

軸圧壊を受ける CFRP コルゲート構造の応答曲面
数理モデルを用いた設計法に関する研究

五 味 哲 也

論文目次

第1章 背景と目的	1
1.1 本研究の背景	1
1.2 車体部品の衝突エネルギー吸収における主な変形モードの種類	1
1.3 構造部材における複合材料の設計方法	23
1.4 研究対象とする構造	24
1.5 研究の目的	27
1.6 本論文の構成	27
第2章 準静的試験と解析	28
2.1 試験体の製法と材料選定	28
2.2 準静的圧縮試験	33
2.3 準静的軸圧縮試験の結果	34
2.4 解析と考察	37
2.5 結言	46
第3章 動的落錘試験と解析	48
3.1 動的高速落錘試験	48
3.2 動的高速落錘試験の解析と考察	57
3.3 動的低速落錘試験の解析と考察	63
3.4 結言	69
第4章 準静的と動的の比較解析と考察	70
4.1 Progressive crushing モードの発生荷重の理論式	70
4.2 結言	81
第5章 本研究の成果	82
5.1 工学的な価値	82
5.2 産業的な価値	86
第6章 本研究の利用方法	88
6.1 応答曲面モデルを用いた設計手法	88
第7章 結言	92

Study on design method using response surface mathematical model for CFRP corrugated structure under axial crushing

Tetsuya Gomi

The development of a carbon-fiber-reinforced plastic (CFRP) part is carried out by utilizing many experimental results in deciding the design. For this reason, the development period of a CFRP structure is long and an obstacle for commercialization. In this paper, multiple regression analysis is used to derive a response surface that estimates the generated load using the shape parameters of a corrugated collision energy absorbing structure to shorten the development period. To obtain the response surface, we conducted a quasistatic crushing experiment by using the length of linear portions (pitch) and the number of stacks (thickness) of a corrugated shape as parameters. When progressive crushing mode is observed, specific energy absorption (SEA) decreases with the increase in pitch, and increases with the increase in the number of stacks. To discuss how energy absorption efficiency changes, a comparison examination is conducted using the derived response surfaces. Results indicate that specifications with high energy absorption efficiency can be accurately selected using the response surface of primary expression. In addition, differences in deformation mode were due to the influence of the stress at the corner portion of a part. Dynamic testing changed the failure mode and the dynamic mean crushing force decreased by up to 50.1% against the quasi-static mean crushing force. Furthermore, SEA was not statistically significant. However, the dynamic CFL is effective and can be accurately represented by a linear response surface. In the dynamic test, the generated load increased when it fell below 1.93m/s. From this result, it was shown that the area sandwiched between the response surface obtained by the dynamic test and the two planes obtained by the quasi-static test is the design space. This eliminates the need for additional tests within the range of the response surface interpolated by this test. As a result, the decision of specifications for design changes was speeded up. A formula for predicting the mean crushing force of a CFRP corrugated structure subjected to dynamic axial compression was also presented. As a result, even if a new material is proposed, it is possible to predict the generated load based only on the limited coupon test results.

第1章 背景と目的

1.1 本研究の背景

1.1.1 自動車の環境対応における車体構造の課題

地球規模の環境問題に対応するために、CO₂削減の取り組みが継続的に行われている。CO₂排出の約14%を占める運輸部門において、自動車の走行時に排出されるCO₂の低減要求から、電動化や走行抵抗低減が行われている[1-4]。今後適用が拡大する電動車において、電動化に必要な部品重量の増加と走行抵抗低減に対応するために車体の軽量化が検討されている。衝突性能も重要であるので、軽量化と衝突安全性能を考慮した効率の高い構造適用が課題である[5-8]。

衝突安全性能を考慮した軽量化のために、鋼板の高強度化、アルミニウムの適用及び繊維強化プラスチック（Fiber Reinforced Plastic.以下FRP）の適用が検討されている[6-9]。衝突エネルギー吸収を高めるために、鋼板やアルミニウム等の金属材料の場合は、座屈や曲げなどの塑性変形を利用した構造が一般的である。FRPを使用した部品は、マイクロレベルで生じる樹脂と繊維の破壊を利用した構造が一般的である。以下に、衝突時におけるこれら部品の変形及び破壊について概要を述べる。

1.2 車体部品の衝突エネルギー吸収における主な変形モードの種類

1.2.1 金属性チューブの軸圧縮変形

軸方向の圧縮荷重がかけられた円筒やハット型断面構造では、次の3つ異なるモードのいずれかによって変形もしくは破壊する。変形モードはオイラー座屈とシェルの座屈があり、破壊モードは脆性破壊がある。多くの構造部品はシェルの座屈のProgressive foldingと呼ばれる変形モードとなる。ハット型断面構造のProgressive foldingモードの例をFig. 1.1に示す。(a)は、試験前の試験体を示し、(b)は落錘試験後の試験体を示す。本試験はスポット溶接の間隔を30mm一定で接合したハット型断面を、落錘衝突速度を時速50 km/hで軸方向に圧縮した物である。



(a) Specimen before crushing

(b) Specimen after crushing

Figure 1.1 Comparison before and after drop weight impact test

Fig. 1.2 に金属製チューブの変形過程の模式図を示す。折り畳まれた領域は、座屈によってチューブの一端で開始され、変位した S_f の後に 1 つの折り畳み形状が作られる。Fig. 1.3 に荷重-変位線図を示す。変位は負荷終了位置を 100%とした。荷重-変位線図は、2つの領域に分割できる。領域 I では、負荷 F が急速に増加し、最大荷重 F_{max} に達した後に荷重が低下する。領域 II では、連続的に一連の折り目がチューブ内で形成されるため、領域 II 内の平均荷重 F 前後で振動する。尚、領域 I が終了した変位を S_i として、試験終了時の変位を S_b とした。折り畳まれたゾーンはチューブの下に向かって徐々に成長する。この構造は Fig. 1.2 (d)に示すように、折りたたまれた変形部が衝突ストローク内に潰れ残るので、チューブ全長の全てを使って衝突エネルギーを吸収できない。

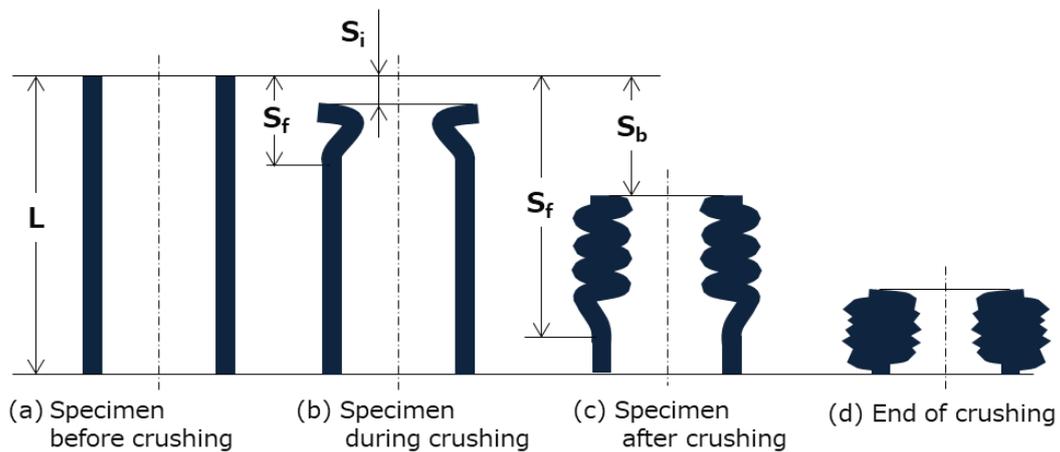


Figure 1.2 Conceptual diagram of shell buckling

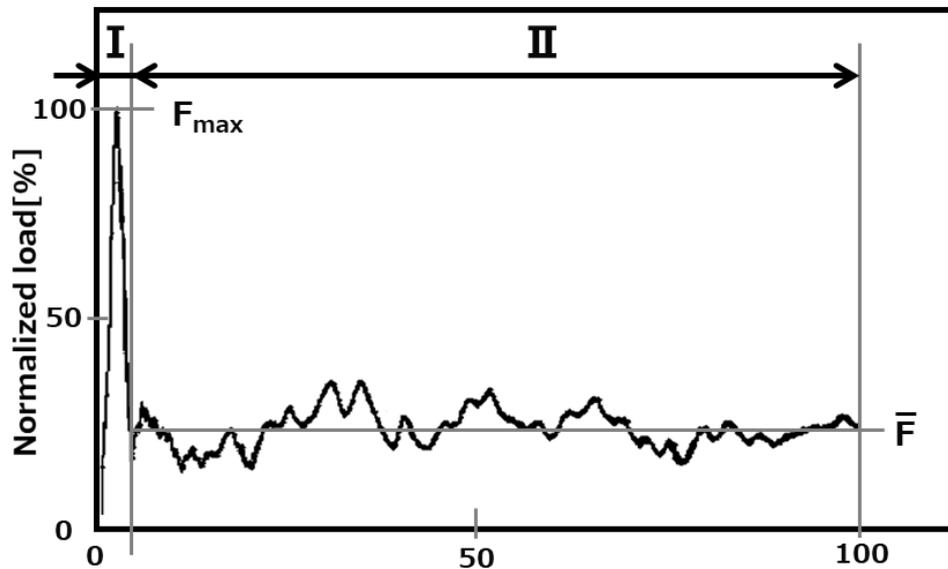


Figure 1.3 Load-Displacement curve of steel structure (Typical)

エネルギー吸収(Energy absorption)は EA として、荷重・変位曲線から得られる総エネルギーは式(1.1)で表される。

$$EA = \int_0^{S_b} F dS \quad (1.1)$$

これには、領域 I の座屈プロセスが含まれるため、これを除いた領域 II でのエネルギー吸収を EA_f として、Progressive folding は領域 II の平均荷重を \bar{F} とすると式(1.2)で表される。

$$EA_f = \int_{S_i}^{S_b} F dS = \bar{F}(S_b - S_i) \quad (1.2)$$

そして、エネルギー吸収構造の効率、 EA_f を発生するのに費やした試験体質量 m で除いた値を比エネルギー吸収 (Specific energy absorption 以降 SEA と表す) と定義して評価する。尚、Progressive folding の場合潰れ残りの質量も含まれる。これは式(1.3)で表される。SEA はエネルギー吸収における質量効率が高ければ大きな値を示す。

$$SEA = \frac{EA_f}{m} \quad (1.3)$$

自動車で利用される高張力鋼板 JSC590R で作られた板厚 1.4 mm, 70 mm x 50 mm のハット断面の SEA は 14.3 J/g であった。近年は Progressive folding の SEA を高めるために、高強度鋼板やアルミニウム等の利用が増加しており、Computer-aided engineering (以降 CAE と表す) を活用した技術開発が行われている[16-19]。山下ら[21]は高張力鋼板を等方硬化材として材料の機械的特性を扱い、準静的及び動的圧壊荷重の実験値と CAE 予測値を比較して同等の特性を示した。高田らの研究によれば、ハット型断面を折りたたむ時に稜線の移動により発生する

Bauschinger 効果を考慮する事で、CAE の予測精度を高めている[22].

1.2.2 金属性チューブの曲げ変形

自動車の衝突エネルギー吸収において、曲げモードも重要である。Fig. 1.4 は客室開口部の断面一覧を示す。Fig. 1.4 に示すように、自動車は閉断面形状で四方を取り囲み客室を構成している。車両側面からの入力力は断面側面方向の入力となり、曲げモードとなる。

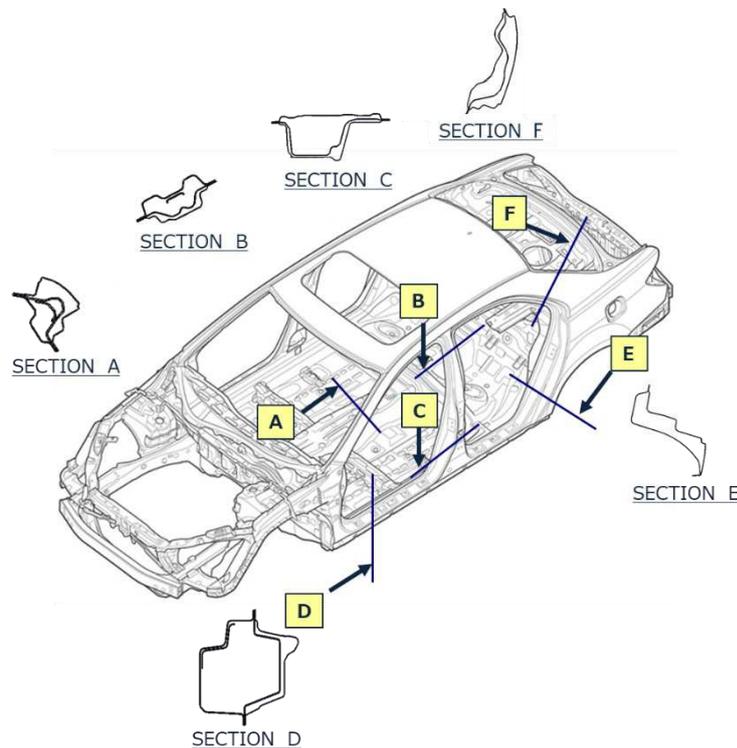


Figure 1.4 Typical cross-sectional structure of a passenger car cabin

曲げモードの円筒や閉断面構造では、曲げ荷重に起因する塑性変形によって衝突エネルギーを吸収する。曲げ変形の初期に発生する荷重が最も高い値を示し、設計において重要な性能目標になる。村瀬らの研究において、薄板ハット断面における軸圧縮荷重と曲げ荷重を比較している。軸圧縮と曲げ変形のピーク荷重を比較すると曲げ変形は軸圧縮の 1/10 まで低下している。この問題に対応するために断面内の充填剤の効果を検証している[23-25]。エネルギー吸収特性において、金属断面内に発泡剤を充填する事による相乗効果は観測されず、構成部材単独のエネルギー吸収量であった。高田らは、高張力鋼板を用いて最大荷重を高めエネルギー吸収を高めている。この研究では、試験と CAE を用いて変形モードと荷重特性を比較し軽量化の効果を検証している [26,27]。富士本らはハット断面における溶接フランジ部のウェルドボンドによる軽量化の効果を検証している。軸圧縮においてウェルドボンドは有効に機能しているが、曲げ変形においてはウェルドボンドの効果は見られなかった[28]。中出らの研究においては、動的三点曲げ試験の最大荷重に影響を及ぼすパラメータについて、軽量化の効果

検証と解析を行っている[29]。試験速度 50 km/h の動的三点曲げ試験において、部材のある点において曲げ変形が始まると、塑性ひずみが集中する事で局部変形モードになり、最大荷重以降は大きく荷重が減少しエネルギー吸収が減少した。試験体の支持点間の距離を 500 mm, 1000 mm, 1500 mm の3水準で検証したが、最大荷重への影響は見られなかった。このことから、曲げ変形における問題点は圧縮応力下における局部変形であるため、高速曲げ試験において支点反力よりも内部エネルギー換算で整理する方が、目標値設定として妥当としている。

これらの先行研究から曲げ破壊によるエネルギー吸収は、軸圧縮よりも効率が低く重量増加の要因になると言える。

1.2.3 FRP 部材の軸圧縮破壊

FRP 製品の軸圧縮破壊では繊維破断や層間剥離などの破壊時に多くのエネルギーを必要とすることから、優れたエネルギー吸収性能を示すことが知られている。特にチューブなどの閉断面構造では連続的に破壊が進行する「Progressive crushing」と呼ばれる形態が知られている[30-38]。Fig. 1.5 に代表的な Progressive crushing の破壊モードの全体図と端部拡大図を示す。Loading plate に接触する断面端部は破壊され、壁面が折り畳まれる事なく進行している。断面端部の破壊モードは、Splaying モードと Fragmentation モードに分類される。これらのモードで層間剥離やせん断曲げ破壊などが起きている。又、断面コーナ部においては表面せん断破壊が起こるなど、複数の破壊モードが組み合わさりエネルギーを吸収している事が観察される。

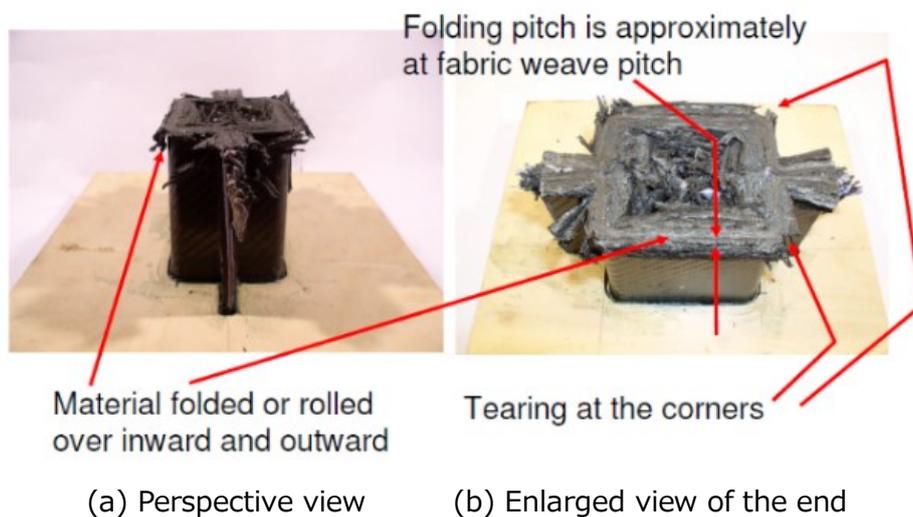


Figure 1.5 Progressive crushing destruction of FRP structure for splaying mode

Fig. 1.6 に Progressive crushing の破壊モードで得られる荷重・変位曲線の典型例を示す。変位は負荷終了位置を 100%とした。領域 I では最大荷重 F_{max} が発生した後に変位 S_i で荷重が低下し、続いて領域 II では連続的に破壊が進行する。Fig. 1.3 に示した Progressive folding モ

ードと比較すると、最大荷重 F_{max} が低く、平均荷重 \bar{F} 前後で小刻みに振動し振幅は小さく安定している。

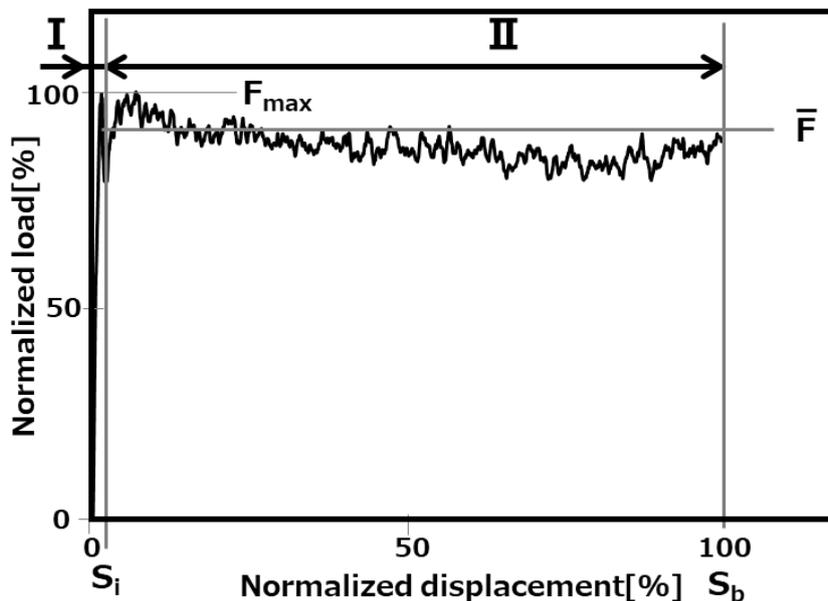


Figure 1.6 Load-displacement curve of FRP structure by splaying mode (Typical)

領域 II を示す Progressive Crushing のエネルギー吸収 EA_p を式(1.4)で表す。

$$EA_c = \int_{S_i}^{S_b} F dS = \bar{F}(S_b - S_i) \quad (1.4)$$

エネルギー吸収特性は Progressive folding と同じだが、変形によりエネルギー吸収する Progressive folding と、破壊によりエネルギー吸収する Progressive Crushing では、完全に物理的な現象が異なる。

1.2.3.1 一方向強化 FRP の破壊モード

一方向強化 FRP の剛性と強度の特性は強い異方性であり、各層の破壊は、繊維の方向に対して加えられた荷重の方向に強く依存する。FRP の破壊は、各層の破壊モードを観察する事で理解できる。Progressive crushing における一方向強化 FRP の主な破壊モードを Fig. 1.7 に示す[39]。

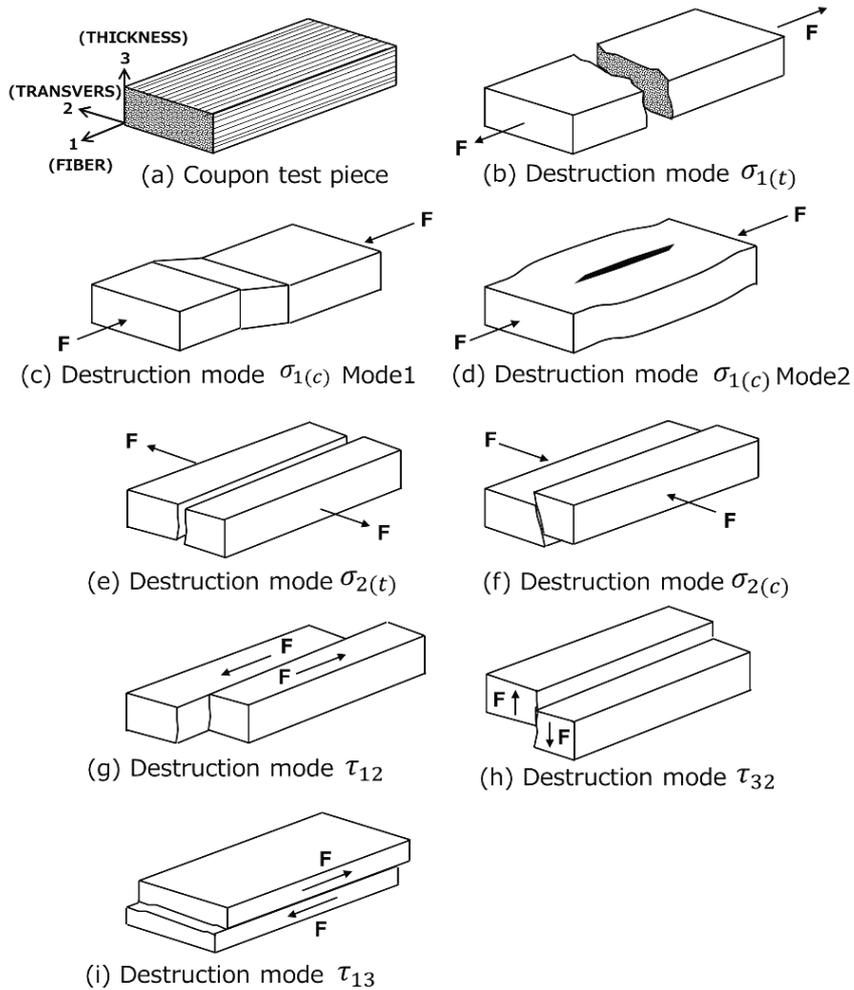


Figure 1.7 Fracture modes of a unidirectional fiber composite lamina[39]

(a)はクーポン試験のテスト前試験片を表し、繊維方向を1、板厚方向を2、幅方向を3として座標を示す。(b)-(i)に代表的な破壊モードを示し、F は入力荷重、 σ は垂直応力、 τ はせん断応力、(t)は張力、(c)は圧縮力を表す。

破壊モードを表す記号の記載ルールを Fig. 1.8 に示す。

Destruction mode	Symbol description
Axis fracture	<p>Type of fracture stress: σ Input direction: 1 Destruction mode: (t)</p>
Shear fracture	<p>Type of fracture stress: τ Input direction: 3 Fracture surface direction: 2</p>

Figure 1.8 Description rules for symbols representing failure modes

軸破壊は破壊応力が垂直応力である事を示す σ を記し，続いて入力方向を示す数字，最後に破壊モードを示す記号（引張を t, 圧縮を c）を記載する．せん断破壊は破壊応力がせん断応力である事を示す τ を記し，続いて入力方向を示す数字，破断面方向を示す数字記載する．これにより破壊モードを表記する．

一方向強化 FRP の破壊は，繊維方向に平行もしくは垂直な圧縮及びせん断による張力で発生する．

1.2.3.2 層間せん断破壊について

FRP の特徴的な破壊モードとして層間せん断破壊がある．層間せん断破壊は繊維と樹脂の界面付近で起こり、応力は τ_{is} と表す．層間せん断応力の測定方法は ASTM D2344 Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates に準拠する．試験は、長さ 30mm、幅 10mm、厚さ 5mm の短冊形の試験片を、20mm 幅で直径 3mm の丸棒を配置し支持して、中央を直径 6mm の丸棒型押し治具を 1.0mm/s の速度で負荷する．試験方法の模式図を Fig. 1.9 に示す．

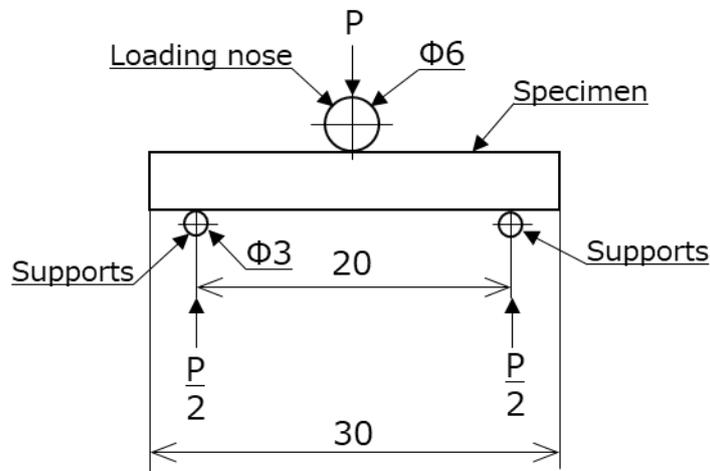


Figure1.9 Horizontal Shear Load Diagram (Flat Laminate)

層間破壊を観察しやすくするために、端面を白く塗装して破壊の様子を観察した。長方形の層間せん断応力は板厚中央が最大となるため、断面中央部にクラックが観察された。Fig. 1.10 に断面中央に層間せん断破壊が発生した試験結果を示す。

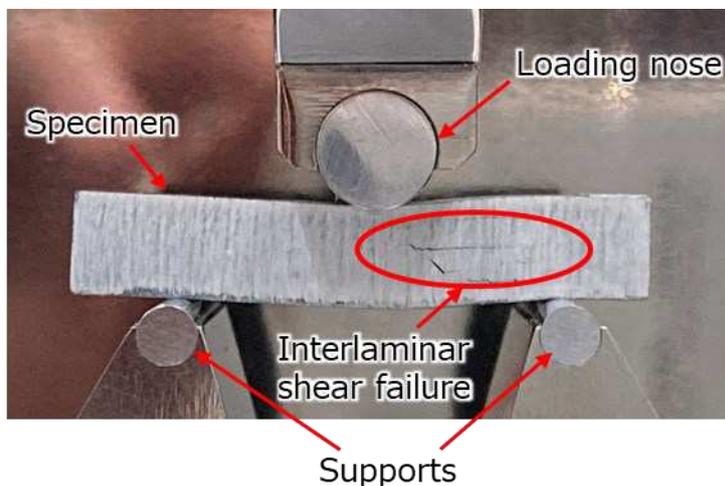


Figure 1.10 Interlaminar shear failure of CFRP

層間せん断応力は表面が0で断面中央が最大になる。長方形の最大せん断応力は平均せん断応力の1.5倍であることから τ_{Max} である τ_{is} は式(1.5)で表される。

$$\tau_{is} = \tau_{Max} = \frac{3}{2} \tau_o = \frac{3P}{4bh} \quad (1.5)$$

ここで τ_o は平均せん断応力を示し、式(1.6)で表せる。

$$\tau_o = \frac{P}{2A} = \frac{P}{2bh} \quad (1.6)$$

ここで A は試験片の断面積を表す。

断面内の応力分布を模式図として Fig. 1.11 に示す。

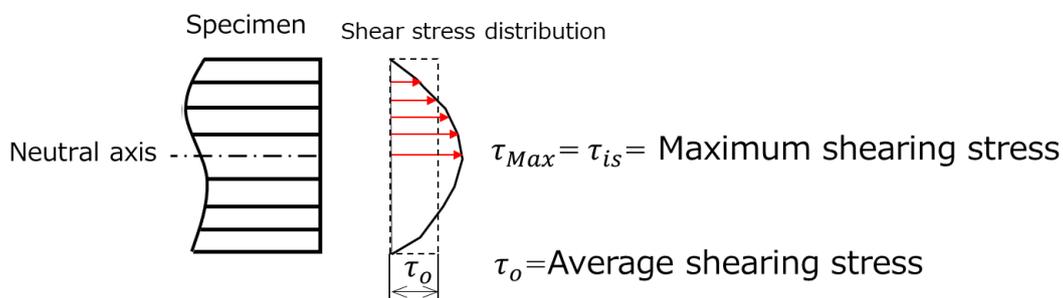


Figure 1.11 Interlaminar shear stress distribution of CFRP cross section

1.2.3.3 トリガ設定と初期破壊モードについて

Fig. 1.6 で示した領域 I の初期破壊を誘起させるためにチューブの先端に「トリガ」と呼ばれるき裂の初期誘導部を設ける事が効果的であるとされている。トリガによって初期に発生する高い荷重が抑制され、繊維と樹脂の破壊が連続的に進行するため、衝突エネルギー吸収を制御する荷重特性として理想的な矩形波となる。よって、CFRP コルゲート型部品の製品形状にトリガを採用する。

トリガ形状については多くの研究がなされており、上田らは V ノッチ形状を[40]、小池らは端末の面取りを行ったチャンファ形状を提案している[41-47]。小池らは、熱可塑ランダム繊維配向の FRP チューブにおけるトリガによるプログ Progressive crushing 誘発までの詳細分析を行った。X 線 CT による観察によれば、複数の Micro crack の発生により Progressive crushing の基礎が形成される事が報告された。Fig. 1.12 にき裂の成長と「くさび」が形成されるまでの経緯を示す。

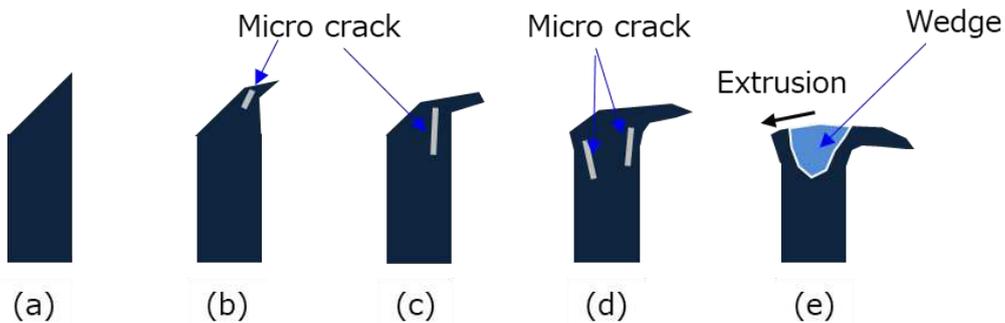


Figure 1.12 Conceptual diagram of trigger crushing

(a)は破壊前のトリガ部イラストで、(b)から(e)に向けて破壊が進行していく。尚、Loading plate は記載していない。(b)では Loading plate がトリガ先端に接触し、層間剥離によるマイクロクラックが派生する。さらに Loading plate が降下して層間剥離が進展しクラックが成長する。その後、断面中立軸を挟んで反対側にマイクロクラックが発生し、「くさび」が形成される。

次にトリガ以降に連続して進行する破壊モードについて示す。

1.2.3.4 Splaying モード

FRP の破壊モードの一つとして Splaying モードが知られている[48-54]. 円筒などの構造体では壁面の内側と外側が向い合う反対方向に反り返りながら葉状の破片を作りながら連続的に進行する. Fig. 1.13 に Splaying モードが発生している試験画像を示す. Fig. 1.13 は静的軸圧縮試験を CFRP 製の円筒を用いて実施したものである.



Figure 1.13 Splaying mode of CFRP tube

Fig. 1.14 に Splaying モードの模式図を示す. トリガの破壊から端を発して, 連続的に葉状の破片が形成されるため, Progressive folding と比較して潰れ残りが少なく衝突ストロークが長く確保できる事が利点である.

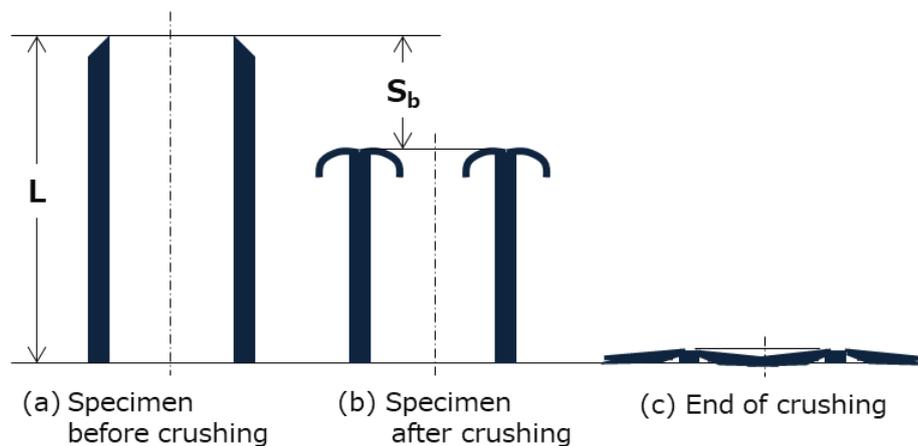


Figure 1.14 Conceptual diagram of splaying mode

Fig. 1.15 に Splaying モードでの破壊された断面図を示す。本図は準静的試験で得られた破壊端部のマクロ写真である。断面中央上部に Wedge が形成され、連続的に Splaying モードが発生している事が観察できる。

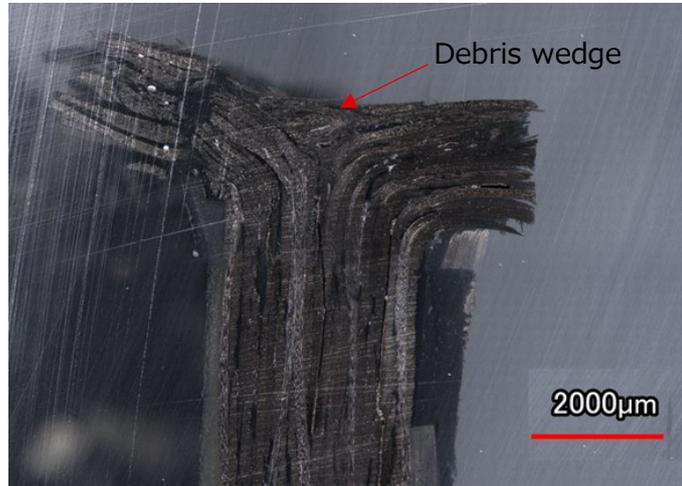
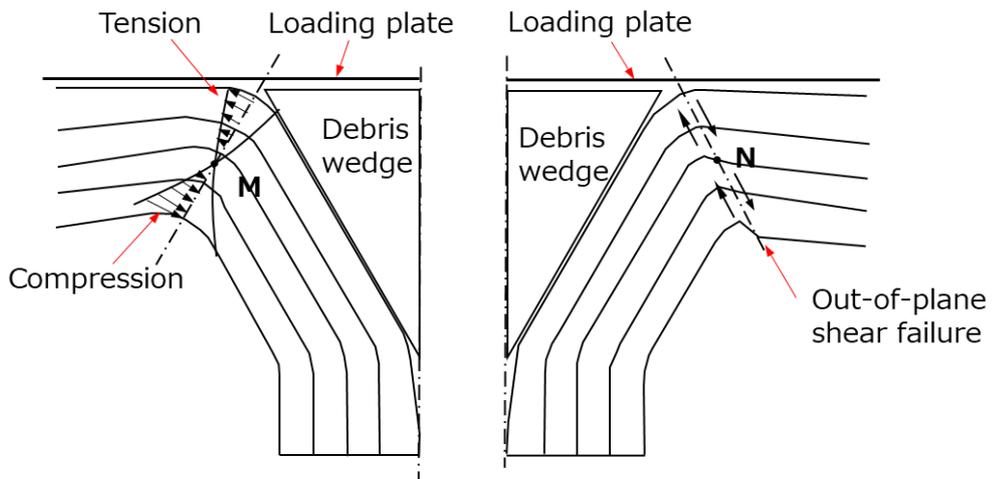


Figure 1.15 macro section of splaying mode

Husseinら[55]の研究によれば、Splaying モードは Crack propagation energy rate、Transverse shearing energy rate および Friction energy rate に分離され、発生荷重が予測できるとしている。

Fu[56]らは CFRP 角柱から直線部とコーナ部を切り出して、要素ごとに静的圧縮試験で破壊モードを観察する「プレスアンドカット」アプローチを提案した。この観察から Debris wedge で引き裂かれた断面の片方は Hussein らが指摘した面外せん断破壊だが、もう片方は層間せん断破壊が発生している事を発見した。Fig. 1.16 に(a)層間せん断破壊と(b)面外せん断破壊の模式図を示す。

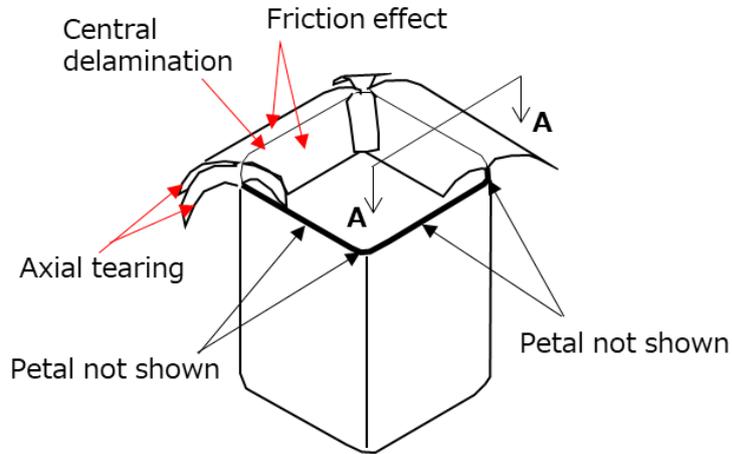


(a) Interlaminar shear failure mode (b) Out-of-plane shear failure mode

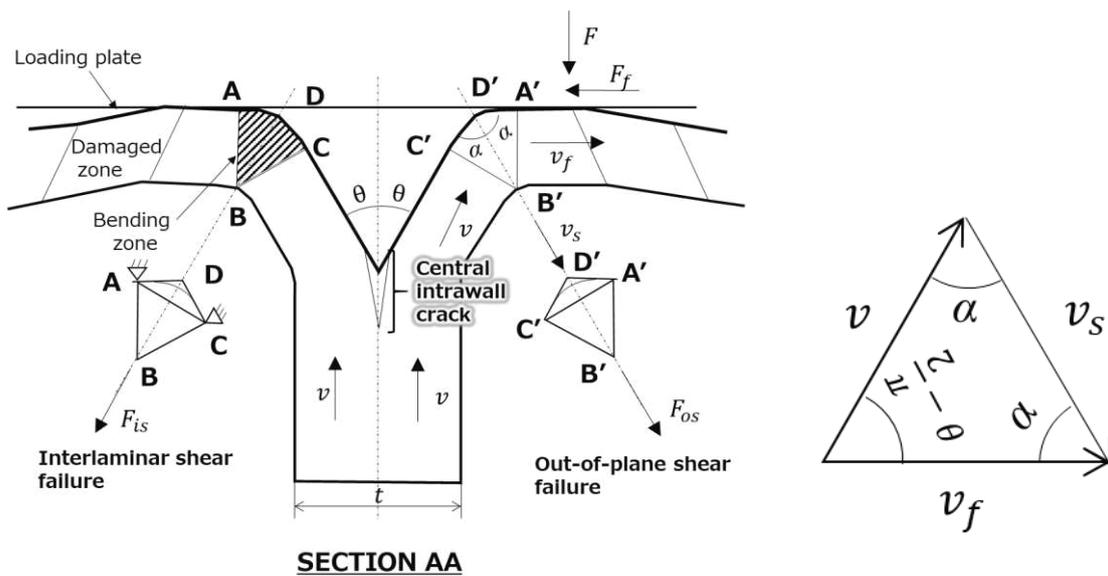
Figure 1.16 Schematic diagram of failure mode [56]

層間せん断破壊で発生する荷重は、ASTM D2344 で規定されるショートビーム 3 点曲げ試験によって得られる層間せん断曲げ強度で求められる。層間せん断破壊は面外せん断破壊よりも荷重が低く約 1/2 の値を示す。よって、層間せん断破壊は発生荷重全体に与える影響が高いため Hussein のモデルを拡張して定式化した。

さらに F_u らは、コーナ部が引き裂かれて発生する表面せん断荷重が発生荷重全体に影響を与えている事を発見した。表面せん断荷重は、ASTM E399 に準拠した引張試験で求められる層内ひずみエネルギー解放率 G_t に試験で求めたフィッティングファクタ γ を掛けて算出するモデルを提案し、Hussein らの式を拡張して計算精度を高めた。ここでフィッティングファクタ γ は、1 つのコーナあたりに発生する「引き裂き」の数を表し、実験によって引き裂かれる数を求める。Fig. 1.17 に破壊端部の模式図とロードパスの分解図を示す。(a)は Splaying モードで破壊する角チューブの模式図を示す。(b)は Splaying モードが発生している断面の幾何学的な模式図と速度成分を示し、(c)は速度成分の幾何学的な分解図を示す。



a) A schematic diagram of the progressive brittle crushing of a square CFRP tube - splitting of tube walls and cracks at the four corners



(b) Isometric view of one CFRP fragment diagram

(c) Sketch of velocity diagram

Figure 1.17 The schematic of failure mode in the modified analytical model based on the Hussein's and Fu's analytical model [55,56]

ここで、 F は角柱が発生する荷重を表し、 v は Loading plate の移動速度を表す。断面は Debris wedge により断面中央付近で引き裂かれ、 2θ の角度で Loading plate に押し出され 2α で接触する。この時の Loading plate に並行して移動する試験片速度を v_f と表し、せん断力を与える速度を v_s と表す。そして層間せん断荷重を F_{is} 、面外せん断荷重を F_{os} 、Loading plate との摩擦力を F_f と表す。

\dot{w}_f を動摩擦、 \dot{w}_d を断面中央部の層間剥離、 \dot{w}_{os} を面外せん断破壊、 \dot{w}_{is} を層間せん断破壊、 \dot{w}_t をコーナ部の表面せん断のエネルギー率 (Power) とする Loading plate に発生するエネルギー率は式(1.7)で表される[56]。

$$F \cdot v = \dot{w}_f + \dot{w}_d + \dot{w}_{os} + \dot{w}_{is} + \dot{w}_t \quad (1.7)$$

ここで摩擦効果エネルギー率 \dot{w}_f は摩擦係数 μ を使用して式(1.8)で表される。

$$\dot{w}_f = F_f v_f = \mu F v \quad (1.8)$$

\dot{w}_d は式(1.9)で表される。

$$\dot{w}_d = l G_I v \quad (1.9)$$

ここで断面周長を l 、 G_I は Double cantilever beam (以降 DCB と表す) 試験法により得られた層間剥離モード I(開口型)のエネルギー開放率である[57-60]。エネルギー解放率 G は、き裂進展に際して失われるエネルギーを、進展したき裂面の面積で割ったものと定義される。DCB 試験のモード I は、層間に樹脂と接着しないフィルムを入れて模擬的に層間剥離を再現し、割り箸を割るように剥離を開くような力を加える試験である。この試験によって得られたエネルギー開放率を G_I と表す。

τ_{os} は面外せん断応力、 A_s は Loading plate と接触する断面積、 t を板厚、 θ を Debris wedge で引き裂かれた角度の片側半分とすると \dot{w}_{os} は面外せん断荷重 F_{os} により式(1.10)で表される。

$$\dot{w}_{os} = F_{os} v_s = (\tau_{os} A_s) v_s = \frac{\tau_{os} l t \sin(\frac{\pi}{2} + \theta)}{2 \sin^2(\frac{\pi}{2} + \theta)} v \quad (1.10)$$

Debris wedge で引き裂かれた角度 2θ と Loading plate で挟まれた角度 2α とすると接触面積 A_s とせん断速度 v_s は

$$A_s = \frac{lt}{\sin(\alpha)} = \frac{lt}{2 \sin(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2})} \quad (1.11)$$

$$v_s = \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin(\alpha)} v = \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2})} v \quad (1.12)$$

層間せん断エネルギー率は式(1.13)で表される。

$$\dot{w}_{is} = F_{is}v_s = \frac{4}{3}\tau_{is}A_s v_s = \frac{2}{3}\tau_{is}lt \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin^2(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2})} v \quad (1.13)$$

層間せん断応力 τ_{is} は ASTM D2344 で層間せん断荷重 F_{is} と断面積 A_s を用いて定式化されている

$$\tau_{is} = \frac{3 F_{is}}{4 A_s} \quad (1.14)$$

ここで n はコーナの数, γ は 1 つのコーナあたりに発生する引き裂きの数, G_t は ASTM E399 に準拠した引張試験で測定できる層内ひずみエネルギー解放率とすると表面せん断エネルギー率は式(1.15)で表される。

$$\dot{w}_t = n\gamma G_t v \quad (1.15)$$

よって, 角柱の発生荷重は式(1.16)となる。

$$F = \frac{lG_I + n\gamma t G_t + \left(\frac{2}{3}\tau_{is} + \frac{1}{2}\tau_{os}\right) tl \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin^2(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2})}}{1 - \mu} \quad (1.16)$$

式(1.14)は直線部の発生荷重を示す式(1.17)とコーナ部の発生荷重を示す式(1.16)に分けられる。

$$F_{flatline} = \frac{l_{flatline} G_I + \left(\frac{2}{3}\tau_{is} + \frac{1}{2}\tau_{os}\right) t l_{flatline} \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin^2(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2})}}{1 - \mu} \quad (1.17)$$

$$F_{corner} = \frac{l_{corner} G_I + n\gamma t G_t + \left(\frac{2}{3}\tau_{is} + \frac{1}{2}\tau_{os}\right) t l_{corner} \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin^2(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2})}}{1 - \mu} \quad (1.18)$$

この事から発生荷重における直線部の荷重分担比率は Fig. 1.18, コーナ部は Fig. 1.19 で示される。

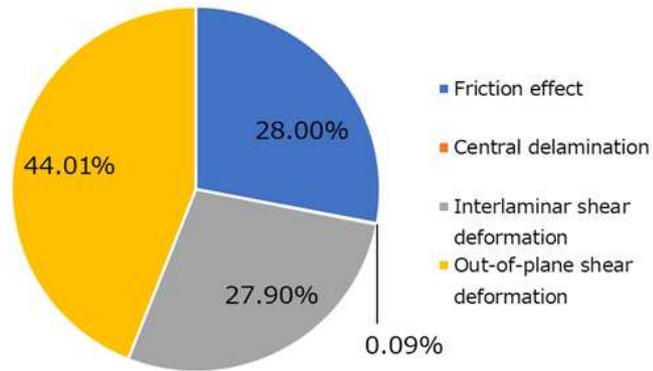


Figure 1.18 The percentage of energy absorbed of 4-flat side tube [56]

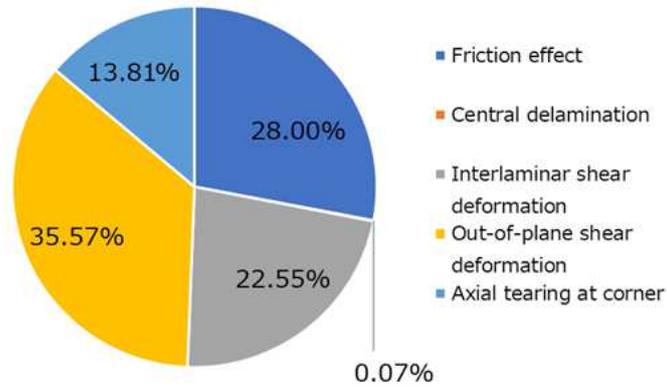


Figure 1.19 The percentage of energy absorbed of 4-corner tube [56]

1.2.3.5 Fragmentation モード

Berry ら[61,62]による研究では荷重方向に配向している繊維に直交する方向に配向した繊維の量的配分をパラメータとして、準静的及び動的圧壊荷重の変化と破壊モードを観察した。Fig. 1.20に準静的圧縮試験（試験速度 4mm/s）の破壊モードのイラストを示す。

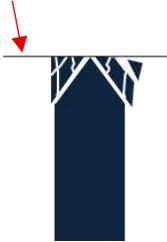
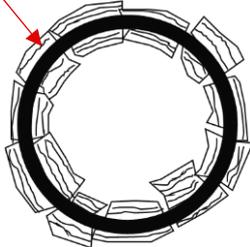
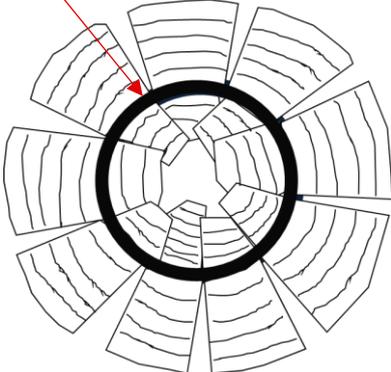
Hoop axial ratio Hoop: Axial	Cross-section	Plan view
8.5:1 7:1 4:1	Loading plate 	• Fragmentation mode 
1:1	Debris wedge 	• Between Fragmentation mode and Splaying mode Debris wedge 
1:4	Debris wedge 	• Splaying mode Debris wedge 

Figure 1.20 Variation of appearance of crush zone with ratio of hoop-to-axial fiber, in glass cloth-polyester resin tubes crushed[39]

荷重直交方向に配向された繊維が増すごとに Splaying モードから Fragmentation モードに変化した。荷重特性においては，発生荷重と破壊モードの関係は， Splaying モードよりも Fragmentation モードの方が低い値を示した。

Fig. 1.21 に準静的試験の荷重変位線図を示す。

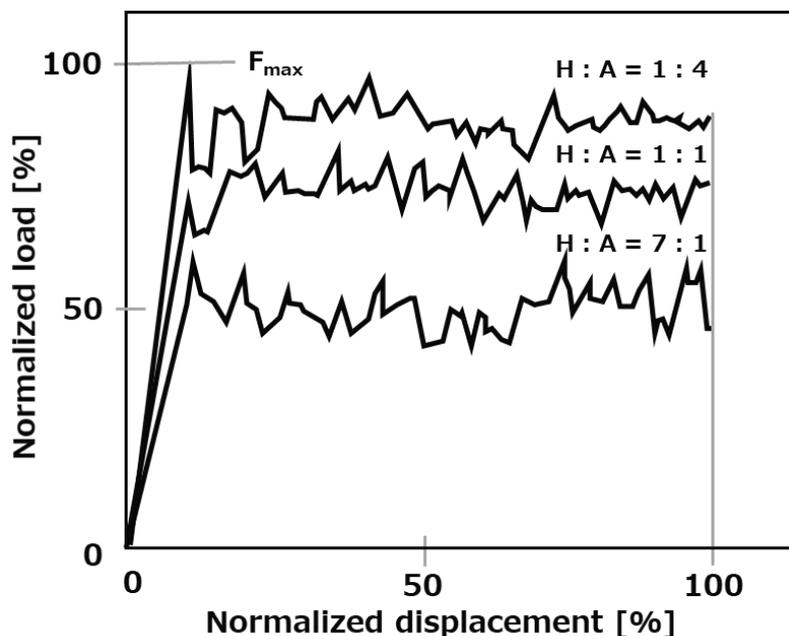


Figure 1.21 Load-Displacement curve of FRP structure zone with ratio of hoop-to-axial fiber (Typical) [39]

動的な CFRP エネルギー吸収構造において，Boria ら[63]が CFRP 円筒チューブ構造の動的な平均発生荷重を約 20%の精度で予測するモデルを提案した。この計算モデルは Splaying モードの発生荷重を予測するもので，Fragmentation モードに対しては計算精度が低かった。一方，西ら[64-67]は CAE を用いて破壊モードの変化を再現出来ており，発生荷重の予測に取り組んでいる。

しかしながら，Fragmentation モードの現象理解と発生荷重を予測するモデル式は提案されておらず，今後の課題として残されている。

1.2.4 FRP 三点曲げ破壊

CFRP チューブの 3 点曲げと軸圧縮の発生荷重を比較するために、同一形状で比較試験を行った。試験体の断面は、100mm x 100mm の正方形で角 R19mm とした。軸圧縮の試験体は端部に 45 度のトリガ形状を設けた長さ 200mm とし、3 点曲げの試験体は長さ 600mm の角型 CFRP チューブとした。使用した素材は、三菱ケミカル株式会社製カーボンファイバーを一方に引きそろえた Uni-directional プリプレグ TR3523 (エポキシ樹脂) を使用した。積層構成は試験体の軸方向を 0 度、直交方向 90 度として 45/0/-45/90/90/-45/0/45 度の配向で 8ply とした。試験速度は、軸圧縮を 20mm/min、三点曲げを 1mm/min とした。3 点曲げは $\Phi 60$ mm の支持棒を 500mm スパンで配置し、中央部を $\Phi 100$ mm の押し治具で押した。Fig. 1.22 に 3 点曲げ試験装置に設置された試験体を示す。

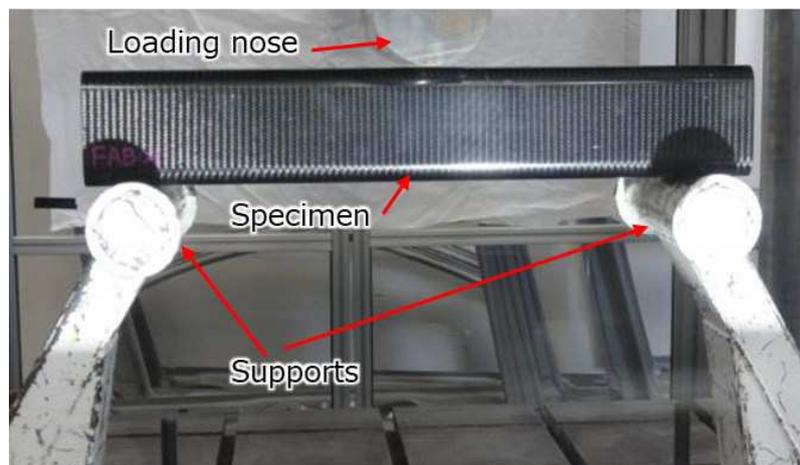


Figure 1.22 Experimental setup for the three-point bending test

軸圧縮の破壊モードは Progressive Crusing の Splaying モードと Fragmentation モードが混在する状態が観察された。三点曲げの破壊モードは局所破壊により折れ曲がったが、荷重を除荷するとスプリングバックして水平に戻った。Fig. 1.23 に軸圧縮と三点曲げの負荷時と除荷時の試験体を示す。

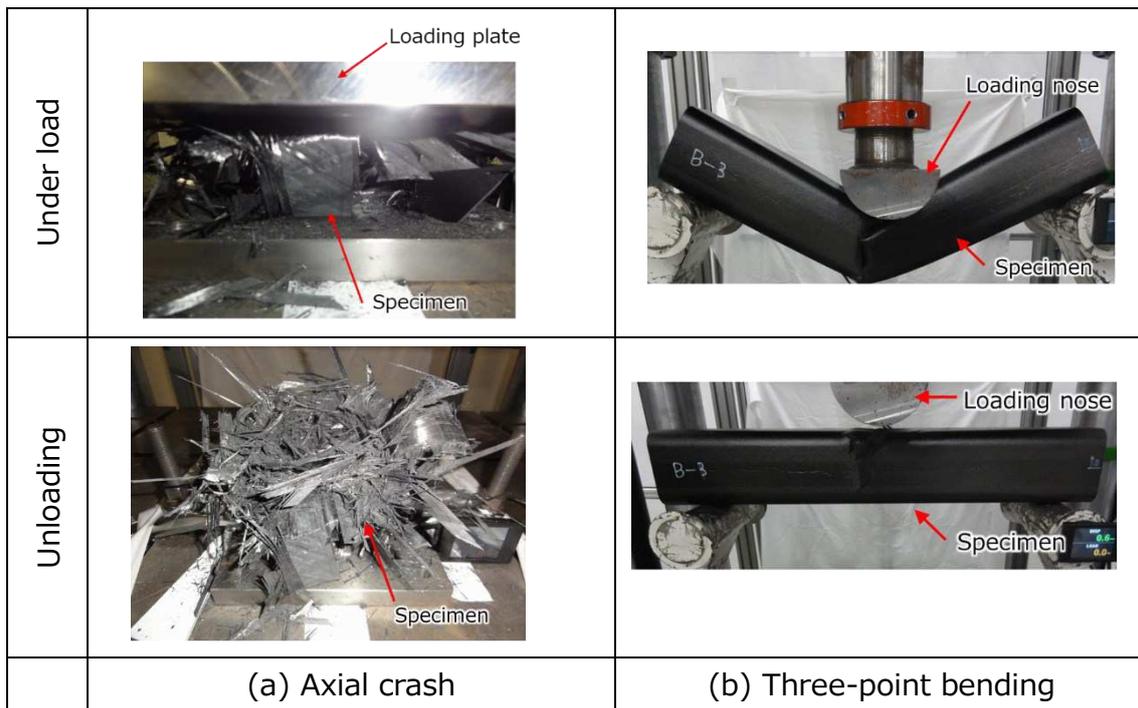


Figure 1.23 Comparison of specimen after and under compression test for axial crush and three-point bending

三点曲げは角稜部の局所破壊以降に荷重低下するので軸圧縮よりも発生荷重が低い。よって衝突エネルギーの吸収量は軸圧縮よりも低い。

Fig. 1.24 に FRP の三点曲げの荷重変位線図を示す。

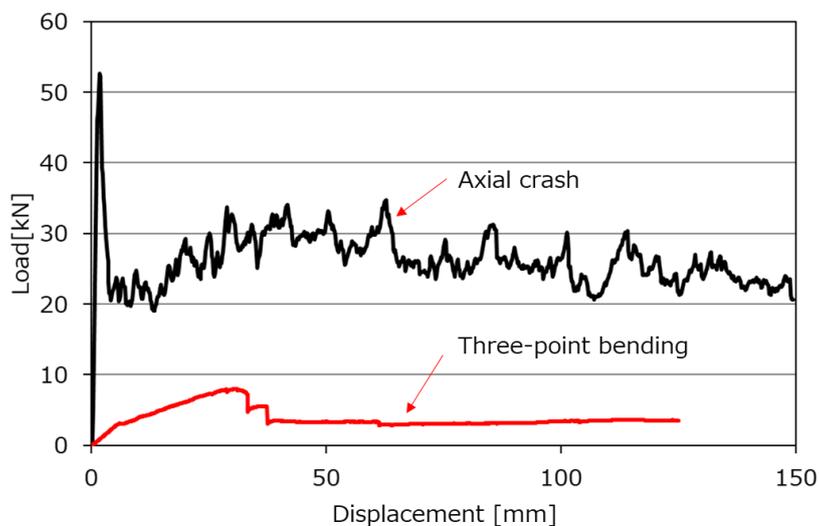


Figure 1.24 Load-Displacement curve of CFRP tube by axial crush and three-point bending mode

内藤ら[68-70]は、FRP の三点曲げにおいてチューブ角稜部の局所破壊による発生荷重の予測がエネルギー吸収予測のために重要であるとして、Ladeveze ら[71]が提案したダメージモデルを用いて、予測精度を高めている。内藤らのモデルは、破壊進展時に発生する層内の微小な破壊で引き起こされる剛性低下にダメージという概念を導入しているのが特徴である。

1.3 構造部材における複合材料の設計方法

1.3.1 ビルディングブロックアプローチ

FRP を利用した構造部材の開発手法は Fig. 1.25 で示すようなビルディングブロックアプローチが用いられる。これは航空宇宙分野で開発された手法で、自動車の開発でも利用している。

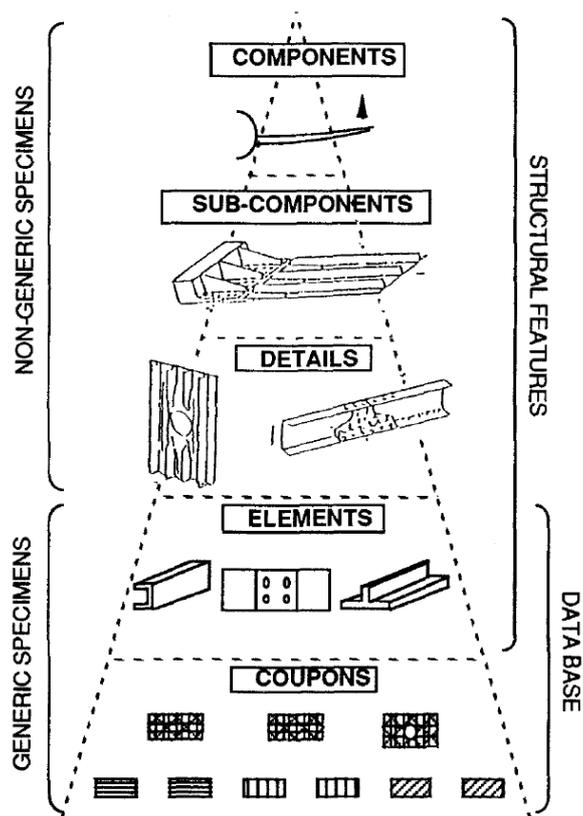


Figure 1.25 The pyramid of tests [73]

ビルディングブロックアプローチは主に製法を含めた強度を確認し、仕様決定する方法論である。ビルディングブロックアプローチでは試験片、要素構造、部分構造、実大構造と構造レベルを段階的に上げていく方法である。このスケールアップしていく方法は過剰な設計やリスクを回避するための効率的な手法であるが、各段階で実大構造の安全性を明確にすることができない為、網羅的に多くの試験を積み重ねていく事が要求され、開発コストや設計期間の増大を招くことになる。ひとたび構造変更が行われると、変化点のある要素構造の試験をやり直し、新たなビルディングブロックを積み上げる必要がある。自動車への適用において、要素構造が数百程度に及ぶことがあり、試験数の低減が課題とされている [74,75]。FRP の強度評価の際に、樹脂割れや界面損傷など最終破壊に至るまでの関係を論じる必要があり、それをどの様にして簡便に設計基準に取り込むかが重要なファクターとなる。この事から

FRP を用いた部品の開発における CAE やサロゲートモデルの活用は要素構造の強度確認に対して、試験件数の削減に有効な手段として期待されている。

1.4 研究対象とする構造

近年 FRP による車体の軽量化効果に期待が高まっている。一例として側面衝突におけるバッテリー保護構造がある。その試験条件は速度 20mph で直径 10 インチの剛体ポールバリアに車両側面を衝突させる Rigid pole side impact test(FMVSS No.214)である[77]。この試験は側面衝突における乗員保護が目的で作られた。この試験により車体の強化とカーテンエアバッグが普及し、多くの人命が救われている。 Fig . 1.26 に試験時の剛体ポールバリアと車両の配置を示す。

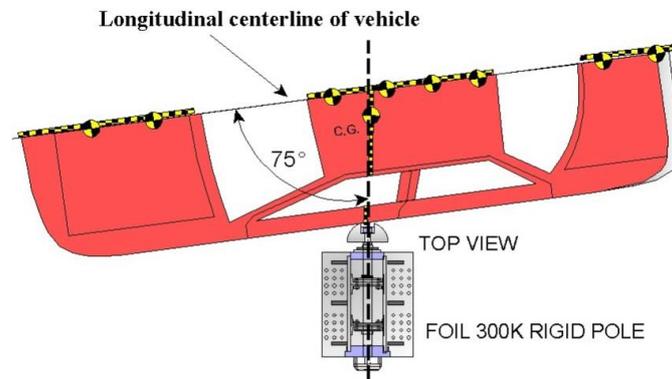


Figure 1.26 Pole barrier set position in rigid pole side impact test [77]

Fig. 1.27 に Internal Combustion Engine Vehicle (以降 ICEV と表す) の側面衝突試験結果を示す [78]。これは NHTSA により実施された試験における最大変形時の画像である。

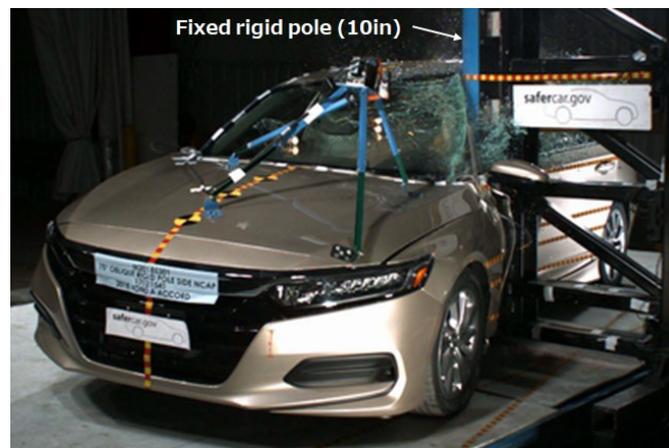


Figure 1.27 Dynamic maximum deformation in crash test [78]

Battery electric vehicle (以降 BEV と表す) の場合は、フロア下にバッテリーボックスを配置していることが多い。バッテリーボックスには多くのバッテリーが搭載されており、衝突時の変形で漏電等が起きない事が求められる。よって、バッテリー搭載量を増やすために ICEV と比較して衝突試験時のフロアの変形をさらに抑えることが望ましい。車体変形量の一般的な抑制方法は、スチール部品の板厚を増加させて衝突時の発生荷重を高め、エネルギー吸収量を増やす事である。しかし、このような一般的な方法では車体重量が増加する。そこで本研究では、側面衝突のエネルギー吸収に使用できる CFRP 製のコルゲート型衝突エネルギー吸収部品を対象とした。CFRP 構造は、マトリクスを構成するポリマーの影響で機械的挙動は荷重速度に大きく影響される事が知られている[80]。実際の衝突を考えると、高速から低速に至るまでの多様な入力に配慮が必要で、衝突エネルギー吸収構造の設計では静的性能と衝撃的性能を評価している。Fig. 1.28 に研究の対象とするコルゲート型構造部品の取り付け位置を示す。コルゲート型構造部品は剛体ポールバリアがドアパネルに接触してから車両が停止するまでのエネルギー吸収 (EA) エリアに配置する。

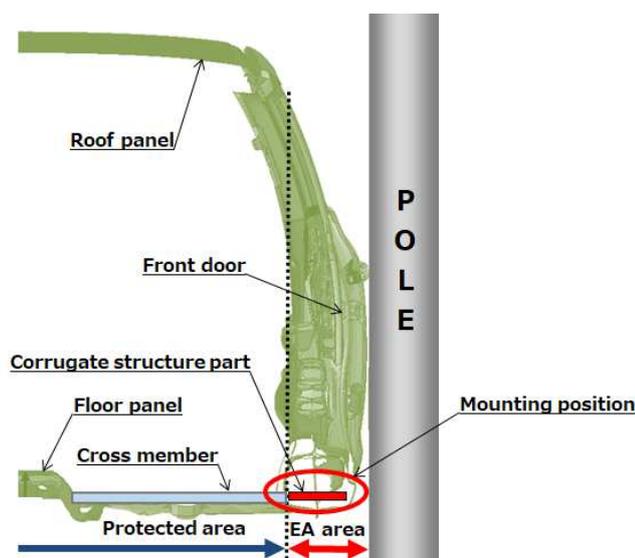


Figure 1.28 Layout of the support structure of vehicle body

コルゲート型構造部品の性能目標は、車両のパッケージレイアウトと試験重量 M から割り当てられた衝突バリアの車体侵入量と吸収エネルギーの目標値から、エネルギーの釣り合いを解く事で目標とする発生荷重が求められる。ここで得られた目標発生荷重を超える仕様が設計仕様となる。Rigid pole side impact test の場合の荷重分担は、Fig. 1.29 に示すように、ルーフとドアそしてフロアが主な荷重伝達経路である。

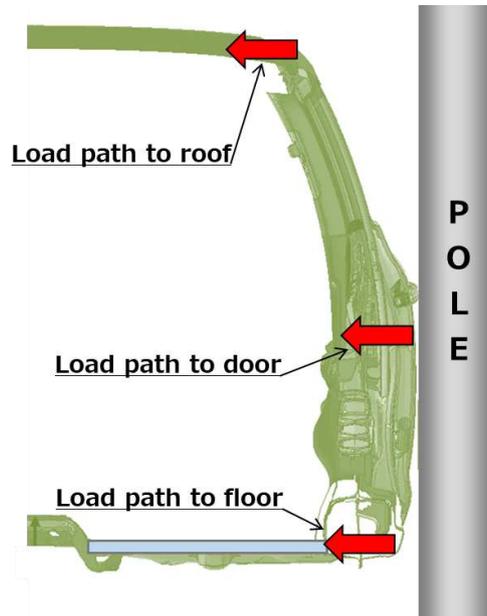


Figure 1.29 Load path of rigid pole side impact test

開発構想段階ではそれぞれに目標発生荷重が割り当てられ、初期の構造検討が行われる。コルゲート型構造部品が配置されるボディ断面は、外観を構成するアウトパネルの内側に車体剛性や衝突入力を伝達するサイドシルがあり、その中にコルゲート型構造部品を配置する。コルゲート型構造部品を支持する構造としてフロアパネル上にクロスメンバが配置される。クロスメンバは乗員スペースと床下に配置されるバッテリーの間に挟まれ、断面高さに制限がある。最も低い断面は 20mm 程度であることから、支持する部品の最低断面高さからコルゲート構造部品の基本断面高さを 17mm に設定した。Fig. 1.30 にフロアロードパスを受け持つ部品の構成図を示す。

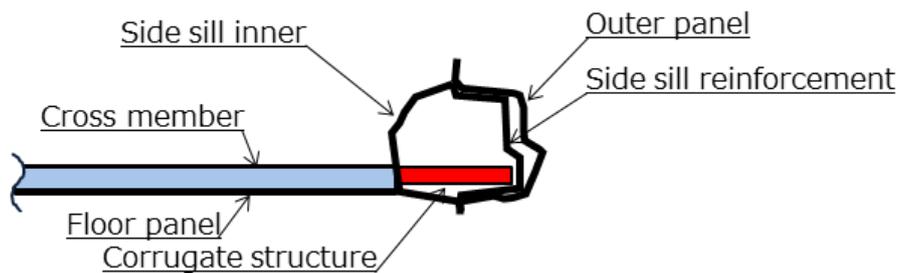


Figure 1.30 Floor cross section

1.5 研究の目的

側面衝突のエネルギー吸収構造として、金属の Progressive folding モードを利用した部品と、FRP の Progressive crushing モードを利用した部品が考えられる。第 1 章で示した高張力鋼板部品の SEA は 14.3 J/g に対して、CFRP コルゲート型構造部品の SEA は 35.4 J/g である。部品の軽量化効果は 59.6%あり、車両を軽量化することで CO₂ 排出量の削減が見込まれる。

CFRP 部品は試験データを積み上げて性能保証するビルディングブロックアプローチによる設計法が一般的だが、試験期間を多く要するので自動車の開発日程に間に合わない問題がある。本論文では設計期間を短縮するために、応答曲面を利用したサロゲートモデルによる設計方法を提案する。この応答曲面モデルは、コルゲートの形状要素を説明変数として発生荷重を予測するものである。このモデルで試験を机上検討に置換して、課題として残されていた CFRP 部品の設計期間を短縮し、自動車部品として利用しやすくする事である。

1.6 本論文の構成

第 1 章では、衝突エネルギーを吸収する車体構造の研究事例から、金属の変形によるエネルギー吸収方法と複合材料の破壊によるエネルギー吸収の方法論を述べる。

第 2 章では、試験速度 50mm/min の準静的試験の解析から応答曲面を導出し、内挿する説明変数の仕様において追加実験は必要なく迅速な仕様決定が行える事を述べる。応答曲面のパラメータは、コルゲート形状の直線部の長さ(Pitch)と積層数 (Number of stacks) とした。性能評価はパラメータを変化させた場合の比エネルギー吸収 (specific energy absorption 以降 SEA と表す) と単位長さ当たりの平均荷重 (Crushing force per unit length 以降 CFL と表す) 及び平均荷重 (Mean crushing force 以降 MCF と表す) の 3 項目で行った。SEA と CFL 及び MCF は、応答曲面で精度良く求められる事を述べる。

第 3 章では、Rigid pole side impact test(FMVSS No.214)相当の試験速度 9.53m/s の落錘試験で得られた結果から、動的性能においても内挿する説明変数の範囲は追加試験が不要で、迅速な仕様決定が行える事を述べる。CFL と MCF は、準静的試験と同様に動的試験においても 1 次平面の応答曲面で精度良く求められた。しかし、SAE は統計的な有意は見られなかった。試験速度 3.28m/s から 0m/s に達する落錘試験結果から準静的試験と動的試験で得られた 2 枚の応答曲面で囲まれた空間が設計空間である事を述べる。

第 4 章では、先行研究と同様に、動的試験で得られた破壊端部のマクロ断面観察結果から動的平均荷重を予測する理論式を提案する。合わせて、先行研究で提案された理論式に本研究で利用した材料の機械的特性値を代入し、第 2 章で得られた準静的試験の結果と比較し予測精度を示す。

第 5 章では、本研究で提案した応答曲面と理論式の成果を述べる。

第 6 章では、本研究で提案した応答曲面の利用例を用いて設計手順を述べる。

第 7 章では、本論文の総括として、各章のまとめおよび結言を述べる。

第 2 章 準静的試験と解析

2.1 試験体の製法と材料選定

2.1.1 製法の種類

自動車の構造用途で用いられる CFRP の分類は、概略として樹脂材料，繊維長，製法で分類される[81,82]。Fig. 2.1 に CFRP の分類の概略図を示す。

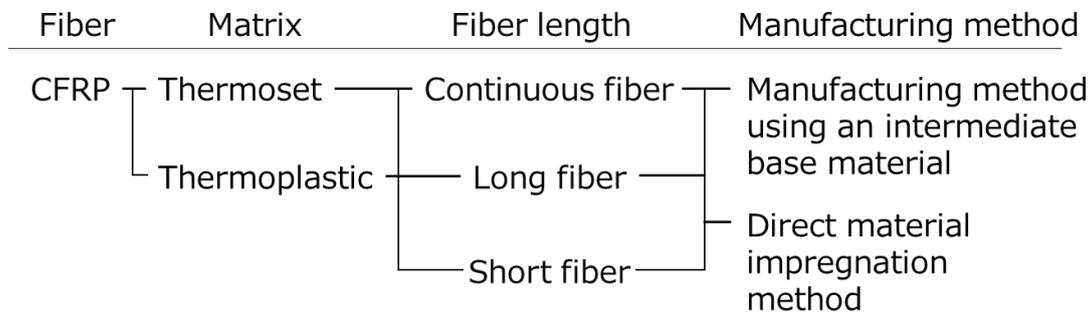


Figure2.1 Classification of CFRP used in automotive structural applications

樹脂の種類は加熱で硬化させて成形する熱硬化樹脂と，加熱で軟化させて成形する熱可塑樹脂の 2 種類がある。繊維長は織物などで用いられる連続繊維，30mm 程度以上の長繊維，数 mm 以下の短繊維があり，一般的には繊維が長くなるほど強度・剛性が向上する。さらに製法は様々有るが，ここでは大別して，繊維にあらかじめ樹脂が含浸されているプリプレグを用いる製法と，未含浸のシート材などに成形時に樹脂を含浸する製法に分類した。繊維にあらかじめ樹脂が含浸されているプリプレグを用いる製法として代表的な物は，オートクレーブ製法がある。オートクレーブ製法は、CFRP のプリプレグを裁断して型に積層、バック処理を行ったのち、型ごとオートクレーブ(内部を高圧力にすることができる耐圧性の装置)に入れ、高温、高圧下で樹脂を硬化反応させる製法である。大型部品や複雑形状部品も成形でき、力学的特性が最も高い。次に未含浸のシート材などに成型時に樹脂を含浸する製法として、Resin transfer molding (RTM)製法がある。RTM 製法は、炭素繊維の織物などの基材を金型内に設置した後、樹脂を注入して硬化させる製法で、比較的安定した品質が得やすく、金型を使用することから量産に適している。ただし、金型を使った製法であるため初期投資が大きく、少量生産には向かない。

この他熱硬化樹脂の製法として、Sheet molding compound(以後 SMC)がある。SMC 製法では、30mm 程度の長さにかットしたチョップド繊維に熱硬化性樹脂ペーストを含浸させたシート状成形材料を、温度調節した金型内に配置してプレス機によって加圧流動させる製法である。チョップド繊維を利用した熱可塑樹脂の代表的な製法としてスタンパブル成形法がある。いずれの方法も成形サイクル

が短く大量生産に適しており、基材を流動させることでリブ、ボス、インサート、ネジ等の同時成形が可能である[83]。しかし、繊維を裁断して使用することから、連続繊維を用いた製法に比べ、力学的特性が低い。更に量産性を高める為に熱可塑樹脂を選定し、チョップド繊維の基材をプレス成型する Long fiber thermoplastic-Direct(LFT-D)製法などの研究が進められている。

Fig. 2.2 に縦軸を製品の機械的特性、横軸に成形時間として、製法と材料の関係を概念的に示す。製品の機械的特性を高める製法と樹脂材料は成形時間が長くなり、製法と樹脂材料を変えることで成形時間を短くなることを表している。

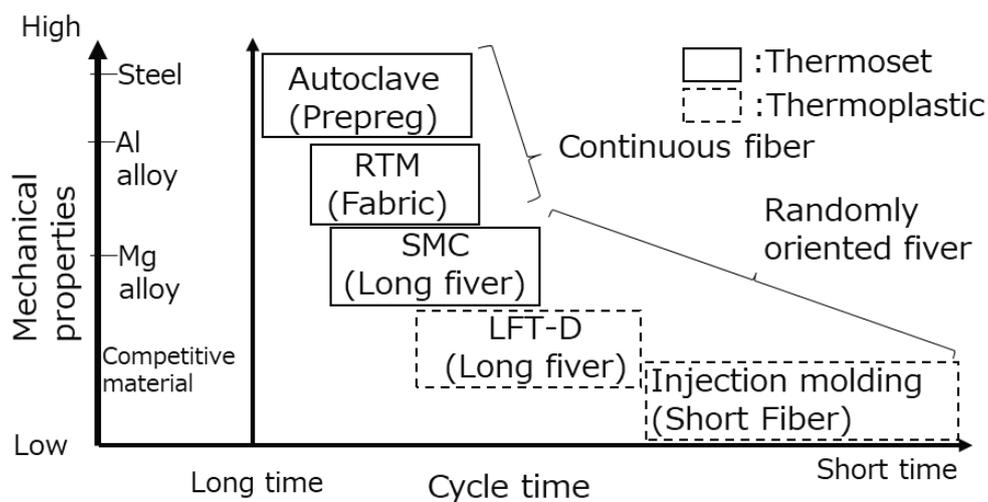


Figure 2.2 Conceptual diagram of CFRP molding technology and mechanical properties

2.1.2 材料の種類

カーボン繊維の直径は 7~10 μ m で髪の毛の 1/10~1/20 倍と細いため、数千本の繊維を束ねた状態で販売される。束ねられたカーボン繊維をフィラメントと呼び、そのフィラメントを製織加工したものをファブリックと呼ぶ。一般的に流通しているファブリックは、カーボン繊維数として 1000 本 (1k)、3000 本 (3k)、6000 本 (6k)、12000 本 (12k)、24000 本 (24k) を束ねたものが多い。多くの繊維を束ねたフィラメントはラージトウと呼ばれ、物性は劣るもののコストは安い。また、ラージトウで織られたファブリックは単位長さ当たりの織数を少なくできるので加工費が抑えられ低価格で供給できる。一方ラージトウのファブリックは織目が荒いので、3次元的な賦形において繊維が蛇行しやすく強度低下の恐れがある。問題となる 3次元的な形状の賦形性を高める為に、ファブリックの織り方が複数存在する。

織り方の代表例として、平織、綾織、朱子織がある。平織は縦と横それぞれ 1 つのフィラメントを交互に織られたもので、硬くハリが有り繊維のよれが生じにくい。3次元的に湾曲した立体形状への賦形性が悪い。綾織と朱子織は、複数のフィラメントを飛ばして織る事で賦形性を高めているが、繊維が蛇行しやすく強度低下の恐れがある。Fig. 2.3 にファブリックの代表的な織り方を示す。

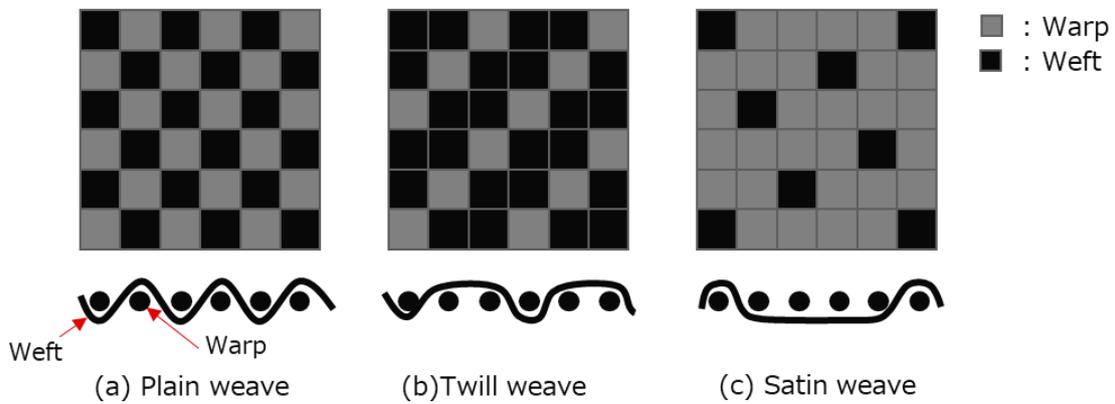


Figure 2.3 Examples of typical woven fabric structures

Fig. 2.4 にラージトウ平織と 3k 綾織のファブリックで賦形した例を示す。賦形性の良いファブリックの代表として 3k 綾織を、賦形性の悪いファブリックの代表としてラージトウ平織りを用いて 2 次元および 3 次元形状に積層した。円筒部は 2 次元断面なのでどちらも繊維がよれることなく積層できたが、3 次元形状の円筒部に接続する円錐部は、ラージトウ平織りは形状に追従できなくなっている。このようにファブリックの選定では賦形性を考慮する他に、製品の機械的特性とコストも検討した後に織り方とフィラメント数を決定する。

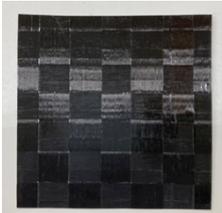
3k Twill weave		 <p>3D layup (Good)</p> <p>2D layup (Good)</p>
Large-tow Plain weave		 <p>3D layup (Bad)</p> <p>2D layup (Good)</p>
	(a) Before molding	(b) After molding

Figure 2.4 Study of the formability

2.1.3 試験体仕様の決定

本研究で対象とする CFRP コルゲート型構造部品の材料は、三菱ケミカル株式会社製カーボンファイバー 3k 綾織クロスプリプレグ TR3523 (エポキシ樹脂) を使用し、オートクレーブ製法で製造した。繊維配向について Reuter ら[38]によれば、圧縮荷重と繊維配向は 0/90 の配向が最も高い発生荷重を示した。これにより積層構成は試験体の軸方向を 0 度、直交方向 90 度の 0/90 配向とした。

パラメータスタディを行う形状要素は、断面の水平面長さを決める Pitch と、板厚を決定づけるクロス材の積層数とした。Pitch は、5mm(以降 P5)、10mm (以降 P10)、15mm (以降 P15)、20mm (以降 P20) の 4 水準を設定した。断面高さは、Fig. 1.28 に示した研究対象部品の適用位置にある支持構造から 17mm し、型抜き勾配は 15 度とした。積層数は 8 ply、12ply、16ply の 3 水準とした。試験体の断面形状と寸法を Fig. 2.5 に、Fig. 2.6 に試験体の斜視図と寸法を示す。尚、断面の端部影響がコーナ部に与えないように、Pitch の 1/2 以上平坦部の長さを確保し切り出した。これにより、P5 と P10 は全幅を 80mm、P15 と P20 は全幅を 90mm とした。

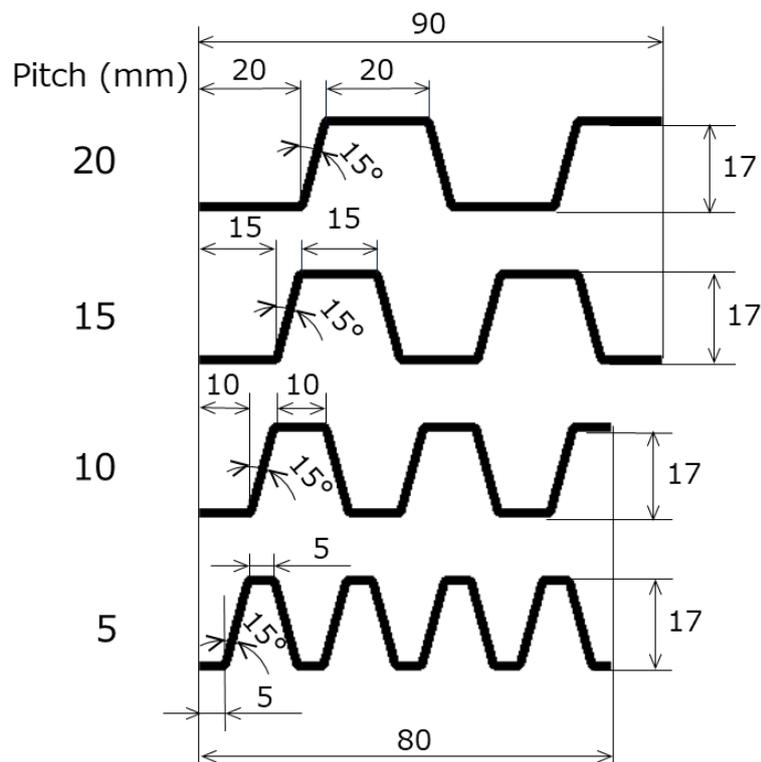


Figure 2.5 Cross section and dimensions of corrugate structure

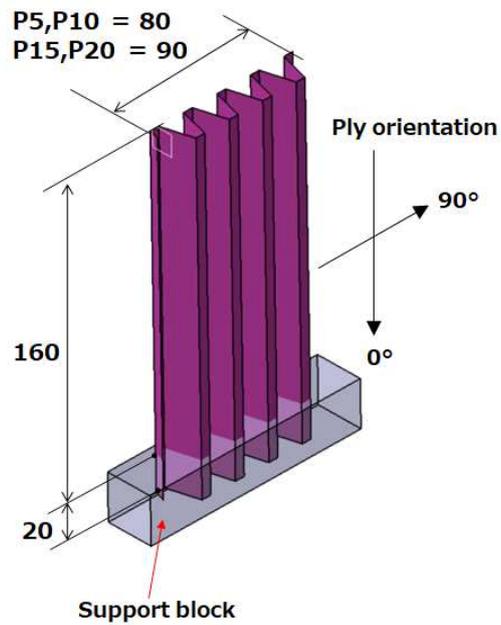


Figure 2.6 Dimensions of corrugate structure

Fig. 2.7 に Support block に接着固定された試験体を示す。試験体の Loading plate に接する端部は、一般的に利用されている 45 度で切削加工しトリガ部とした。試験体の接着部はアルミニウム合金製の台座に 20mm 埋め込みエポキシ樹脂で接着固定した。

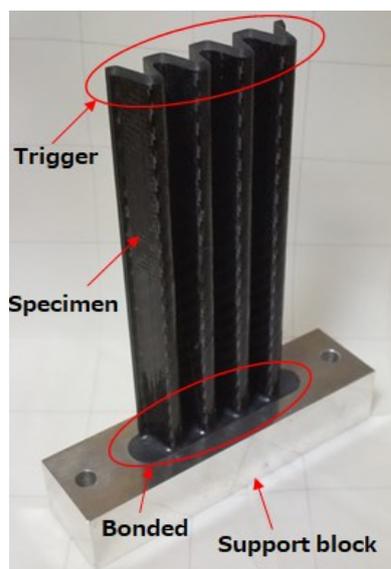


Figure 2.7 Birds eye's view of corrugate structure with support block

Table 2.1 に使用した三菱ケミカル株式会社製カーボンファイバー 3k 綾織クロス プリプレグ TR3523 (エポキシ樹脂) の機械的特性を, Table 2.2 に試験体の設計値を示す.

Table 2.1 Mechanical properties of CFRP laminate [0/90]

Mechanical properties		Values
Density [g/cm ³]		1.50
Compression (SACMA SRM6)	Young's modulus [GPa]	59.49
	Ultimate strength [MPa]	671.2
	Poisson's ratio	0.04
Tension (ASTM D 3039)	Young's modulus [GPa]	62.47
	Ultimate strength [MPa]	869.57
	Poisson's ratio	0.04

Table 2.2 Structural parameters.

Number of stacks [ply]	Thickness [mm]	Pitch [mm]
8	1.82	5,10,15,20
12	2.72	5,10,15,20
16	3.63	5,10,15,20

2.2 準静的圧縮試験

2.2.1 試験装置と試験条件

圧縮の試験装置はインストロン社製 5589 型 600kN 大型万能試験機を用いた。Fig. 2.8 に試験装置に設置された試験体を示す。Loading plate の表面形状は平面とし、試験速度は 50mm/min とした。試験変位は Loading plate が試験体に接触してから 140mm とした。

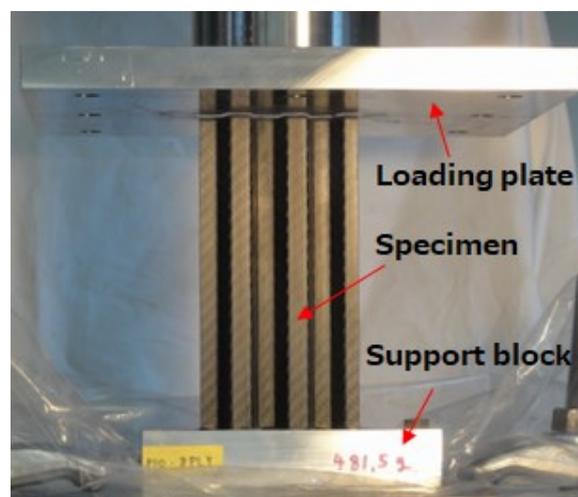


Figure 2.8 Experimental setup for the quasi-static crushing test

2.3 準静的軸圧縮試験の結果

2.3.1 荷重特性と試験体の観察結果

荷重はいずれのケースにおいても平均荷重前後で細かく振動し、安定した荷重が発生した。そして平均荷重は、Pitch が大きくなるにつれて低下した。積層数の増加に伴い発生荷重も増加したが、Pitch が大きくなると荷重が低下する事に変わり無かった。本試験では積層数 16ply で Pitch 5mm (以降 16ply-P5 のように表す) 以外は Progressive crushing モードであった。

圧縮試験で得られた荷重・変位曲線を以下に示す。Fig. 2.9 に積層数 8 ply, Fig. 2.10 に積層数 12 ply, Fig. 2.11 に積層数 16 ply における Pitch を変化させた時の荷重・変位曲線を示す。Fig. 2.11 に示す 16ply-P5 の場合の荷重・変位曲線は、初期は高い荷重が発生したがその後荷重は低下した。

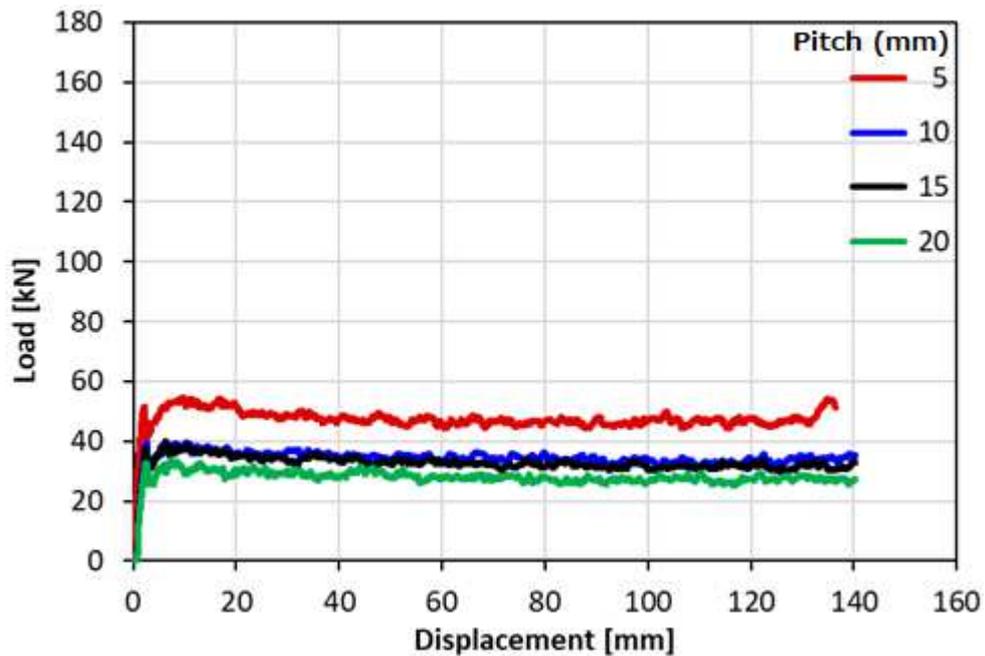


Figure 2.9 Load-displacement curves of 8 ply

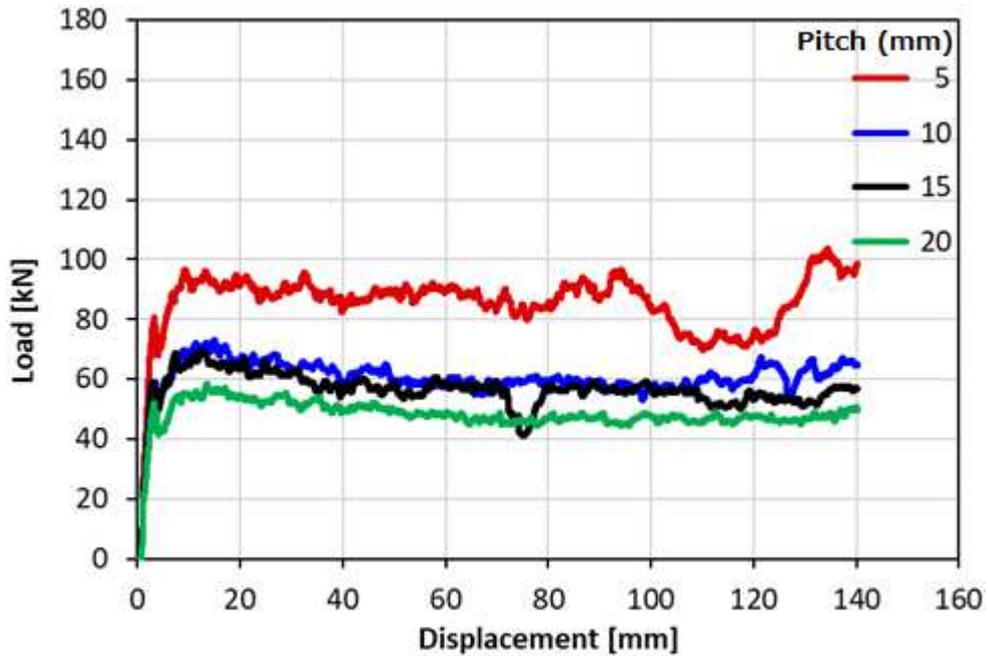


Figure 2.10 Load-displacement curves of 12 ply

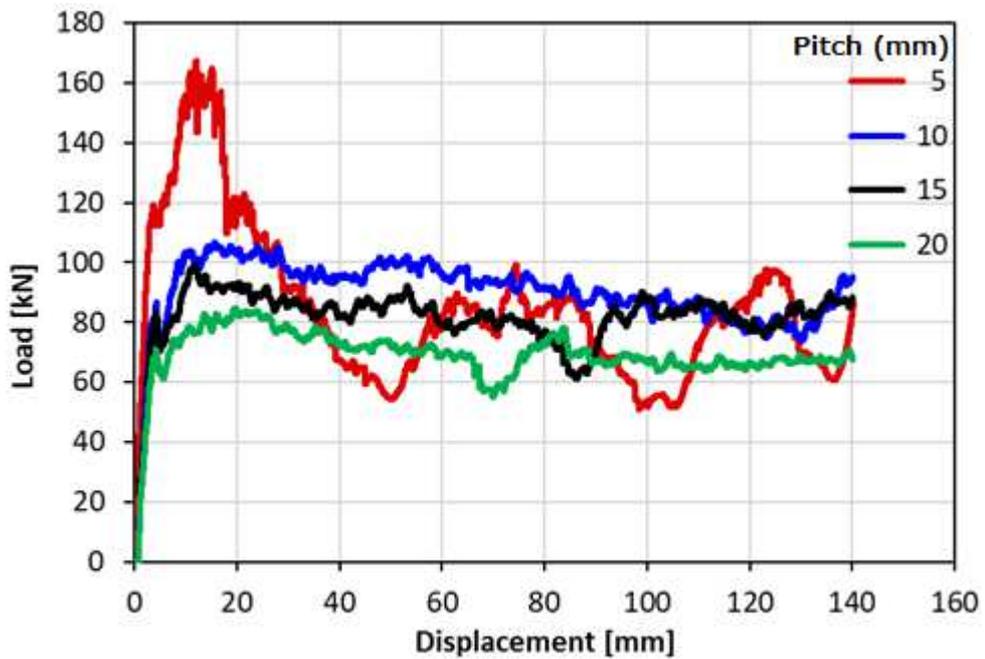


Figure 2.11 Load-displacement curves of 16 ply

変形モードの違いを圧縮試験の過程を記録した画像で比較する。 Progressive crushing モードの 12ply-P15 の試験体は、Loading plate との接触部分から連続的に崩壊した。 一方 Progressive crushing モードではなかった 16ply-p5 の試験体は、稜線部が座屈して潰れながら断続的に脆性崩壊した。 Fig. 2.12 に Progressive crushing モードの 12ply-P15 の場合を、

Fig.2.13 に脆性破壊した 16ply-P5 の試験過程を示す。 Fig. 2.14 に試験後の試験体を示す。

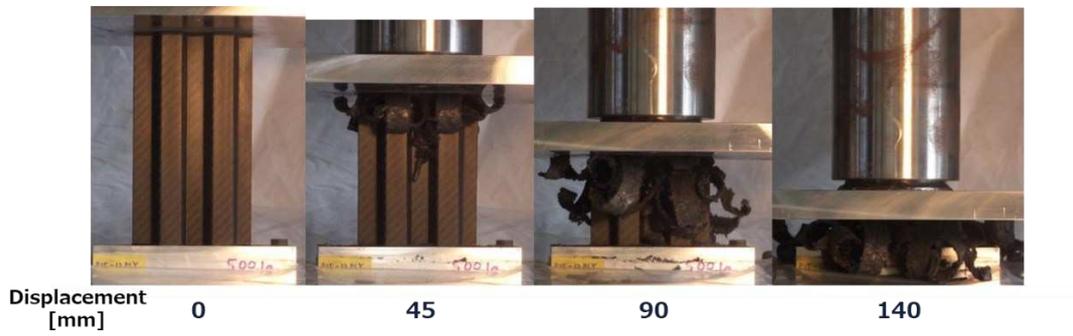


Figure 2.12 Progressive failure procedures of crushing test (Case: 12ply-P15)

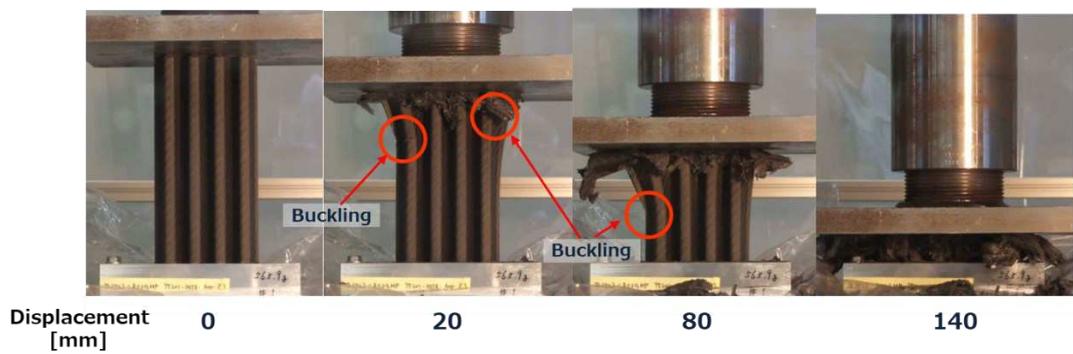


Figure 2.13 Unprogressive failure procedures of crushing test (Case: 16ply-P5)

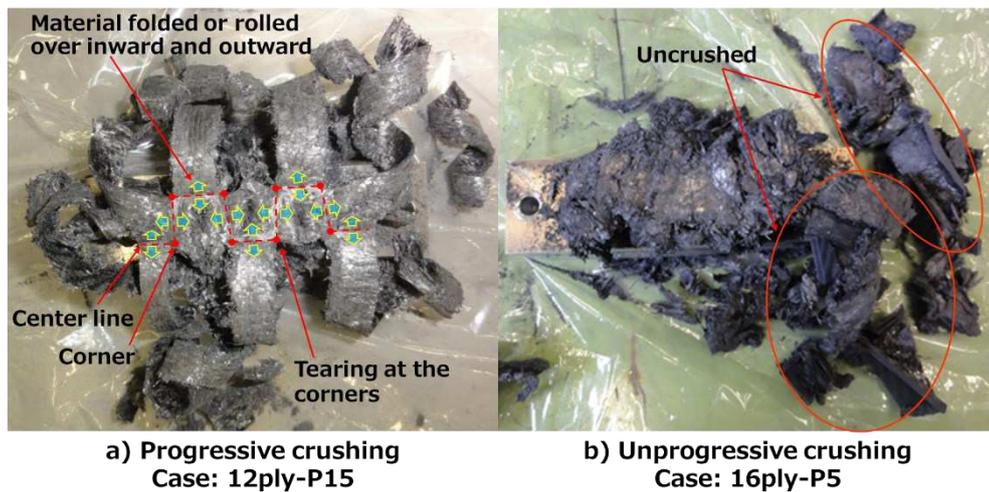


Figure 2.14 Comparison of specimen after compression test

2.4 解析と考察

2.4.1 エネルギー吸収における質量効率を求める応答曲面モデル

エネルギー吸収(EA)は荷重・変位曲線から得られる総エネルギーである。EA の評価区間は、試験で平均荷重が安定的に発生した変位 0mm から 60mm までとした。発生した荷重を F 、変位を s とすると式(2.1)を用いて EA は表される。

$$EA = \int_0^{60} F ds \quad (2.1)$$

試験体の効率は、試験体が 60mm 破壊するまでのエネルギー吸収(EA)を、破壊したコルゲート型構造部材 60mm の質量 m で除した SEA で評価する。

積層数を変化させた時の SEA と Pitch の関係を Fig. 2.15 に示す。Fig. 2.15 を見ると破壊モードが異なっていた 16ply-P5 の結果を除き、各積層数において Pitch が増加すると SEA は、ほぼ線形的に減少する事が分かった。又、積層数が多くなるに伴って SEA は増加する。

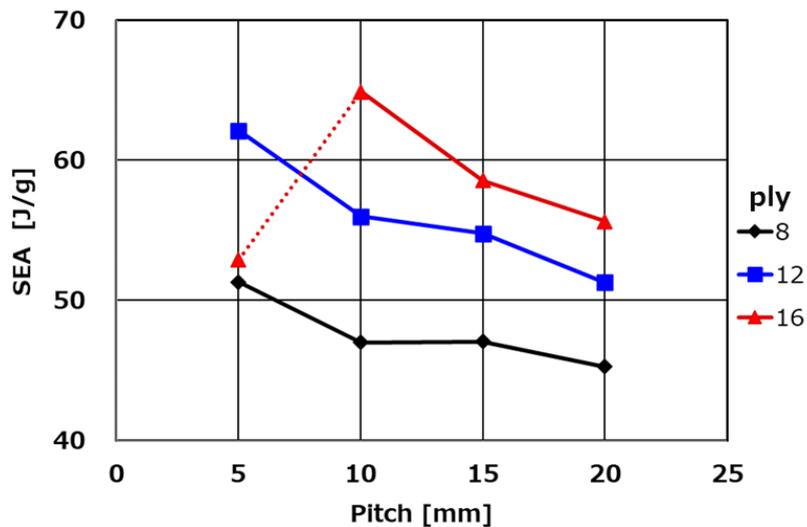


Figure 2.15 Specific energy absorption (SEA) - Pitch curves

積層数と Pitch を説明変数, SEA を目的変数として重回帰分析を行う。圧縮試験から求めた説明変数と目的変数の値を Table 2.3 に示す。

Table 2.3 Explanatory variable and response variable for quasi static compression tests

Explanatory variable		Response variable
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	SEA [J/g]
8	5	51.3
	10	47.0
	15	47.1
	20	45.3
12	5	62.1
	10	56.0
	15	54.8
	20	51.3
16	5	52.9
	10	64.9
	15	58.5
	20	55.6

重回帰分析を全ての試験結果を使用した場合と Progressive crushing モードが発生した結果のみを使用した場合で行った。SEA は積層数と Pitch の関係がほぼ線形で変化しているので線形モデルを使用した。モデル式を式(2.2)に表す。

$$SEA = \beta_0 + \beta_1 S + \beta_2 P \quad (2.2)$$

ここで S は積層数, P は Pitch, β_0 は切片, β_1 , β_2 はそれぞれ積層数と Pitch の偏回帰係数である。

2.4.1.1 全試験データを使用した場合の重回帰分析結果

Table 2.4 に Progressive crushing と脆性破壊を含めた全データによる分析結果を示す。p 値が 0.05 未満を統計的に有意とみなす。

Table 2.4 Multiple regression analysis results using
all results for quasi static of SEA

Item	Partial regression		95% confidence interval	
	coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	Lower	Upper
Intercept	42.6***	5.14	31.0	54.2
Number of stacks	1.29**	0.356	0.481	2.09
Pitch	-0.332	0.208	-0.803	0.139
Multiple R-Squared (R^2)		0.634		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.553		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.01

No mark indicates that statistical significance exceeds 0.05

このモデルは Pitch の p 値が 0.05 よりも大きく、95%信頼区間の値に 0 が含まれる事から説明変数は目的変数を説明できていない。又、 R^2 および R'^2 の値から低い相関であると言える。

2.4.1.2 Progressive crushing のみ使用した場合の重回帰分析結果

予測精度を高めるために脆性破壊した 16ply-P5 の試験結果を除いて重回帰分析を行う。Table 2.5 に 16ply-P5 の試験結果を除いた場合の分析結果を示す。

Table 2.5 Multiple regression analysis results using
progressive crushing mode results for quasi static of SEA

Item	Partial regression		95% confidence interval	
	coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	Lower	Upper
Intercept	42.0***	2.47	36.3	47.7
Number of stacks	1.71***	0.187	1.28	2.14
Pitch	-0.601***	0.111	-0.857	-0.345
Multiple R-Squared (R^2)		0.925		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.906		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

このモデルの決定係数 R^2 は 0.925, 自由度調整済み決定係数 R'^2 は 0.906 と良好な値を示す。そして、 p 値は 0.05 よりも小さく、95%信頼区間の値に 0 が含まれない事から、説明変数は目的変数を説明できている。よって、本モデルは SEA を求める応答曲面である。推定式で得られた応答曲面とテスト結果を Fig. 2.16 で示す。グラフ上で示す赤色の*マークは除外した 16ply-P5 の結果を示す。この事から、Pitch が Progressive crushing モード発生有無に影響している事が言える。

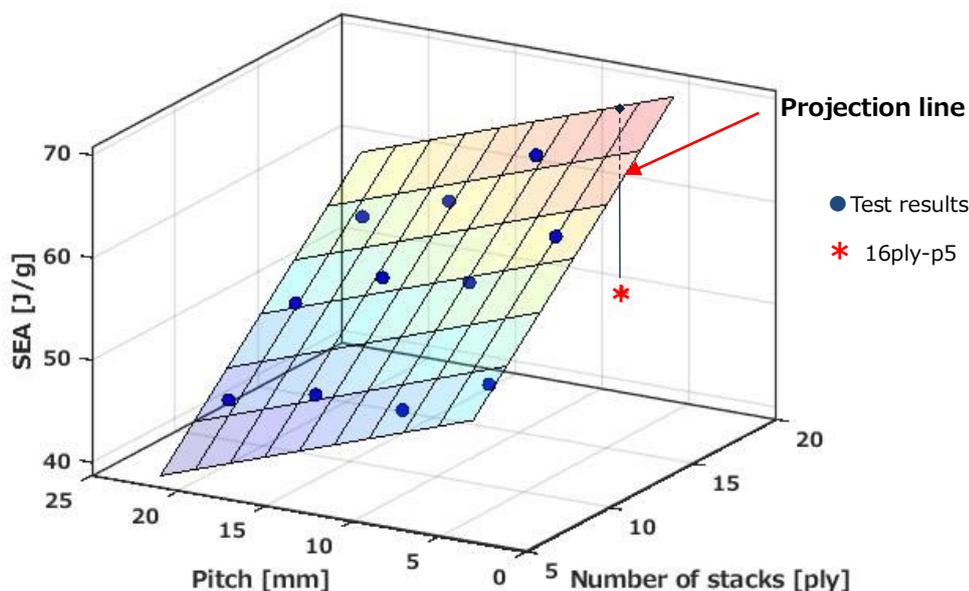


Figure 2.16 Response surface using only progressive crushing mode result with all test results

2.4.2 単位長さ当たりの発生荷重を予測する応答局面モデル

対象部品の開発では目標のエネルギー吸収と変位が規定される。これにより発生荷重が定義され、部品仕様が決まる。よって発生荷重を求める応答曲面の導出が必要である。CFL(単位長さ当たりの発生荷重)を求めるにあたり、試験体の平均荷重 F を求める。MCF(平均荷重)は、変位 10mm から 60mm までの平均荷重とした。CFL は MCF をコルゲート形状の断面周長で除した値である。CFL は断面周長を l として式(2.3)で表される。

$$CFL = \frac{MCF}{l} \quad (2.3)$$

積層数とピッチを説明変数、CFL を目的変数として重回帰分析を行う。説明変数と目的変数を Table 2.6 に示す。

Table 2.6 Explanatory variable and response variable for quasi static compression tests

Explanatory variable		Response variable
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	CFL [kN/mm]
8	5	0.275
	10	0.255
	15	0.249
	20	0.234
12	5	0.506
	10	0.456
	15	0.437
	20	0.412
16	5	0.527
	10	0.710
	15	0.635
	20	0.605

重回帰分析を全ての試験結果と Progressive crushing モードが発生した結果のみの 2 種類で行った。F と比例関係にある CFL は、式(1.1)から EA と比例関係にある SEA と比例関係にある。SEA は積層数と Pitch の関係がほぼ線形で変化しているので線形モデルを使用した事から CFL も線形モデルを使用する。CFL を求めるモデル式を式(2.4)に表す。

$$CFL = \beta_0 + \beta_1 S + \beta_2 P \quad (2.4)$$

ここで積層数は S 、Pitch は P 、 β_0 は切片、 β_1 、 β_2 はそれぞれ積層数と Pitch の偏回帰係数である。

2.4.2.1 全試験データを使用した場合の重回帰分析結果

Table2.7 に全ての試験結果を使用した場合の分析結果を示す。このモデルは Pitch と切片の p 値が 0.05 よりも大きく、95%信頼区間の値に 0 が含まれる事から説明変数は目的変数を説明できていない。

Table 2.7 Multiple regression analysis results
using all results for quasi static of CFL

Item	Partial regression		95% confidence interval	
	coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	Lower	Upper
Intercept	-0.0847	0.0635	-0.228	0.0589
Number of stacks	0.0458***	0.00440	0.0358	0.0557
Pitch	-0.00181	0.00257	-0.00762	0.00401
Multiple R-Squared (R^2)	0.923			
Adjusted R-Squared (R'^2)	0.906			

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

No mark indicates that statistical significance exceeds 0.05

2.4.2.2 Progressive crushing のみ使用した場合の重回帰分析結果

続いて脆性破壊した 16ply-P5 の試験結果を除いて重回帰分析を行う。Table 2.8 に 16ply-P5 の試験結果を除いた分析結果を示す。

Table 2.8 Multiple regression analysis results using
progressive crushing mode results for quasi static of CFL

Item	Partial regression		95% confidence interval	
	coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	Lower	Upper
Intercept	-0.0919**	0.0248	-0.149	-0.0348
Number of stacks	0.0512***	0.00188	0.0468	0.0555
Pitch	-0.00528**	0.00111	-0.00784	-0.00271
Multiple R-Squared (R^2)	0.989			
Adjusted R-Squared (R'^2)	0.987			

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.01

このモデルの決定係数 R^2 は 0.989, 自由度調整済み決定係数 R'^2 は 0.987 と良好な値を示す。そして、このモデルの p 値は 0.05 よりも小さく、95%信頼区間の値に 0 が含まれないことから、説明変数は目的変数を説明できている。よって、本モデルは CFL を求める応答曲面と言える。推定式で得られた応答曲面と試験結果を Fig. 2.17 に示す。グラフ内で示す赤色の * マークは除外した

16ply-P5の結果を示す。Fig. 2.18の赤枠で囲まれた内側を設計可能な領域として定義する。16ply-P5を除外したので、Pitch 5mmから10mmの間は、積層上限を12plyとした。

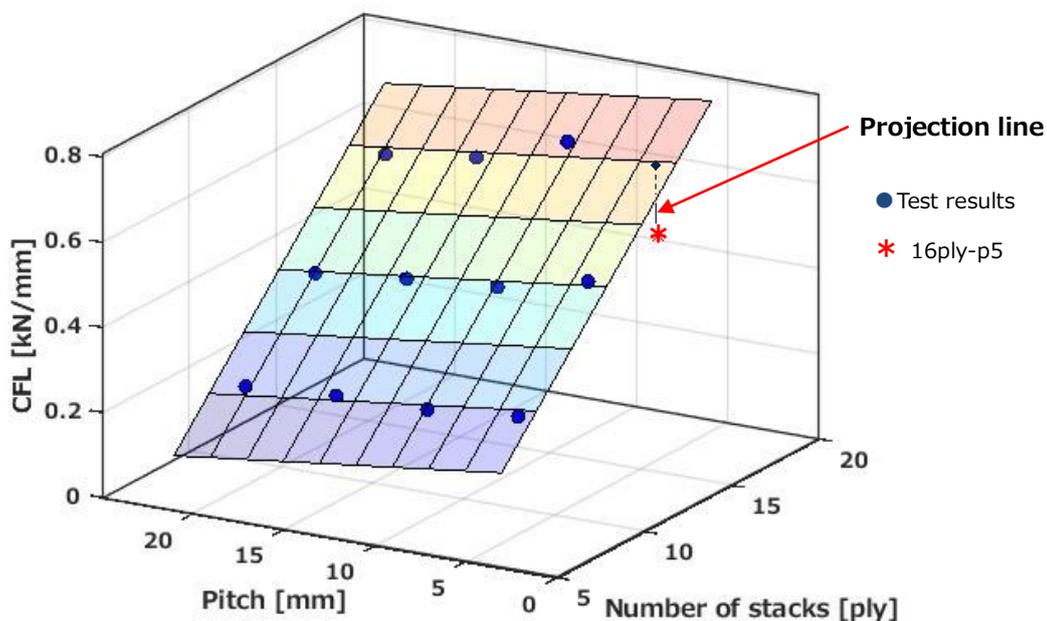


Figure 2.17 Response surface using only progressive crushing mode result with all test results

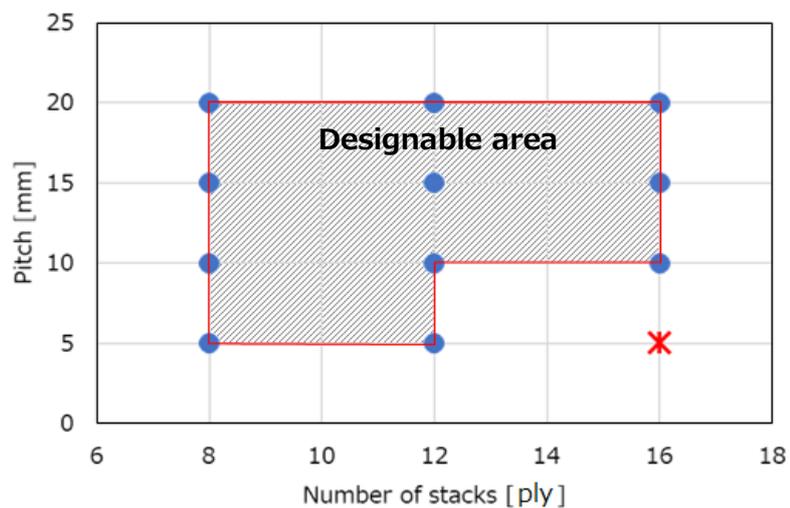


Figure 2.18 Designable area of corrugate structure

2.4.3 コーナ部と直線部の応力モデルを用いた荷重発生現象の理解

荷重発生現象を理解するために Pitch と積層数の説明変数を、コルゲート断面の幾何学要素の直線部とコーナ部の断面積に説明変数を変えて重回帰分析を行う。Fig. 2.19 の断面図に示すようにコーナ部の断面積は、内側と外側の R 止まり点を結ぶ線で囲まれた部分である。MCF を目的変数、直線部とコーナ部の断面積を説明変数として、切片無し重回帰分析で得られる偏回帰係数は応力値を示す。応力値は目的変数 MCF が kN 単位なので偏回帰係数を 1000 倍して得る。Table 2.9 に説明変数と目的変数を示す。

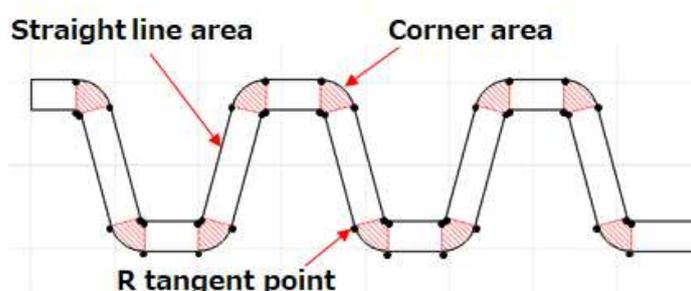


Figure 2.19 Straight line area and corner area of corrugate structure

Table 2.9 Explanatory variable and response variable for quasi static compression tests

Case	Explanatory variable		Response variable	
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	Corner area (CA) [mm ²]	Straight-line area (LA) [mm ²]	MCF [kN]
8	5	72.4	242	48.8
	10	45.2	204	35.7
	15	36.2	209	34.4
	20	27.1	196	29.3
12	5	108	363	89.6
	10	67.8	306	63.8
	15	54.3	313	60.2
	20	40.7	294	51.8
16	10	90.5	408	99.4
	15	72.4	418	87.5
	20	54.3	393	75.9

式(2.4)より MCF は CFL と比例関係にある。CFL は積層数と Pitch の関係がほぼ線形に変化して

いるので線形モデルを使用した事から MCF も線形モデルを使用する。MCF を求めるモデル式を式 (2.5)に表す。

$$MCF = \beta_1 CA + \beta_2 LA \quad (2.5)$$

ここでコーナ部の面積は CA 、直線部の面積は LA 、 β_1 、 β_2 はそれぞれコーナ部の面積と直線部の面積の偏回帰係数である。

2.4.3.1 全試験データを使用した場合の重回帰分析結果

全試験データを使用した場合の分析結果を Table 2.10 に示す。このモデルは、 LA の偏回帰係数は良好だが CA の p 値が 0.05 よりも大きく、95%信頼区間の値に 0 が含まれるので説明変数は目的変数を説明できていない。

Table 2.10 Multiple regression analysis results
using all results for quasi static of MCF

Item	Partial regression coefficient (β_1, β_2)	Std. error	95% confidence interval	
			Lower	Upper
Corner area (CA)	0.163	0.118	-0.0989	0.425
Straight-line area (LA)	0.171***	0.0269	0.111	0.231
Multiple R-Squared (R^2)		0.987		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.985		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

No mark indicates that statistical significance exceeds 0.05

2.4.3.2 Progressive crushing のみ使用した場合の重回帰分析結果

続いて脆性破壊した 16ply-P5 の試験結果を除いて重回帰分析を行う。Table2.11 に 16ply-P5 の試験結果を除いた場合の分析結果を示す。このモデルの p 値は 0.05 よりも小さく、95%信頼区間の値に 0 が含まれない事から、説明変数は目的変数を説明できている。

この二つのモデルを比較して変形モードが異なる現象を考察する。 LA の偏回帰係数が示す直線部の応力値は Progressive crushing モードの発生有無にかかわらず統計的に優位とみなされる。二つのモデルで予測された直線部の応力値は 171MPa と 142MPa である。しかし全ての試験結果で得られたコーナ部の偏回帰係数は Progressive crushing モードのみを使用した場合 p 値が改善され、統計的に優位とみなす水準に達する。このモデルの応力値は 332MPa で直線部の応力値 142MPa よ

り 2.34 倍高い。以上より Progressive crushing モード発生の有無においてコーナ部の応力の寄与が高い事を示す。

Table 2.11 Multiple regression analysis results using progressive crushing mode results for quasi static of MCF

Item	Partial regression coefficient (β_1, β_2)	Std. error	95% confidence interval	
			Lower	Upper
Corner area (CA)	0.332*	0.122	0.0565	0.608
Straight-line area (LA)	0.142***	0.0256	0.0843	0.200
Multiple R-Squared (R^2)		0.991		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.989		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

* Coefficient estimated with a statistical significance of 0.05

この結果から 16ply-P5 の結果がほかの試験片と異なったのは、コーナ部が Progressive crushing モードの破壊に遷移することができず、内部応力が高まり脆性破壊モードに至ったと推定される。12ply-P5 から 16ply-P5 に至るまでに脆性破壊モードから Progressive crushing モードへ遷移する点があると推測されるが、遷移点を導出するためには繊維と樹脂の界面強度を計測するミクロレベルの試験を含むマルチスケールモデルの研究が必要である。よって、脆性破壊モードに至る遷移点の導出は今後の課題である。

2.5 結言

準静的な圧縮変形を受ける CFRP コルゲート型構造部品において、応答曲面を用いた仕様決定のための設計方法を提案した。

試験を通して Pitch を小さくして積層数を多くすると SEA が増加することを示した。さらにコルゲート部品の応答曲面を用いた設計方法を提案し、Pitch と積層数の変更において線形モデルで SEA を表せることを示し有効性を示した。Pitch と積層数の説明変数で囲まれた応答曲面の設計可能な領域は、CFRP 構造部品の特性把握のための追加試験は不要である。これによりコルゲート型エネルギー吸収部品の設計期間とコストを削減できる事を示した。

以下に得られた知見をまとめる。

1. Progressive crushing モードの場合は Pitch が大きくなると SEA が減少した。
2. Progressive crushing モードの場合は積層数を増加すると SEA が増加した。
3. Unprogressive crushing モードの場合は SEA が大幅に減少した。

4. 試験体の積層数と Pitch を変化させた時のエネルギー吸収効率と平均発生荷重は、一次式の応答曲面で精度良く表せた.
5. Progressive crushing モード発生の有無の検討の結果、予測されたコーナ部の応力は直線部の応力の 2.34 倍で、発生荷重におけるコーナ部の寄与は高かった.

第3章 動的落錘試験と解析

3.1 動的高速落錘試験

3.1.1 試験装置と試験条件

圧縮の試験装置は株式会社前川試験機製作所製の落錘試験機を用いた。Loading plate の表面形状は平面形状を用いた。錘体は定格容量 450kN のロードセルに Loading plate をセットして総重量 500kg とした。速度は FMVSS No.214 Rigid Pole Side Impact Test 相当の 21.44mph とした。Fig. 3.1 に試験装置に設置された試験体を Fig. 3.2 に落錘試験機の構造概略と落錘を示す。錘体は試験体の垂直方向 4.63m の高さまで釣り上げた後に自由落下させ、衝突速度 21.44mph(9.53m/s)を作り出している。試験区間 100mm を越えた約 120mm の位置に Damper pipe を設置して落錘を停止させた。

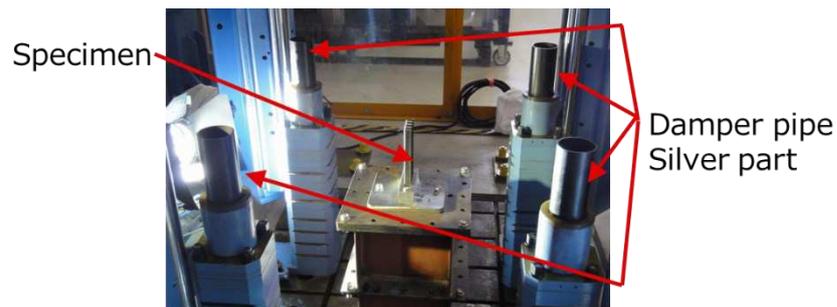


Figure 3.1 Experimental setup for the dynamic crushing experiment

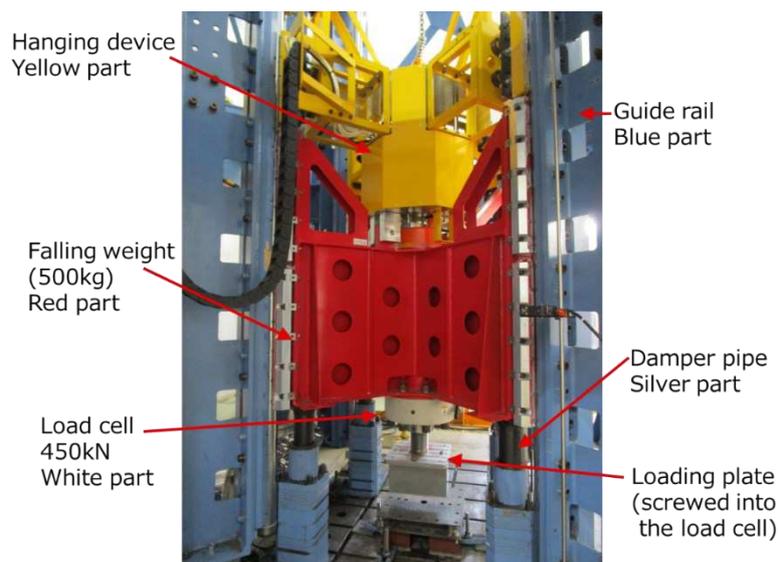


Figure 3.2 Drop weight impact test device (High speed)

3.1.2 荷重特性と試験体の観察結果

準静的および動的圧縮試験で得られた荷重・変位曲線を Fig. 3.3 から Fig. 3.14 に示す。全ての準静的試験と動的試験の波形を比較すると、動的の発生荷重は低く、平均荷重付近で大きく振動した。これは、動的な破壊モードが Fragmentation モードであったので、準静的試験の Splaying モードよりも荷重が低くなった。また、Fragmentation モードは大きく破砕して平均荷重付近の値で大きく振動した。積層数が 8ply から 12ply に増加したことで、準静的試験と動的試験の発生荷重の差が大きくなった。MCF 付近の波形については 8ply の振幅と比較して 12ply の方が大きく振れた。積層数が 16ply では 12ply と比較して準静的荷重と動的荷重の差が大きくなった。MCF 付近の波形について 12ply の振幅と比較して大きな差は見られなかった。本試験ではすべての動的試験で準静的試験の発生荷重を下回った。

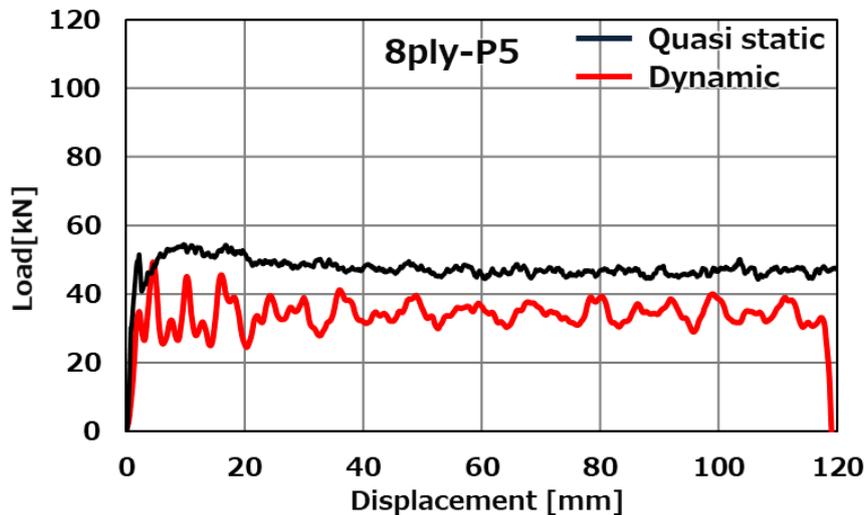


Figure 3.3 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 8ply-P5

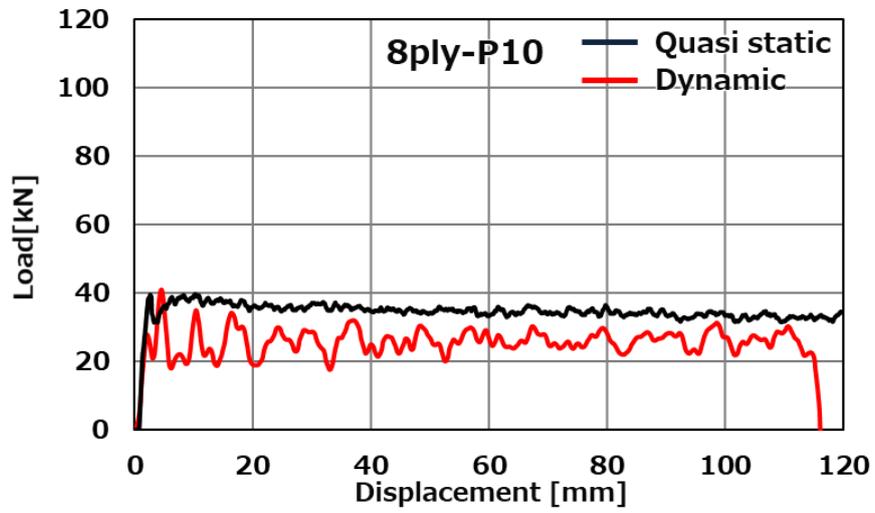


Figure 3.4 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 8ply-P10

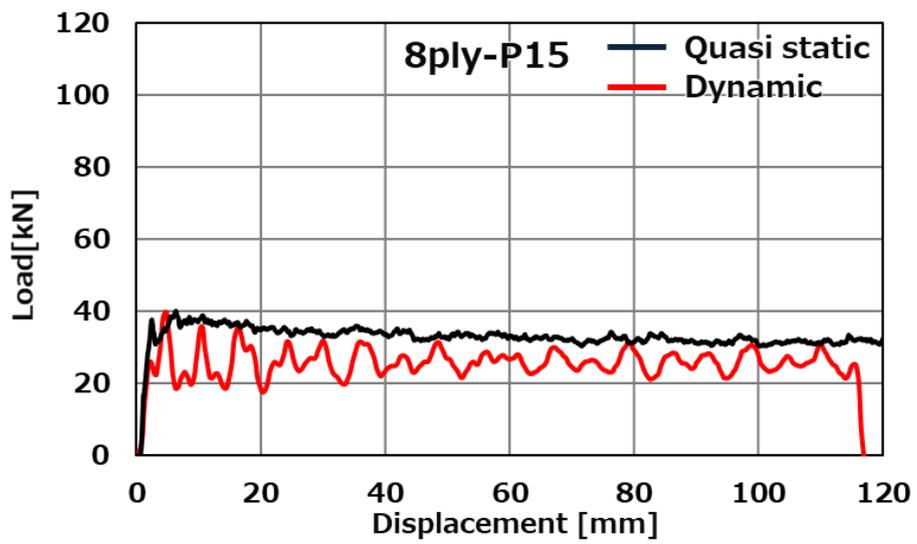


Figure 3.5 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 8ply-P15

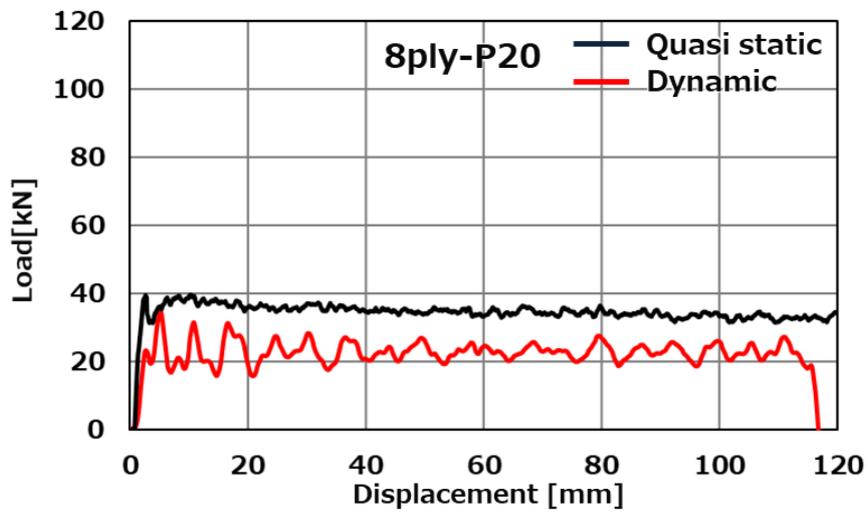


Figure 3.6 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 8ply-P20

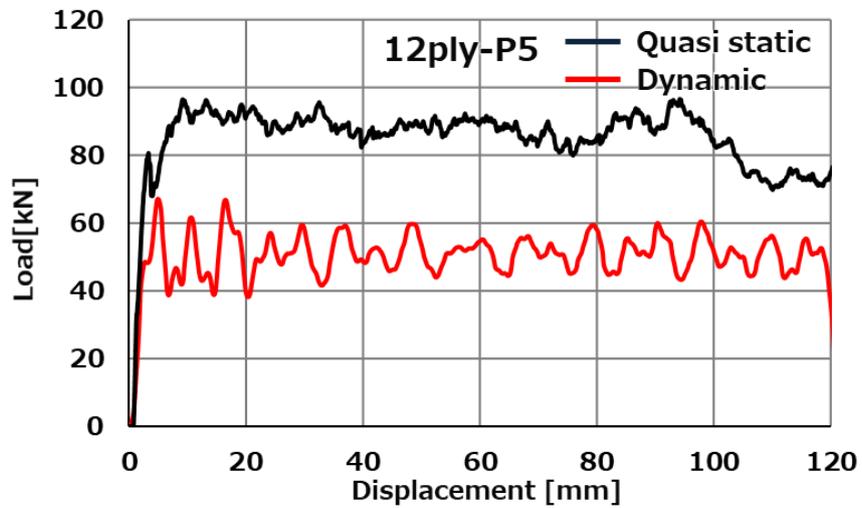


Figure 3.7 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 12ply-P5

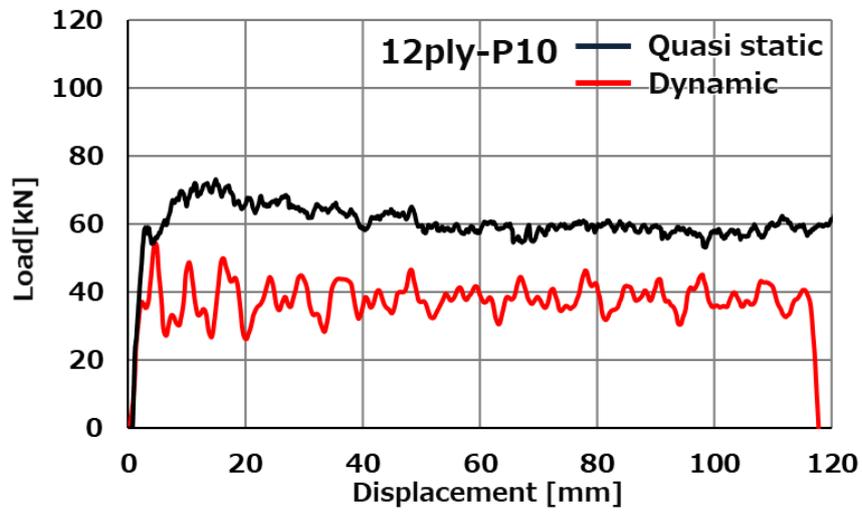


Figure 3.8 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 12ply-P10

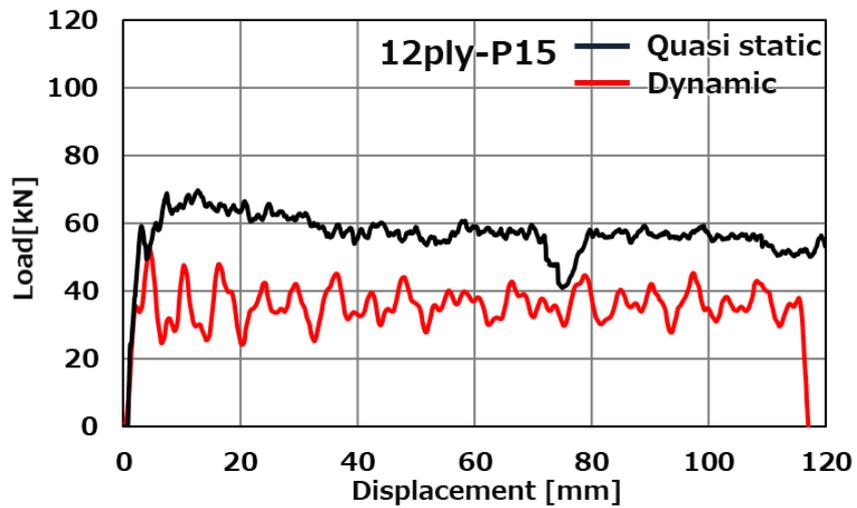


Figure 3.9 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 12ply-P15

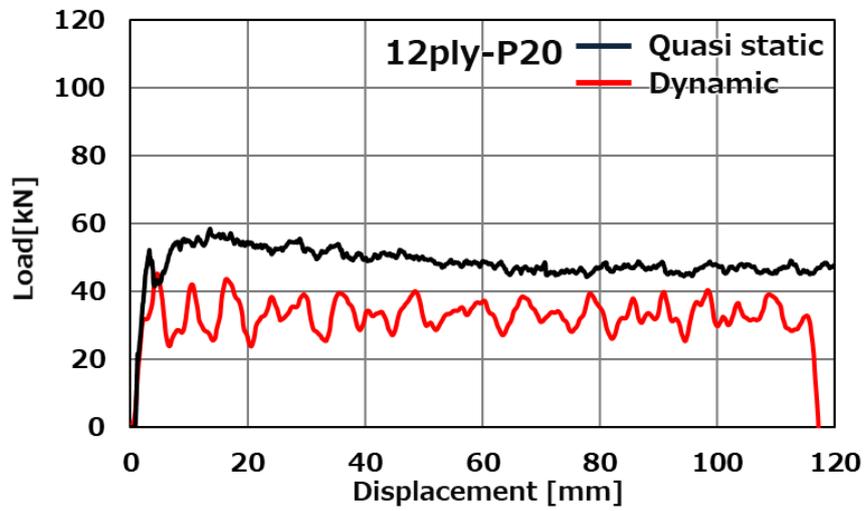


Figure 3.10 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 12ply-P20

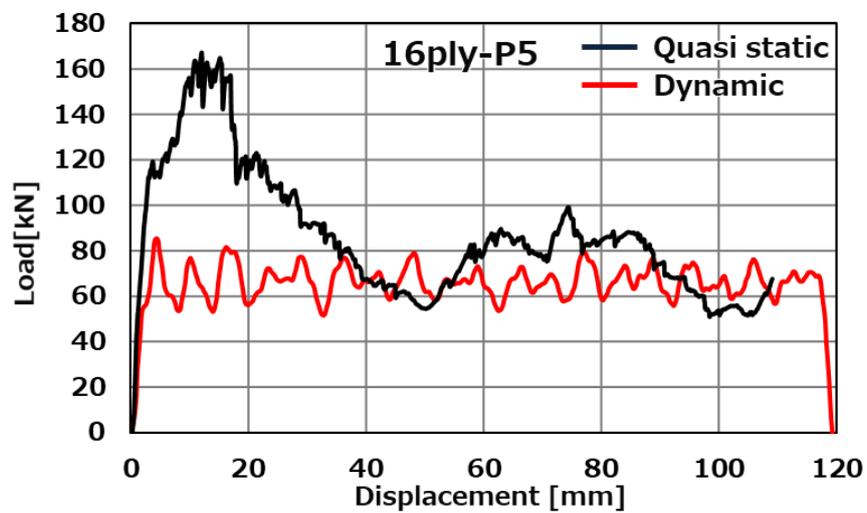


Figure 3.11 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 16ply-P5

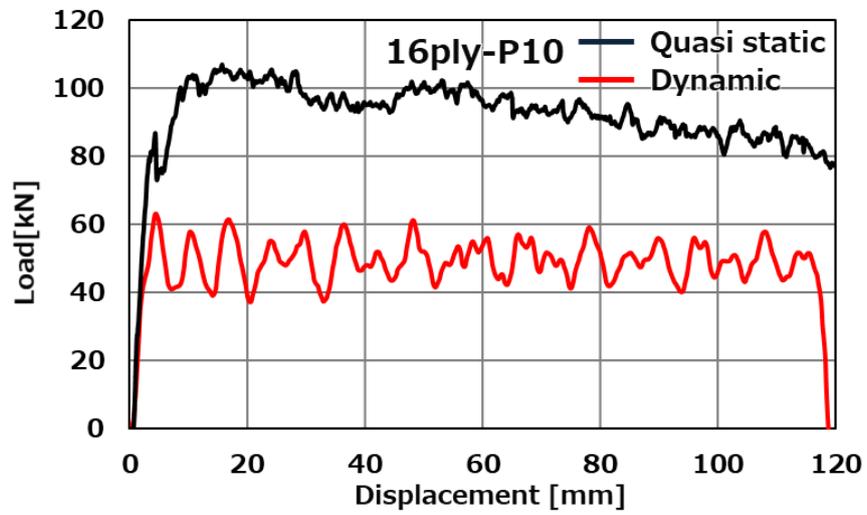


Figure 3.12 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 16ply-P10

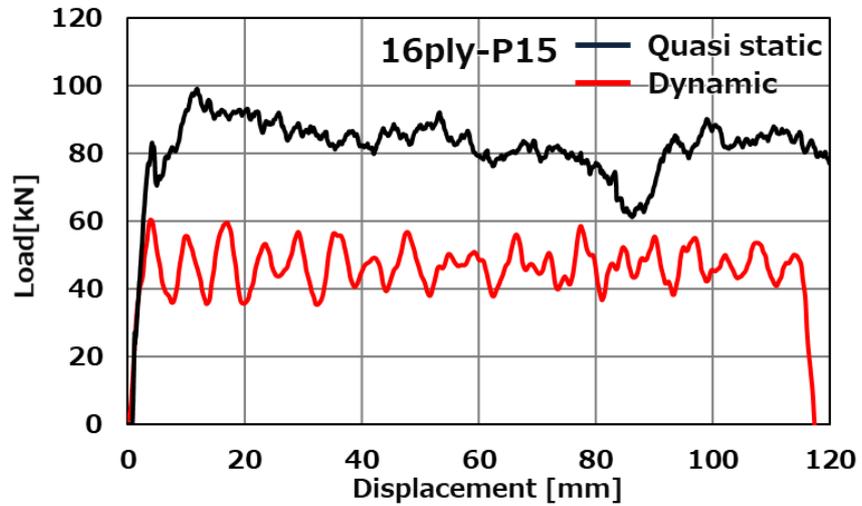


Figure 3.13 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 16ply-P15

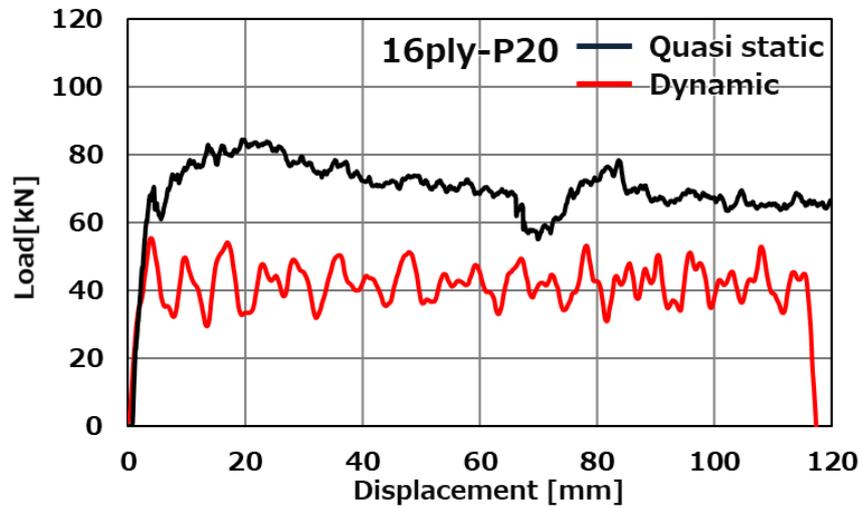


Figure 3.14 Comparison of quasi-static and dynamic load-displacement curves in 16ply-P20

Fig. 3.15 に試験体の変形過程を代表として 12ply-P15 を示す。Fig. 3.16 に 12ply-P15 の準静的試験の変形過程を示す。破壊モードは全ての試験体で Progressive crushing モードの Fragmentation モードであった。Fig. 3.17 に準静的および動的試験後の試験体を示す。

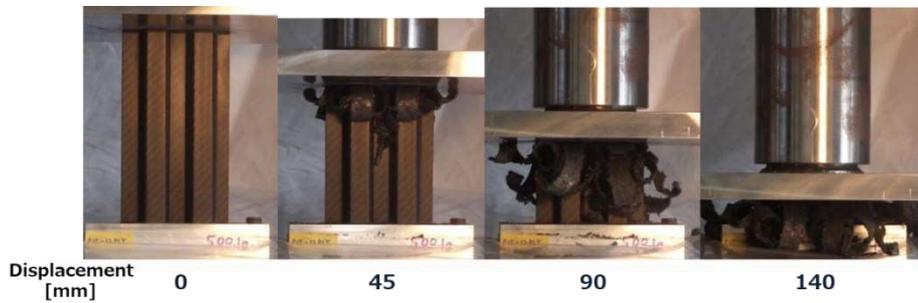


Figure 3.15 Dynamic crushing test (Case: 12ply-P15)

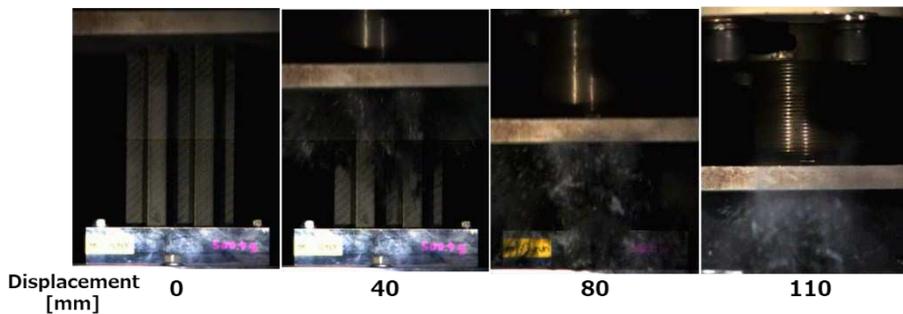


Figure 3.16 Quasi static crushing test (Case: 16ply-P5)

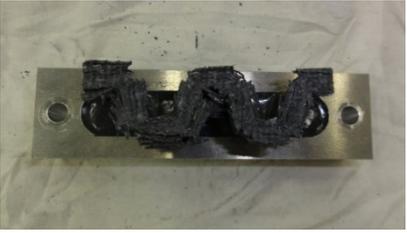
Schematic view		
Plan view		
	(a) Specimen after crushing of quasi static (Case: 12ply-P15)	(b) Specimen after crushing of dynamic (Case: 12ply-P15)

Figure 3.17 Specimen comparison after quasi-static and dynamic tests

3.2 動的高速落錘試験の解析と考察

3.2.1 エネルギー吸収における質量効率を予測する応答曲面モデル

積層数を変化させた時の SEA と Pitch の関係を Fig. 3.18 に示す。Fig. 3.18 より動的の SEA の特徴は、準静的よりも低く横ばいである。積層数と Pitch を説明変数、SEA を目的変数として重回帰分析を行う。説明変数と目的変数を Table 3.1 に示す。

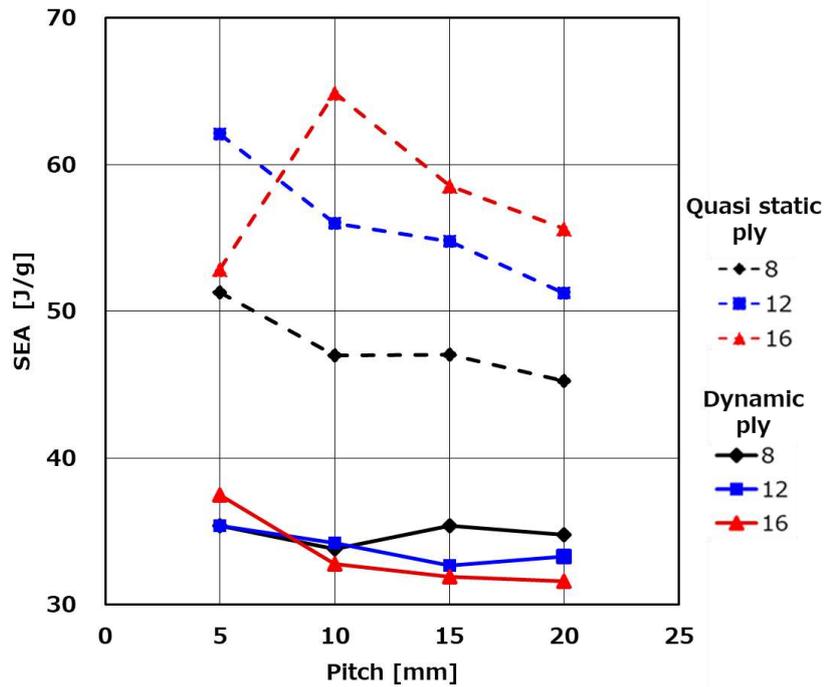


Figure 3.18 Specific energy absorption (SEA) - Pitch curves

Table 3.1 Explanatory variable and response variable for dynamic impact tests

Explanatory variable		Response variable
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	SEA [J/g]
8	5	35.4
	10	33.8
	15	35.4
	20	34.8
12	5	35.4
	10	34.2
	15	32.7
	20	33.3
16	5	37.5
	10	32.8
	15	31.9
	20	31.6

重回帰分析を全ての試験結果を使用して行った。

Table 3.2 に全ての試験結果の分析結果を示す。p 値が 0.05 未満を統計的に有意とみなす。

Table 3.2 Multiple regression analysis results for dynamic of SEA

Item	Partial regression coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	95% confidence interval	
			Lower	Upper
Intercept	38.4***	1.75	34.4	42.3
Number of stacks	-0.175	0.121	-0.449	0.0988
Pitch	-0.177*	0.070	-0.337	-0.0174
Multiple R-Squared (R^2)		0.482		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.367		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.01

No mark indicates that statistical significance exceeds 0.05

このモデルは積層数の p 値が 0.05 よりも大きく、95%信頼区間の値に 0 が含まれる事から説明変数は目的変数を説明できていない。決定係数 R^2 は 0.482、自由度調整済み決定係数 R'^2 は 0.367 と低い精度を示す事から、動的試験は形状要素と SEA の相関は低いと言える。

3.2.2 単位長さ当たりの発生荷重の応答曲面モデル

積層数とピッチを説明変数, CFL を目的変数として重回帰分析を行う。

説明変数と目的変数を Table 3.3 に, 重回帰分析結果を Table 3.4 に示す。このモデルの決定係数 R^2 は 0.989, 自由度調整済み決定係数 R'^2 は 0.987 と良好な値を示す。そして、このモデルの p 値は 0.05 よりも小さく, 95%信頼区間の値に 0 が含まれない事から、説明変数は目的変数を説明できている。よって、本モデルは CFL を求める応答曲面と言える。よって、得られた応答曲面モデルにより、CFRP コルゲート型構造部品のエネルギー吸収予測のためのサロゲートモデルが導出された。

Table 3.3 Explanatory variable and response variable for dynamic impact tests

Explanatory variable		Response variable
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	CFL [kN/mm]
8	5	0.194
	10	0.185
	15	0.189
	20	0.183
12	5	0.289
	10	0.271
	15	0.261
	20	0.267
16	5	0.379
	10	0.354
	15	0.341
	20	0.337

Table 3.4 Multiple regression analysis results for dynamic of CFL

Item	Partial regression		95% confidence interval	
	coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	Lower	Upper
Intercept	0.0437**	0.0104	0.201	0.0672
Number of stacks	0.0206***	0.0007	0.0190	0.0226
Pitch	-0.00163**	0.0004	-0.00258	-0.0007
Multiple R-Squared (R^2)	0.989			
Adjusted R-Squared (R'^2)	0.987			

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.01

推定式で得られた準静的および動的の応答曲面と試験結果を Fig. 3.19 に示す。

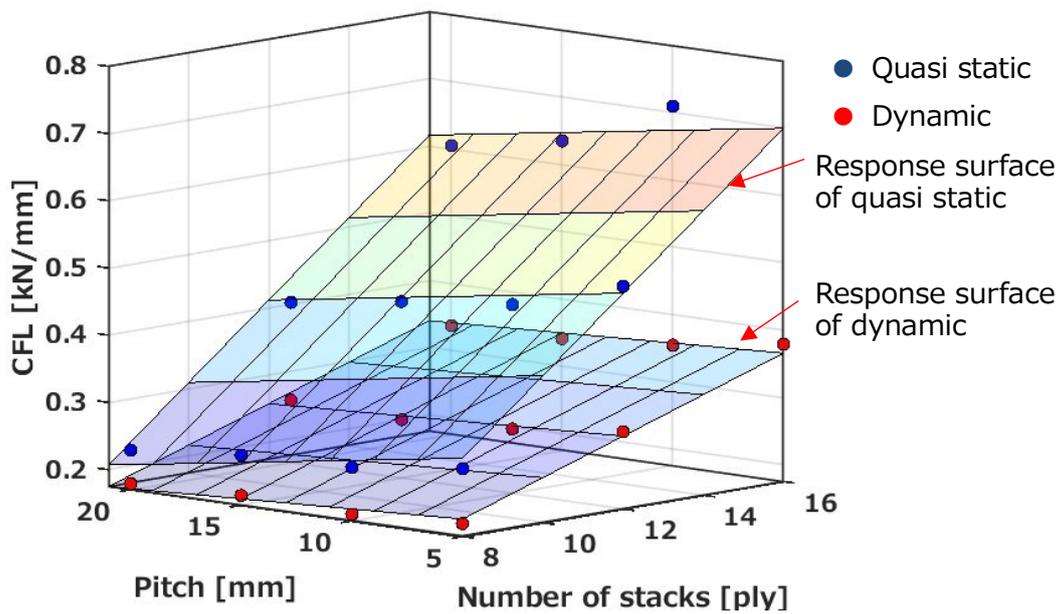


Figure 3.19 Response surfaces and test results for quasi static and dynamic tests

3.2.3 コーナ部と直線部の応力モデルを用いた荷重発生現象理解

荷重発生現象を理解するために Pitch と積層数の説明変数を、コルゲート断面の幾何学要素の直線部とコーナ部の断面積に説明変数を変えて重回帰分析を行う。Fig. 3.20 の断面図に示すようにコーナ部の断面積は、内側と外側の R 止まり点を結ぶ線で囲まれた部分である。MCF を目的変数、直線部とコーナ部の断面積を説明変数にして切片無しの重回帰分析で得られる偏回帰係数は応力値を示す。応力値は目的変数 MCF が kN 単位なので偏回帰係数を 1000 倍して得る。

このモデルの p 値は 0.05 よりも小さく、95%信頼区間の値に 0 が含まれない事から、説明変数は目的変数を説明できている。このモデルの応力値は 184MPa で直線部の応力値 84MPa より 2.19 倍高い。以上より Fragmentation モードにおいてコーナ部の応力の寄与が高い事を示す。この比率は準静的試験で得られた値とほぼ同等である。

Table 3.5 に説明変数と目的変数を示し、Table 3.6 に重回帰分析結果を示す。

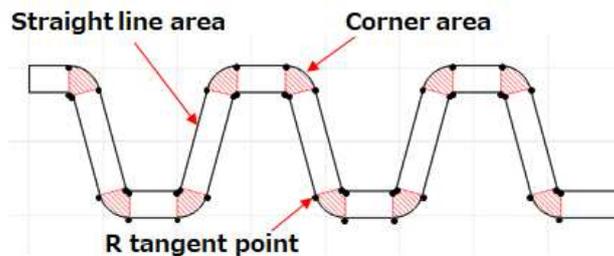


Figure 3.20 Straight line area and corner area of corrugate structure

Table 3.5 Explanatory variable and response variable for dynamic impact tests

Case	Explanatory variable			Response variable
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	Corner area (CA) [mm ²]	Straight-line area (LA) [mm ²]	MCF [kN]
8	5	72.4	242	34.3
	10	45.2	204	25.9
	15	36.2	209	26.1
	20	27.1	196	23.0
12	5	108.5	363	51.2
	10	67.8	306	37.9
	15	54.3	313	36.0
	20	40.7	294	33.5
16	5	144.7	484	67.1
	10	90.4	408	49.6
	15	72.4	418	47.0
	20	54.3	393	42.3

Table 3.6 Multiple regression analysis results for dynamic impact test of MCF

Item	Partial regression coefficient (β_1, β_2)	Std. error	95% confidence interval	
			Lower	Upper
Corner area (CA)	0.184***	0.0159	0.149	0.220
Straight-line area (LA)	0.084***	0.0360	0.0758	0.0919
Multiple R-Squared (R^2)		0.999		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.999		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

3.3 動的低速落錘試験の結果と解析

3.3.1 試験装置と試験条件

動的低速圧縮の試験装置は、低速でも衝突エネルギーを高めるために 500 kg 以上の錘体重量が搭載できる IMATEK IM100F 落錘試験機を用いた。尚、株式会社前川試験機製作所製の落錘試験機で得られた試験結果との差が無い事は事前の試験で確認できている。Loading plate の表面形状は平面形状を用いた。錘体重量は 662.7kg とし、錘体衝突速度は試験区間 80mm 以内で錘体速度が 0m/s に達する 3.28m/s とした。Fig. 3.21 に試験装置の全景と落錘斜視図を示す。試験体は準静的試験の SEA が最も高かった 12ply-p5 を代表とした。

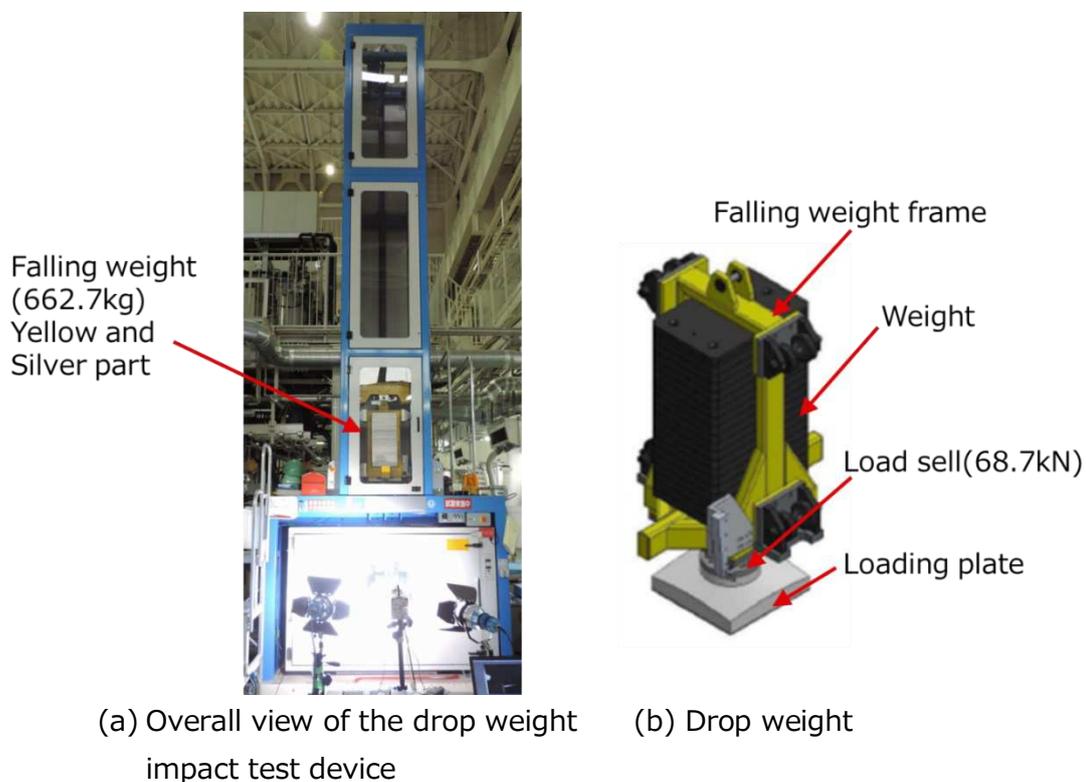


Figure 3.21 Drop weight impact test device (Low speed test)

3.3.2 荷重特性と試験体の観察結果

落錘の運動エネルギーを CFRP コルゲート構造の発生荷重で全て吸収しているので、圧縮試験におけるエネルギーの釣り合いを確認する。エネルギーの釣り合式を式(3.1)に表す。

$$E = \frac{1}{2} Mv^2 = FS \quad (3.1)$$

ここで、 M は落錘重量、 v は試験速度、 F は発生荷重、 S は変形量とする。本試験のシステムエネルギーの誤差は5%で良好な試験結果であると言える。誤差は、式(3.1)より試験速度が2乗である事からエネルギーに占める割合が大きいと推測される。この他、ロードセルの荷重計測誤差などが考えられる。Fig. 3.22 に落錘が持つ運動エネルギーと CFRP コルゲート構造が発生したエネルギー、両方を足し合わせたシステムエネルギーを示す。

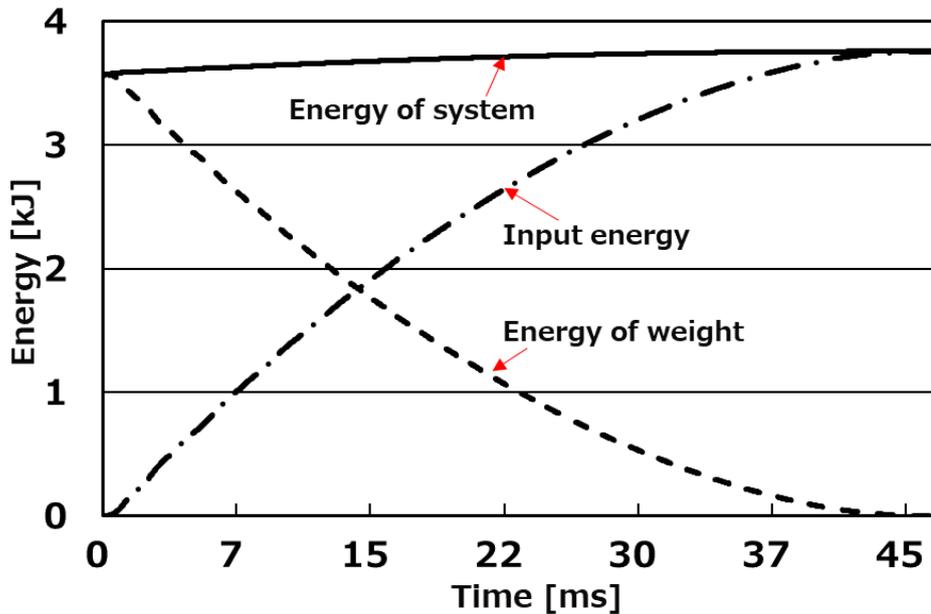


Figure 3.22 Energy Time Diagram of Inertial Energy, Absorbed Energy and System Energy

低速落錘試験の初期段階では、高速落錘試験で得られた発生荷重とほぼ同等の波形を示した。その後、徐々に振幅が小さくなり平均荷重の上昇が観察された。圧縮試験で得られた荷重・変位曲線を Fig. 3.23 に示す。

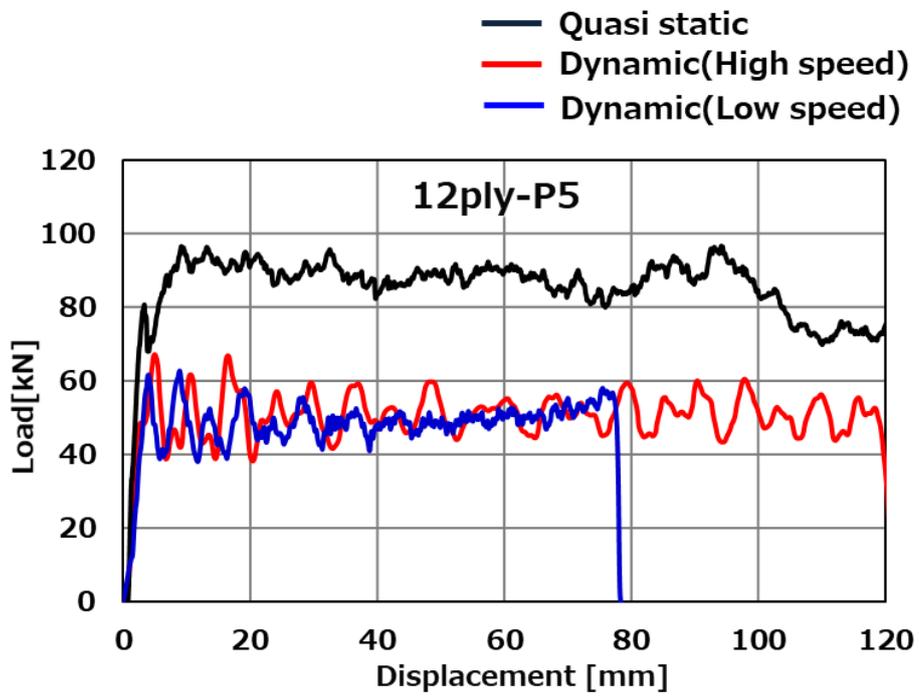


Figure 3.23 Load-displacement curves for quasi-static impact test and high speed dynamic impact test and low speed dynamic impact test on 12ply-p5

二つの試験体を比較すると、高速の試験体の端部はささくれ立ち層間せん断破壊によるクラックが観察されるが、低速の試験体は高速の試験体と比べて葉状の破片が増えており Splaying モードに近い形になっている。 Fig. 3.24 に高速並びに低速落錘試験後の試験体を示す。

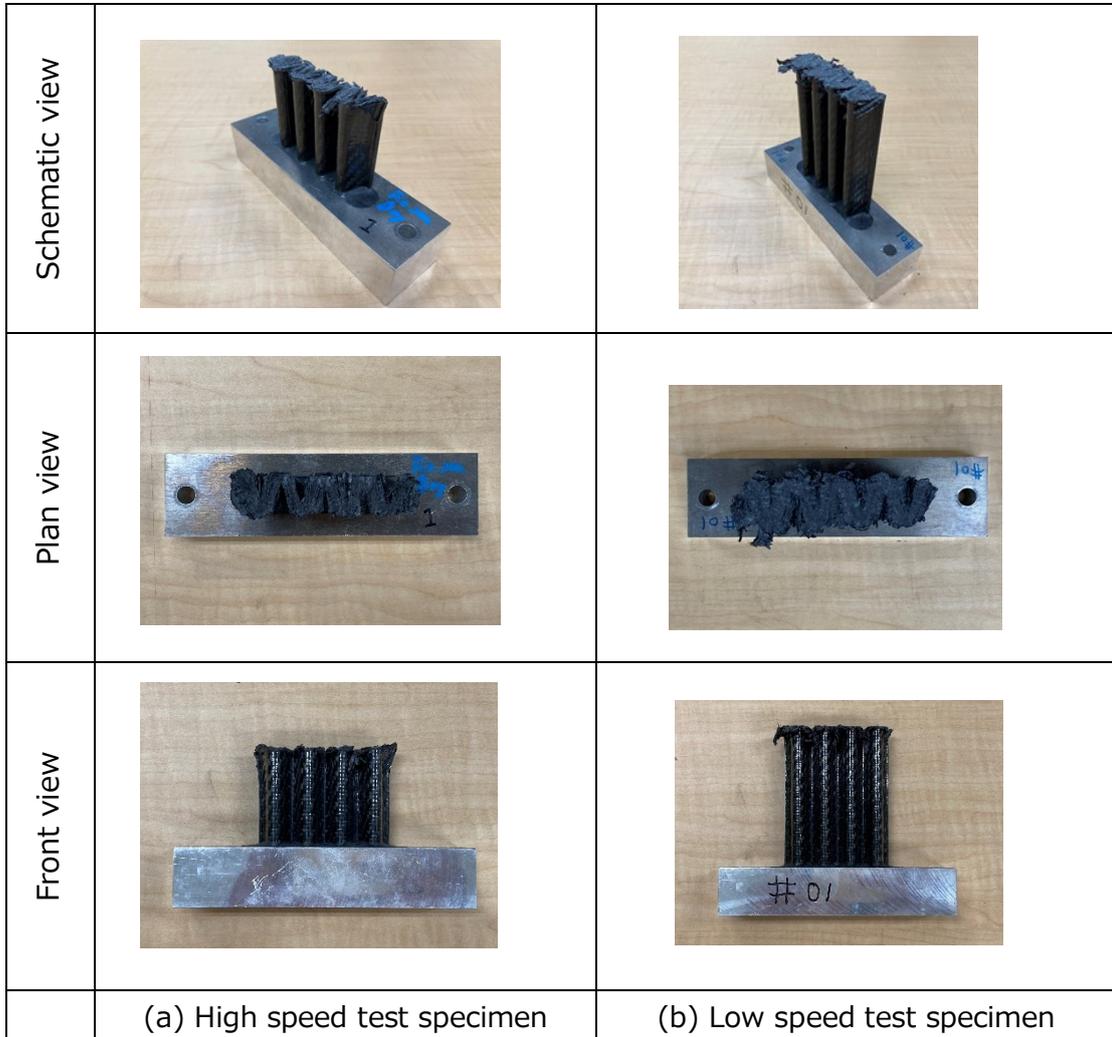
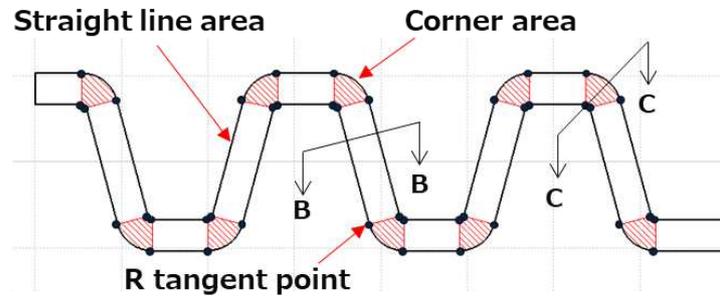


Figure 3.24 Diagram of specimen after high speed and low speed impact tests

3.3.3 破壊部の断面マクロ解析

高速落錘試験および低速落錘試験で得られた試験片の断面マクロ撮影により破壊部の状態を観察した。断面の切り出し位置は、直線部とコーナ部とした。エポキシ樹脂に埋めて研磨した断面マクロ写真と断面切り出し位置を Fig. 3.25 に示す。マクロ写真の観察から低速落錘試験のコーナ部は Splaying モードに遷移していることが分かった。それ以外の断面は Fragmentation モードである事から、コーナ部が Splaying モードに遷移した事で発生荷重が上昇したと考えられる。

落錘試験で得られた荷重・変位曲線を分析して Fragmentation モードから Splaying モードに移る変化点を抽出する。



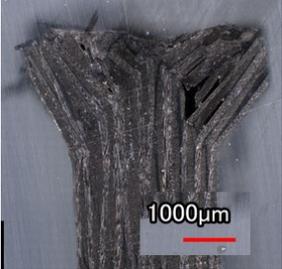
Straight line	 <p>Section BB</p>	 <p>Section BB</p>
Corner	 <p>Section CC</p>	 <p>Section CC</p>
	(a) High speed test specimen	(b) Low speed test specimen

Figure 3.25 Cross-sectional macro comparison after high-speed and low-speed impact tests

3.3.4 破壊モードの変化点抽出 時系列分析ツール Changepoint パッケージ

Fragmentation モードから Splaying モードに遷移する変化点の抽出には、オープンソースの統計解析ソフト R 言語の changepoint パッケージを利用した[84,85]. changepoint パッケージは尤度比検定に基づいて平均もしくは分散の他に、平均と分散の 3 種類の変化点を検出するパッケージである。荷重・変位曲線では、波形の振幅と周波数の変化がみられるため、平均と分散の変化を検出した。変化点の探索は複数の変化点を抽出するので、Pruned Exact Liner Time (PELT) を適用した。Fig. 3.26 に変化点検出結果を示す。領域 A は Fragmentation モードの破壊領域、領域 B は Fragmentation モードから Splaying モードに遷移して発生荷重が上昇する領域として分類した。この時、領域 B に切り替わる落錘速度は 1.93m/s であった。このことから CFRP コルゲート構造は、高速落錘試験で得られた応答曲面から準静的試験で得られた応答曲面に向かって荷重上昇すると言えるので、2 面に挟まれた範囲が設計空間である事が示された。

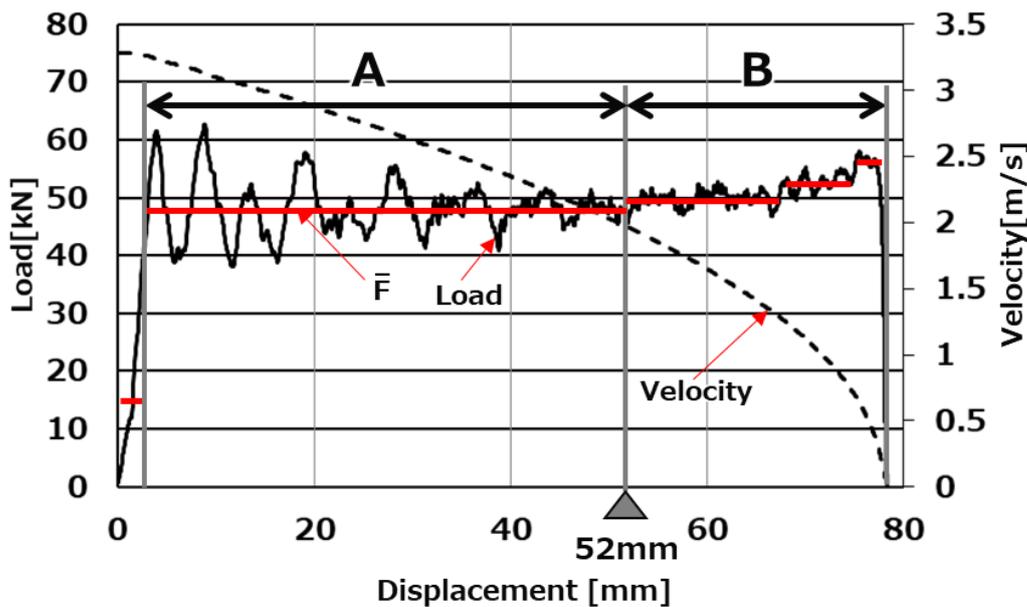


Figure3.26 Load-displacement diagram analysis results using the Changepoint package

3.4 結言

動的な圧縮変形を受ける CFRP コルゲート型部品において、応答曲面を用いた仕様決定のための設計方法を提案した。

動的な SEA は統計的な有意はみられなかったが、CFL の応答曲面は高い精度で生成された。衝突速度が低下する際に発生荷重の上昇が観察された。このことから CFRP コルゲート構造の応答曲面は動的特性を表す応答曲面と準静的特性を表す応答曲面の 2 つの面で囲まれた設計空間である事が示され、提案の設計方法の有効性が示された。提案の応答曲面モデルで示された設計空間で内挿される仕様は、追加試験が不要であることから設計期間とコストを削減できる事を示した。

以下に得られた知見をまとめる。

1. SEA は準静的特性よりも低かった。
2. SEA における積層数は統計的に有意とは言えなかった。
3. 試験体の積層数と Pitch を変化させた時の平均発生荷重は、線形の応答曲面で精度良く表せた。
4. 動的平均荷重は準静的平均荷重に対して最大で 50.1%低下した。
5. 動的試験においても準静的試験と同様にコーナ部の応力は直線部の応力よりも高く 2.19 倍の寄与を示した。
6. 衝突速度が低下すると Fragmentation モードから Splaying モードに遷移した。
7. 衝突速度が 1.93m/s を下回ると発生荷重が上昇した。

第4章 準静的と動的の比較解析と考察

4.1 Progressive crushing モードの発生荷重の理論式

4.1.1 準静的(Splaying モード)の発生荷重理論式の検証

Fu[56]らが CFRP チューブ構造に提唱した発生荷重の理論式を使って CFRP コルゲート構造の平均荷重を計算する。平均荷重の理論式は第1章で示した式に、CFRP コルゲート構造に適用した三菱ケミカル株式会社製カーボンファイバー クロス プリプレグ TR3523 (エポキシ樹脂) の機械特性を代入して得る。

Table 4.1 に計算に用いる CFRP の機械的特性を示す。動摩擦係数は μ で表し、 θ は Debris wedge で引き裂かれた層間の角度を表し、 τ_{is} は ASTM D2344、 τ_{os} は面外せん断破壊試験、 G_I は DCB 試験のモード I で得た。ASTM E399 で取得する G_t は引っ張り強度比で設定した。 γ はコーナ部の破断数を調整する適合係数で $\gamma \geq 1$ の値を取る。今回は試験後の試験体の観察から、Fu らが採用した1コーナ当たり2カ所を示す2.0を採用した。Table 4.2 に計算結果を示す。

Table 4.1 Mechanical properties of CFRP laminate [0/90]

Symbol	Units	Values	Note
μ	N/mm	0.28	[56]
θ	rad	$\frac{\pi}{4}$	[56]
τ_{is}	MPa	75	
τ_{os}	MPa	150	
G_I	N/mm	0.42	
G_t	N/mm	200	
γ		2.0	[56]

Table 4.2 A Comparison of theoretical and experimental mean crushing forces for quasi static compression test

Number of stacks	Thickness	Pitch	Number of corners	Corner length	Straight line length	Theory F_{tl} (line)	Theory F_{tc} (corner)	Theory σ_{tl} (line)	Theory σ_{tc} (corner)	Theory F_{ta} (all)	Results F_r (all)	Discrepancy (1- F_r/F_{ta})
[ply]	[mm]	[mm]	[n]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[MPa]	[MPa]	[kN]	[kN]	[%]
8	1.76	5	16	41.1	137.4	34.9	26.10	144.29	360.71	61.0	49.3	19.1
		10	10	25.7	115.9	29.4	16.50	144.13	364.86	45.9	35.7	22.3
		15	8	20.6	118.7	30.1	13.20	144.06	364.86	43.3	34.4	20.7
		20	6	15.4	111.5	28.3	9.90	144.16	364.86	38.2	29.3	23.2
12	2.64	5	16	41.1	137.4	52.3	39.60	144.15	364.86	91.9	89.6	2.5
		10	10	25.7	115.9	44.1	24.70	144.13	364.12	68.8	63.8	7.2
		15	8	20.6	118.7	45.1	19.80	143.90	364.86	64.9	60.2	7.2
		20	6	15.4	111.5	42.4	14.80	143.99	363.63	57.2	51.8	9.5
16	3.52	5	16	41.1	137.4	69.7	52.80	144.08	364.86	122.5	93.4	23.8
		10	10	25.7	115.9	58.7	33.00	143.89	364.86	91.7	99.4	-8.4
		15	8	20.6	118.7	60.2	26.40	144.06	364.86	86.6	87.5	-1.0
		20	6	15.4	111.5	56.5	19.80	143.91	364.86	76.3	75.9	0.6

理論値の精度を平均絶対パーセント誤差（Mean Absolute Percentage Error 以降 MAPE と表す）を用いて検証する。MAPE は、主に時系列予測や回帰問題における出力層の評価関数としても用いられ、単位はパーセントである。データを n 、予測値を \hat{y}_i 、試験値を y_i とすると MAPE は式 (4.1) で表せる。

$$MAPE = \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{\hat{y}_i - y_i}{y_i} \right| \quad (4.1)$$

Table 4.1 に示した予測値において、Progressive crushing モードでは無かった 16ply-P5 を除いた MAPE は 13.3% であった。試験結果と理論値を比較したグラフを Fig. 4.1 に示す。理論値と試験結果の誤差 0% を点線で示す。試験結果と理論値の相関係数は 0.991 で強い相関を示した。

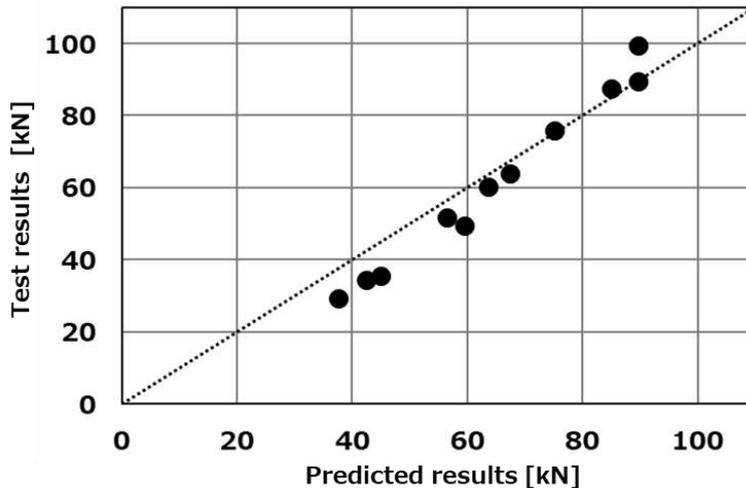


Figure 4.1 Comparison of test results and predicted results for quasi static test

4.1.2 準静的発生荷重理論式の精度向上検証

Table 4.2 において、Fu モデルで予測された平均発生荷重は、積層数が 8ply の仕様で 19.1% から 23.2%、脆性破壊した 16ply-P5 の予測誤差は 23.8% と低かった。8ply 仕様は、全ての仕様で予測荷重が試験結果を上回った。発生荷重の観点で Fu モデルの理論式を見ると w_{os} の発生荷重が高いことから、試験では面外せん断破壊ではなく、層間せん断破壊であったと予測される。8ply は全て層間せん断破壊であったと仮定して式 (4.2) を提案する。式 (4.2) で試算した結果を Table 4.3 に示す。

$$F = \frac{lG_I + nytG_t + \frac{4}{3}\tau_{is}tl \frac{\sin(\frac{\pi}{2} - \theta)}{\sin^2(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2})}}{1 - \mu} \quad (4.2)$$

Table 4.3 A Comparison of theoretical and experimental mean crushing forces for quasi static compression test on 8ply

Pitch	Trial calculation F_{tc}	Results F_r	Discrepancy $(1-F_r/F_{tc})$
[mm]	[kN]	[kN]	[%]
5	51.9	49.3	5.0
10	38.5	35.7	7.3
15	36.1	34.4	4.8
20	31.7	29.3	7.5

仮説検証の結果、誤差は 7.5%以下となり、理論値の精度が向上した。このことから 8ply から 10ply の間に面外せん断破壊を含む破壊から層間せん断破壊のみに遷移する点があると推測された。この仮説を検証するためには、繊維と樹脂の界面強度を計測するマイクロレベルの試験を含むマルチスケールモデルの研究で遷移点を導出できる可能性があると考えられる。面外せん断破壊を含む破壊から層間せん断破壊のみに遷移する点の導出は今後の課題である。

4.1.3 動的 (Fragmentation モード) の発生荷重の理論式導出

本節では、CFRP コルゲート構造で発現している Fragmentation モードの発生荷重の理論式を検討する。始めに断面マクロ画像の観察から破壊モードを考察する。Fig. 4.2 に高速試験の断面マクロの観察結果を示す。

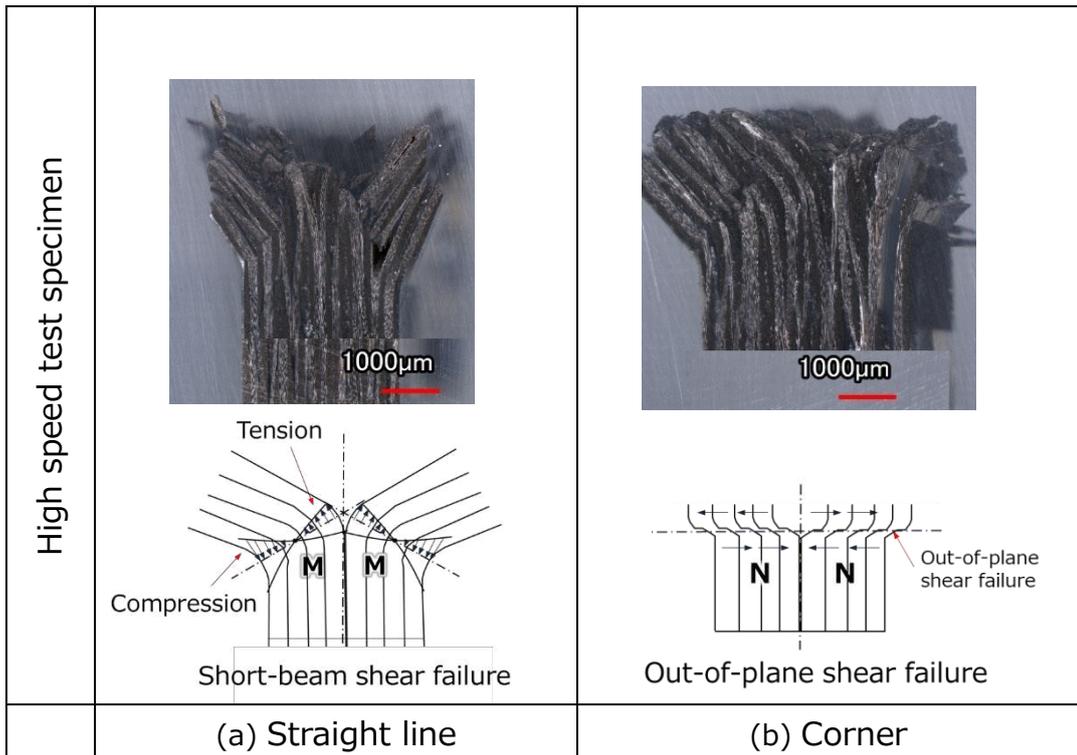


Figure 4.2 Straight line and corner section macro analysis

高速試験の断面マクロの結果から破壊モードを観察すると、直線部は層間せん断破壊、コーナ部は面外せん断破壊が発生していた。この観察結果から F_u モデルの理論式導出方法を参考にして、新たに Fragmentation モードの発生荷重の理論式を提案する。Fig. 4.3 に破壊端部の模式図とロードパスの分解図を示す。ここで F は Loading plate の発生荷重を表し、Debris wedge で引き裂かれた層間角度のうち層間せん断は θ_{is} 、面外せん断を θ_{os} と表し、層間せん断荷重を F_{is} 、面外せん断荷重を F_{os} と表すし、 t は板厚を表す。

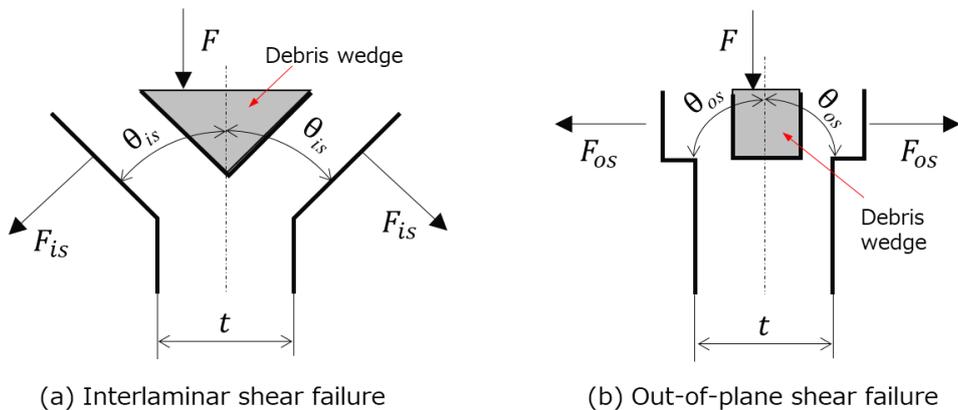


Figure 4.3 The schematic of failure mode in analytical model

Fragmentation モードは Loading plate が接触した部分が破碎されながら荷重を発生しているので、Fu モデルの理論式にある摩擦エネルギー率 \dot{w}_f は発生しない。断面マクロ画像の観察から、直線部とコーナ部双方に断面中央部の層間剥離がみられることから層間剥離エネルギー率 \dot{w}_d とする。直線部の断面観察から層間せん断破壊であると考えられるので、層間せん断エネルギー率 \dot{w}_{is} とする。コーナ部の断面観察から面外せん断破壊であると考えられるので面外せん断破壊エネルギー率 \dot{w}_{os} とする。そして試験後の試験体の観察で直線部とコーナ部の接点では表面せん断破壊が起きていると考えられるので \dot{w}_t をコーナ部の表面せん断のエネルギー率として、Loading plate に発生するエネルギー率は式(4.3)で表される。

$$F \cdot v = \dot{w}_d + \dot{w}_{os} + \dot{w}_{is} + \dot{w}_t \quad (4.3)$$

\dot{w}_d は Fu の理論式と同様に式(4.4)で表される。

$$\dot{w}_d = lG_I v \quad (4.4)$$

面外せん断エネルギー率 \dot{w}_{os} は面外せん断荷重 F_{os} により式(4.5)で表される。

$$\dot{w}_{os} = F_{os} v = \tau_{os} l_{corner} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{os}\right) v \quad (4.5)$$

ここで τ_{os} は面外せん断応力、 t を板厚、 l_{corner} をコーナ部の周長を表す。

層間せん断エネルギー率は式(4.6)で表される。

$$\dot{w}_{is} = F_{is} v = \frac{4}{3} \tau_{is} l_{line} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{is}\right) v \quad (4.6)$$

表面せん断エネルギー率 \dot{w}_t は式(4.7)で表される。

$$\dot{w}_t = n\gamma G_t v \quad (4.7)$$

ここで n はコーナの数、 γ は 1 つのコーナあたりに発生する引き裂きの数、 G_t は ASTM E399 に準拠した引張試験で測定できる層内ひずみエネルギー解放率を表す。

発生荷重 F は式(4.8)で表される。

$$F = (l_{line} + l_{corner})G_I + n\gamma t G_t + \frac{4}{3} \tau_{is} l_{line} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{is}\right) + \tau_{os} l_{corner} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{os}\right) \quad (4.8)$$

なお、Fu らの式を拡張するにあたり、静動比を考慮する必要がある。内藤ら[68]の研究では、せん断において動的荷重は約 11% 上昇する事が報告されている。繊維方向の引っ張りの静動比はほぼ見られない[86,87]。層間剥離については Siebe[88]は、層間剥離において動的な G_I 値はクロス材の場合に約 30%の減少が報告されている。

動的な発生荷重を求める静動比を加えた最終的な式は (4.9) で表される。

$$F = (l_{line} + l_{corner})G_I \alpha_d + n\gamma t G_t + \frac{4}{3} \tau_{is} l_{line} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{is}\right) \alpha_s + \tau_{os} l_{corner} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{os}\right) \alpha_s \quad (4.9)$$

ここで層間剥離の静動比を α_d , せん断の静動比を α_s とした。

直線部の発生荷重 F_{line} は式(4.10)で表される。

$$F_{line} = l_{line} G_I \alpha_d + \frac{4}{3} \tau_{is} l_{line} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{is}\right) \alpha_s \quad (4.10)$$

コーナ部の発生荷重 F_{corner} は式(4.11)で表される。

$$F_{corner} = l_{corner} G_I \alpha_d + n\gamma t G_t + \tau_{os} l_{corner} t \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_{os}\right) \alpha_s \quad (4.11)$$

計算に用いる CFRP 材料の機械的特性を Table 4.4 に示す。

Table 4.4 Mechanical properties of CFRP laminate [0/90]

Symbol	Units	Values	Note
μ	N/mm	0.28	[56]
θ_{is}	rad	$\frac{\pi}{4}$	[56]
θ_{os}	rad	0	
τ_{is}	MPa	75.0	
τ_{os}	MPa	150.0	
G_I	N/mm	0.42	
G_t	N/mm	200	
γ		2.0	[56]
α_d		0.7	[88]
α_s		1.1	[68]

μ は動摩擦係数を表し、 θ は Debris wedge で引き裂かれた層間の角度を表し、 τ_{is} は ASTM D2344、 τ_{os} は面外せん断破壊試験、 G_I は DCB 試験のモード I で得た。ASTM E399 で取得する G_t は引っ張り強度比で設定した。 γ はコーナ部の破断数を調整する適合係数で $\gamma \geq 1$ の値を取る。ここで試験後の試験体の観察から、Fu らが採用した 1 コーナ当たり2カ所を示す 2.0 を採用した。 Table 4.5 に計算結果を示す。

Table 4.5 A Comparison of theoretical and experimental mean crushing forces for dynamic impact test

Number of stacks	Thickness	Pitch	Number of corners	Corner length	Straight line length	Theory F_{tl} (line)	Theory F_{tc} (corner)	Theory σ_{tl} (line)	Theory σ_{tc} (corner)	Theory F_{ta} (all)	Results F_r (all)	Discrepancy γ (1- F_r/F_{ta})	Theory SEA	Results SEA
[ply]	[mm]	[mm]	[n]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[MPa]	[MPa]	[kN]	[kN]	[%]	[J/g]	[J/g]
8	1.76	5	16	41.1	137.4	18.85	15.15	77.93	209.38	34.00	34.3	-1.0	36.1	35.4
		10	10	25.7	115.9	15.90	9.47	77.95	209.41	25.37	25.9	-2.0	34.0	33.8
		15	8	20.6	118.7	16.29	7.58	77.96	209.52	23.87	26.1	-9.3	33.2	35.4
		20	6	15.4	111.5	15.30	5.68	77.94	209.33	20.98	23.0	-9.7	32.9	34.8
12	2.64	5	16	41.1	137.4	28.26	21.12	77.89	194.59	49.38	51.2	-3.8	35.6	35.4
		10	10	25.7	115.9	23.83	13.20	77.88	194.59	37.03	37.9	-2.4	33.5	34.2
		15	8	20.6	118.7	24.41	10.56	77.88	194.59	34.97	36.0	-2.8	32.7	32.7
		20	6	15.4	111.5	22.94	7.92	77.91	194.59	30.86	33.5	-8.6	31.6	33.3
16	3.52	5	16	41.1	137.4	37.67	27.09	77.87	187.20	64.76	67.1	-3.6	35.8	37.5
		10	10	25.7	115.9	31.77	16.93	77.88	187.18	48.70	49.6	-1.9	33.4	32.8
		15	8	20.6	118.7	32.54	13.54	77.87	187.13	46.08	47.0	-1.9	32.3	31.9
		20	6	15.4	111.5	30.57	10.16	77.86	187.22	40.73	42.3	-3.8	31.3	31.6

新たに提案した理論式の MAPE は 3.99%であった。試験結果と理論値を比較したグラフを Fig. 4.4 に示す。理論値と試験結果の誤差 0%を点線で示す。試験結果と予測値の相関係数は 0.998 で強い相関を示した。

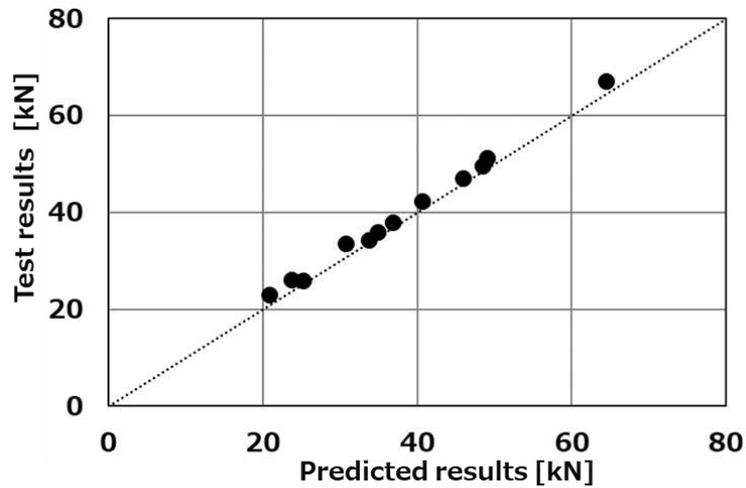


Figure 4.4 Comparison of test results and predicted results for dynamic impact test

4.1.3 動的（Fragmentation モード）の理論値を用いた SEA 検証

試験結果の SEA は、積層数と Pitch の相関は低かったが、SEA の理論値を用いて相関性を検証する。Table 4.6 に説明変数と目的変数を示し、Table 4.7 に重回帰分析結果を示す。このモデルの決定係数 R^2 は 0.913、自由度調整済み決定係数 R'^2 は 0.894 と相関が高い。そして、このモデルの p 値は 0.05 よりも小さいので統計的に優位とみなせ、95%信頼区間の値に 0 が含まれないことから、説明変数は目的変数を説明できている。

Table 4.6 Explanatory variable and response variable of the SEA theory value

Explanatory variable		Response variable
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	SEA [J/g]
8	5	36.1
	10	34.0
	15	33.2
	20	32.9
12	5	35.6
	10	33.5
	15	32.7
	20	31.6
16	5	35.8
	10	33.4
	15	32.3
	20	31.3

Table 4.7 Multiple regression analysis results for dynamic of the SEA theory value

Item	Partial regression		95% confidence interval	
	coefficient ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$)	Std. error	Lower	Upper
Intercept	38.0***	0.663	35.5	39.5
Number of stacks	-0.111*	0.046	-0.215	-0.007
Pitch	-0.253***	0.027	-0.314	-0.193
Multiple R-Squared (R^2)		0.913		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.894		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

* Coefficient estimated with a statistical significance of 0.05

SEA の理論値は積層数と Pitch と相関が高いことから、大きく外れた試験結果の SEA が相関を低くしていると考えられる。16ply-P5 及び 8ply-P15 と 8ply-P20、12ply-P20 の 4 つの仕様が理論値から外れており、発生荷重に大きくかわる破壊モードが理論と異なっていると思われる。試験結果の発生荷重が高いので応力が高まっていることは明らかだが、直線部もしくはコーナ部それとも全断面の応力が

高いのかは明らかにならない。この現象を解明するにはマイクロレベルの試験を合わせたマルチスケールモデルの研究が必要と考える。しかし、理論値との差が大きい仕様は試験結果の方が高い SEA を示したので、設計的なマージンがあることから運用上の問題にはならないので、この問題は今後の研究課題とする。Fig. 4.5 に SEA における Pitch と積層数の関係を試験結果と理論値を示す。

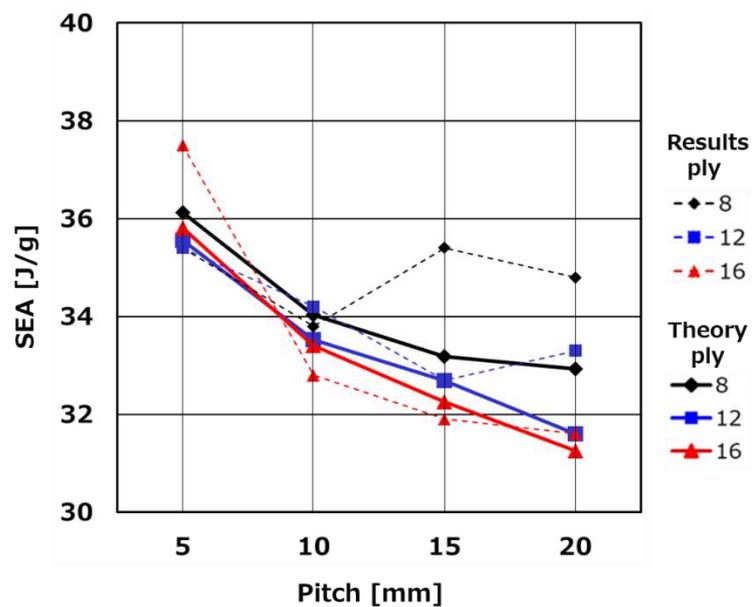


Figure 4.5 SEA comparison of test and predicted results

4.2 結言

本章では動的な圧縮荷重を受ける CFRP で成形したコルゲート型エネルギー吸収部品における平均発生荷重の理論式を新たに提案した。あわせて、準静的な圧縮荷重を受ける場合の平均発生荷重を Fu モデルの理論式で検証した。本論文で提案した動的な平均発生荷重の理論式は高い精度を示した。

以下に得られた知見をまとめる。

1. 8ply 仕様の準静的な平均発生荷重において、Fu モデルは 19.1%から 23.2%の誤差があり、予測精度は低かった。
2. 8ply 仕様の準静的な平均発生荷重において、Fu モデルをすべて層間せん断破壊として試算すると 7.5%以下の誤差となり精度が向上した。積層数が少ない仕様において、破壊モードが理論と異なっている可能性があり、予測精度向上の課題を示した。
3. 16ply-P5 の準静的な平均発生荷重において、Fu モデルは 23.8%の誤差があり、予測精度は低かった。Progressive crushing モード以外の予測精度の課題を示した。
4. Fu モデルの理論式において、Progressive crushing モードの準静的な平均発生荷重の MAPE 値は 13.3%であった。
5. Fu モデルの理論式において、準静的な平均発生荷重の相関係数は 0.991 で高い相関を示した。
6. 本論文で提案した動的な平均発生荷重の理論式の MAPE は 3.99%であった、相関係数は 0.998 で高い相関を示した。

第5章 本研究の成果

5.1 工学的な価値

軸圧縮を受ける CFRP コルゲート型構造部品の平均発生荷重を求める理論式導出において、直線部とコーナ部を分離して、破壊エネルギー率を定式化したことは工学的に価値が高いと考える。そして、試験結果の解析で直線部とコーナ部の面積を説明変数にして、それぞれの応力を求めた事も有効な手段であった。これを確認するためにコルゲート断面積を直線部とコーナ部に分けずに動的な応力を推定した場合に予測される平均発生荷重と、分けた場合の予測精度を検証する。

5.1.1 コルゲート断面を直線部とコーナ部で分けなかった場合の予測精度の算出

コルゲート形状の断面積と MCF を Table 5.1 に示す。

Table 5.1 Explanatory variable and response variable for dynamic impact tests using total cross-sectional area

Case		Response variable	
Number of stacks [ply]	Pitch [mm]	Cross-sectional area (A_s) [mm^2]	MCF [kN]
8	5	314.4	34.3
	10	249.2	25.9
	15	245.2	26.1
	20	223.1	23.0
12	5	472.0	51.2
	10	373.8	37.9
	15	367.3	36.0
	20	334.7	33.5
16	5	629.0	67.1
	10	498.5	49.6
	15	490.4	47.0
	20	447.3	42.3

Table 5.2 にコルゲート形状の断面積と MCF の回帰分析結果を示す。このモデルの自由度調整済み決定係数 R^2 は 0.998 と良好な値を示し、p 値は 0.05 よりも小さく、95%信頼区間の値に 0 が含まれない

事から、説明変数は目的変数を説明できている。

Table 5.2 Multiple regression analysis results for dynamic impact test using all cross-section of MCF

Item	Partial regression coefficient (β_1)	Std. error	95% confidence interval	
			Lower	Upper
Cross-sectional area(A_s)	0.102***	0.0015	0.098	0.105
Multiple R-Squared (R^2)		0.999		
Adjusted R-Squared (R'^2)		0.998		

*** Coefficient estimated with a statistical significance of 0.001

ここで A は断面積を表す。この偏回帰係数を用いて MCF を求めるモデルを式 5.1 に表す。

$$MCF = \beta_1 A \quad (5.1)$$

式 5.1 で得られた結果と、予測と試験結果の誤差を Table 5.3 に示す。

Table 5.3 A Comparison of theoretical and experimental mean crushing forces for dynamic impact test using all cross-sectional area

Number of stacks	Thickness	Pitch	Cross-sectional area	Predicted F_{pa}	Results F_r	Discrepancy ($1-F_r/F_{pa}$)
[ply]	[mm]	[mm]	[mm ²]	[kN]	[kN]	[%]
8	1.76	5	314.4	32.1	34.3	-6.96
		10	249.2	25.4	25.9	-1.89
		15	245.2	25.0	26.1	-4.36
		20	223.1	22.8	23.0	-1.07
12	2.64	5	472.0	48.1	51.2	-6.35
		10	373.8	38.1	37.9	0.60
		15	367.3	37.5	36.0	3.91
		20	334.7	34.1	33.5	1.87
16	3.52	5	629.0	64.2	67.1	-4.59
		10	498.5	50.8	49.6	2.45
		15	490.4	50.0	47	6.04
		20	447.3	45.6	42.3	7.29

このモデルの MAPE は 3.95% で相関係数は 0.986 あった。予測値と試験結果を比較したグラフを Fig. 5.1 に示す。

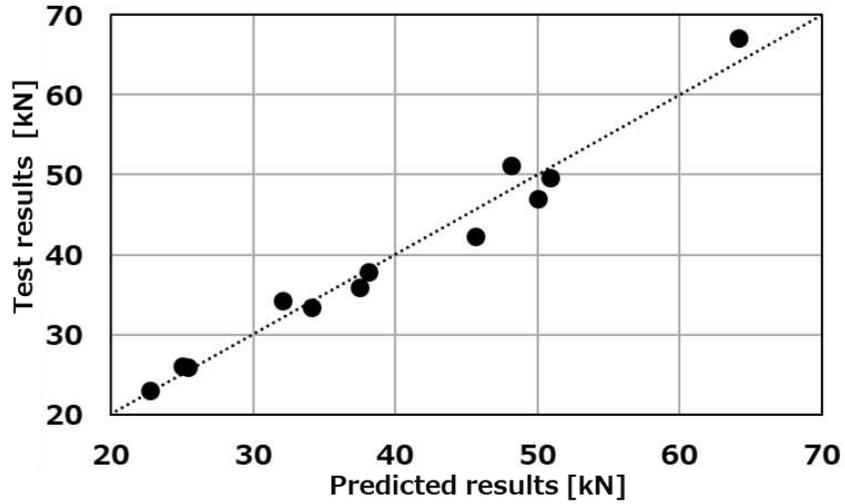


Figure 5.1 Comparison of test results and predicted results for dynamic impact test using all cross-sectional area

5.1.2 コルゲート断面を直線部とコーナ部で分けた場合の予測精度の算出

第 3 章の Table3.6 で示した偏回帰係数を用いて MCF を求めるモデルを式(5.2)に表す。

$$MCF = \beta_1 CA + \beta_2 LA \quad (5.2)$$

ここで CA はコーナ部の面積、 LA は直線分の面積を表す。式(5.2)で得られた結果と、予測と試験結果の誤差を Table 5.4 に示す。

Table 5.4 A Comparison of theoretical and experimental mean crushing forces for dynamic impact test using corner area and straight-line area

Number of stacks	Thickness	Pitch	Corner area (CA)	Straight-line area (LA)	Predicted F_{pa} (all)	Results F_r (all)	Discrepancy $(1-F_r/F_{pa})$
[ply]	[mm]	[mm]	[mm ²]	[mm ²]	[kN]	[kN]	[%]
8	1.76	5	72.4	242.0	33.6	34.3	-1.93
		10	45.2	204.0	25.5	25.9	-1.76
		15	36.2	209.0	24.2	26.1	-7.78
		20	27.1	196.0	21.5	23.0	-7.22
12	2.64	5	108.5	363.0	50.5	51.2	-1.47
		10	67.8	306.0	38.2	37.9	0.73
		15	54.3	313.0	36.3	36.0	0.78
		20	40.7	294.0	32.2	33.5	-4.09
16	3.52	5	144.7	484.0	67.3	67.1	0.27
		10	90.4	408.0	50.9	49.6	2.56
		15	72.4	418.0	48.4	47.0	2.96
		20	54.3	393.0	43.0	42.3	1.64

このモデルの MAPE は 2.76%で相関係数は 0.998 あった。予測値と試験結果を比較したグラフを Fig. 5.2 に示す。

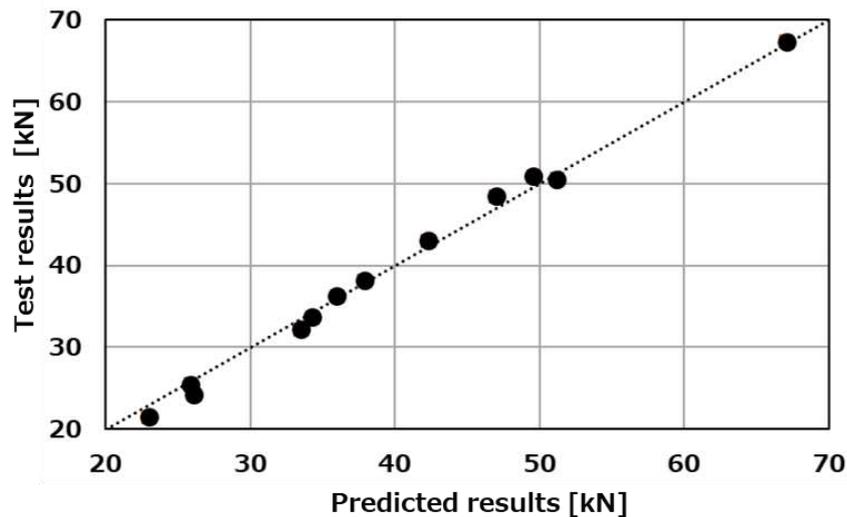


Figure 5.2 Comparison of test results and predicted results for dynamic impact test using corner area and straight-line area

5.1.3 コルゲート断面を直線部とコーナ部で分けた場合の効果

コルゲート断面を直線部とコーナ部で分ける事を本論文で提案した結果、MAPE は 1.19%、相関係数は 0.012 向上した。予測精度の向上に加えて、直線部とコーナ部の応力予測値を参照することで、平均発生荷重の理論式が導出できた。これらの結果は、コルゲート断面を直線部とコーナ部で分けた事によって初めて得られた結果であり、本手法の有効性が示された。

5.2 産業的な価値

5.2.1 理論式導出の成果

これまでの CFRP コルゲート構造の設計初期段階では、ベンチマークとする断面形状の試験体を制作して、準静的及び動的試験を候補材料の数だけ実施して材料選定を行う必要があった。これに対し理論式を用いた材料選定は、机上検討で材料の優劣判断ができる。

新たに開発された材料への置換検討においては、Coupon 試験で得られる τ_{is} , τ_{os} , G_I , G_t の値を理論式に代入して算出された結果が目標の平均発生荷重を上回れば候補材料として選定できる。

このように、理論式が導出されたことで材料選定期間の短縮と費用削減が行えるようになった。

5.2.2 自動車開発における応答曲面モデルの利用タイミングと成果

自動車の開発において重要なものの一つとして、開発日程がある。狙ったタイミングに新商品を投入するためには、開発・生産準備などの日程や開発リソースを無理なく配置する必要がある。各社とも自社の事情に合わせた標準日程を用意しており、技術難易度や競合車との市場投入タイミング等を考慮して開発日程を決定するのが一般的である。公益社団法人自動車技術会のまとめによれば、開発着手から発売までに約 3 年の例を挙げているが、不透明な市場を読むために設計期間が短くなっているとしている[89]。Fig. 5.3 にフルモデルチェンジの開発日程の例を示す。

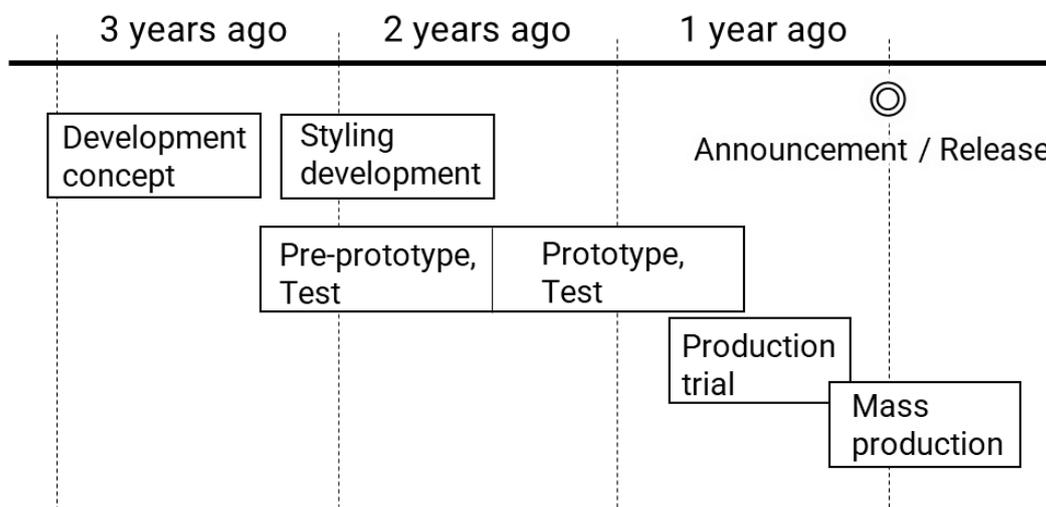


Figure 5.3 Development timeline [89]

Fig. 5.3 で示した開発日程において、今回提案した応答曲面モデルは主に開発構想段階で用いられる。開発構想段階では、市場の要求などから目標とする航続距離や出力特性が決まり、車両諸元に基づきバッテリー配置の検討を行う。また、市場の使い勝手の要求から室内空間や乗員配置などの検討を行う。これらの検討において、衝突安全性能の影響は大きく短い期間でエネルギー吸収量や荷重伝達経路、必要寸法などを決定する必要がある。この1年弱の期間で様々なエネルギー吸収ストロークや荷重経路が検討され、その都度エネルギー吸収構造の目標荷重や形状が見直される。また、先行試作段階（近年はデジタル試作が多く用いられている）で設計変更が生じる場合が少なからずあり、デザイン開発が並行して進んでいるので、さらに短い期間で仕様決定することを要求される。一方、CFRPのエネルギー吸収部品は、実験を基にしたビルディングブロックアプローチによる仕様決定に3か月程度の期間を要していたので、自動車部品としての採用が困難であった。しかし、本論文で提案した応答曲面モデルは瞬時に仕様決定できるので、自動車開発の日程に適合し、短期間で安価に採用できるようになった。これにより、衝突性能と軽量化を両立する構造の選択肢を増やすことができた。これらの結果は、応答曲面モデルを導出した事によって初めて得られた結果であり、本手法が価値ある事を示した。

第 6 章 本研究の利用方法

6.1 応答曲面モデルを用いた設計手順

車両のパッケージレイアウトと試験重量 M から割り当てられた衝突バリアの車体侵入量と吸収エネルギーの目標値から、第 3 章の式(3.1)に表すエネルギーの釣り合いを解く事で目標とする発生荷重が求められる。ここで得られた目標発生荷重を超える仕様が設計仕様となる。Rigid pole side impact test の場合の荷重分担は、Fig. 6.1 に示すように、ルーフとドアそしてフロアが主な荷重伝達経路である。

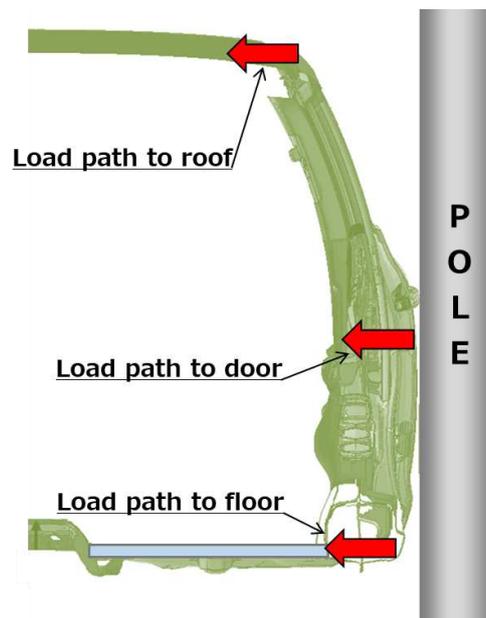


Figure 6.1 Load path of rigid pole side impact test

開発構想段階ではそれぞれに目標発生荷重が割り当てられ、初期の構造検討が行われる。Fig. 6.2 にフロアロードパスを受け持つ部品の構成図を示す。

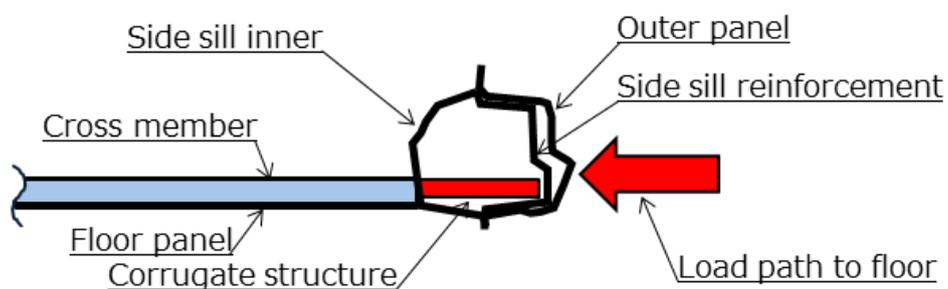


Figure 6.2 Floor load path and body structure

フロアロードパスを受け持つ部品は、意匠面のアウトパネルが最外面となり、内部に車体剛性や衝突入力を受け持つサイドシルレインフォースメントとサイドシルインナで車体前後方向の閉断面を構成している。そして、その閉断面を左右方向から支持するフロアパネルとクロスメンバを配置する。フロアロードパスはアウトパネル、サイドシルレインフォースメント、コルゲート構造にそれぞれ目標荷重が割り当てられる。

続いて、コルゲート構造 80 mm 幅で 40 kN 以上発生する事が割り当てられた場合の設計手順を示す。仕様材料は三菱ケミカル株式会社製カーボンファイバー クロス プリプレグ TR3523（エポキシ樹脂）とした。

選択できる仕様の範囲を設定するために、CFL の動的応答曲面に目標荷重が発生する点をプロットして、目標を超える仕様の境界線を作る。Fig. 6.3 に Pitch 5 mm から 20 mm まで 5 mm ごとに目標 CFL を達成する積層数を算出して動的応答曲面上にプロットしたものを示す。

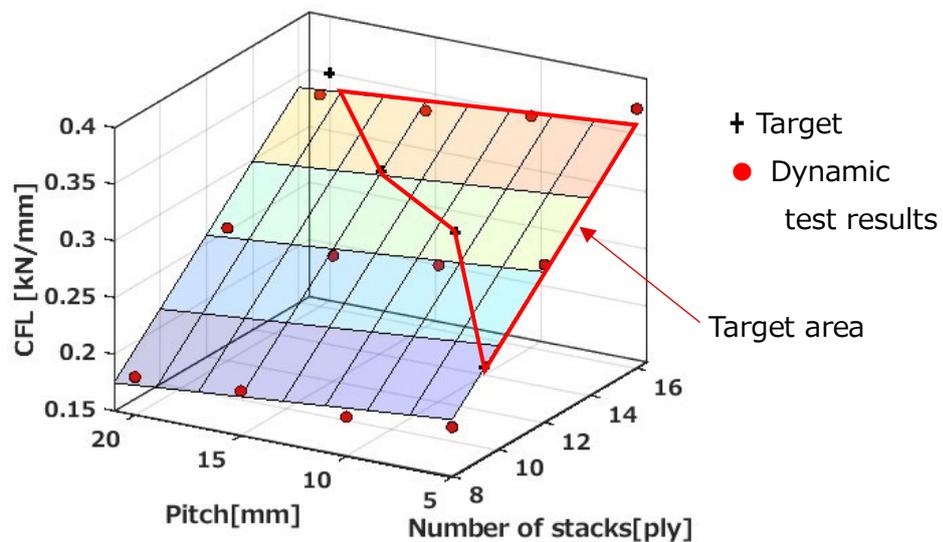


Figure 6.3 The target values are plotted on the response surface

動的応答曲面にプロットされたターゲットより高い領域が目標荷重を超えている。第 2 章で提案した設計エリアの中から Pitch と積層数を選択する。Fig. 6.4 に第 2 章で提案した設計空間にプロットしたものを示す。

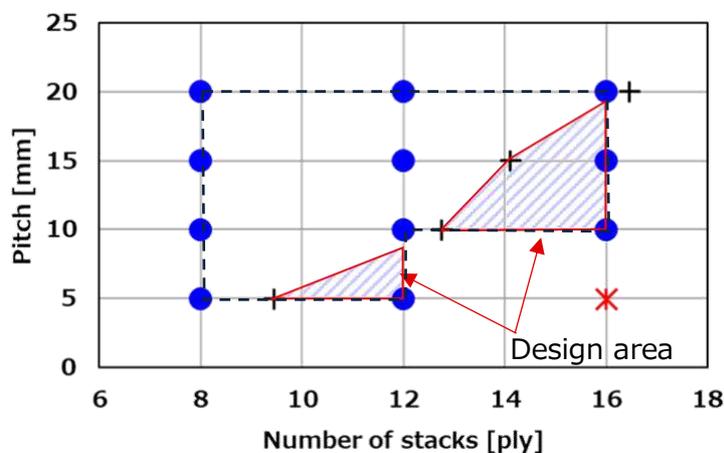


Figure 6.4 The target values are plotted on the designable area

Fig. 6.4 で示された赤枠で囲まれた部分が設計空間である。この設計空間内にある Pitch と積層数の組み合わせで仕様決定を行う。尚、積層数は層間せん断応力が断面中立軸で最大となるので、中立軸を挟んで対称になるように偶数を基本とする。積層数を奇数にした場合は断面の対称性が崩れ、部品の成型時に部品が歪みやすくなるので寸法精度が課題になる。この課題を解決するためには実物での生産技術検証が必要である。

Table 6.1 に Pitch 5 mm から 20 mm まで 5 mm ごとに、目標を満たす偶数の積層数と動的及び準静的発生荷重、断面積を示す。尚、P20 は積層数が応答曲面の外挿値であるので参考として記した。

Table 6.1 Specifications to meet targets from
Pitch 5 mm to 20 mm

Number of stacks	Pitch	Perimeter	Section area	Dynamic CFL	Dynamic load	Quasi-static CFL	Quasi-static load
[ply]	[mm]	[mm]	[mm ²]	[kN/mm]	[kN]	[kN/mm]	[kN]
10	5	177.05	401.90	0.242	42.85	0.394	69.76
14	10	140.09	445.21	0.316	44.27	0.572	80.13
16	15	127.78	464.10	0.349	44.60	0.648	82.80
(18)	(20)	(115.46)	(471.77)	(0.382)	(44.11)	(0.724)	(83.59)

Table 6.1 の結果から、寸法などの制約が無い場合は最も断面積が小さい 10ply-P5 を選定する。設計プロセスの最後として準静的発生荷重の 69.76kN を、コルゲート型構造部品を支持する構造の要求耐荷重としてフロア設計に伝達して仕様検討は完了する。

Fig. 6.5 に動的及び準静的の CFL を示す応答曲面と、10ply-P5 の推定値を示す。

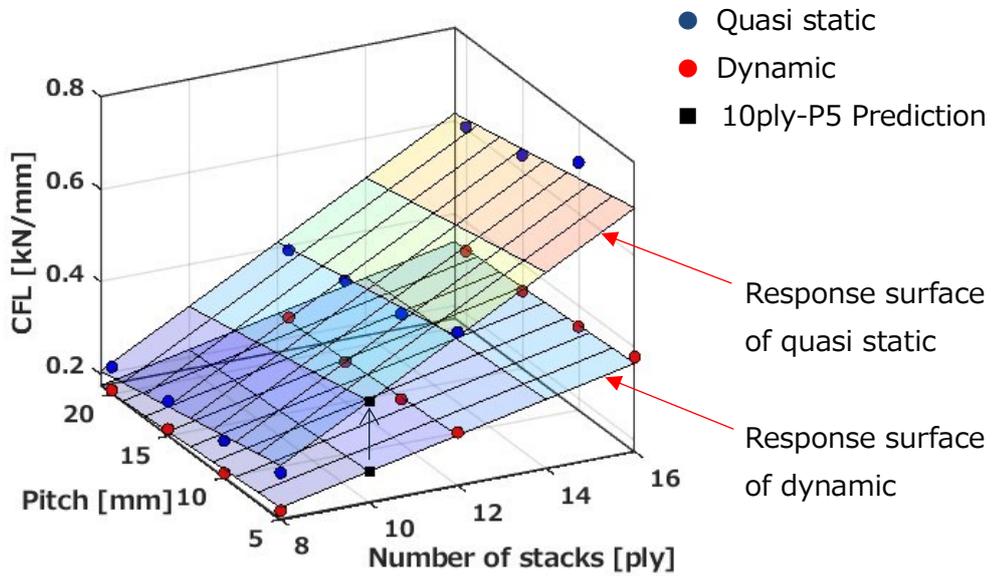


Figure 6.5 10ply-P6 estimates on the response surface

これまで述べてきた検討手順を Fig. 6.6 に目標荷重決定後の設計手順のフローチャートとして示す。

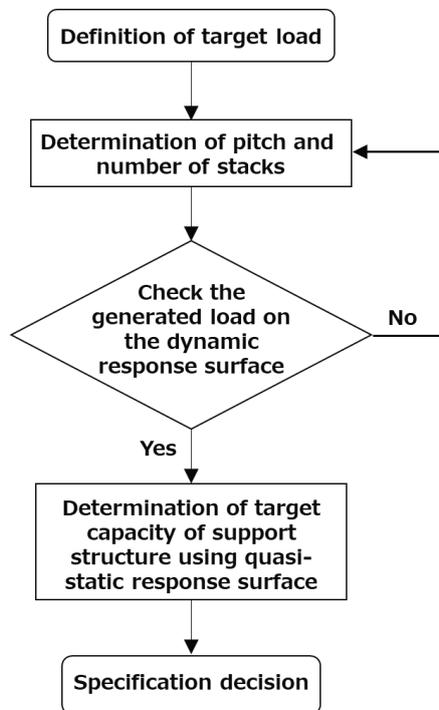


Figure 6.6 Flowchart of the design procedure after determining the target load

第7章 結言

自動車産業における脱炭素の取り組みとして、BEVによるカーボンニュートラルの取り組みが行われている。BEVにおける車体領域の課題は、衝突安全性能の確保と軽量化の両立である。従来の高張力鋼板を利用したエネルギー吸収部品と比較して、CFRP コルゲート型部品は 59.6%の軽量化がなされ、CO₂削減に貢献できる事を提示した。

CFRP の設計はこれまで第1章で述べたビルディングブロックアプローチ設計法により、Coupon 試験などの要素試験から実大試験に至るまで、多くの試験結果を積み上げて製品仕様を決定してきた。この試験をスケールアップしていく方法は過剰な設計やリスクを回避するための効率的な方法として、航空宇宙産業などで幅広く利用されている。FRP を自動車部品に適用するうえでも有効な設計方法だが、多くの試験を必要とする本手法は、設計期間が短い自動車産業において設計期間短縮が課題となっている。このため本研究では、自動車産業の短い開発日程においても、CFRP 部品を構成部品として企画構想と仕様決定を行うための、ELEMENT および DETAIL レベルの試験を置換する応答曲面モデルと理論式を提示した。これにより設計期間が短縮され、軽量化効果の高い CFRP 部品を自動車部品として適用できる機会を拡大した。また、Coupon 試験結果から Sub-component を予測できるので、現在よりも積極的に新開発の材料を取り入れやすくなる。この結果、競争力の高い材料を積極的に取り入れる事ができ、自動車の安全性能の向上に貢献できる。一方、材料開発の観点では、応答曲面と理論式の二つのモデルを通して車体性能から Coupon 試験とダイレクトにつながるため、材料特性の要求が明確になり、新たな材料開発の着想の起点となる。これにより更なる材料の進化が期待される。ビルディングブロックアプローチと本研究のモデルと理論式を組み合わせた場合の概念図を Fig. 7.1 に示す。

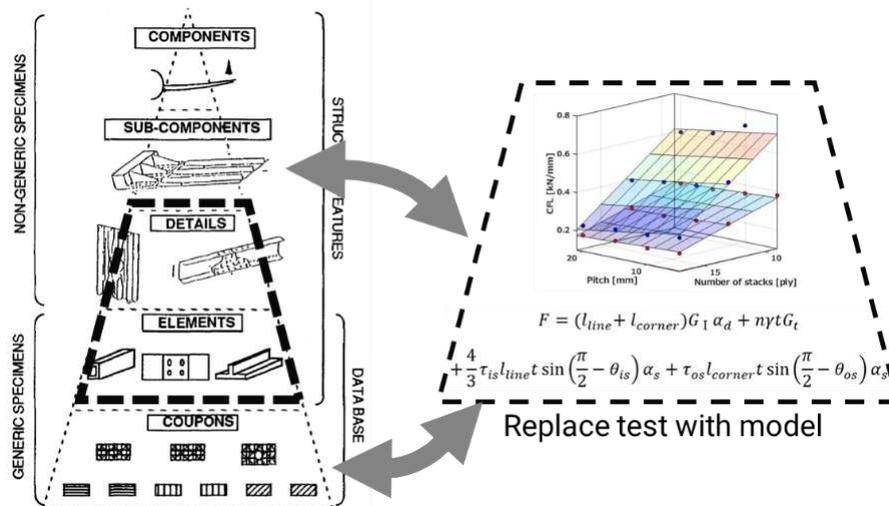


Figure 7.1 Conceptual diagram of building block approach and mathematical model

本研究で対象とした軸圧縮を受ける CFRP 構造の研究において、これまでの試験体は円筒及び角型チューブが主流であったので、発生荷重におけるコーナ部の影響を考慮した提案は限定的であった。角型チューブにおける発生荷重において、コーナ部が与える影響が大きい事は既知だったが、コーナ部の水平方向に配向した繊維の破断荷重のみに理解が留まっていた。本研究ではコルゲート型構造部品の発生荷重を目的変数にして、直線部とコーナ部の面積を説明変数とした重回帰分析によって、荷重発生時の直線部とコーナ部の応力を推定した。このような評価は一般的な応力測定で計測するのは難しいので、本手法は価値ある手法といえる。これにより発生荷重における直線部とコーナ部の影響が明確になり、準静的及び動的軸圧縮時の応力比は概ね変化しない事を示した。そして試験後の断面マクロ解析と推定された応力値を参考にして、新たに動的軸圧縮荷重の理論を定式化した。これまでに静的な理論式は提案されており、複数の論文発表により理論式の精度向上が行われてきた。しかしながら動的な理論式は課題として残されていたが、本論文で理論的に示すことができた。

一方で、準静的軸圧縮の設計空間において 16ply-P5 を設計空間から除外したが、12ply-P5 から 16ply-P5 の間に破壊モードが遷移する点があると考えられる。軽量化効果を考えると Pitch の小さい仕様を選びたいことから、遷移点の抽出は重要な課題である。また、動的 SEA の試験結果が理論値から外れる問題の解決も課題として残されている。これらの問題解決には、本研究のようなマクロレベルの研究に加えて、繊維と樹脂の界面破壊のようなミクロレベルの研究が必要である。これらのマルチスケールモデルによるアプローチの動機付けに基づき今後も継続研究していく予定である。

以上本研究で明らかになったことを以下にまとめる。

1. CFRP コルゲート型部品の動的な軸圧縮荷重を予測する一次式の応答曲面を導出した。応答曲面はコルゲート断面形状の幅を決める Pitch と板厚を決める積層数を説明変数とした。この応答局面モデルで衝突入力に対する発生荷重が机上検討できるようになった。
2. 軸圧縮荷重の静動比は、準静的荷重に対して動的荷重は最大で 50.1%低下した。先行研究では準静的と動的の破壊モードの違いは観察されていたが、本研究で新たに荷重低下比率を定量化した。また、衝突速度が 1.93m/s を下回ると発生荷重が上昇することが分かった。衝突過程で発生荷重が減少しないことが示されたので、動的な応答曲面で予測された発生荷重でエネルギー吸収量を検討できる事を示した。これにより衝突荷重を受け持つ部品の詳細な検討ができるようになった。
3. CFRP コルゲート型部品の準静的な軸圧縮荷重を予測する一次式の応答曲面を導出した。応答曲面は動的な応答曲面と同様に、コルゲート断面形状の幅を決める Pitch と板厚を決める積層数を説明変数とした。この応答曲面モデルで CFRP コルゲート型部品の形状が決まれば発生荷重が予測できるようになり、支持する部品の耐荷重が求められようになった。この結果、開発初期段階で主要なフロア骨格の仕様を決定できるようになり、本手法の有効性を示した。
4. コルゲート断面形状の全ての断面積で発生荷重を予測するモデルと、直線部面積とコーナ部面積に分けて予測するモデルの予測精度を比較した。全ての面積モデルの予測精度は MAPE 3.95%、

相関係数 0.986 に対して直線部とコーナ部を分けたモデルは MAPE2.76%、相関係数 0.998 に向上し、形状要素を分離して検討する有効性を示した。これにより発生荷重の理論式を直線部とコーナ部をそれぞれ分けて定式化する事の有効性が示された。

5. 動的な Fragmentation モードで発生する圧縮荷重の理論式から、断面中央部の層間剥離と層間せん断及び面外せん断とコーナ部の表面せん断で構成されることを示した。軽量化の検討では、高強度な繊維と樹脂の選定が論じられるが、軸方向の圧縮破壊を考慮する構造においては繊維と樹脂の界面強度の影響など樹脂の靱性等が重要である事が示唆された。このように、破壊メカニズムが明らかになったことで、マイクロレベルの研究や CAE 技術研究でより詳細な検討ができるようになった。

参考文献

1. IPCC: Climate Change 2014 Synthesis Report, 2014, pp. 39-54.
2. 2020 年度（令和2年度）の温室効果ガス排出量（確報値）, 国立研究開発法人国立環境研究所.
3. Institute of Transportation Studies: Review of technical literature and trends related to automobile mass-reduction technology, UCD-ITS-RR-10-10, 2010.
4. 中村 英樹, 林 良嗣, 都築 啓輔, 加藤 博和, 丸田 浩史: 目標設定型アプローチによる運輸起源のCO2 排出削減施策の提示, 土木計画学研究・論文集, 15 巻, 1998. pp. 739-745.
5. Morteza Kiani., Imtiaz Gandikot., Masoud Rais-Rohani, Keiichi Motoyama.: Design of lightweight magnesium car body structure under crash and vibration constraints, Journal of Magnesium and Alloys, Volume 2, No. 2, 2014, pp. 99-108.
6. Morteza Kiani., Keiichi Motoyama., Masoud Rais-Rohani., Hirotaka Shiozaki.: Joint stiffness analysis and optimization as a mechanism for improving the structural design and performance of a vehicle, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part D Journal of Automobile Engineering, Volume 228, No. 6, 2014, pp. 689-700.
7. M. Kiani., I. Gandikota., A. Parrish., K. Motoyama., M. Rais-Rohani.: Surrogate-based optimisation of automotive structures under multiple crash and vibration design criteria, International Journal of Crashworthiness, Volume 18, No. 5, 2013, pp. 473-482.
8. 斎藤益弘, 五味哲也, 田口義徳, 吉本毅, 杉本富史: 小型車のカーブカー衝突性能向上のためのボディ構造, 自動車技術会学術講演会予稿集, NO. 102-20035184, 2003, pp. 13-16.
9. U.S. Department of Energy: 2019 Materials Annual Progress Report, 2020.
10. 石川隆司: 炭素繊維強化プラスチック(CFRP)の次世代自動車への適用の展望, 自動車技術, 68 巻, 11 号, 2014, pp.4-11.
11. 石川隆司: 国プロにおける CFRP の開発, 金属, , 88 巻, 12 号, 2018, pp.11-17.
12. 影山裕史: 自動車における CFRP 技術の現状と展望, 自動車技術, 68 巻, 11 号, 2014, pp.75-81.
13. 兵藤知明, 岸輝雄: 自動車のマルチマテリアル化とその技術戦略, 自動車のマルチマテリアル戦略, 2017, pp. 3-9.
14. Jonny K Larsson.: 欧州自動車メーカーにおける構造材料とマルチマテリアル化, 自動車のマルチ

- マテリアル戦略,2017,pp. 21-36.
15. 前田豊: 炭素繊維複合材料のマルチマテリアル戦略,自動車のマルチマテリアル戦略,2017,pp. 61-70.
 16. 古迫誠司, 上西朗 弘, 宮崎康信: 高強度鋼板の適用による衝撃エネルギー吸収能の向上,自動車技術, 55 巻, 10 号, 2001, pp.36-39.
 17. 萩原一郎, 津田政明, 佐藤佳祐: 有限要素法による薄肉箱型断面真直部材の衝撃圧潰解析, 日本機械学会論文集 A 編, 55 巻, 514 号,1989, pp1407-1415.
 18. 小林茂, 五味哲也: 衝突時の軸圧潰エネルギー吸収量向上のための MAG レーザハイブリッド溶接適用技術, Honda R&D Technical Review, Volume 22, No.1, 2010, pp. 188-193.
 19. 漆山雄太, 山田孝行, 鈴木俊次, 河野巨: 衝突用アルミニウムエネルギー吸収部材の研究, Honda R&D Technical Review, Volume 13, No.2, 2001, pp. 141-148.
 20. Paweł Prochenka., Jacek Janiszewski., Michał Kucewicz.: Crash Response of Laser-Welded Energy Absorbers Made of Docol 1000DP and Docol 1200M Steels, Materials, Volume 14, No. 11, 2021, pp. 1-19.
 21. 山下実, 後藤學, 澤入安彦, : 各種ハット型断面を持つ強度部材の軸方向衝撃圧潰 (2 報圧潰過程の FEM シミュレーション) ,日本機械学会論文集 A 編, 68 巻, 666 号,2002, pp217-222.
 22. Kenji Takada., Masaki Matsuo.,Kenichiro Fukagawa., Kentaro Sato., Pierre Farahat., Lamine Diallo., Yangwook Choi., Anwer Yasin.: Prediction of compressive characteristic of hat section high-strength steel frame taking the Bauschinger effect into account, SIMULIA Community Conference, 2015.
 23. 村瀬 勝, 西村 尚哉, 恩田 貴量: 薄肉複合部材の動的崩壊挙動 – 軸圧縮試験および曲げ試験による特性評価 – ,材料, 60 巻, 6 号, 2011, pp. 527-532.
 24. 村瀬 勝, 西村 尚哉, 恩田 貴量: 薄肉複合部材の動的崩壊挙動 – 塑性崩壊特性の推定 – ,材料, 61 巻, 11 号, 2012, pp. 875-880.
 25. 西村 尚哉, 恩田 貴量, 村瀬 勝: 薄肉複合部材の動的崩壊挙動 -充填効果係数による低変形速度域におけるエネルギー吸収量の推定-,材料, 65 巻, 3 号, 2016, pp. 233-238.
 26. Kenji Takada., Kentaro Sato., Ninshu Ma.:Fracture Prediction for Automotive Bodies Using a Ductile Fracture Criterion and a Strain-Dependent Anisotropy Model,SAE International Journal of Materials and Manufacturing, Volume 8, No. 3, 2015, pp. 803-812."
 27. 佐藤健太郎, 金森亮, 窪島達雄, 野間宏平, 濱岡由典, 渡邊正昭: 高張力鋼板を適用した片ハット部材の動的曲げ崩壊特性, 材料力学部門講演会講演論文集, 2000 巻, 2000, pp. 717-718.
 28. 富士本博紀 上田秀樹: ハット部材の曲げ特性と軸圧潰特性に及ぼすウェルドボンドの影響,日本機械学会論文集, 82 巻, 839 号, 2016, No. 15-00683.

29. 中出 暢也, 富田 哲夫, 西田 新一, 服部 信祐: 薄板ハット部材の動的曲げ要因解析(第1報,動的曲げ崩壊荷重の定義と実験および計算との整合), 日本機械学会論文集 A 編, 73 巻 731 号, ,2007, pp. 821-827.
30. MaQuanjina, M.S.A.Salim, M.R.M.Rejaba, Otto-ErnstBernhardi, Ahmad YunusNasution: Quasi-static crushing response of square hybrid carbon/aramid tube for automotive crash box application, Materials Today: Proceedings, Volume 27, Part 2, 2020, pp. 683-690.
31. Xiao Zhi., Mo Fuhao., Zeng Di., Yang Chunhui.; Experimental and numerical study of hat shaped CFRP structures under quasi-static axial crushing, Composite Structures, 2020.
32. Jianming Yuan., Nobuo Takeda., Dong-Yeul Song and Anthony M. Waas.; Experimental study on dynamic compressive failure of unidirectional CFRP composites, Materials Science Research International, Volume 5, No.3, 1999, pp.202-205.
33. Kowsika M V., Mantena P R.; Static and Low-Velocity Impact Response Characteristics of Pultruded Hybrid Glass-Graphite/Epoxy Composite Beams., Journal of Thermoplastic Composite Materials, Volume 12, No.2, 1999, pp.121-132.
34. Babbage J.m., Mallick P.k.; Static axial crush performance of unfilled and foam-filled aluminum-composite hybrid tubes, Composite Structures, 2005; Vol.70 No.2 pp.177-184.
35. D.H. Laananen., A.O. Bolukbasi.; Prediction of energy absorption in composite stiffeners., Composite Structures, Volume 32, No.1/4, 1995, pp.173-186.
36. Paolo Feraboli.; Development of a Corrugated Test Specimen for Composite Materials Energy Absorption., Journal of Composite Materials, Volume 42, No.3, 2008 , pp.229-256.
37. A.G. Mamalis., D.E. Manolakos., M.B. Ioannidis., D.P. Papapostolou.: Crashworthy characteristics of axially statically compressed thin-walled square CFRP composite tubes: experimental, Composite Structures, Volume 63, Issues 3-4, 2004, pp. 347-360.
38. Corin Reuter., Kim-Henning Sauerland., Thomas Tröster.:Experimental and numerical crushing analysis of circular CFRP tubes under axial impact loading, Composite Structures, Volume 174, 2017, pp. 33-44.
39. D Hull.; A unified approach to progressive crushing of fiber-reinforced composite tubes., Composites Science and Technology, 1991; Volume 40, No. 4, pp. 377-421.

40. 上田政人, 高嶋豊士, 加藤保之, 西村哲: 一方向積層 CFRP 平板の圧縮による連続脆性破壊挙動とエネルギー吸収, 日本複合材料学会誌, 36 巻, 3 号, 2010, pp. 104-111.
41. 小池 朝夫, 横山 敦士, 秋田 麗佳: 長繊維ランダム系 FRP 円筒の軸方向圧縮時における初期圧壊メカニズムの解析, 材料, 65 巻, 3 号, 2016, pp. 239-244.
42. 小池 朝夫, 秋田 麗佳, 横山 敦士: FRP 円筒の軸圧縮破壊における層間の破壊力学パラメータの影響, 材料, 68 巻, 6 号, 2019, pp. 457-462.
43. 立石 源治, 穴山 明寛, 横山 敦士, 濱田 泰以, クラッシング破壊を伴う FRP 材料の衝撃解析用数値モデル, 材料, 2002; 51 巻, 5 号, pp. 506-511.
44. Masahito Ueda, Shunsuke Anzai, Takanori Kubo: Progressive crushing of a unidirectional CFRP plate with V-shaped trigger, *Advanced Composite Materials*, Volume 24, No. 1, 2015, pp. 85-95.
45. 三石洋之, 後呂学, 宗村昌幸, 濱田泰似: 構造用 FRP 薄肉円管の圧壊特性, 自動車技術会 学術講演資料 961, 87-9632767, 1996, pp. 347-350.
46. M. Nebe., T. Schmack., T. Schaefer., F. Walther.: Experimental and numerical investigation on the impact response of CFRP under 3-point-bending, *Composite*, Volume 4, 2021, 100079.
47. Palanivelu S., Paepegem W.V., Degrieck J., Kakogiannis D., Ackeren J.V., Hemelrijck D.V., Wastiels J.; Numerical energy absorption study of composite tubes for axial impact loadings, 17th International Conference on Composite Materials (ICCM-17), 2009, pp. 1-10.
48. 小川睦, 水野衛, 邱建輝: CFRP 円筒の圧縮荷重による内部損傷と材料特性変化の実験的検討, 日本機械学会東北支部秋季講演会講演論文集, 46 巻, 2010, セッション ID 102.
49. 中谷有, 三石洋之, 濱田泰似: 軽量材料の車体構造への適用, 自動車技術会 学術講演予稿, 78-9831702, 1998, pp. 209-212.
50. Paolo Ferabol.: Development of a Corrugated Test Specimen for Composite Materials Energy Absorption, *Journal of Composite Materials*, Volume 42, No. 3, 2008, pp. 229-256.
51. A.G. Mamalis., D.E. Manolakos., G.A. Demosthenous., M.B. Ioannidis.: The static and dynamic axial crumbling of thin-walled fibreglass composite square tubes, *Composites Part B: Engineering*, Volume 28, No. 4, 1997, pp. 439-451.
52. D. H. Laananen., A. O. Bolukbas.: Prediction of energy absorption in composite stiffeners, *Composite Structures*, Volume 32, No. 1-4, 1995, pp. 173-186.
53. Xuan Zhaoa., Guohua Zhu., Chenyu Zhou., Qiang Yu.: Crashworthiness analysis and design of composite tapered tubes under multiple load cases, *Composite Structures*, Volume 222, 2019, 110920, pp. 1-25.
54. S. Solaimurugan., R. Velmurugan.: Progressive crushing of stitched

- glass/polyester composite cylindrical shells, *Composites Science and Technology*, Volume 67, No. 3-4, 2007, pp. 422-437.
55. Rafea Dakhil Hussein., Dong Ruan., Guoxing Lu.: An analytical model of square CFRP tubes subjected to axial compression, *Composites Science and Technology*, Volume 168, 2018, pp. 170-178.
56. Jie Fu., Qiang Liu., Yitao Ma., Zengbo Zhang.: A comparative study on energy absorption of flat sides and corner elements in CFRP square tube under axial compression, Volume 166, 2021, 108080, pp. 1-14.
57. 影山和郎: 複合材料力学入門 第 5 章 複合材料の破壊力学の初歩, *日本複合材料学会誌*, 22 巻, 5 号, 1996, pp. 29-35.
58. 荒井政大, 上村元祥, 足立忠晴, 山路昭彦: CFRP 直交積層板の層間破壊靱性値の評価 : 直交異方性異材界面き裂の境界要素解析, *日本機械学会論文集 A 編*, 65 巻, 639 号, 1999, pp. 2238-2245.
59. 日下貴之, 黒川知明: くさび挿入試験による CFRP 積層材のモード I 層間破壊じん性評価, *材料*, 45 巻, 5 号, 1996, pp. 484-489.
60. 影山和郎, 金原勲, 鈴木敏夫, 大沢勇, 樺島重憲: 先進複合材料の損傷許容性評価に関する研究(第 3 報, 層間破壊靱性試験システムの開発), *日本造船学会論文集*, 1993 巻, 173 号, 1993, pp. 359-366.
61. John Phillip Berry.: Energy absorption and failure mechanisms of axially crushed G. R. P. tubes., PhD thesis, University of Liverpool, 1984.
62. Robert Keal.: Post failure energy absorbing mechanisms of filament wound composite tubes, PhD thesis, University of Liverpool, 1983.
63. S. Boria., S. Pettinari.: Mathematical and numerical approach for a crashworthy problem, V International Conference on Computational Methods for Coupled Problems in Science and Engineering, 2013, pp. 1051-1061.
64. 西正人, 西原剛史, 河村力, 齋藤啓, 金本俊介, 西川雅章, Bo Ren: 自動車衝突解析のための CFRP 積層部材の有限要素モデリングと損傷破壊解析, *日本複合材料学会誌*, 46 巻, 6 号, 2020, pp.256-264.
65. 河村力, 久田深作, Juho Siivola, 丹波翔麻, 水口周, 武田展雄: 成形温度と板厚が熱硬化 CFRP 円筒部材の衝撃エネルギー吸収特性に及ぼす影響, 47 巻, 2 号, 2021, pp. 65-72.
66. 番作和弘, 仲井朝美, 武田展雄: 平織 GFRP 複合材料の損傷進展プロセスとそのモデル化, *日本機械学会論文集 A 編*, 65 巻, 630 号, 1999, pp.287-292.
67. 佐東信司, 香山晃, 瀬戸佐智生: 平織炭素繊維強化型炭素マトリックス複合材料の圧縮破壊過程における “その場” 観察, *炭素*, 1996 巻, 173 号, 1996, pp. 161-167.
68. Tadashi Naito., Yuta Urushiyama.: Strength Analysis of CFRP Composite Material

- Considering Inter-Laminar Fractures, SAE International Journal of Materials and Manufacturing, Volume 8, No. 3, 2015, pp. 905-911.
69. 漆山雄太, 内藤正志: ラドベースモデルによる複数の破壊進展を考慮した複合材の強度計算, 自動車技術会学術講演会予稿集, No. 397-20145205, 2014, pp. 17-20.
 70. 漆山雄太, 内藤正志: ラドベースモデルによる複数の破壊進展を考慮した複合材の強度計算 (第2報), 自動車技術会学術講演会予稿集, No. 187-20145660, 2014, pp. 1-4.
 71. P.Ladeveze, E. Le Dantec.: Damage modeling of the elementary ply for laminated composites, Composites Science and Technology, volume 43, No. 3, 1992, p.257-267.
 72. 彌武朋也, 安原重人, 柏木正和: 熱可塑性 GFRP シートによるバンパービームの開発, 自動車技術会学術講演会予稿集, No. 228-20165228, 2016. pp.1216-1220.
 73. Rouchon, Jean.: Certification of large airplane composite structures, ICAS Congress Proceedings, Volume 2, 1990, pp. 1439-1447.
 74. 漆山雄太, 川田尚平: 自動車分野における複合材料の適用状況, 金属, , 88 巻, 12 号, 2018, pp.18-25.
 75. 中山良博: 航空機分野における CFRP およびプロセスの技術動向, 金属, , 88 巻, 12 号, 2018, pp.26-32.
 76. 横関 智弘, 青木 雄一郎, 小笠原 俊夫, 紙田 徹: 先進複合材構造への確率論的設計解析手法の適用について, 宇宙航空研究開発機構研究開発報告, JAXA-RR-05-005, 2005, pp. 1-13.
 77. NHTSA: U.S. DEPARTMENT OF TRANSPORTATION NATIONAL HIGHWAY TRAFFIC SAFETY ADMINISTRATION LABORATORY TEST PROCEDURE FOR FMVSS No. 214, DYNAMIC SIDE IMPACT PROTECTION.
 78. NHTSA: NEW CAR ASSESSMENT PROGRAM (NCAP) Side Impact Pole Test Honda Accord., 2018
 79. Quanjin Ma., Salim M.S.A., Rejab M.R.M., Bernhardt Otto-Ernst. and Nasution Ahmad Yunus.; Quasi-static crushing response of square hybrid carbon/aramid tube for automotive crash box application., Materials Today: Proceedings, Volume 27, No.P2, 2020, pp.683-690.
 80. 宮野 靖, 金光学, 國尾 武: CFRP 繊維直角方向の引張強度の時間-温度依存性, 材料, 31 巻, 348 号, 1982, pp. 902-907.
 81. 田中文彦: PAN 系炭素繊維の基礎と技術動向, 金属, , 88 巻, 12 号, 2018, pp.5-10.
 82. 小川繁樹: CFRP 適用 PCM 新工法, 自動車のマルチマテリアル戦略, 2017, pp. 277-298.
 83. 浦上大輔, 団功司, 馬場剛士, 小林正俊: 不連続・長繊維強化ポリアミド 6 ランダムマットのコンプレッション成形 CAEV: Direct Fiber Simulation によるリブ形状部の長繊維うねり解析, プラスチック加工工学学会 第 27 回年次大会, 2016, A-219.

84. Rebecca Killick.: Methods for Changepoint Detection, R package , Version 2.2.3, 2022, pp. 1-28.
85. Rebecca Killick., Idris A. Eckley.: changepoint:an R package for changepoint analysis., Journal of Statistical Software, Volume 58, No. 3, 2014, pp. 1-19.
86. 喜成 年泰, 新宅 救徳, 岩木 信男, 柴田 裕史: 衝撃域を含む種々のひずみ速度における炭素繊維束の応力 ひずみ曲線, 繊維機械学会誌, 48 巻, 11 号, 1995, pp. T270-T276.
87. 横山 隆, 中井 賢治, 稲垣 智也: 一方向強化カーボン/エポキシ積層複合材の衝撃圧縮破壊挙動: 直交異方性材料の主軸 3 方向における特性, 材料, 58 巻, 11 号, 2009, pp. 887-894.
88. Siebe Spronk.: Investigation of the Rate-Dependency of Carbon/Epoxy and Glass/Polyamide-6 Composites in Tension, Mode-I Delamination and Low-Velocity Impact, PhD thesis, University of Gent, 2019.
89. 公益社団法人自動車技術会: 第 2 章 商品計画と企画・戦略, 自動車技術ハンドブック 設計(デザイン・車体)編, 第 4 分冊, 2016, pp. 11-26.
90. 久保 凱, 織物複合材料のマルチスケール損傷/粘塑性/熱特性解析手法の開発と実証, 博士論文, 筑波大学, 2020.

謝辞

本研究を進めるにあたり主査として、終始あたたかいご指導とご鞭撻を賜りました日本大学 大学院 生産工学研究科 数理情報工学科 見坐地 一人教授に、最大限の敬意と感謝の意を表します。日本大学 大学院 生産工学研究科 数理情報工学科 角田 和彦教授、柗窪 孝也教授には、副査として本研究の数理的なご指導に加えて、私一人では見過ごしてしまっていた多くの価値を引き出して下さると共に証明の仕方をご指導頂きました。心よりお礼申し上げます。日本大学 大学院 生産工学研究科 機械工学科 高橋 進特任教授には、副査として機械工学の観点からご指導頂きました。本研究の工業的な成果に加えて、工学的な価値を見出してくださいました。深く感謝いたします。

ミシシッピ州立大学 本山 恵一教授には、応答曲面モデルについてご指導頂きました。また、会社の先輩として研究の進捗を気にしていただき、米国と日本の時差がある中でも頻りに連絡してくださいました。心からお礼申し上げます。日本大学 大学院 生産工学研究科 機械工学科 鈴木 康介助教には、機械工学の観点から、試験方法と結果の検証や統計手法を用いた応力推定にご指導いただきました。深くお礼申し上げます。

日本大学 大学院 生産工学研究科 数理情報工学科 細川 利典教授、中村 喜宏教授、古市 昌一教授、岡 哲資教授、新井 雅之教授、教職員各位には、日頃より研究における多大なご協力とご支援をいただきました。深く感謝いたします。

株式会社本田技術研究所 漆山 雄太エキスパートエンジニア、鮎澤 正太郎アシスタントチーフエンジニア、内藤 正アシスタントチーフエンジニア、星野 学アシスタントチーフエンジニア、寺地 晃正氏には、本研究における課題の提起から試験体の制作、試験の実行及び解析など多大なるご協力をいただきました。心から感謝の意を表します。

私が社会人大学院に進学する事を支援してくださいました、本田技研工業株式会社 多賀 渉部長、渡邊 朝生部長、ノール ハイルディン マネージャー、茂木 恵美子課長、林 明宏課長、株式会社本田技術研究所 全所論文委員会 須藤 昌副委員長と論文委員各位に心よりお礼申し上げます。在学中に支援して下さった、本田技研工業株式会社 行徳 敏郎主幹、小山 俊博エキスパートエンジニア、角南 圭一エキスパートエンジニア、島野 良一アシスタントチーフエンジニア

最後に、これまで温かく応援してくれた両親、明るく励まし続けてくれた妻 朝香、娘 あかねとゆりなや友人に心から感謝します。

2023年3月
五味 哲也