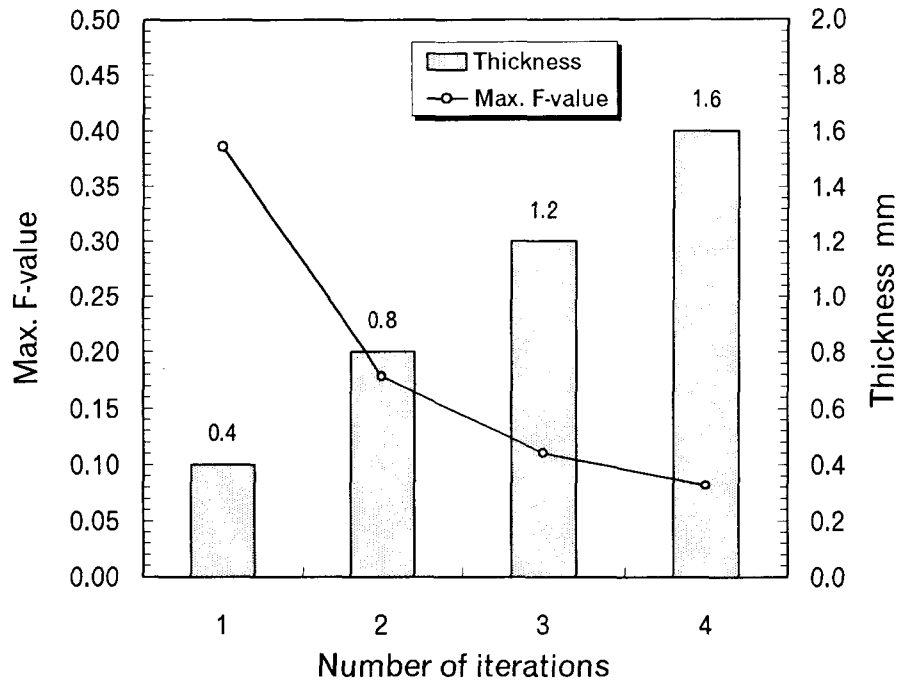


Fig. 4.11 Relation between max. F-value, thickness and number of iterations under combined internal pressure and tensile load

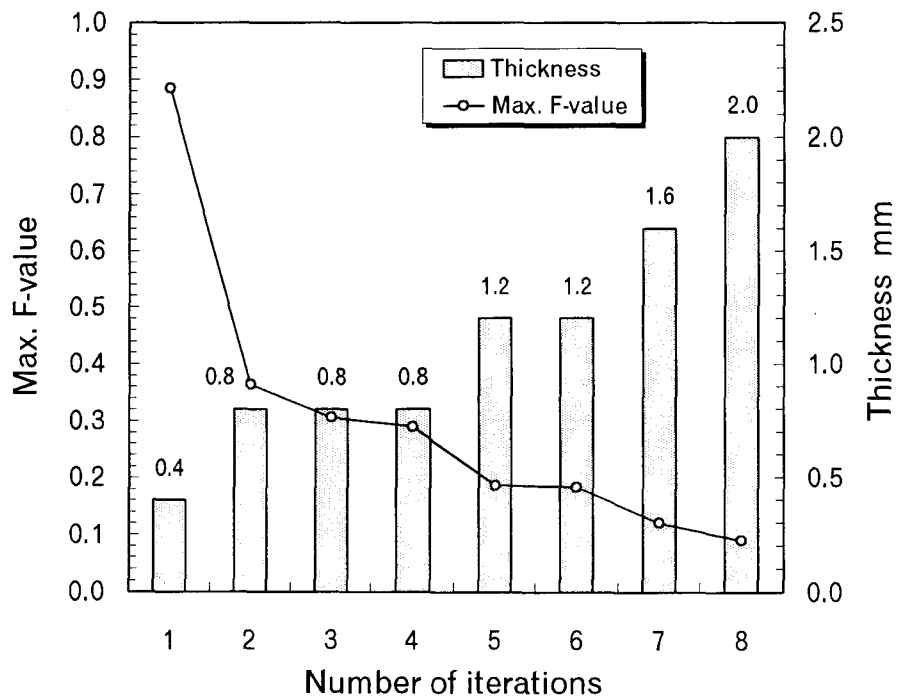


Fig. 4.12 Relation between max. F-value, thickness and number of iterations under torsional load

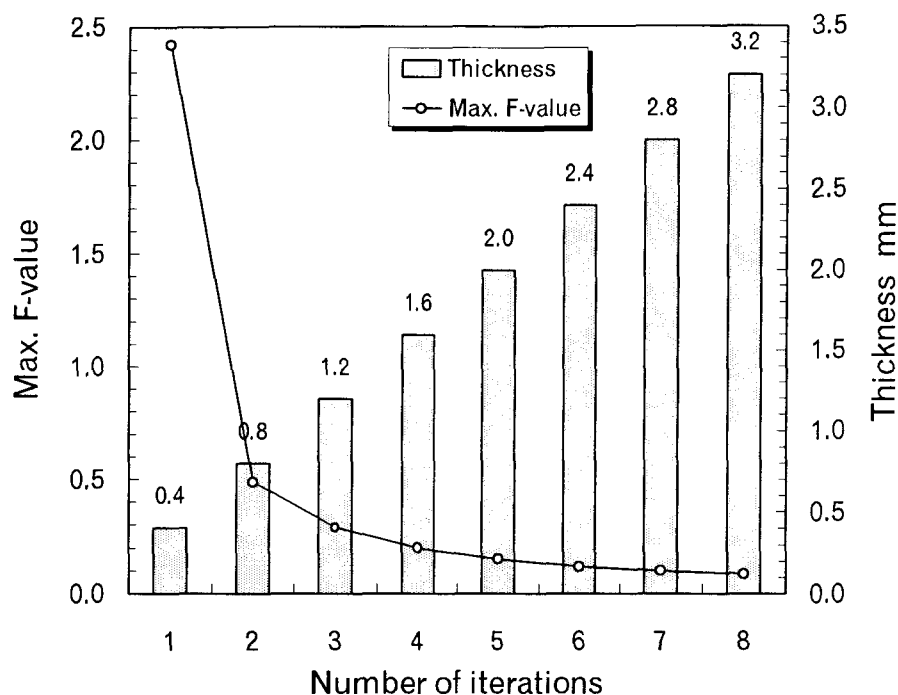


Fig. 4.13 Relation between max. F-value, thickness and number of iterations under combined torsional and tensile loads

材料変更による繊維配向角構成決定状態を調査するため、CFRP材を使用した場合の解析も同時に行った。ただし、前述のGFRP円筒の場合と同様の荷重条件下でのCFRP材の優位性を示すため、設計許容F値を0.05として解析を行った。なお、繊維配向角候補はGFRPの場合と同様に $[0^\circ, 90^\circ, +30^\circ, +45^\circ, +60^\circ, -30^\circ, -45^\circ, -60^\circ]$ の8種類から選択するものとした。Table 4.3にGFRP及びCFRP材における各層の最終繊維配向角構成決定状態を示す。なお、繊維配向角は円筒軸方向に対して反時計方向の角度を示す。内圧と引張荷重が同時に作用する場合、内圧による周方向力と引張による軸方向力が作用するため、周方向力を抑制するための 90° ラミナと軸方向力を抑制するための 0° ラミナが選択されていることがわかる。ねじれモーメントのみが作用する場合は、せん断力が支配的となるため $\pm 45^\circ$ と $\pm 60^\circ$ ラミナ構成となっている。それに対し、ねじれモーメントと引張荷重を同時に作用させると、引張荷重の影響で円筒軸方向に近い繊維配向角である $\pm 30^\circ$ ラミナが選択されていることが確認できる。また、円筒モデルにおいてCFRP材を使用した場合、設計許容F値をGFRPの1/2に設定したにもかかわらず、板厚がGFRP材の場合の半分程度で設計許容値を満足しており、CFRP材の優位性が示されている。以上のように荷重条件に適した繊維配向角が選択されており、提案アルゴリズムが繊維強化複合材料の繊維配向角構成決定にとって有効な手法であると考えられる。

Table 4.3 Computational results of the stacking sequence of cylindrical pipe under each loading condition

Loading condition	Material	Stacking sequence	Thickness (mm)	Max. F-value of final step
Internal pressure & Tension	GFRP	[90/90/90/ 0 /-60/60/ 0 / 0] _s	1.6	0.0812
	CFRP	[90/90/ 0 / 0] _s	0.8	0.0369
Torsion	GFRP	[60/60/60/45/60/-60/-60 /-60/-45/-60] _s	2.0	0.0892
	CFRP	[60/45/45/-60/-45/-45] _s	1.2	0.0443
Torsion & Tension	GFRP	[45/30/30/30/30/30/30/30/-30/-30/-30/-30/-30/-30/-45] _s	3.2	0.0865
	CFRP	[45/30/30/30/-30/-30/-30/-45] _s	1.6	0.0428

4.4 結 言

繊維強化複合材料の繊維配向角構成を決定する手法としてシェル要素を用いた思考型有限要素法プログラムを開発した。本手法は、製作可能な繊維配向角を予め設定することが可能で、実製造過程に即した積層構成を決定できる利点がある。また、繊維配向角構成の変更によるF値の変化を予測し、次ステップにおける繊維配向角構成を予測することにより、繊維配向角構成の変更に対する解析時間の短縮を図った。例解析として、面圧を受ける境界条件の異なる積層平板と内圧やねじりなどの複合荷重を受ける円筒の繊維配向角構成の決定を行った。開発プログラムは、境界条件や荷重条件、選択材料などを設定することにより、それらの条件に適した繊維配向角構成が従来の有限要素法と同様の取扱いで決定可能であるなど、積層複合材料設計にとって有用な手法と考える。

第5章 実構造物への適用

5.1 緒言

繊維強化複合材料は、材料設計を適切に行うことが重要であるが、設計できる材料特性を活かして要求形状への柔軟的対応も可能な材料といえる。繊維強化複合材料は比強度や比弾性率が非常に優れているため、航空機や宇宙機器など軽量化が必然的な輸送機器産業や運動性能を重要視したスポーツ・レジャー分野において多く利用されている。しかし、これらの分野のみでは需要が少ないが、今後、高需要で大量生産が望まれる分野として、自動車産業が挙げられる。

本章では、開発システムの実構造物への適用を図るため、自動車構造部材であるCFRP製センターピラーを取り上げ、その力学的挙動解析と最適積層構成の決定を行った。CFRP製センターピラーは、シェル要素を用いてモデル化を行い、本研究で開発した物性値算出システムにより同定した材料物性値を用いて解析を行った。力学的挙動解析では、前、後、車内、車外の4方向の負荷に対し、各部分での変位量や剛性低下並びに破壊進展状態の調査を行い、静的破壊試験との比較を行った。次いで、繊維配向角と積層構成を考慮し、さらに性能の良い積層材料を決定するため、思考型有限要素法の実構造物への適用を試み、提案手法の適用性を明らかにしている。

5.2 CFRP製センターピラー

従来、スポーツカー分野で軽量化の目的から使用されていたアルミニウムは、衝突時の塑性変形が大きく人命にかかわることもあるため、最近ではほとんどがCFRP一体成形によるモノコックボディが用いられるようになった。その他、一次構造部材であるシャシやサスペンションからブレーキ、タイヤホイールに至るまでCFRPが使用されている。このように、スポーツカー分野では常識となりつつあるCFRPではあるが、一般乗用車への適用はほとんどなく、バンパーやドライブシャフト等に使用されている程度ある。現在のところ一般乗用車ではGFRPが主流で、ボンネットやスポイラー、照明器具、フロントパネル等の二次構造材料として利用されている。複合材料の適用は、軽量化はもちろんのこと、安全性においても有効であると考えられるが、一般的には価格もさることながら修理、廃棄処理等の問題が多く、自動車への実用化を阻んでいるものと考えられる。しかしながら、一般乗用車の複合材料化の傾向は、前述したごとく安全性や軽量化から高まってきており、価格が低減すれば主構造材料として大幅に利用されるもの

と考える。自動車の軽量化を行う目的での CFRP の役割は大きく、主要部の重量削減の程度は全体の 50% に及び、燃費も 35% 程度の向上が得られると言われている。そこで、本研究では、CFRP の自動車用部材であるセンターピラーへの適用を図った。

センターピラーは、Fig. 5.1 に示すサイドフレームの一部であり、後部ドアの支持及び屋根の支持部材として重要な役割を果たす。また、最近では安全性の面から、横方向からの衝突を考慮した設計がなされるようになってきた。

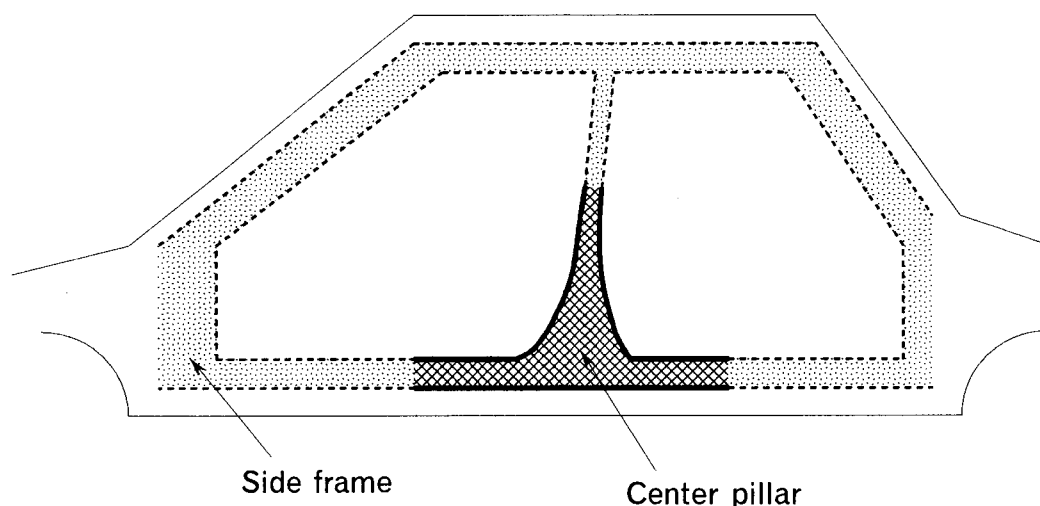
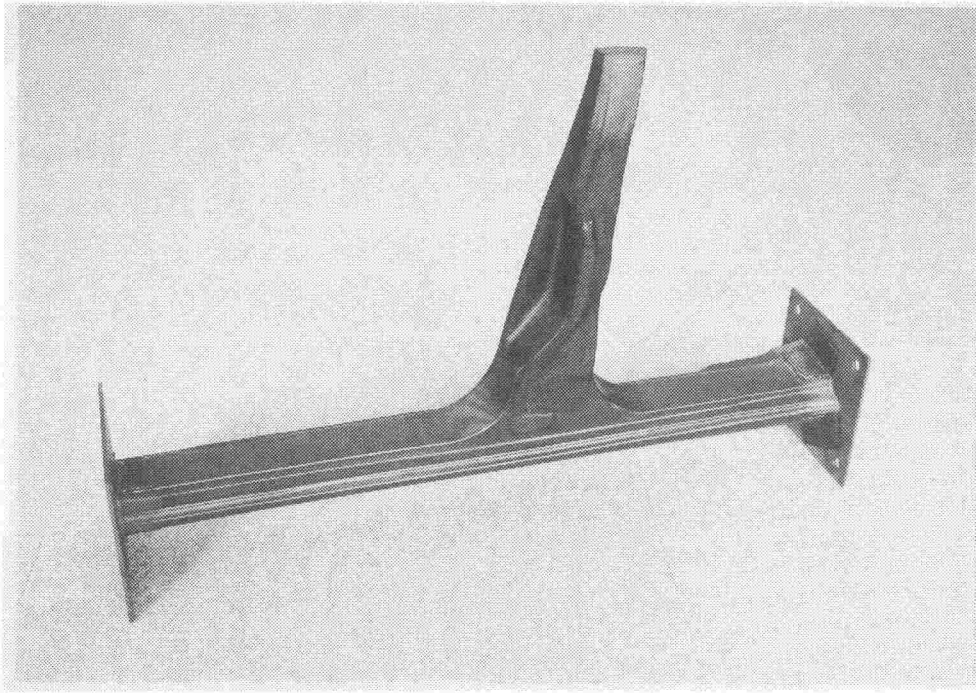
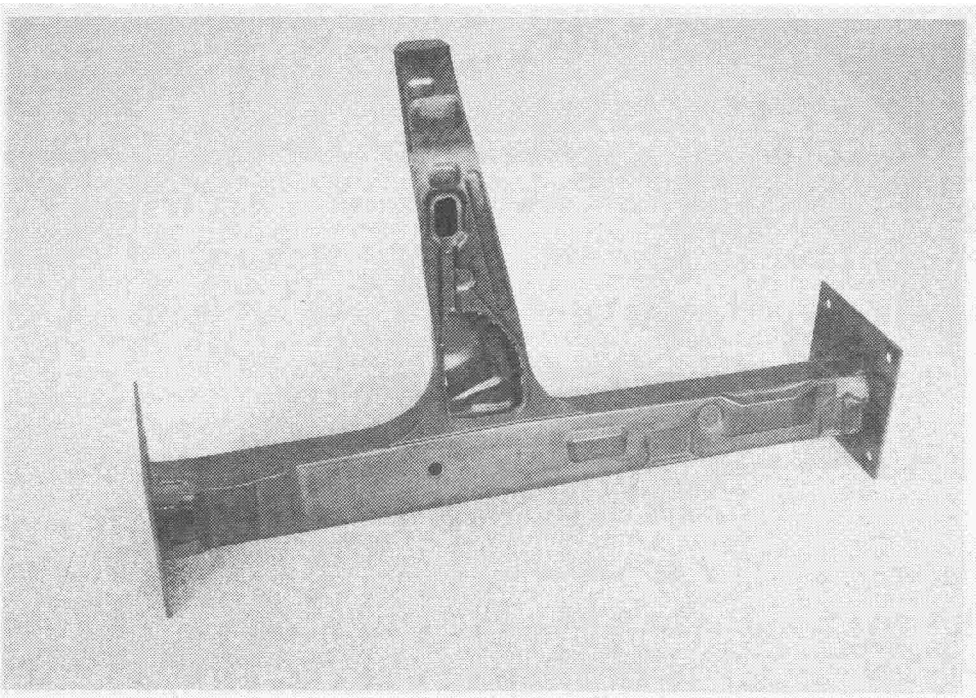


Fig. 5.1 Side frame of automobile

サイドフレームは中空の筒状構造部材であり、従来、鉄鋼材料で製作されていたが、軽量化の目的から FRP の利用が考えられる。このような構造部材には積層材料を利用するのが効果的で、繊維配向角の最適化が図れば主要構造材料として使用に耐え得るものが作成できると考える。本研究で用いたセンターピラーは現在使用されている形状を基に、カーボンファイバ/エポキシ樹脂からなるロービングクロス積層材料を用いて製作した。ロービングクロス材料は積層繊維配向角を考慮することにより、種々の特性を持たせることが可能である。したがって、センターピラーの基本特性を調査するため、 $[(0^\circ/90^\circ)]_s$ を 45° 回転させた $[(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 及び $[(0^\circ/90^\circ)]$ 材と $[(45^\circ/-45^\circ)]$ 材を積層した $[((0^\circ/90^\circ) / (45^\circ/-45^\circ))_2]_s$ 積層材の二種類の材料を使用して試作した。Fig. 5.2 (a) に供試体の車外側、(b) に車内側の外観を示す。なお、供試体は実際に用いられる部材の 1/2 スケールで、ハンドレイアップによる一体成形法で製作されたものである。



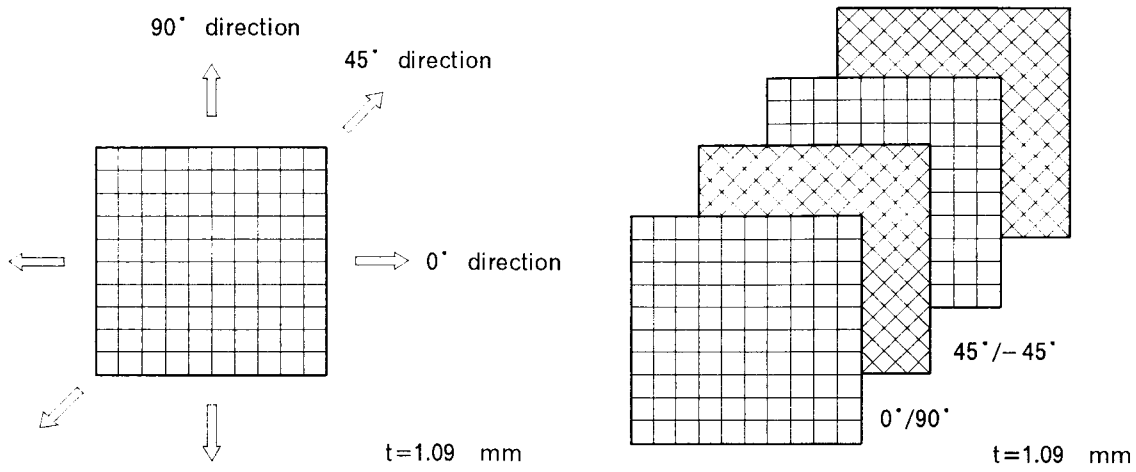
(a) Out- side view



(b) In- side view

Fig. 5.2 Exterior of center pillar made of CFRP cloth laminate

センターピラーの試作に使用したロービングクロス積層材料の基本材料特性を引張試験を行うことにより求めた。クーポン試験片の積層構成は、Fig. 5.3に示すような $[(0^\circ/90^\circ)]_s$ 及び $[((0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ))_2]_s$ 積層材料で、それぞれ3方向について引張試験を行った。引張試験結果をTable 5.1に示す。



(a) $[(0^\circ/90^\circ)]_s$ (b) $[((0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ))_2]_s$

Fig. 5.3 Constructions of cloth laminate

Table 5.1 Experimental results of tensile test for cloth laminate

Kind of laminate	$[(0^\circ/90^\circ)]_s$			$[((0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ))_2]_s$		
	Tensile direction (deg.)	0	45	90	0	45
Young's modulus (GPa)	57.72	15.29	56.74	39.30	40.38	41.65
Poisson's ratio	0.04	0.76	0.04	0.29	0.29	0.31
Thickness (mm)	1.09					

5.3 センターピラーの力学的挙動解析

5.3.1 静的挙動解析

開発したシステムを用いて、解析に使用するためのロービングクロス積層材料の物性値を求めるため、一方向性材を $[0^\circ/90^\circ/90^\circ/0^\circ]$ に対称積層することによりそのモデル化を行った。このモデルの等価物性値が、実験から得られた $[(0^\circ$

/ 90°)]_s。積層材料の各方向の物性値を満足するように、一方向材の物性値を同定した。同定作業より得られた一方向性材の物性値を Table 5.2 に、そのラミナを用いた積層材料の等価物性値を Table 5.3 に示す。理論と実験による物性値は、それぞれの積層材に対して各方向の物性値をほぼ満足しているものとする。したがって、今後の解析は、この理論により得られた一方向性材の物性値を用いて行うこととする。

Table 5.2 Mechanical properties of unidirectional CFRP lamina

		CFRP (V _f =55%)	
Young's modulus (MPa)	E_L	123376	
	E_T	8227	
Poisson's ratio	ν_{LT}	0.27	
Shearing modulus (MPa)	G_{LT}	3807	
Ultimate tensile strength (MPa)	F_L	1592	
	F_T	55	
Ultimate shearing strength (MPa)	F_{LT}	62	
Ultimate compressive strength (MPa)	F_L'	2898	
	F_T'	123	

Table 5.3 Mechanical properties of cloth laminates

Kind of laminate	[(0°/90°/90°/0°)] _s			[((0°/90°/90°/0°) / (45°/-45°/-45°/45°)) ₂] _s			
	Tensile direction (deg.)	0	45	90	0	45	90
Young's modulus (MPa)		66078	13700	66078	46980	46980	46980
Poisson's ratio		0.033	0.80	0.033	0.312	0.312	0.312
Shearing modulus (MPa)		3807	31998	3807	17902	17902	17902

センターピラーは薄肉構造物であるためシェル要素を用いて有限要素解析を行った。センターピラーの外寸法並びに変位の測定点を Fig. 5.4 に示す。Fig. 5.5 に横正面、Fig. 5.6 (a) に車外側、(b) に車内側の有限要素メッシュを示す。また、本解析では、シェル要素の要素主軸に対する角度が繊維配向角を示す。Fig. 5.7 (a) に車外側、(b) に車内側の要素主軸を示す。この要素主軸は、センターピラー形状に沿うように予め決定したものである。

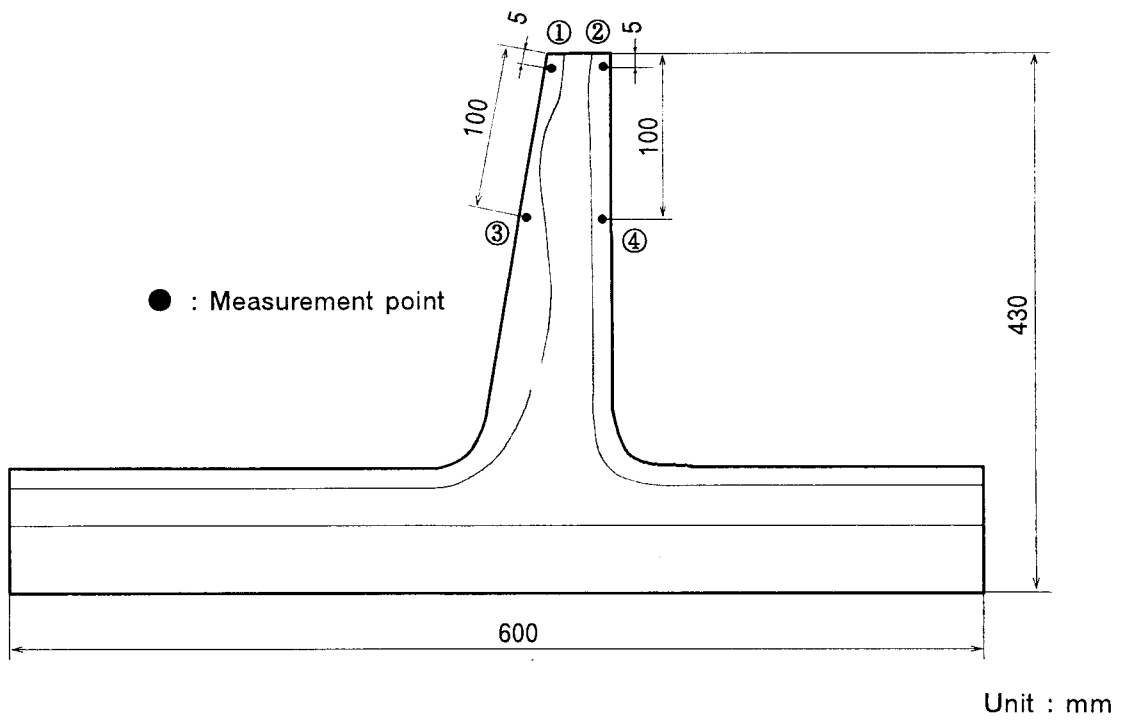


Fig. 5.4 Size of center pillar and measurement points of displacement

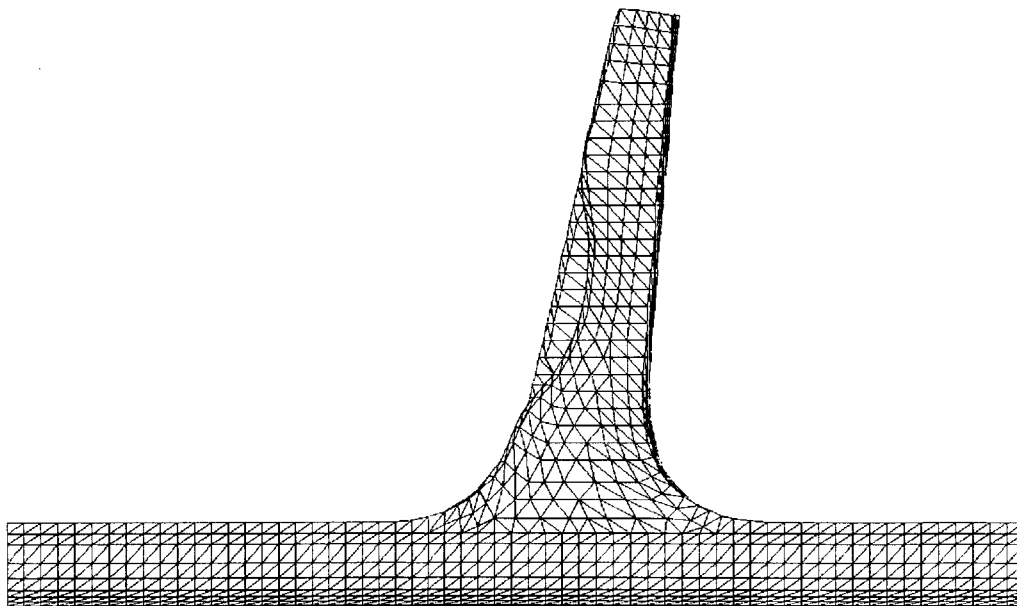
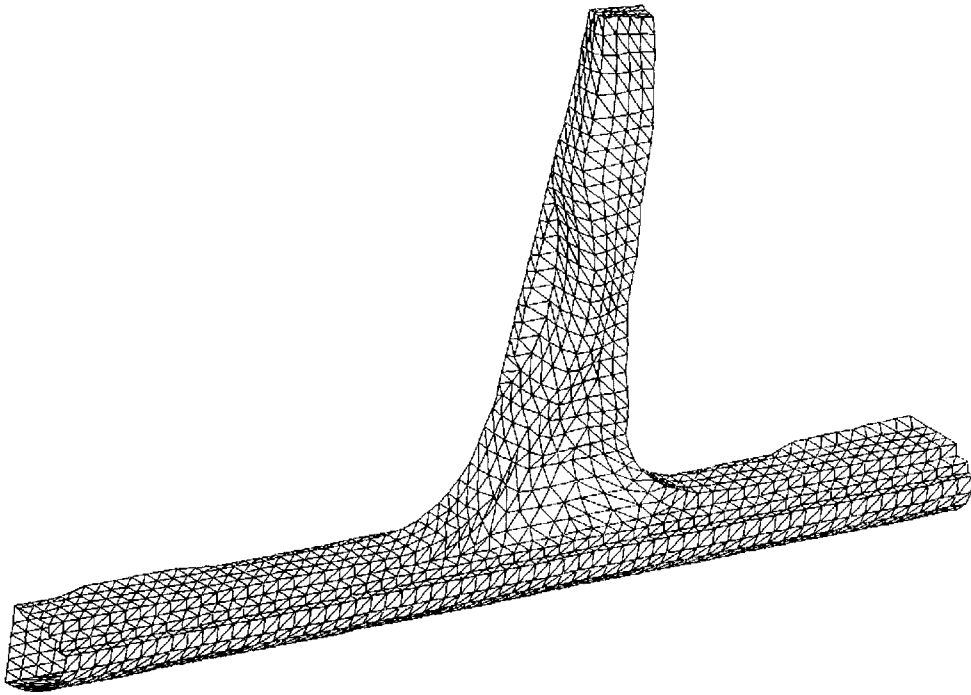
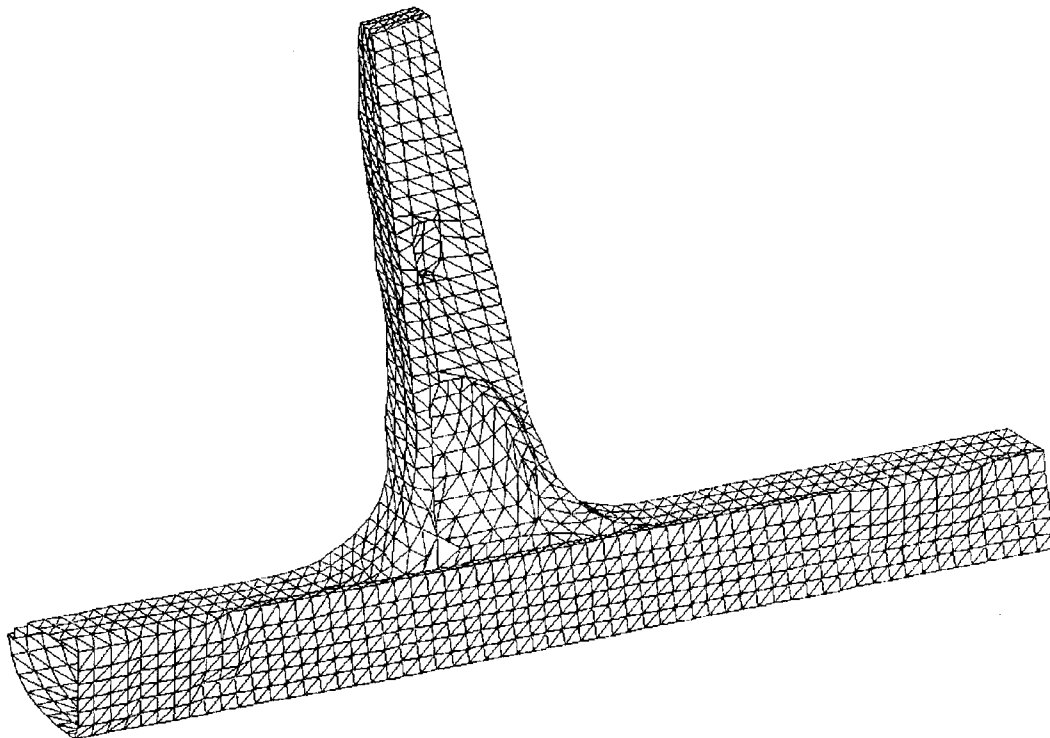


Fig. 5.5 Side view of mesh model

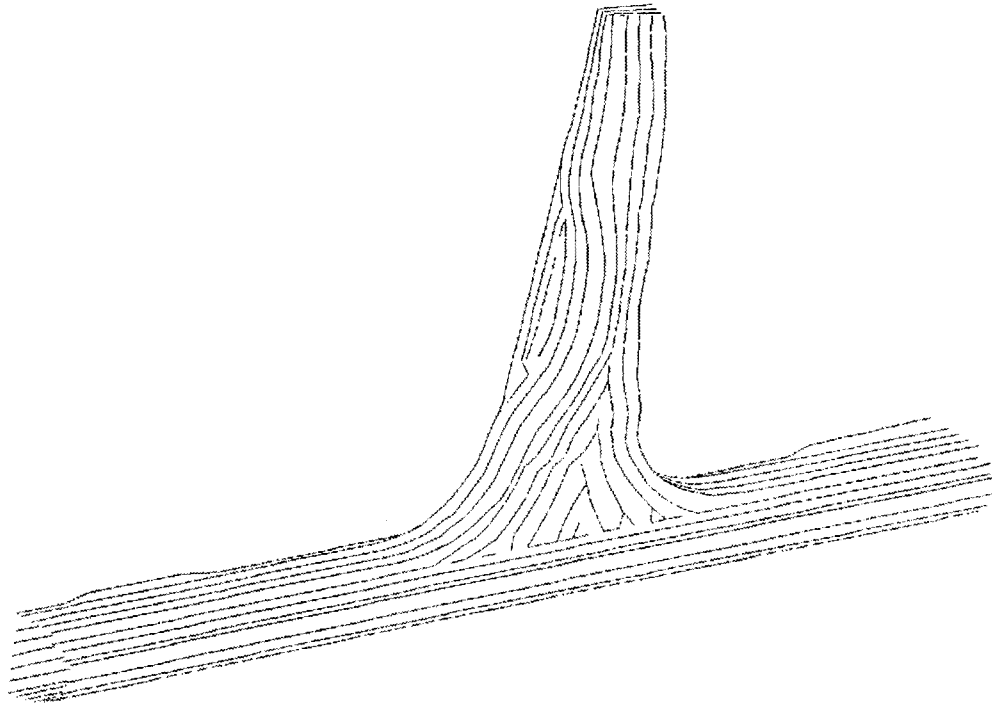


(a) Out- side view

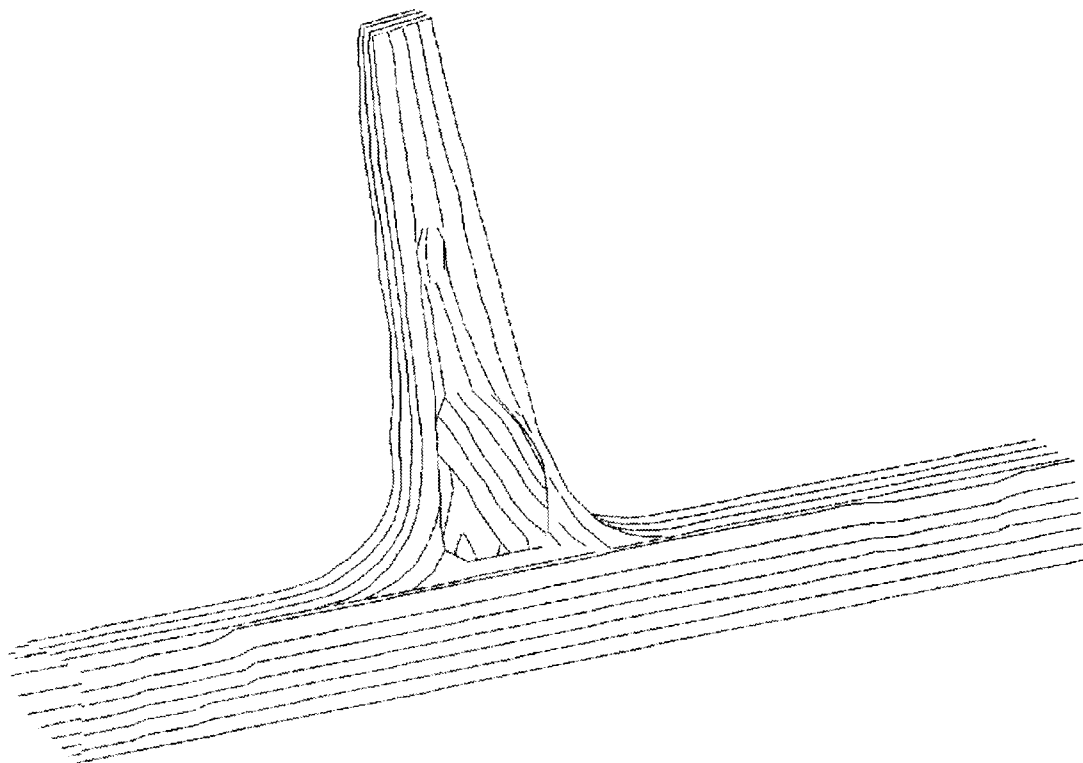


(b) In- side view

Fig. 5.6 Mesh model of center pillar for finite element analysis using shell element



(a) Out-side view



(b) In-side view

Fig. 5.7 Principal axis of analytical model

負荷方法は、Fig. 5.8 に示す前、後、車内、車外の4方向のそれぞれに対して、センターピラー上部の節点に荷重を与えた。荷重は弾性範囲を想定して49 Nとした。また、変位量は、Fig. 5.4 に示しているピラー上部から5 mmと100 mmの4箇所(①～④)について調査した。材料は、 $[(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 及び $[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_2$ 積層材を用いて製作した場合を想定して解析を行った。

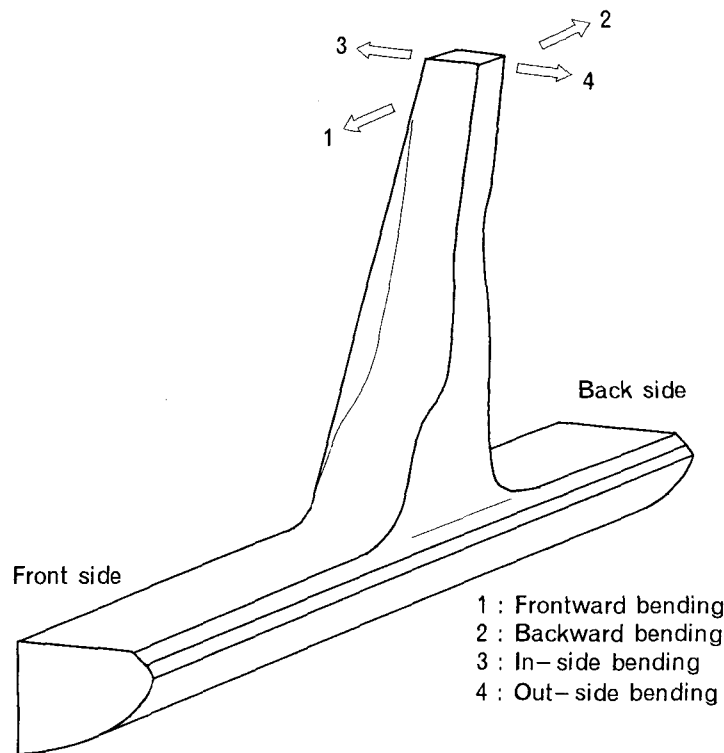


Fig. 5.8 Loading conditions

Fig. 5.9 に、 $[(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 積層材によるセンターピラ

ーの前方向負荷、Fig. 5.10 に後方向負荷、Fig. 5.11 に車内方向負荷、Fig. 5.12 に車外方向負荷の場合の変形状態を示す。なお、変形倍率は前方向及び後方向負荷の場合が100倍、車内方向及び車外方向負荷の場合が10倍である。

$[(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 積層材を使用した場合の解析結果として、Fig. 5.13 に前方向負荷の場合、Fig. 5.14 に車内方向負荷の場合の荷重-変位線図を示す。また、 $[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_2$ 積層材の解析結果として、Fig. 5.15 及び Fig. 5.16 にそれぞれ前方向負荷の場合と車内方向負荷の場合の荷重-変位線図を示す。なお、図中○、●、□、■印は、それぞれ測定点①、②、③、④の変位量を示す。解析での各測定点における前方向及び後方向もしくは車内方向及び車外方向負荷に対する変位は、符号が逆で絶対値の等しい結果となった。また、測定点①及び②もしくは測定点③及び④の変位の差異はほとんど見られない結果となった。 $[(-45^\circ/45^\circ)]_s$ と $[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_2$ 積層材のセンターピラーを比較すると、いずれの荷重負荷状態においても $[(0^\circ/90^\circ, 45^\circ/-45^\circ)]_2$ 積層材の方が小さい変位値を示しており、剛性が高いことがわかる。

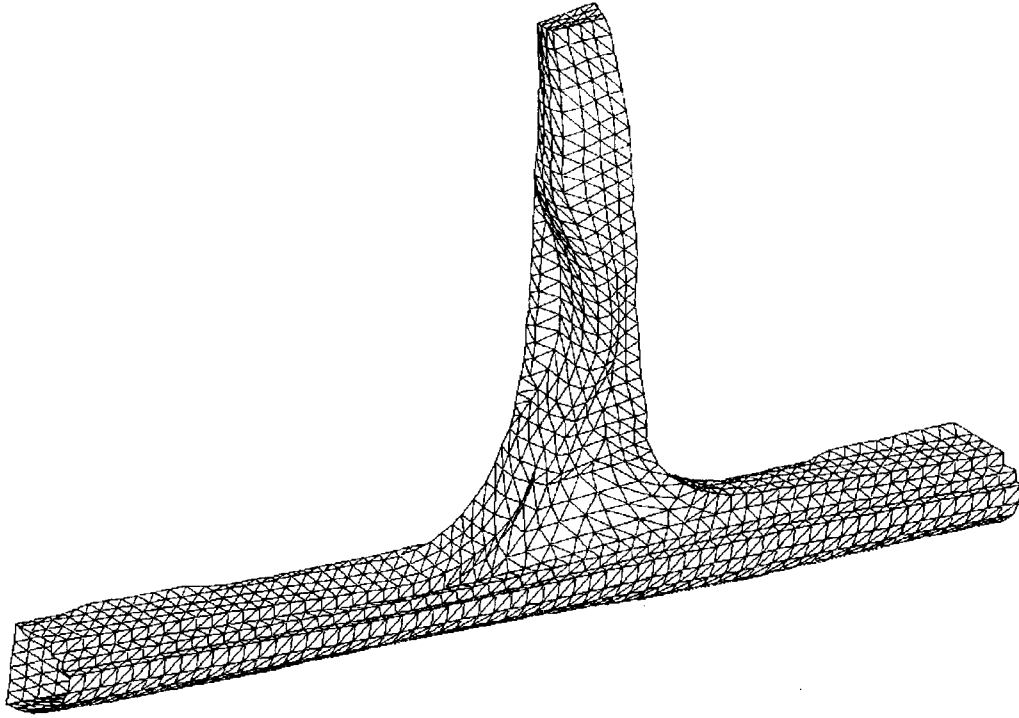


Fig. 5.9 Computational result of deformation under frontward bending condition

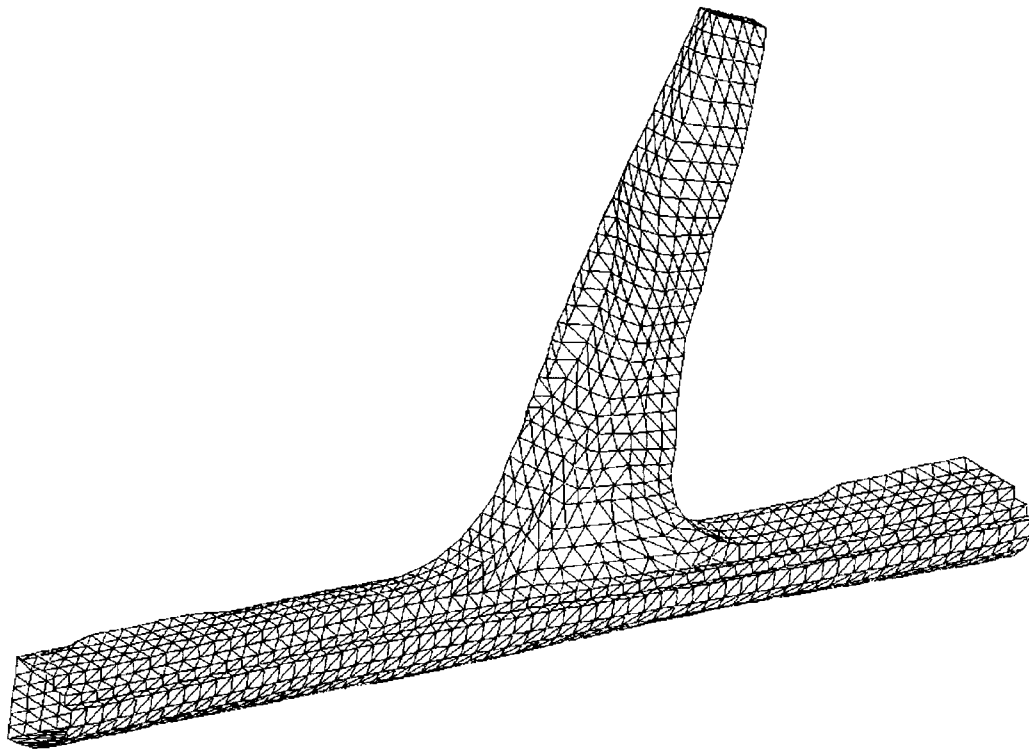


Fig. 5.10 Computational result of deformation under backward bending condition

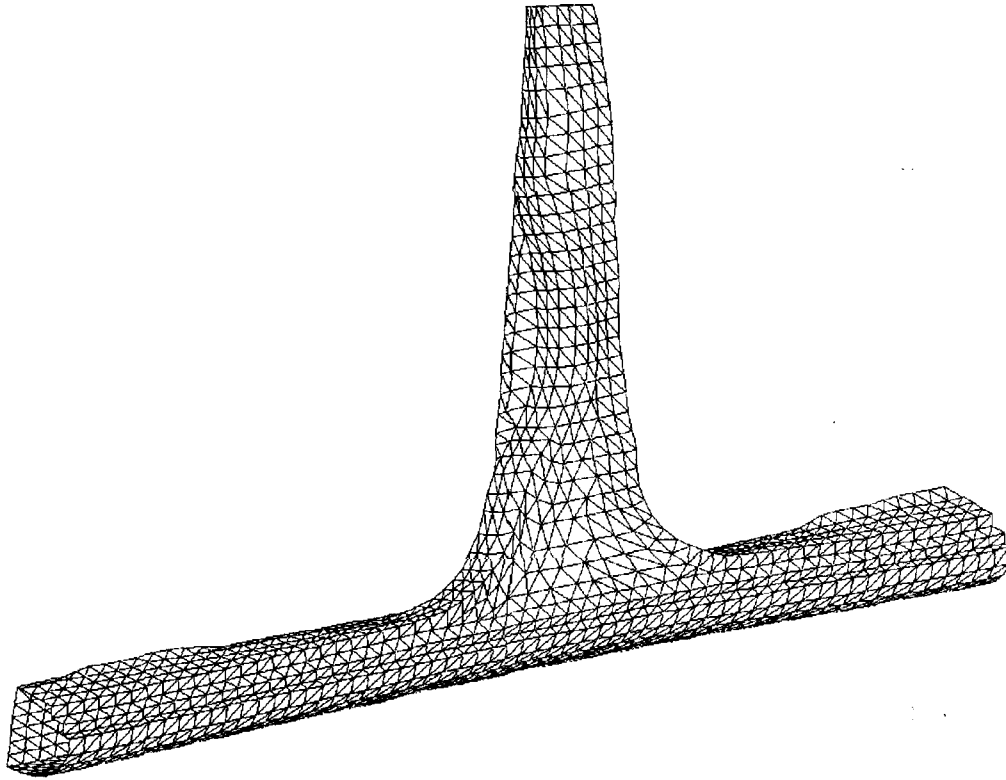


Fig. 5.11 Computational result of deformation under in-side bending condition

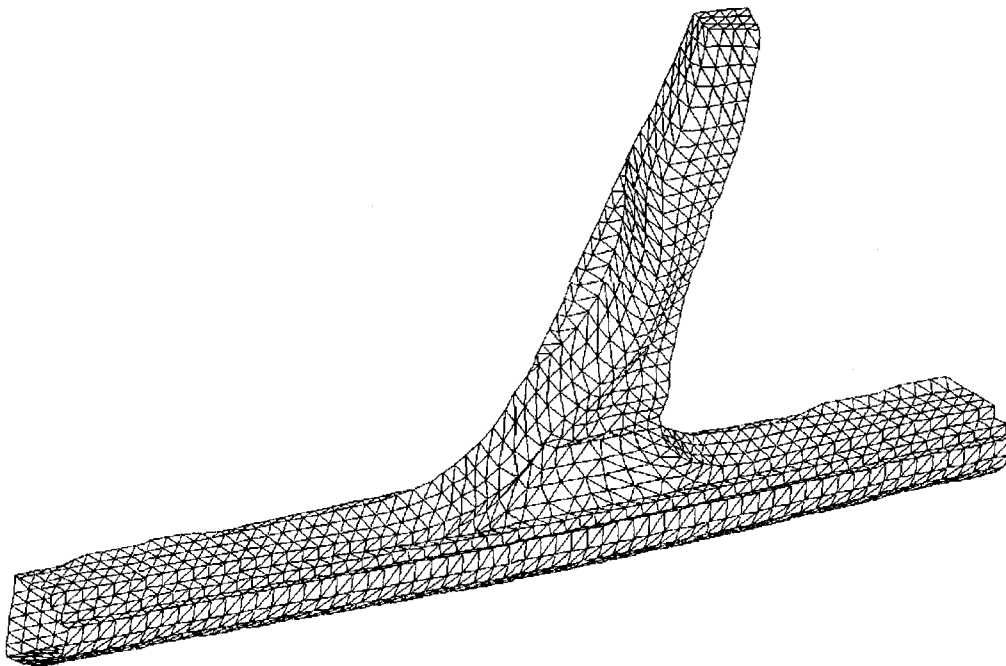


Fig. 5.12 Computational result of deformation under out-side bending condition

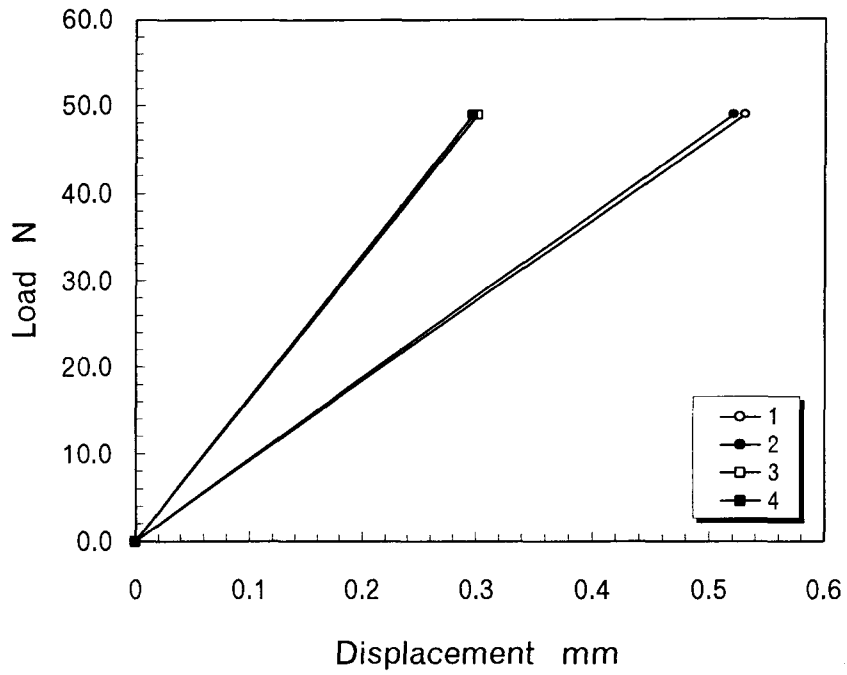


Fig. 5.13 Computational results of relation between load and displacement at four measurement points under frontward bending in case of center pillar using $[(45^\circ / -45^\circ)]_8$ laminate

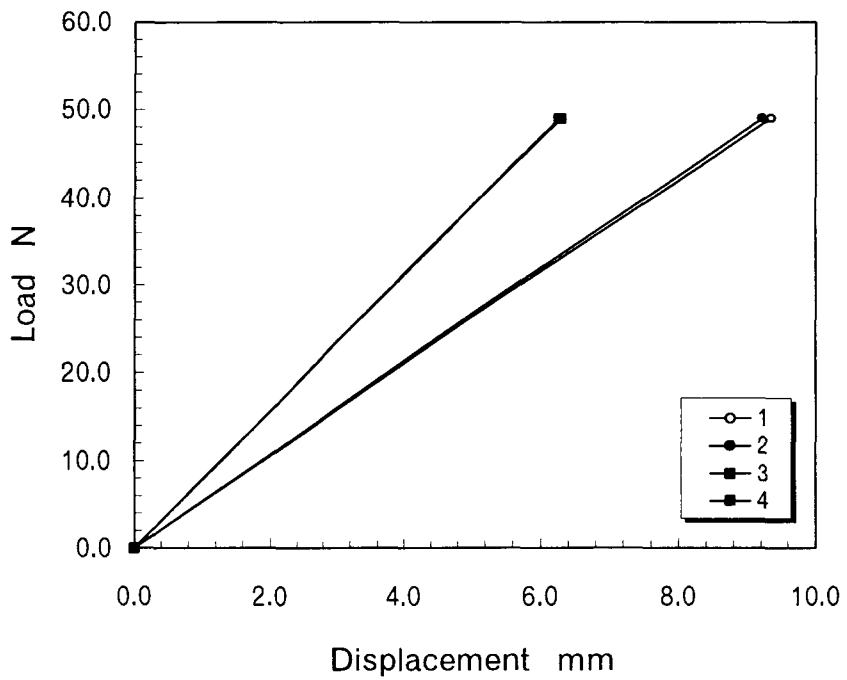


Fig. 5.14 Computational results of relation between load and displacement at four measurement points under in-side bending in case of center pillar using $[(45^\circ / -45^\circ)]_8$ laminate

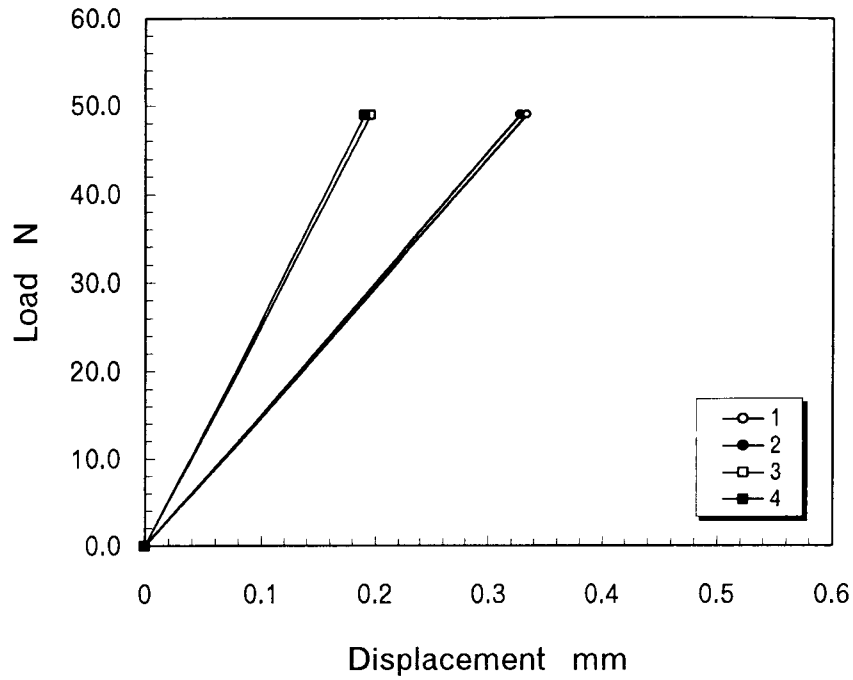


Fig. 5.15 Computational results of relation between load and displacement at four measurement points under frontward bending in case of center pillar using $[((0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ))_2]_s$ laminate

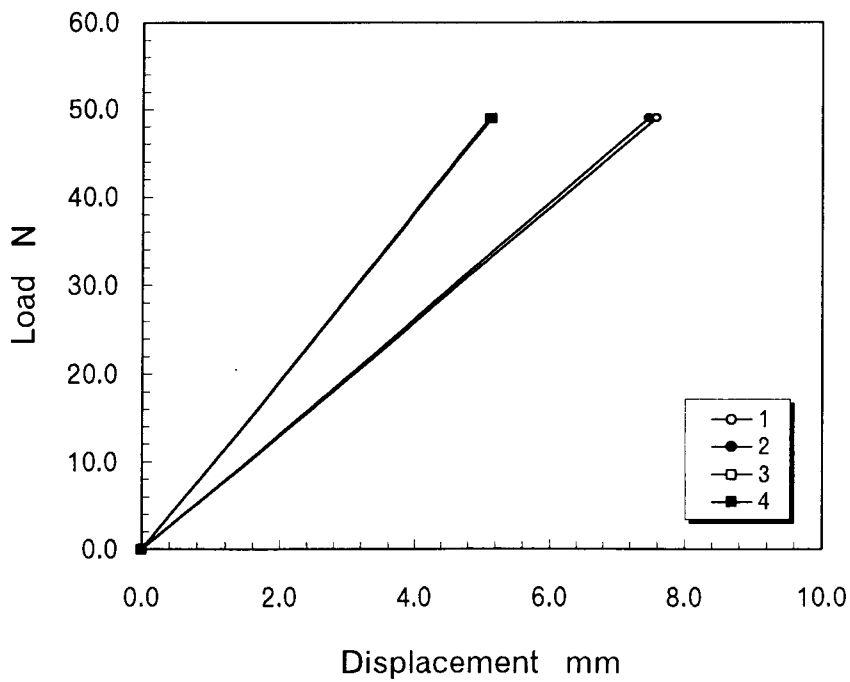


Fig. 5.16 Computational results of relation between load and displacement at four measurement points under in-side bending in case of center pillar using $[((0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ))_2]_s$ laminate

5.3.2 静的試験及び結果

解析手法の妥当性を確認する目的で静的試験を実施した。試験は、Fig. 5.17 に示す治具を用いて各点での変位量を測定することとした。負荷方法は、解析と同様に前、後、車内、車外の4方向とし、供試体の上部にボルトを装着することによりワイヤーで負荷を与えた。変位量は、荷重が 9.8 N, 19.6 N, 29.4 N, 39.2 N, 49.0 N の時点でそれぞれ差動トランス変位計により測定した。なお、変位は解析の場合と同位置の4点を測定した。

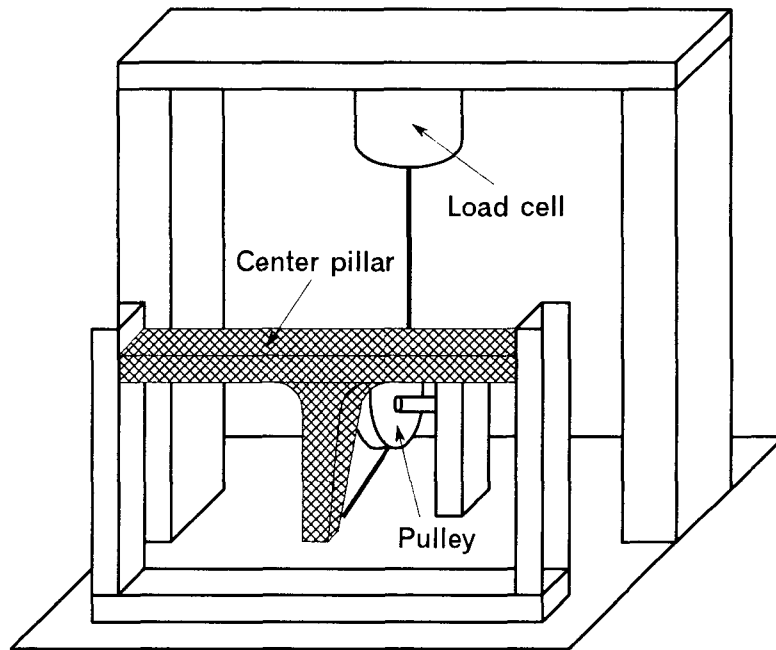


Fig. 5.17 State of bending test for center pillar

$[(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 積層材で製作されたセンターピラーの試験結果を Figs. 5.18, 5.19 に示す。なお、解析結果との比較を明確にするため、図中には各解析結果を併せて示した。Fig. 5.18 は前方向及び後方向負荷の場合、Fig. 5.19 は車内方向及び車外方向負荷の場合の解析並びに試験結果の荷重－変位線図を示す。また、同様に、 $[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 積層材については、Fig. 5.20 に前方向及び後方向負荷の場合、Fig. 5.21 に車内方向及び車外方向負荷の場合の解析並びに試験結果の荷重－変位線図を示す。なお、図中実線×印が測定点①、実線+印が測定点③での解析結果、○、●、□、■印は前方向若しくは車内方向負荷の場合、◇、◆、△、▲印は後方向若しくは車外方向負荷の場合のそれぞれ測定点①、②、③、④における変位量の試験結果を示す。これらの結果は定量的にも比較的良く一致し、物性値の算定や解析モデルの妥当性が示せたと考える。

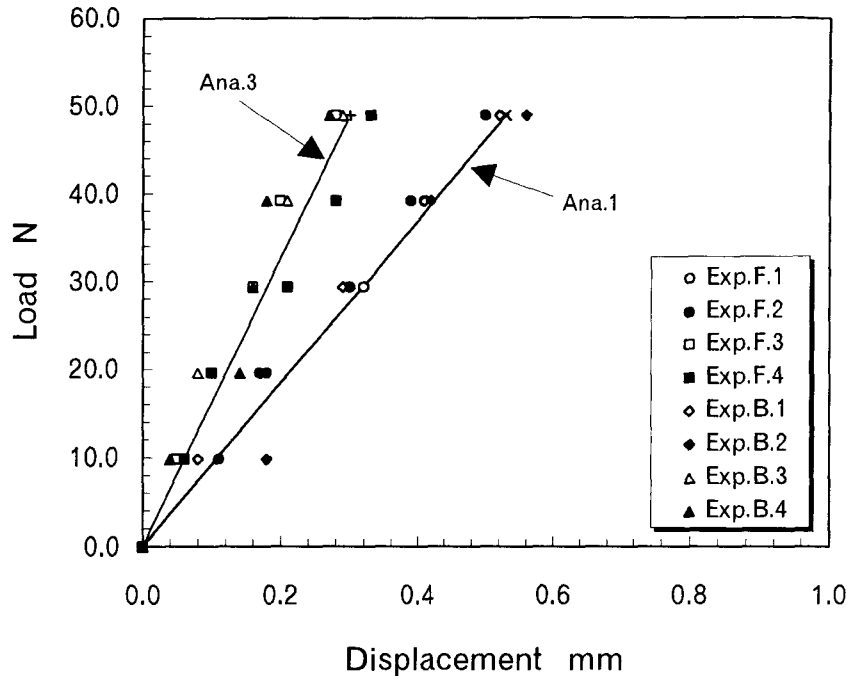


Fig. 5.18 Computational and experimental results of relation between load and displacement at four measurement points under frontward and backward bending in case of center pillar made by $[(45^\circ / -45^\circ)]_8$ laminate

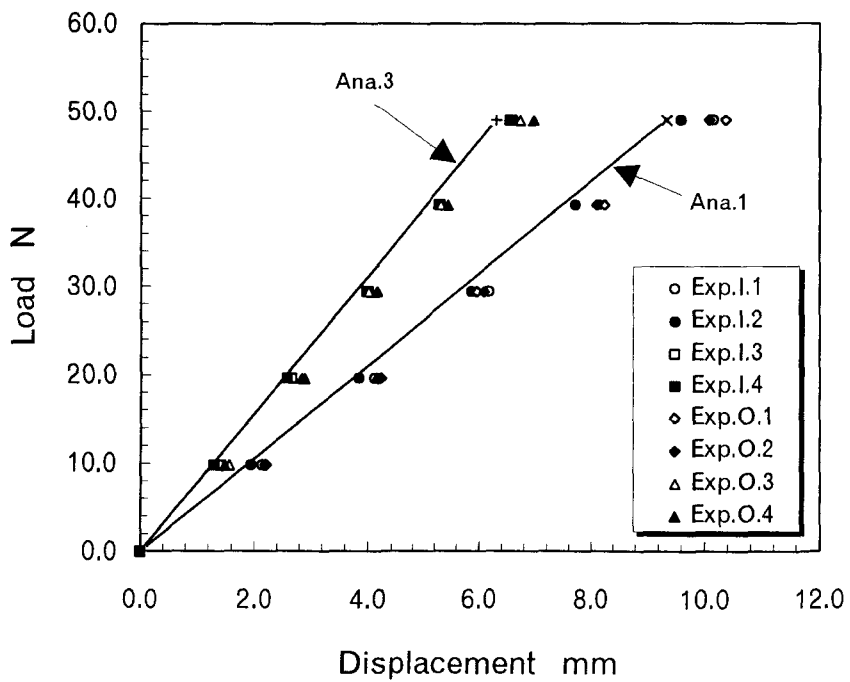


Fig. 5.19 Computational and experimental results of relation between load and displacement at four measurement points under in-side and out-side bending in case of center pillar made by $[(45^\circ / -45^\circ)]_8$ laminate

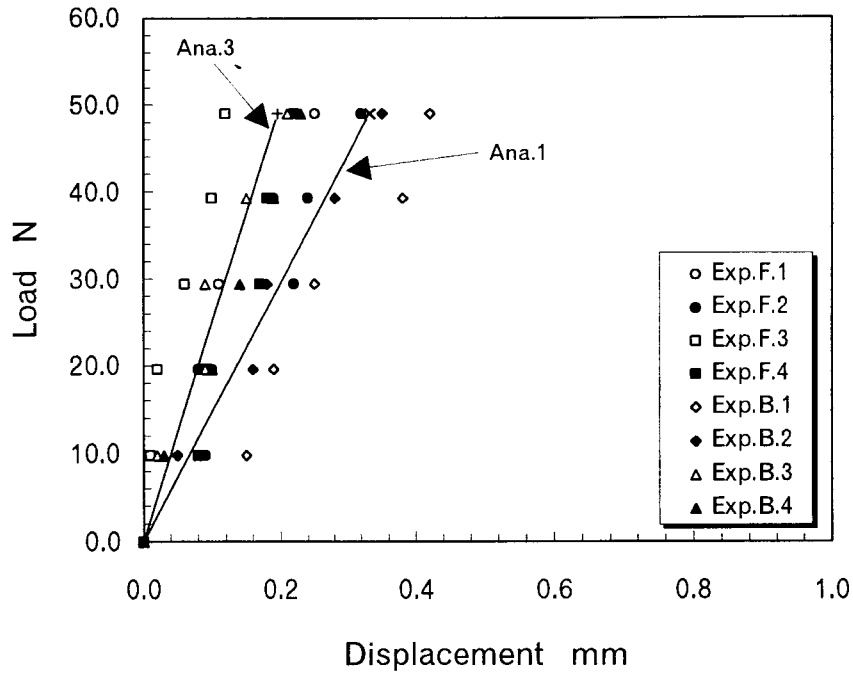


Fig. 5.20 Computational and experimental results of relation between load and displacement at four measurement points under frontward and backward bending in case of center pillar made by $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ laminate

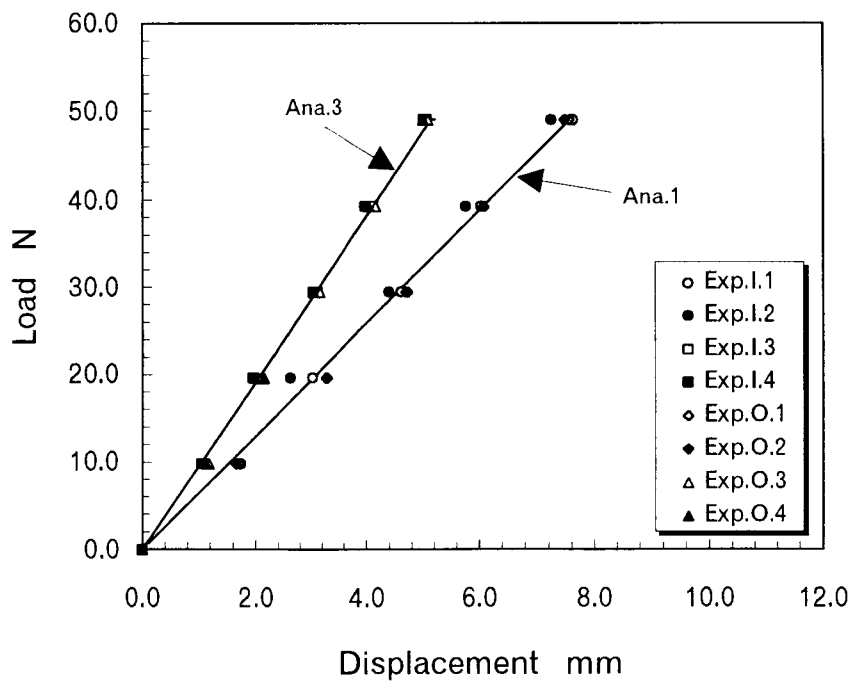


Fig. 5.21 Computational and experimental results of relation between load and displacement at four measurement points under in-side and out-side bending in case of center pillar made by $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ laminate

5.3.3 破壊挙動解析

静的挙動解析と同様のモデルと解析物性値を用いてセンターピラーの破壊挙動解析を行った。破壊挙動解析は荷重増分形の区間線形解析とし、破壊進展に伴う剛性低下による構造非線形性を模擬することとした。破壊要素の判定は、クロス積層材を構成している層ごとに応力を算出し、Hoffmanの破壊則に代入することにより行った。Hoffmanの破壊則より破壊した要素の弾性係数やポアソン比を低下させることにより、非線形挙動を解析する手法とした。Fig. 5.22に破壊挙動解析のフローチャートを示す。

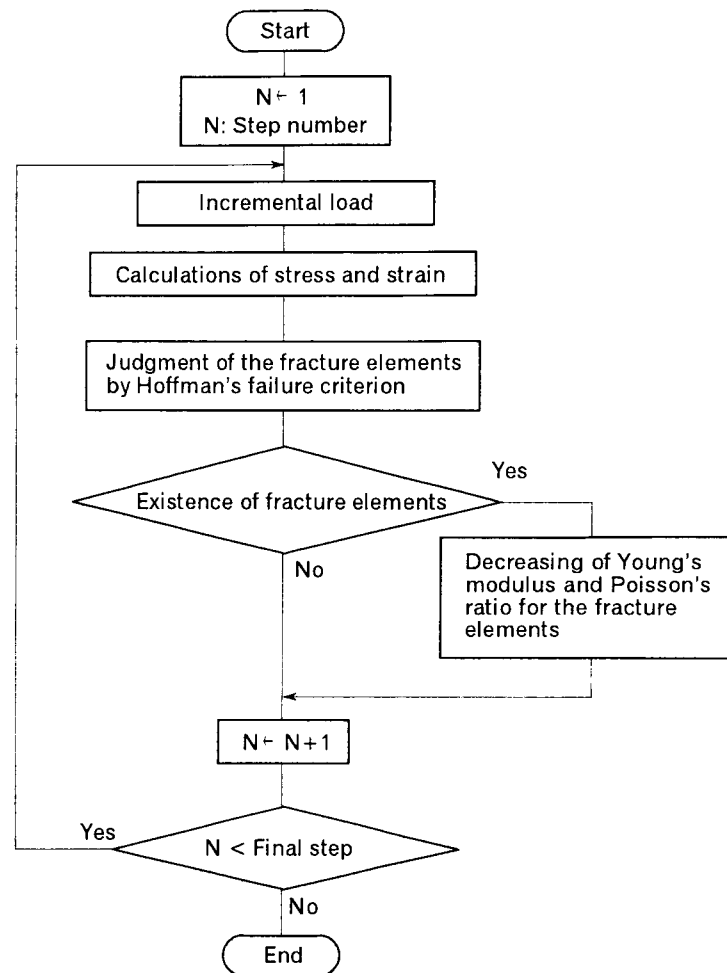


Fig. 5.22 Flow chart of fracture simulation

破壊挙動解析は、自動車用部材として荷重評価が重要であると考えられる後方向負荷と車内方向負荷の場合について行った。また、 $[(45^\circ / -45^\circ)]_s$, $[(0^\circ / 90^\circ)]_s$, $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ 積層材料の三種類を取り上げ、各ラミナの物性値は静的挙動解析と同じ物性値を用いた。荷重増分形の破壊挙動解析を行う場合、荷重の増分量が問題となる。本研究では、荷重増分量の違いが解析結果に与える影響を調査し、その影響が殆どないものとみなせる荷重増分量を決定した。その結果、荷重増分量は後方向負荷の場合が 49 N/step, 車内方向負荷の場合が 9.8 N/stepとした。

Fig. 5.23 に後方向負荷, Fig. 5.24 に車内方向負荷の場合の荷重-変位線図を示す。図中一点鎖線が $[(45^\circ / -45^\circ)]_s$, 破線が $[(0^\circ / 90^\circ)]_s$, 点線が $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ 積層材料を用いた場合の解析結果を示す。なお、変位は Fig. 5.4 における③部の値を示す。 $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ 積層材料は、両負荷方向とも他の二種類の積層材料に比べて、剛性と最大荷重値とも高い値を

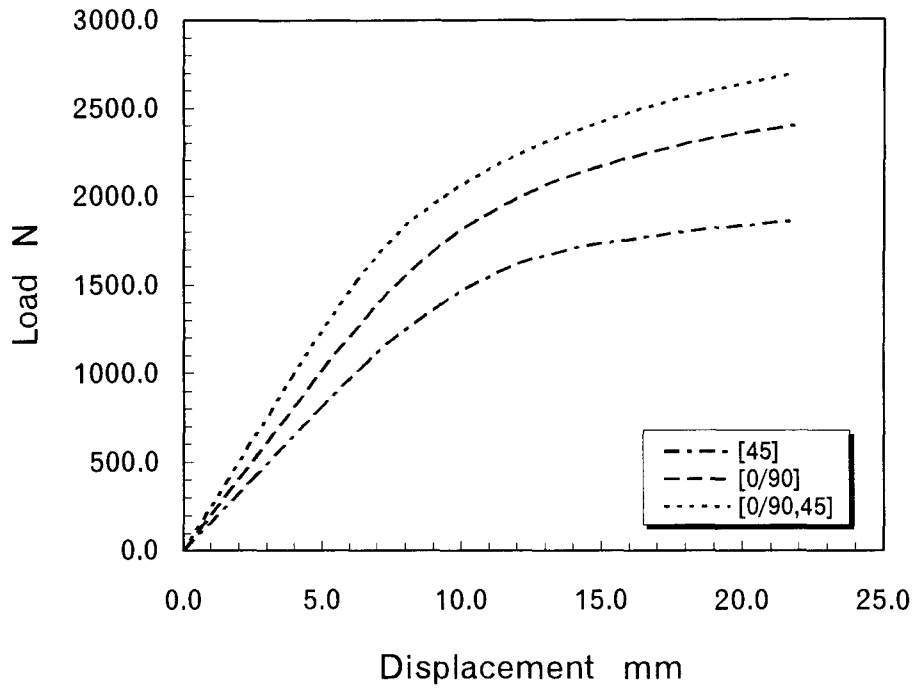


Fig. 5.23 Computational results of relation between load and displacement under backward loading condition

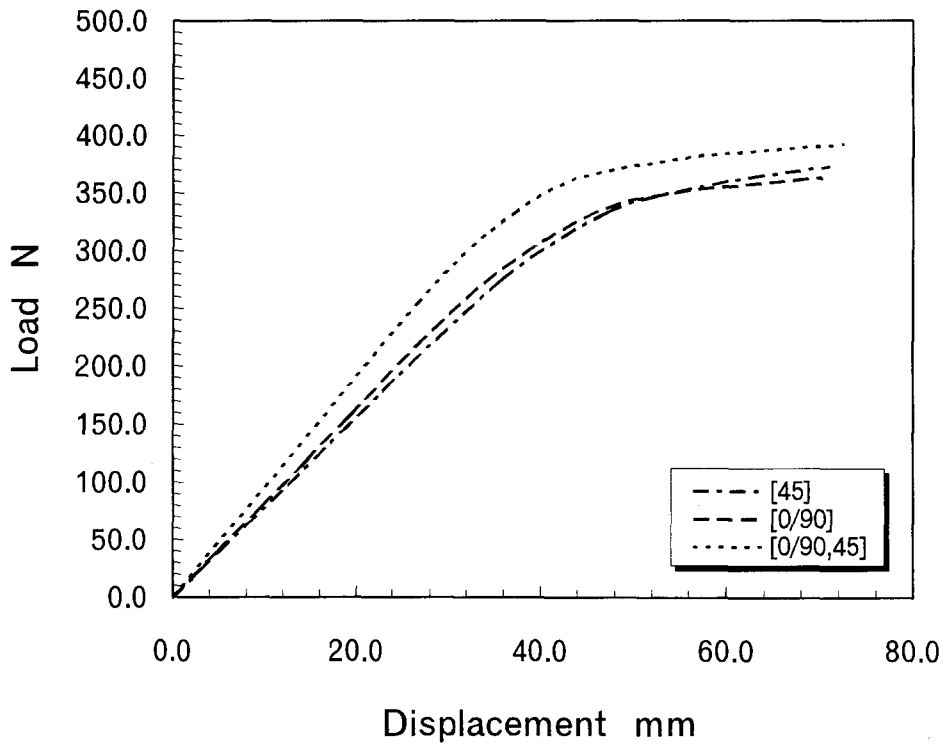


Fig. 5.24 Computational results of relation between load and displacement under in-side loading condition

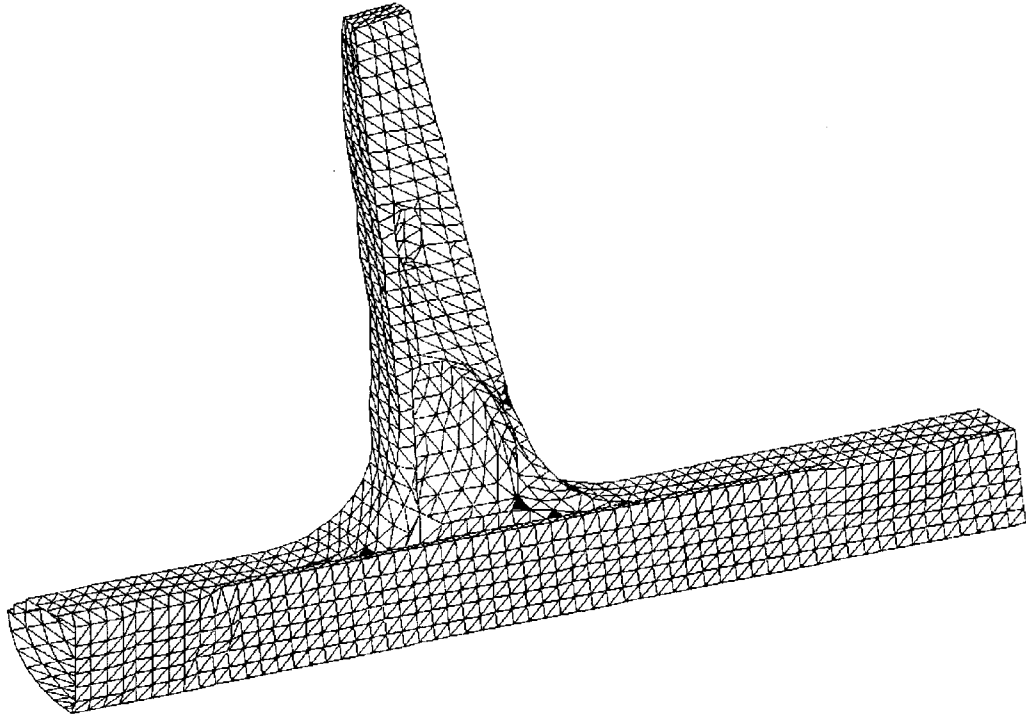
示している。また、 $[(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 及び $[(0^\circ/90^\circ)]_s$ 積層材料の両者を比較すると、後方向負荷の場合は $[(0^\circ/90^\circ)]_s$ 積層材料の方が剛性と最大荷重値とも高い値を示し、車内方向負荷の場合は両者ともほぼ同様の曲線をたどる結果となった。破壊挙動解析での初期破壊荷重を Table 5.4 に示す。なお、初期破壊荷重とは、解析実行後破壊要素が初めて発生した時点での荷重値を示す。初期破壊荷重は、後方向負荷の場合は $[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_2$ 、車内方向負荷の場合は $[(0^\circ/90^\circ)]_s$ 積層材料が最も高い値を示す結果となった。

Table 5.4 Computational results of loads and displacements at initial fracture point

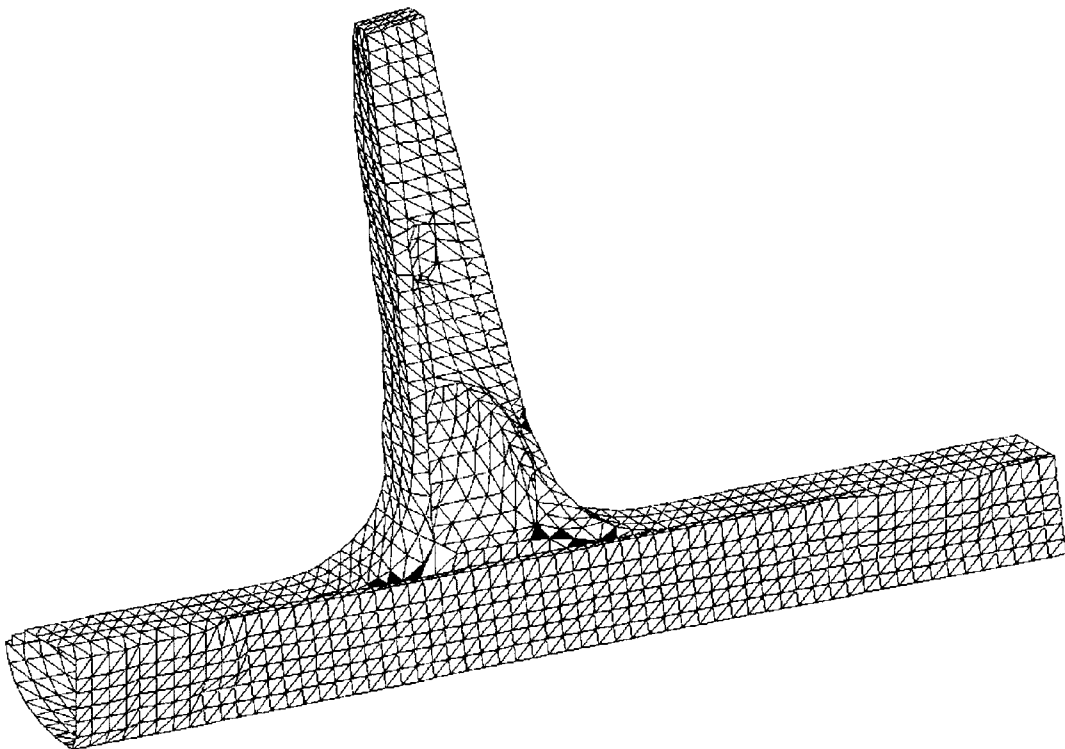
	Laminate	Load at initial fracture point (N)	Displacement at initial fracture point (mm)
Backward loading condition	[45]	686	4.21
	[0/90]	833	4.09
	[0/90, 45]	1029	4.11
In-side loading condition	[45]	176	22.68
	[0/90]	196	24.01
	[0/90, 45]	186	19.52

$[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_2$ 積層材を用いたセンターピラーにおいて、Fig. 5.25 に後方向負荷、Fig. 5.26 に車内方向負荷の場合において、(a) が 25 step (1225 N)、(b) が 30 step (1470 N)、(c) が 35 step (1715 N)、(d) が 45 step (2205 N) 時における破壊状況の解析結果を示す。なお、図中の黒色部が破壊した要素を示す。

後方向負荷の場合、ピラーの付け根部から破壊が発生し、特に車内側面にある配線用孔端部から破壊が進展していく様子が確認できる。また、車内方向負荷の場合も同様にピラー付け根部で破壊が生じ、配線用孔端部に破壊が進展していることがわかる。

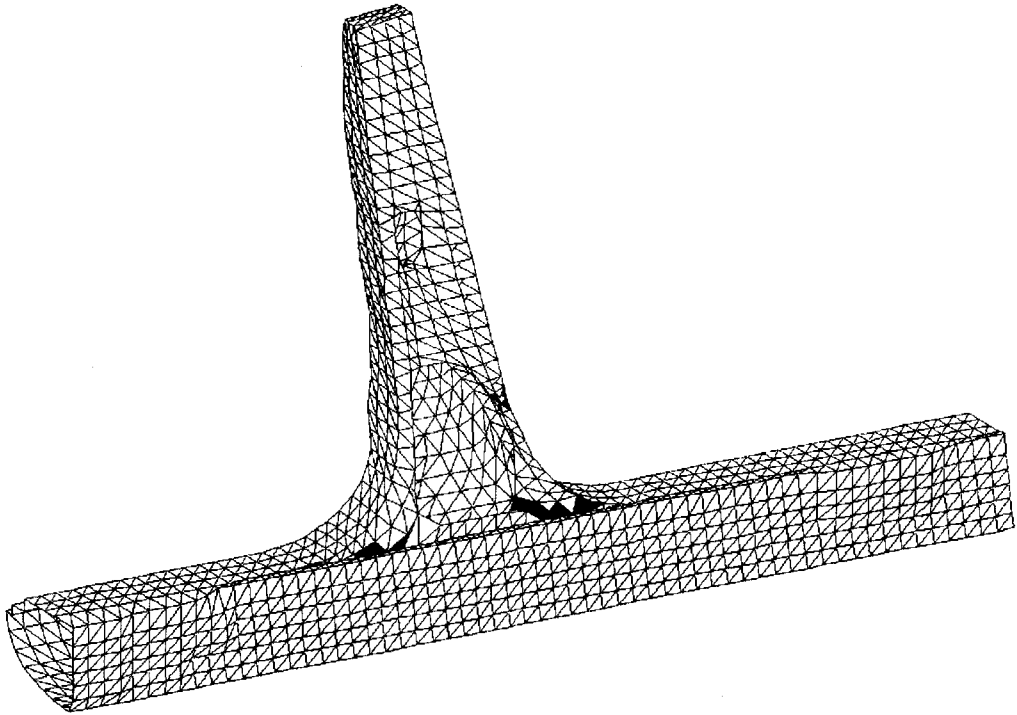


(a) 25 step (1225 N)

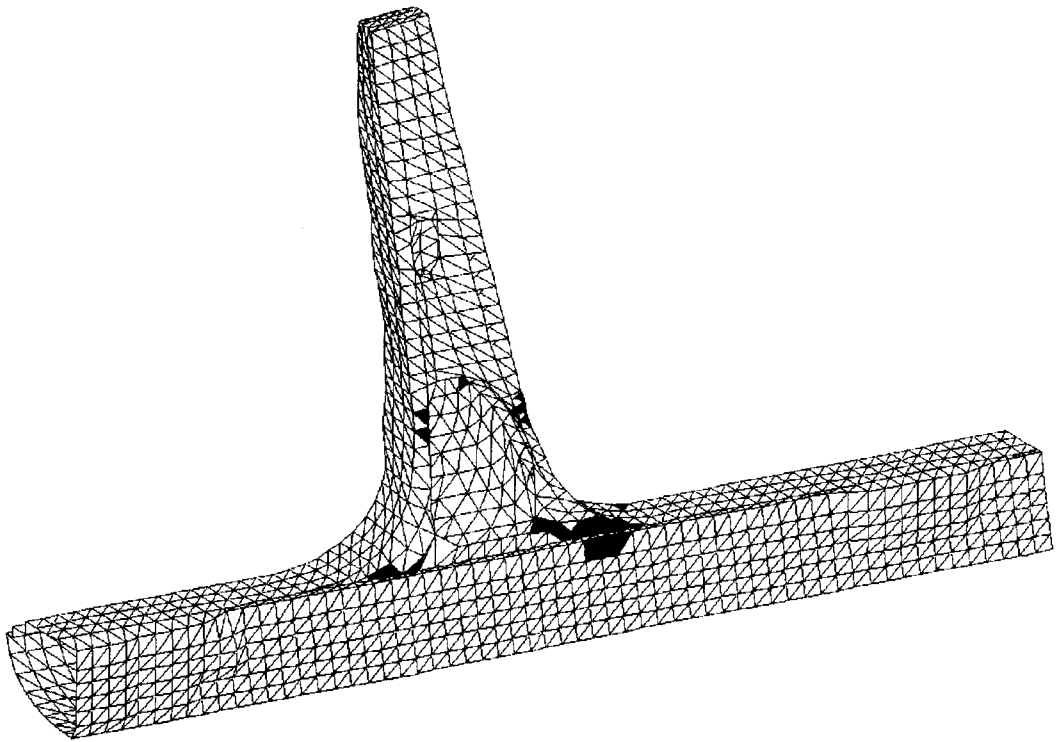


(b) 30 step (1470 N)

Fig. 5.25 Fractured elements at each step in case of $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ laminate under backward loading condition

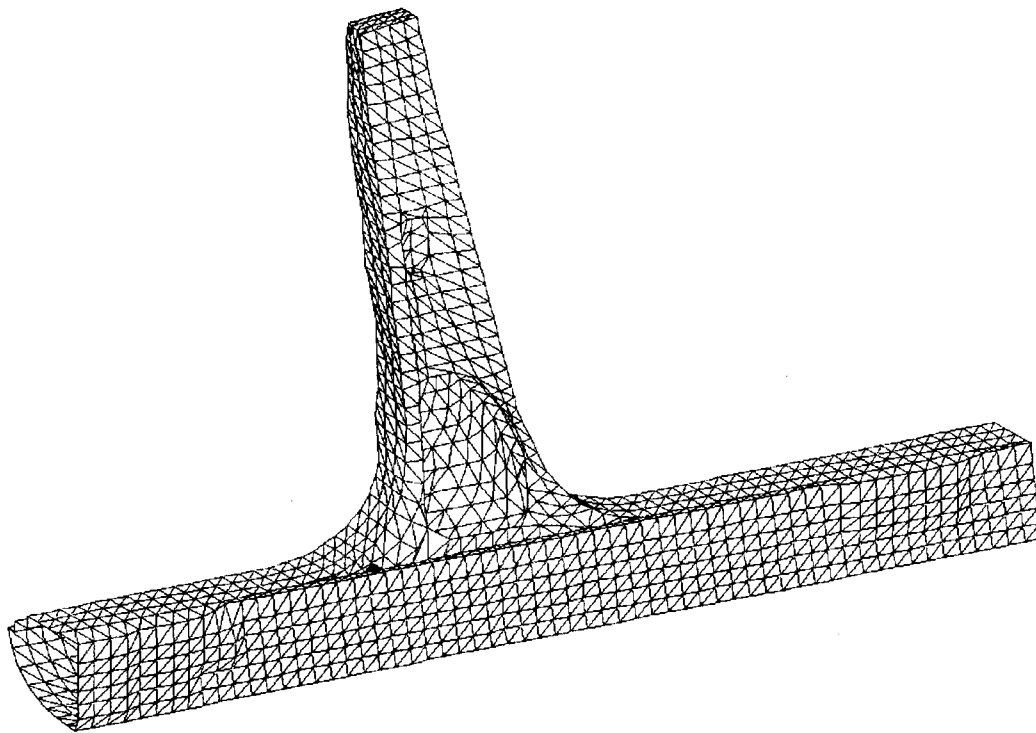


(c) 35 step (1715 N)

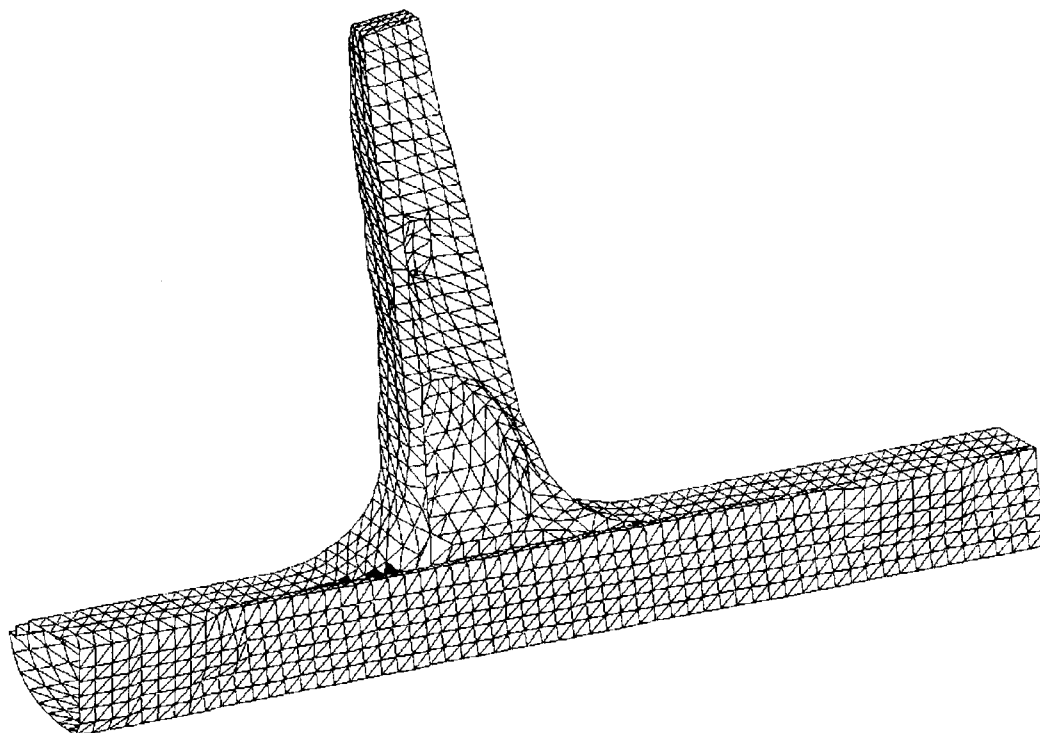


(d) 45 step (2205 N)

Fig. 5.25 Continued

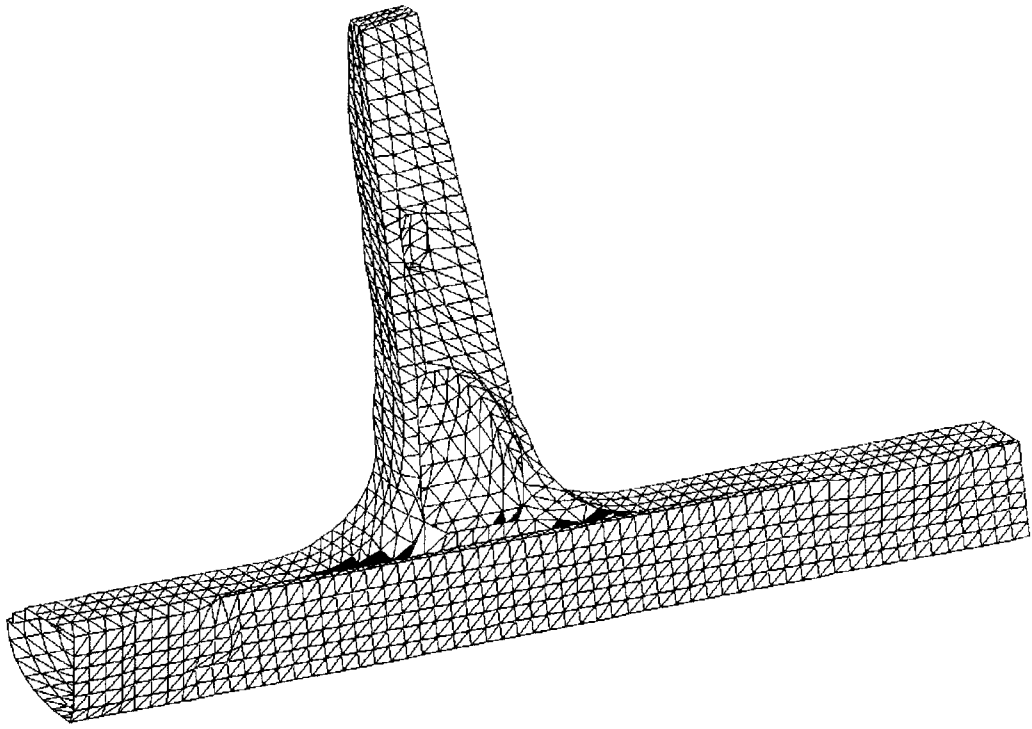


(a) 25 step (245 N)

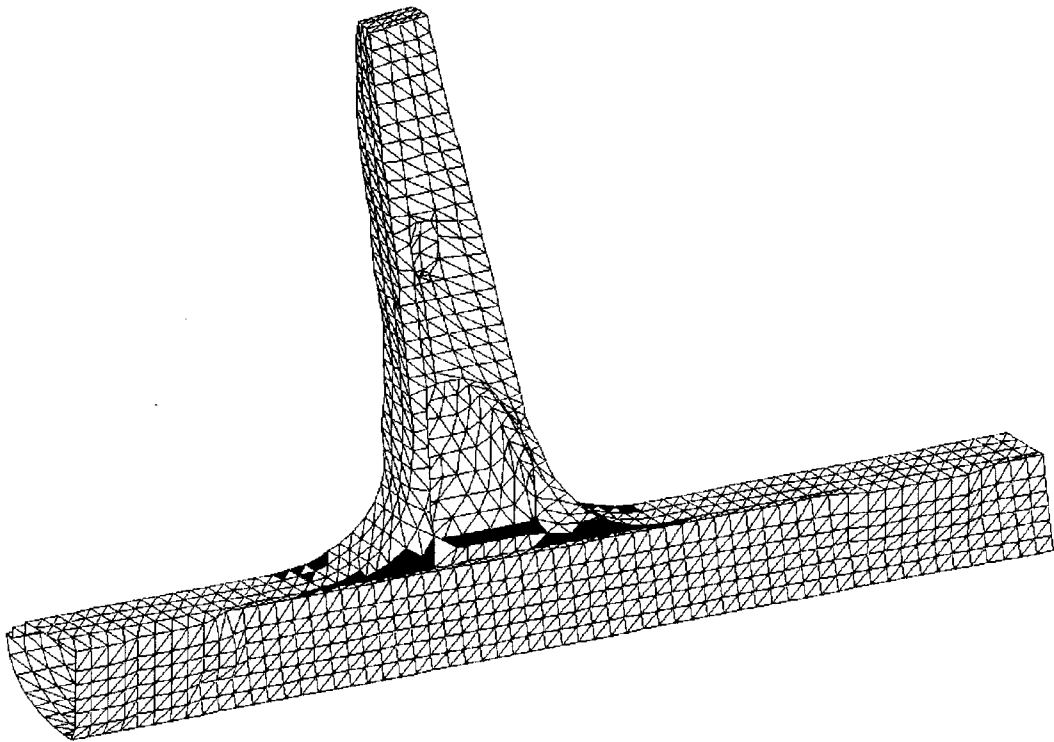


(b) 30 step (294 N)

Fig. 5.26 Fracture elements at each step in case of $[((0^\circ / 90^\circ) / (45^\circ / -45^\circ))_2]_s$ laminate under in-side loading condition



(c) 35 step (343 N)



(d) 40 step (392 N)

Fig. 5.26 Continued

5.3.4 破壊試験

解析の妥当性と破壊位置を確認するため、解析結果から高い強度値が得られた $[(0^\circ/90^\circ)/(45^\circ/-45^\circ)]_s$ 積層材を使用して製作したセンターピラーを用いて、車内方向負荷の場合の破壊試験を行った。破壊試験は静的試験と同様の治具を用いて行い、Fig. 5.27 に示すピラー頂点から 100 mm 点での変位を測定した。負荷速度は 5～10 mm/min 程度で、1秒間隔で差動トランスにて変位測定を行った。Fig. 5.28 に荷重－変位線図の試験結果と解析結果を示す。図中実線が試験結果、点線が解析結果を示す。

試験結果では荷重約 200 N、変位約 20 mm 程度で荷重低下が見られるが、この段階を初期破壊発生時点とすると、前述の解析結果から両者はほぼ一致しているものと考えられる。なお、試験結果において、初期破壊発生位置は外部からは確認できなかった。その後、40 mm 付近からは剛性が極度に低下し、ピラー付け根部で破壊が発生する結果となったが、解析においても同様にピラー付け根部で破壊し、その後極度に低下し変位が増大する結果となっている。Fig. 5.29 に試験における破壊発生位置を示す。配線用孔端部でき裂が発生し、破壊しているのが確認できる。

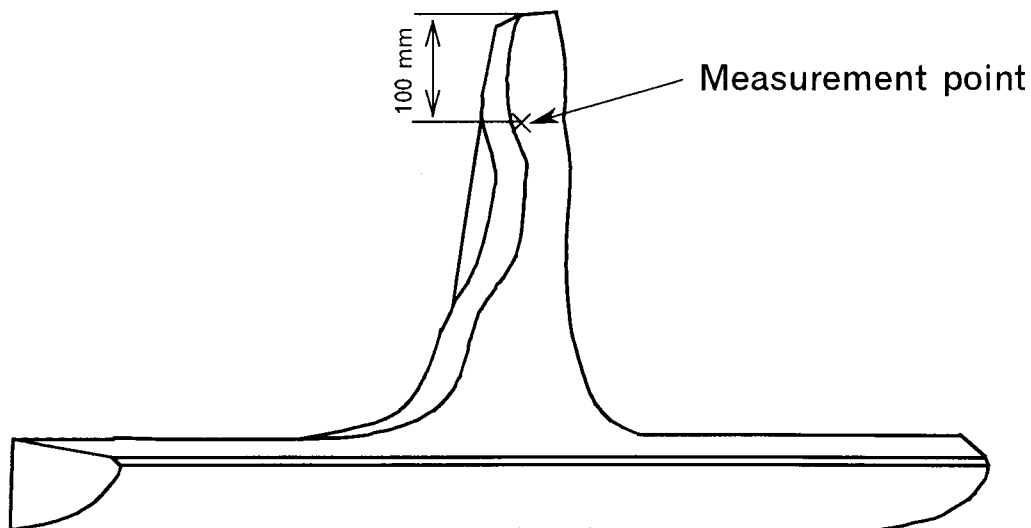


Fig. 5.27 Measurement point of displacement

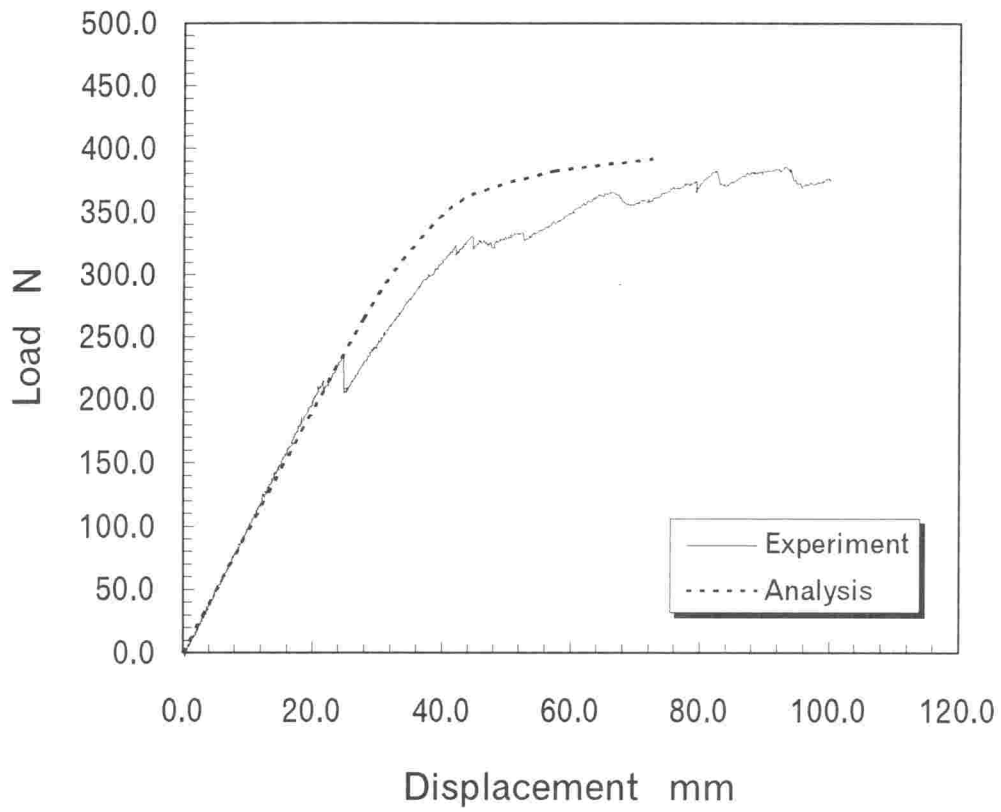


Fig. 5.28 Computational and experimental results of relation between load and displacement

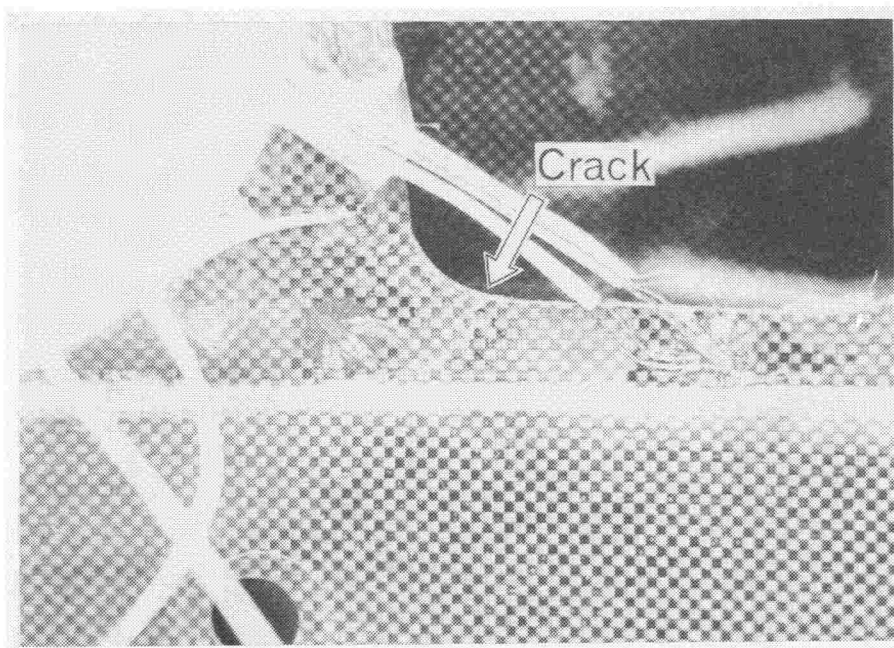


Fig. 5.29 Fracture state of center pillar under in-side bending condition

5.4 繊維配向角構成の決定と評価

実構造物への思考型有限要素法の適用例として、センターピラーの繊維配向角構成の決定を試みた。例解析でのセンターピラーは、積層構成と繊維配向角選択の自由度を増加させるため、一方向性ラミナで構成されるものとした。なお。ラミナ板厚は前述のクロス積層材料モデルと同条件にするため 0.034 mm とし、板厚が 1.09 mm になる 32 層における積層構成を用いて繊維配向角構成の評価を行うこととした。繊維配向角構成の決定は、自動車構造部材であることから様々な方向の荷重条件を考慮する必要があると考える。そこで、本研究では後方向と車内方向の混合負荷を荷重条件として与えることで繊維配向角構成の決定を行った。また、後方向及び車内方向負荷を受ける場合についても繊維配向角構成の決定を行い、混合負荷条件の場合と比較した。荷重条件として、混合負荷の場合は後方向：車内方向 = 784 N : 196 N = 4 : 1、後方向負荷の場合は 784 N、車内方向負荷の場合は 196 N を与えた。また、繊維配向角は [0°, 90°, +30°, +45°, +60°, -30°, -45°, -60°] の 8 種類から選択するものとした。Fig. 5.30 に混合負荷の場合の繰り返しに伴う最大 F 値と板厚の推移を示す。各荷重条件において最終的に決定された繊維配向角構成を Table 5.5 に示す。

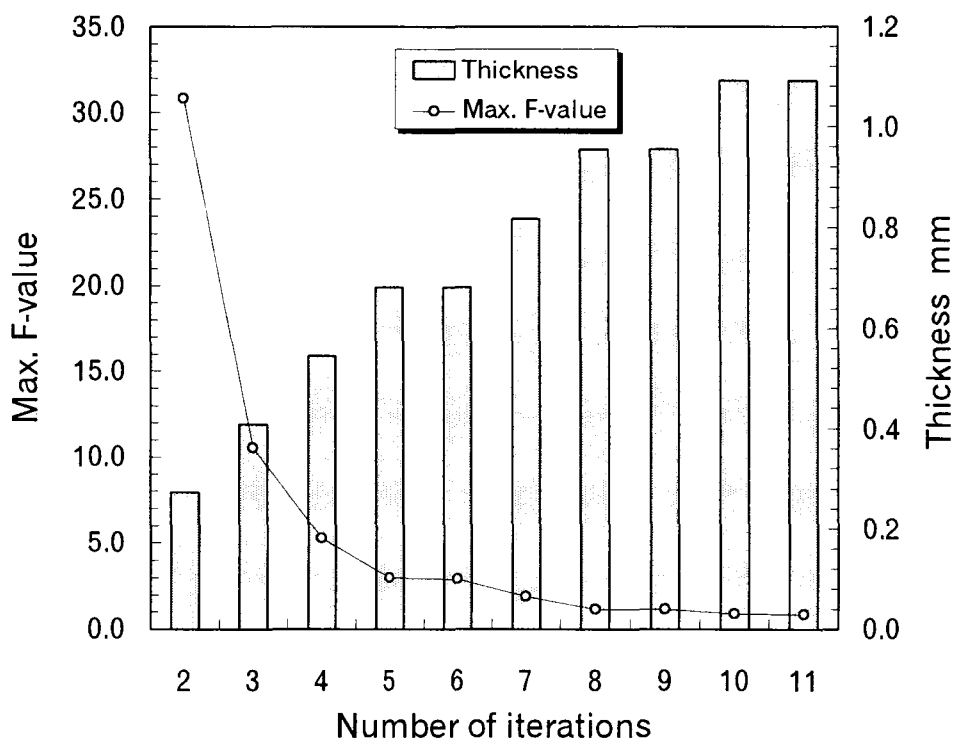


Fig. 5.30 Relation between max. F-value or thickness and number of iterations

Table 5.5 Determinations of fiber orientation and stacking sequence under each loading condition

Combined loading (Opt. 1)	[- 60/90/60/- 60/45/60/90/- 45/90/30/30/- 30/- 30/0/0/0] _s
Backward loading (Opt. 2)	[90/45/30/45/60/- 60/45/90/0/0/0/- 45/- 45/- 45/- 30/0] _s
In-side loading (Opt. 3)	[- 60/90/- 45/- 45/45/- 30/45/- 45/45/45/60/- 45/- 45/30/- 45/0] _s

思考型有限要素法によって決定された積層材料を用いたセンターピラーを評価するため、前述と同様の手法で破壊挙動解析を行った。Fig. 5.31 に後方向負荷の場合、Fig. 5.32 に車内方向負荷の場合の荷重と変位の関係を示す。図中点線は、前述の [((0° / 90°) / (45° / -45°))₂]_s 積層材料、実線は混合負荷条件で決定された積層材料 (Opt. 1) を用いた場合の解析結果を示す。

本研究では荷重増分形の破壊挙動解析を行っているため、最大破壊荷重を評価することが不可能である。したがって、初期破壊が発生した変位量の2倍の時点での荷重を破壊荷重とし、それぞれの材料評価を行うこととした。Table 5.6 にそれぞれの材料及び荷重方向に対する初期破壊荷重及び初期破壊荷重時の変位並びに破壊荷重を示す。後方向負荷で決定された積層材料 (Opt. 2) 及び車内方向負荷で決定された積層材料 (Opt. 3) を用いたセンターピラーの初期破壊荷重は、それぞれ後方向及び車内方向負荷の解析において最も高い荷重値を示している。Opt. 1 を用いたセンターピラーの初期破壊荷重は、Opt. 2 や Opt. 3 を用いた場合より低い値を示しているものの、[((0° / 90°) / (45° / -45°))₂]_s 積層材料を使用した場合より高い値を示す結果が得られた。破壊荷重においては、前方向負荷の場合は Opt. 1、車内方向負荷の場合は Opt. 1 と Opt. 3 の積層材料が最も高い値を示す結果となった。思考型有限要素法のアルゴリズムは、初期破壊荷重を最も高くする積層材料構成の決定を行うもので、破壊解析における初期破壊荷重の結果から妥当な結果が得られているものと考えられる。

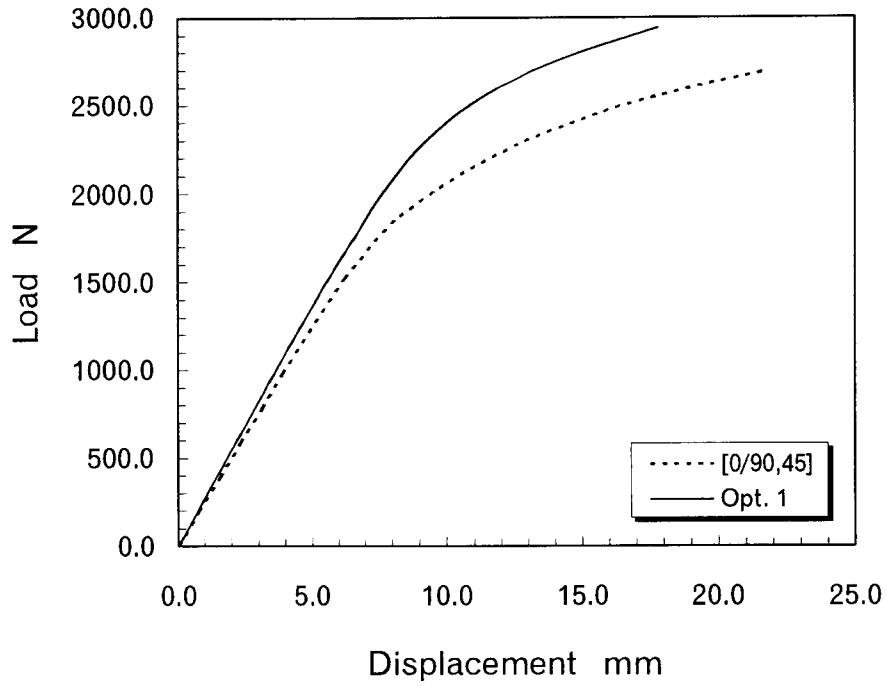


Fig. 5.31 Computational results of relation between load and displacement under backward loading condition

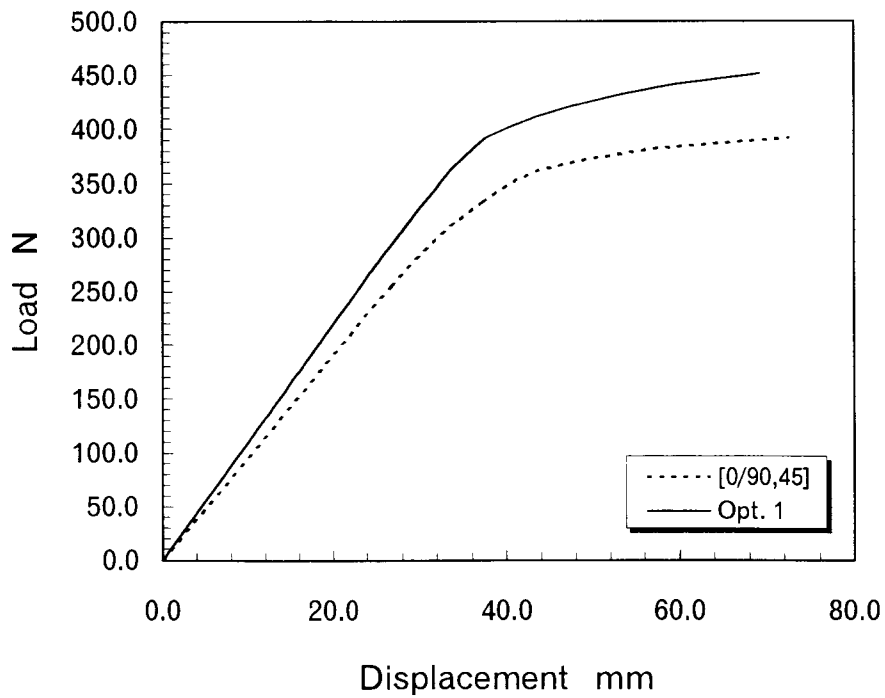


Fig. 5.32 Computational results of relation between load and displacement under in-side loading condition

Table 5.6 Computational results of loads for initial fracture point and breaking point

	Laminate	Load at initial fracture point (N)	Displacement at initial fracture point (mm)	Load at breaking point (N)
Backward loading condition	[45]	686	4.21	1323
	[0/90]	833	4.09	1568
	[0/90,45]	1029	4.11	1862
	Opt. 1	1078	3.96	2058
	Opt. 2	1176	4.56	1960
In-side loading condition	[45]	176	22.68	323
	[0/90]	196	24.01	343
	[0/90,45]	186	19.52	343
	Opt. 1	245	22.36	412
	Opt. 3	255	26.25	412

5.5 結 言

開発システムの実構造物への適用を図るため、CFRP積層材料を使用して製作した自動車構造部材であるセンターピラーを取り上げ、その力学的挙動解析と最適積層構成の決定を行った。センターピラーをシェル要素を用いてモデル化を行い、本研究で開発した物性値算出システムにより同定した材料物性値を用いて解析を行った。力学的挙動解析では、前、後、車内、車外の4方向の負荷に対し、各部での変位量や剛性低下並びに破壊進展状態の調査を行い、静的破壊試験との比較を行った。その結果、各荷重方向に対して良く一致した結果が得られ、解析モデルと物性値評価手法の妥当性が示せたと考える。

次いで、繊維配向角と積層構成を考慮し、さらに性能の良い積層材料を決定するため、思考型有限要素法の実構造物への適用を試みた。思考型有限要素法により決定された繊維配向角構成による解析結果は、一般に最良とされている疑似等方性材よりも各荷重方向に対して初期破壊荷重が上昇し、提案手法の実構造物への適用性が明らかになったと考える。

第 6 章 結 論

複合材料は異方性の特性を有し、その構造解析には有限要素法が有利で、また、最適化の実用化には有限要素法などの構造解析が必要である。構造解析を行う上で弾性係数やポアソン比、強度値などの材料物性値を入力する必要があるが、特に、複合材料の物性値決定は、異方性などのパラメータの多様性から非常に複雑で、材料試験などから入力に必要な材料物性値をすべて求めるのは不経済であり不可能に近い。したがって、複合材料の物性値入力に着目したプリプロセッサの開発は、実用性という観点から非常に重要であると考えられる。また、複合材料の最適化は、材料最適化としての物性値の決定から板厚、形状、繊維配向角構成などに至るまで最適化のパラメータは多様性があり非常に複雑で、容易に最適化を行えないのが現状である。そのようなことから積層順序の決定は、製作者や設計者の勘に頼るのがほとんどであった。そこで、本研究では、複合材料設計のための構造解析システムを構築し、材料最適化からこれらの積層順序や材料選定の問題を解決するだけでなく、価格や重量などほかの設計変数も考慮することができる手法の提案とプログラム開発を行った。開発システムは、有限要素法に AI（人工知能）的要素を取り入れ、その最適解を得るところに特徴がある。以下に、各章ごとに得られた知見について記述する。

第 2 章では、異方性理論に基づいた複合材料の力学的特性を示すと共に、繊維強化材の物性値算出法と物性値算出システムについて記述した。有限要素解析のための開発システムの主な機能をまとめると、次のようになる。

- 1) 材料物性値をデータベース化することができ、必要に応じて参照、解析データとして利用することができ、また、汎用解析コードへの物性値入力が可能である。
- 2) データベースに登録するための基本物性値は、繊維及び樹脂の種類や繊維含有率を決定すれば、強化繊維形態に対する弾性係数や強度などの材料物性値を求めることができる。
- 3) データベース化された材料を任意に積層することにより、新たな積層材料物性値を容易に求めることができる。
- 4) 材料試験データから弾性係数や非線形物性値等のパラメータを自動的に算出することができる。

その結果、開発システムにより、二次元モデル及び三次元モデルに対するラミナの材料物性値入力が容易に行え、構造物に発生する応力や変形に及ぼす材料の差異や含有率変化による影響を容易に調査でき、複合材料設計に柔軟に対応できるものとする。本システムは、面倒であった実験データからの非線形パラメータ設定が容易にしかも迅速に行え、材料物性値同定作業にも効果を発揮できるものとする。それに伴い、試作や模型実験に要する期間と費用等を大幅に削減することができ、製品のコストダウンを図ることが可能となるなど、その利点は多いと考える。

第3章では、本研究では、カーボンやガラス繊維等を積層して使用されることが多い複合材料に対して、その構造解析を有限要素法で実施し、応力状態を考慮しながら最適材料を思考選択し、設計目標値を満足する構造を決定する新たな概念に基づく思考型有限要素法プログラムの提案を行い、そのプログラム構築を行った。

思考型有限要素法の適用例として、曲げ荷重のみを受ける積層板と曲げと引張荷重を受ける積層板の解析を行い、自動的に設計目標値を満足する積層構成を決定し得ることを示した。さらに、設計目標値として強度以外に重量、価格を考慮した場合の積層構成の決定手法についても検討を行い、その有用性を示した。

従来の手法と比較して、複合材料設計に対してより汎用性をもたせることができたと考える。また、有限要素法による構造解析を基にした複合材料の最適設計支援システムの構築は、積層材における複雑な材料構成を決定できるだけでなく、設計資料としてすぐに応用できるなどの利点が多いものとする。

第4章では、前章では取り扱うことができなかった繊維強化複合材料の繊維配向角構成を決定するためのシェル要素を用いた思考型有限要素法を提案し、開発プログラムの検討を行った。本手法は、製作可能な繊維配向角を予め設定することが可能で、実製造過程に即した繊維配向角構成を決定できる利点がある。また、繊維配向角構成変更によるF値の変化を推定することにより、次ステップにおける積層板の最大F値が最小となる繊維配向角構成を予測し、繊維配向角構成の変更に対する解析時間の短縮を図った。例として、面圧を受ける境界条件の異なる積層平板と内圧やねじりなどの複合荷重を受ける円筒の繊維配向角構成の決定を行った。開発プログラムは、境界条件や荷重条件、選択材料などを設定することにより、それらの条件に適した繊維配向角構成が従来の有限要素法と同様の取扱いで決定可能であるなど、積層複合材料設計にとって有用な手法と考える。

第5章では、開発システムの実構造物への適用を図るため、CFRP積層材料を

使用して製作した自動車構造部材であるセンターピラーを取り上げ、その力学的挙動解析と最適積層構成の決定を行った。センターピラーをシェル要素を用いてモデル化を行い、本研究で開発した物性値算出システムにより同定した材料物性値を用いて解析を行った。力学的挙動解析では、前、後、車内、車外の4方向の負荷に対し、各部での変位量や剛性低下並びに破壊進展状態の調査を行い、静的破壊試験との比較を行った。その結果、各荷重方向に対して良く一致した結果が得られ、解析モデルと物性値評価手法の妥当性が示せたと考える。

次いで、繊維配向角と積層構成を考慮し、さらに性能の良い積層材料を決定するため、思考型有限要素法の実造物への適用を試みた。思考型有限要素法により決定された繊維配向角構成による解析結果は、一般に最良とされている疑似等方性材よりも各荷重方向に対して初期破壊荷重が上昇し、提案手法の実造物への適用性が明らかになったと考える。

謝 辞

本研究は、大阪大学 工学部 生産加工工学科 座古 勝 教授の御指導と御教示のもとに遂行し得たものであります。そのことをここに記し、心より感謝の意を表します。座古教授の公私にわたる御導きは、著者にとりまして無類の幸福であります。

また、本論文の作成にあたり、大阪大学 工学部 生産加工工学科 向井喜彦 教授、豊田政男 教授、小林紘二郎 教授、産業機械工学科 久保司郎 教授により有益な御助言と御討論を賜りました。ここに厚く謝意を申し上げます。

本研究を進めるにあたり、良き先輩として有益な御助言、御指導ならびに暖かい御激励を下さいました三重大学 教育学部 技術科 松本金矢 助教授に厚く御礼申し上げます。

さらに、CFRP製センターピラーの試作、実験の遂行にあたっては、三菱自動車工業(株) 後呂 学 氏の御協力を頂きました。また、物性値算出システム開発の遂行に際し、石川島汎用機械(株) 日比野 真 氏(元 三重大学 大学院 教育学研究科 技術専攻)には、多大な御支援、御協力を得ました。このことをここに記し、これらの方々に厚く御礼申し上げます。

最後に、論文作成において、多大な御支援を頂いた大阪大学 工学部 生産加工工学科 高野直樹 助手をはじめ、座古研究室の皆様我心から感謝します。

参考文献

- [1] 植村益次, 井山向史, 福永久雄, 生田義光, 守田正弘, CFRP ロケットモーターの開発研究, 東京大学宇宙航空研究所報告, 15, 4 (1979), 821
- [2] S. W. Tsai and V. D. Azzi, Strength of Laminated Composite Materials, AIAA Journal, 4, 2 (1966), 296
- [3] C. Zweben, Tensile Failure of Fiber Composites, AIAA Journal, 6, 12 (1968), 2325
- [4] 小林 昭, フィラメント・ワインディング材料の力学的特性のひずみ速度感性に関する粘弾性的検討, 東京大学宇宙航空研究所報告, 4, 3 (1968), 422
- [5] 植村益次, 山脇弘一, 阿部慎蔵, 井山向史, フィラメント・ワインディング材の剛性について, 東京大学宇宙航空研究所報告, 4, 3 (1968), 448
- [6] 山脇弘一, 植村益次, 一方向強化材と多層積層複合材の弾性常数の一解析, 東京大学宇宙航空研究所報告, 7, 2 (1971), 315
- [7] A. H. Puppo and H. A. Evenson, Strength of Anisotropic Materials under Combined Stresses, AIAA Journal, 10, 4 (1972), 468
- [8] C. I. Chang and H. D. Conway, Stresses in a Fiber-Reinforced Elastic Sheet Containing a Circular Hole, AIAA Journal, 11, 6 (1973), 806
- [9] 福田 博, 河田幸三, 不完全加工複合材料の破壊, 東京大学宇宙航空研究所報告, 10, 3 (1974), 464
- [10] 福田 博, 河田幸三, 短繊維複合材料の成形条件と剛性, 東京大学宇宙航空研究所報告, 10, 3 (1974), 471
- [11] 福田 博, 河田幸三, 短繊維理想成形複合材料の内部応力, 東京大学宇宙航空研究所報告, 10, 3 (1974), 491
- [12] 植村益次, 山田直樹, 炭素繊維強化プラスチック材の弾性係数, 材料, 24, 257 (1975), 156
- [13] 植村益次, 井山向史, 山口芳子, ランダム繊維強化複合材料の弾性係数, 東京大学宇宙航空研究所報告, 12, 4 (1976), 815
- [14] A. Rotem and Z. Hashin, Fatigue Failure of Angle Ply Laminates, AIAA Journal, 14, 7 (1976), 868
- [15] R. M. Tones, Stress-Strain Relations for Materials with Different Moduli in Tension and Compression, AIAA Journal, 15, 1 (1977), 16
- [16] 藤井太一, 座古 勝, 複合材料の破壊と力学, (1978), 実教出版(株)
- [17] 前川善一郎, 三次元強化複合材料, 材料, 38, 427 (1989), 451

- [18] 土方明躬, 森 顯伸, 福多健二, 三次元複合材料の弾性常数と強度, 日本複合材料学会誌, 19, 1 (1993), 8
- [19] M. J. Turner, R. W. Clough, H. C. Martin and L. T. Topp, Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures, *Journal of the Aeronautical Science*, 23, 9 (1956), 805
- [20] J. H. Argyris and S. Kelsey, *Energy Theorems and Structural Analysis*, Butterworth, London, (1960)
- [21] O. C. Zienkiewicz and G. S. Holister, *Stress Analysis*, Wiley, New York, (1965)
- [22] J. S. Archer, Consistent Matrix Formulation for Structural Analysis using Finite-Element Techniques, *AIAA Journal*, 3, 10 (1965), 1910
- [23] E. R. A. Oliveria, Theoretical Foundation of the Finite Element Method, *International Journal of Solid and Structure*, 4, (1968), 929
- [24] O. C. Zienkiewicz, *The Finite Element Method in Engineering Science*, (1967), McGraw-Hill
- [25] B. M. Irons and O. C. Zienkiewicz, *The Isoparametric Finite Element System a new Concept in Finite Element Analysis*, Royal Aeronautical Society, London, (1968)
- [26] I. Ergatoudis, B. M. Irons and O. C. Zienkiewicz, Curved, Isoparametric, "Quadrilateral" Elements for Finite Element Analysis, *International Journal of Solids and Structures*, 4, (1968), 31
- [27] C. A. Felippa, Refined Finite Element Analysis of Linear and Non-Linear Two-Dimensional Structure, Report UC SESM 66-22, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, (1966)
- [28] J. G. Ergatoudis, B. M. Irons and O. C. Zienkiewicz, Three-Dimensional Analysis of Arch Dams and their Foundation, Symposium on Arch Dams, Institute of Civil Engineering, London, (1968)
- [29] R. W. Clough and C. P. Johnson, A Finite Element Approximation for the Analysis of Thin Shells, *International Journal of Solids and Structures*, 4, (1968), 43
- [30] L. R. Herrmann, A Finite-Element Analysis for Thin Shells, *AIAA Journal*, 6, 10 (1968), 1842
- [31] R. M. Richard, Finite Element Analysis of Inelastic Structures, *AIAA Journal*, 7, 3 (1969), 432
- [32] D. W. Murray and E. L. Wilson, Finite Element Postbuckling Analysis of Thin Elastic Plates, *AIAA Journal*, 7, 10 (1969), 1915
- [33] R. W. H. Wu and E. A. Witmer, Finite-Element Analysis of Large Elastic Transient Deformations of Simple Structures, *AIAA Journal*, 9, 9 (1971), 1719
- [34] J. T. Oden and L. C. Wellford Jr., Analysis of Flow of Viscous Fluids by the Finite-Element Method, *AIAA Journal*, 10, 12 (1973), 715
- [35] O. C. Zienkiewicz, Computational Mechanics Today, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 34, (1992), 9

- [36] 浅野直輝 , マイクロコンピュータによる有限要素解析のための能率的な計算法 , 日本機械学会論文集 (A 編) , 52, 484 (1986), 2668
- [37] 浅野直輝 , メモリ領域分割法導入のブロック・ウェーブ・フロント LDU 分解法によるパーソナルコンピュータ用有限要素法 , 日本機械学会論文集 (A 編) , 56, 527 (1990), 1685
- [38] 浅野直輝 , 高嶋正人 , マイクロコンピュータによる三次元有限要素解析法 (部分剛性行列とそれらの LDU 分解法) , 日本機械学会論文集 (A 編) , 57, 538 (1991), 1423
- [39] P. Sharifi and E. P. Popou, Nonlinear Finite Element Analysis of Sandwich Shells of Revolution, AIAA Journal, 11, 5 (1973), 715
- [40] S. P. Wanthal and T. Y. Yang, Formulation of Three Simple Triangular Plane Stress Anisotropic Finite Elements for a Microcomputer, Journal of Composite Materials, 22, (1988), 1060
- [41] A. Ghazal, S. Aivazzadeh, G. Verchery, D. Chu, Finite Element Aided Design of Laminated and Sandwich Plates (FEAD-LASP), Composite Materials Design and Analysis, (1990), 201, Computational Mechanics Publications
- [42] S. P. Wanthal and H. T. Y. Yang, Three-Dimensional Finite Element Formulations for Laminated Plates, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 10, (1991), 330
- [43] J. Fish and S. Markolefas, The S-Version of the Finite Element Method for Multilayer Laminates, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 33, (1992), 1081
- [44] J. Daoust, FEMAC, a Finite Element Program for Microcomputers and Composites, Composite Materials Design and Analysis, (1990), 475, Computational Mechanics Publications
- [45] 鈴木浩平 , 松本金矢 , 座古 勝 , パーソナルコンピュータ用の対称積層構造材の振動特性解析法の研究 , 日本機械学会論文集 (C 編) , 55, 511 (1989), 533
- [46] 鈴木浩平 , 松本金矢 , 対称積層構造材の振動特性解析法の研究 , 日本機械学会論文集 (C 編) , 56, 532 (1990), 3167
- [47] 鈴木浩平 , 松本金矢 , 小林 朗 , 対称積層構造材の振動特性解析法の研究 (CFRP 円筒シェルの加振実験) , 日本機械学会論文集 (C 編) , 57, 536 (1991), 1107
- [48] M. P. Rossow and J. E. Taylor, A Finite Element Method for the Optimal Design of Variable Thickness Sheets, AIAA Journal, 11, 11 (1973), 1566
- [49] 山崎光悦 , アイソパラメトリック曲面シェル要素の設計感度解析法 , 日本機械学会論文集 (A 編) , 57, 537 (1991), 1244
- [50] 畔上秀幸 , 領域最適化問題の一解法 , 日本機械学会論文集 (A 編) , 60, 574 (1994), 1479
- [51] 畔上秀幸 , 呉 志強 , 線形弾性問題における領域最適化解析 , 日本機械学会論文集 (A 編) , 60, 578 (1994), 2312

- [52] 下田昌利, 呉 志強, 畔上秀幸, 桜井俊明, 汎用 FEM コードを利用した領域最適化問題の数値解析法(力法によるアプローチ), 日本機械学会論文集(A編), 60, 578 (1994), 2418
- [53] 金子康智, 藤田勝久, 間瀬正隆, 鈴木 浩, 三笠武則, 感度解析を利用したタービン翼根・翼溝の最適形状設計, 日本機械学会論文集(A編), 57, 536 (1991), 1011
- [54] 山崎光悦, 渋谷和弘, 弾塑性体の設計感度解析法と形状最適化への応用, 日本機械学会論文集(A編), 60, 576 (1994), 1892
- [55] 多田幸生, 松本隆一, 有西達哉, 信頼性を考慮する2次元連続体の最適設計, 日本機械学会論文集(A編), 57, 541 (1991), 2149
- [56] J. J. Hopfield, Neural Networks and Physical Systems with Emergent Collective Computational Abilities, Proceeding of the National Academy of Sciences, USA 79, (1982), 2554
- [57] G. E. Hinton and T. J. Sejnowski, Optimal Perceptual Interface, In Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition, (1983), 448
- [58] D. H. Ackley, G. E. Hinton and T. J. Sejnowski, A Learning Algorithm for Boltzmann Machines, Cognitive Science, 9, (1985), 147
- [59] 邊 吾一, 西 恭一, ニューラルネットのCFRP弾性係数設計への応用, 日本機械学会論文集(A編), 58, 548 (1992), 539
- [60] 尾田十八, 水上孝之, ニューラルネットワークによるトラス構造物の最適設計, 日本機械学会論文集(A編), 59, 557 (1993), 273
- [61] 尾田十八, 岡田裕康, ニューラルネットワークによる不静定トラスの最適設計, 日本機械学会論文集(A編), 60, 577 (1994), 2163
- [62] J. Holland, Adaptation in Natural and Artificial Systems, The University of Michigan Press, (1975)
- [63] D. E. Goldberg, Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning, (1989), Addison-Wesley
- [64] 坂本二郎, 尾田十八, 遺伝的アルゴリズムを利用した最適トラス形態決定法, 日本機械学会論文集(A編), 59, 562 (1993), 1568
- [65] 中西康彦, 中桐 滋, 境界輪体と遺伝的アルゴリズムによるラーメン構造のトポロジー最適化, 日本機械学会論文集(A編), 60, 577 (1994), 2157
- [66] 赤木新介, 藤田喜久雄, オブジェクト指向に基づく設計エキスパートシステムの研究, 日本機械学会論文集(C編), 54, 500 (1988), 1017
- [67] 赤木新介, 鷲津俊和, オブジェクト指向による配管設計エキスパートシステムの研究, 日本機械学会論文集(C編), 55, 520 (1989), 3087
- [68] 赤木新介, 藤田喜久雄, 制約指向に基づく基本配置設計支援システムの研究, 日本機械学会論文集(A編), 56, 528 (1990), 2294

- [69] 工藤道治, 中桐 滋, 知識情報処理に基づく構造設計解析支援システムの研究, 日本機械学会論文集 (A 編), 55, 513 (1989), 1224
- [70] 三木光範, 最適材料設計, 材料, 38, 425 (1989), 193
- [71] 三木光範, 杉山吉彦, 桜井健司, 繊維複合材料平板の最大曲げ剛性設計, 材料, 39, 438 (1990), 236
- [72] B. Qian, R. Reiss, W. Aung, The Maximum Stiffness Design of Rectangular Symmetric Angle-Ply Laminates, Composite Materials Design and Analysis, (1990), 451, Computational Mechanics Publications
- [73] H. Fukunaga, G. N. Vanderplaats, Optimum Design of Laminated Composite Structure, Composite Materials Design and Analysis, (1990), 493, Computational Mechanics Publications
- [74] 三木光範, 杉山吉彦, 桜井健司, 面内に軸圧縮荷重を受ける繊維強化複合材料積層板の最適設計, 材料, 40, 450 (1991), 308
- [75] 大貫正秀, 山口哲男, 三木光範, 室津義定, 構造的非対称積層を有する複合材料パイプのたわみが生じない条件について, 日本機械学会論文集 (A 編), 60, 570 (1994), 467
- [76] 薄 一平, 多方向積層板の強度特性と最適設計, 日本機械学会論文集 (A 編), 55, 516 (1989), 1892
- [77] M. Miki and Y. Sugiyama, Optimum Design of Laminated Composite Plates Using Lamination Parameters, AIAA, (1991), 275
- [78] 三木光範, 室津義定, 田中哲雄, 邵 暁文, 複合材料の最適設計への信頼性概念の適用, 材料, 39, 436 (1990), 32
- [79] M. Miki, Y. Murotsu and T. Tanaka, Optimum Fiber Angle of Unidirectional Composites for Load with Variations, AIAA, (1990), 1333
- [80] S. Shao, M. Miki and Y. Murotsu, Optimum Fiber Orientation Angle of Multiaxially Laminated Composite Based on Reliability, AIAA, (1991), 1280
- [81] M. Miki, Y. Murotsu, N. Murayama and T. Tanaka, Application of Lamination Parameters to the Reliability-Based Stiffness Design of Fibrous Laminated Composites, AIAA, (1992), 463
- [82] 三木光範, 杉山吉彦, 坂本慎介, 内接楕円体法による複合材料積層板の最適信頼性設計, 日本機械学会論文集 (A 編), 59, 564 (1993), 1993
- [83] 邵 暁文, 三木光範, 室津義定, 信頼性に基づく繊維強化複合材料積層平板の最適設計, 日本機械学会論文集 (A 編), 57, 541 (1991), 2166
- [84] 三木光範, 杉山吉彦, 内田雄治, オブジェクト指向によるはりの変形解析, 日本機械学会論文集 (A 編), 57, 541 (1991), 2154
- [85] 三木光範, 杉山吉彦, 内田雄治, オブジェクト指向によるトラス構造解析, 日本機械学会論文集 (A 編), 57, 541 (1991), 2160

- [86] 笹田直伸, 轟 章, 三木光範, 複合材料積層板の剛性最適化エキスパートシステムの開発, 日本機械学会論文集 (A 編), 58, 551 (1992), 173
- [87] 轟 章, 渡辺 究, 小林英男, 中村春夫, 複合材料積層複合剛性のオブジェクト指向有限要素法を用いた最適化, 日本機械学会論文集 (A 編), 60, 571 (1994), 860
- [88] 轟 章, 渡辺 究, 小林英男, 複合材料積層板応力集中構造部の剛性最適化への遺伝的アルゴリズムの適用, 日本機械学会論文集 (A 編), 60, 573 (1994), 1266
- [89] C. C. Chamis, Simplified Composite Micromechanics for Predicting Microstresses, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 6, (1987), 268
- [90] B. W. Rosen, Mechanics of Composite Strengthening, Fiber Composite Materials, ASM 72, (1965), 75
- [91] 平井恒夫, 吉田治夫, FRP の成形条件と機械的特性の関係 (強化プラスチック部門委員会研究報告), 材料, 23, 254 (1974), 954
- [92] 藤井太一, 座古 勝, 三次元粘弾塑性モデルによる複合材料の力学的挙動に関する研究, 日本機械学会論文集 (第 1 部), 39, 320 (1973), 1175
- [93] O. Hoffman, The Brittle Strength of Orthotropic Materials, Journal of Composite Materials, 1, (1967), 200

発表論文

I. 本論文に関連した発表論文

- 1) 座古 勝, 辻上哲也, パソコンによる複合材料の応力解析プログラム開発, 材料, 39, 438 (1990), 242
- 2) 座古 勝, 辻上哲也, 思考型有限要素法による複合材料設計 (その1 破壊則を基にした積層構成の決定), 材料, 40, 450 (1991), 303
- 3) 座古 勝, 辻上哲也, 思考型有限要素法による複合材料設計 (強度, 重量を考慮した積層構成の決定), 日本機械学会論文集 (A編), 57, 541 (1991), 2173
- 4) 座古 勝, 辻上哲也, 日比野真, 市川昌弘, 植村益次, 複合材料構造設計システムの開発, 強化プラスチック, 38, 2 (1992), 47
- 5) 座古 勝, 辻上哲也, 思考型有限要素法による複合材料設計 (その2 強度, 重量, 価格を考慮した場合), 材料, 41, 468 (1992), 1440
- 6) M. Zako, T. Tsujikami, On a Personal Computer Program of Three Dimensional FEM for Composites, Proceedings of the Thirty-Sixth Japan Congress on Materials Research, (1993), 199
- 7) M. Zako, T. Tsujikami, Development of a Computer Program for the Design of Composite Structures, Current Japanese Materials Research, 12, (1994), 195
- 8) M. Zako, T. Tsujikami, N. Takano, M. Uemura, M. Ichikawa, T. Hirata, Development of Expert System of Three-Dimensional Structural Analysis for Composites, Proceedings of the Thirty-Eighth Japan Congress on Materials Research, (1995), 170
- 9) M. Zako, T. Tsujikami, Three-Dimensional Intelligent Finite Element Method for Design of Composite Structures, Proceedings of the Thirty-Eighth Japan Congress on Materials Research, (1995), 175
- 10) 座古 勝, 辻上哲也, 複合材構造設計のための3次元思考型有限要素法 - シェル要素による対称積層材料設計 -, 材料, 44, 502 (1995), 916

II. その他の発表論文

- 1) 座古 勝, 辻上哲也, 吉沢弘之, 複合材料の疲労寿命推定法 - 引張りモードを基にした場合 -, 材料, 39, 441 (1990), 701
- 2) 座古 勝, 辻上哲也, 複合材料構造物の崩壊シミュレーションプログラムの開発, 材料, 42, 474 (1993), 250

- 3) M. Zako, T. Tsujikami, H. Fukuyoshi, On Fracture Simulation of Concrete Reinforced by FRP, Proceedings of the Thirty–Seventh Japan Congress on Materials Research, (1994), 180
- 4) M. Zako, T. Tsujikami, T. Tsumura, Development of Finite Element Method Considered an Anisotropic Damaged State for Composite Materials, Proceedings of the Thirty–Seventh Japan Congress on Materials Research, (1994), 174
- 5) 座古 勝, 辻上哲也, 津村卓也, 損傷異方性を考慮した複合材料用有限要素法の開発, 材料, 43, 486 (1994), 265
- 6) 座古 勝, 辻上哲也, 上辻靖智, 複合材料の三次元熱応力解析, 材料, 43, 487 (1994), 402
- 7) 松本金矢, 座古 勝, 横山敦士, 辻上哲也, 積層複合材料の非定常熱伝導解析法に関する研究, 日本機械学会論文集 (A 編), 60, 573 (1994), 1250
- 8) 座古 勝, 辻上哲也, 積層複合材料の層間はく離シミュレーションプログラムの開発, 材料, 43, 489 (1994), 684
- 9) 座古 勝, 辻上哲也, FRPにより表面補強されたセメントモルタル材の破壊挙動シミュレーション, 材料, 44, 498 (1995), 327
- 10) M. Zako, T. Tsujikami, N. Takano, T. Tsumura, Development of Three–Dimensional Finite Element Method for Composite Materials based on Damage Mechanics, Proceedings of the Thirty–Eighth Japan Congress on Materials Research, (1995), 157
- 11) M. Zako, N. Takano, T. Tsujikami, Y. Uetsuji, A Proposition for Fracture Behavior Analysis of Composites, Proceedings of the Thirty–Eighth Japan Congress on Materials Research, (1995), 163
- 12) 座古 勝, 辻上哲也, 北村貴典, 積層複合材料構造物 3 次元応力解析手法の一提案, 材料, 44, 499 (1995), 390
- 13) 座古 勝, 松本金矢, 横山敦士, 辻上哲也, 坂田誠一郎, 最適設計手法の提案とコンピュータプログラムの開発, 材料, 44, 499 (1995), 395
- 14) 座古 勝, 辻上哲也, 高野直樹, 津村卓也, 損傷力学に基づく複合材料用 3 次元有限要素法の開発, 材料, 44, 502 (1995), 921