

立命館大学審査博士論文

短繊維強化樹脂複合材の寸法効果を考慮した
強度信頼性評価に関する研究

**(Study for Strength Reliability Evaluations Considering
Size Effects in Short-glass-fiber-reinforced Plastics)**

2018年3月

March 2018

立命館大学大学院理工学研究科
機械システム専攻博士課程後期課程

Doctoral Program in Advanced Mechanical Engineering and Robotics

Graduate School of Science and Engineering

Ritsumeikan University

澤田 貴彦

SAWADA Takahiko

研究指導教員：日下 貴之 教授

Supervisor : Professor KUSAKA Takayuki

目次

第1章 序論	- 1 -
1.1 複合材料の定義と期待される役割.....	- 1 -
1.2 短繊維強化樹脂複合材を適用した製品設計における課題.....	- 2 -
1.3 短繊維強化樹脂複合材料の強度評価に関する研究動向.....	- 4 -
1.3.1 機械的特性モデルに関する研究.....	- 4 -
1.3.2 計算機を援用した強度予測モデリングに関する研究.....	- 5 -
1.3.3 強度特性に及ぼす寸法効果に関する研究.....	- 7 -
1.3.4 疲労特性および多軸応力場における強度評価に関する研究動向.....	- 8 -
1.4 論文の目的と構成.....	- 9 -
1.5 参考文献.....	- 11 -
第2章 短繊維強化樹脂複合材の強度特性に及ぼす成形法の影響	- 19 -
2.1 緒言.....	- 19 -
2.2 実験方法.....	- 20 -
2.2.1 試験片材料.....	- 20 -
2.2.2 試験片成形方法.....	- 20 -
2.3 4点曲げ強度試験方法.....	- 22 -
2.4 実験結果および考察.....	- 24 -
2.4.1 4点曲げ試験結果.....	- 24 -
2.4.2 破面観察.....	- 26 -
2.5 強度ばらつきのワイブル統計解析.....	- 28 -
2.6 複合則による機械特性モデリングの検討.....	- 29 -
2.6.1 縦弾性係数モデル.....	- 29 -
2.6.2 強度予測モデル.....	- 31 -
2.7 繊維配向パラメータの決定.....	- 33 -
2.7.1 短繊維配向角度の測定方法.....	- 33 -
2.7.2 短繊維配向角度の頻度分布.....	- 34 -
2.7.3 繊維配向パラメータおよび繊維配向係数の決定.....	- 37 -
2.8 強度ならびに弾性係数の予測結果と機械特性評価線図.....	- 38 -
2.9 結言.....	- 40 -
2.10 参考文献.....	- 41 -

第3章 短繊維強化樹脂複合材の多軸応力場における強度特性評価	- 43 -
3.1 緒言.....	- 43 -
3.2 試験片材料および製作方法.....	- 43 -
3.3 試験方法.....	- 44 -
3.3.1 試験片形状および寸法.....	- 44 -
3.3.2 軸力ねじり組合せ試験方法.....	- 44 -
3.4 多軸強度試験結果.....	- 45 -
3.4.1 応力ひずみ曲線.....	- 45 -
3.4.2 巨視的破面様相.....	- 47 -
3.4.3 機械特性におよぼす ν_f の影響.....	- 50 -
3.4.4 成形法が繊維配向度に及ぼす影響.....	- 50 -
3.5 異方性破損基準による多軸強度評価線図の構築.....	- 52 -
3.5.1 異方性材の破損基準.....	- 52 -
3.5.2 Tsai-Hill 破損基準.....	- 53 -
3.6 静的強度特性.....	- 55 -
3.7 疲労強度特性.....	- 58 -
3.7.1 最大主応力による疲労特性評価.....	- 58 -
3.7.2 強度比による疲労特性評価.....	- 58 -
3.8 無次元化相当応力による疲労寿命評価.....	- 62 -
3.8.1 無次元化相当応力.....	- 62 -
3.8.2 σ^* による疲労寿命評価.....	- 62 -
3.9 結言.....	- 64 -
3.10 参考文献.....	- 64 -
第4章 短繊維強化樹脂複合材の寸法効果を考慮した強度予測法の検討	- 67 -
4.1 緒言.....	- 67 -
4.2 試験材料および試験方法.....	- 68 -
4.2.1 試験片材料.....	- 68 -
4.2.2 試験片.....	- 68 -
4.2.3 構造要素試験体.....	- 68 -
4.2.4 基本試験片の試験方法.....	- 70 -
4.2.5 構造試験体の試験方法およびひずみ測定方法.....	- 70 -
4.3 SGP 材の基本強度特性.....	- 73 -
4.3.1 SGP 材の静的強度試験結果.....	- 73 -
4.3.2 SGP の破壊強度に及ぼす ν_f の影響.....	- 74 -

4.4	有効体積理論を適用した強度評価.....	- 75 -
4.4.1	各試験結果の確率論的評価方法.....	- 75 -
4.4.2	各試験結果の確率論的評価結果.....	- 76 -
4.4.3	有効体積理論を用いた確率論的評価.....	- 76 -
4.4.4	破断強度と有効体積の関係.....	- 78 -
4.5	有効体積理論の構造要素への適用.....	- 81 -
4.5.1	OH 試験体の応力解析.....	- 81 -
4.5.2	OH 試験体の強度試験結果と解析結果の妥当性検証.....	- 82 -
4.5.3	FEM を用いた有効体積理論による強度予測法.....	- 85 -
4.5.4	有効体積理論による OH 試験体の強度予測.....	- 86 -
4.6	結 言.....	- 87 -
4.7	参考文献.....	- 88 -
第 5 章 短繊維強化樹脂複合材の寸法効果を考慮した多軸強度評価.....		- 93 -
5.1	緒 言.....	- 93 -
5.2	試験材料および試験方法.....	- 94 -
5.2.1	試験片材料.....	- 94 -
5.2.2	試験方法.....	- 94 -
5.3	試験結果および考察.....	- 96 -
5.3.1	静強度試験結果.....	- 96 -
5.4	ワイブルモデルに基づく統計解析.....	- 102 -
5.4.1	SGP の静的強度試験結果.....	- 102 -
5.4.2	SGP への有効体積理論の可用性の検討.....	- 104 -
5.5	引張り-ねじり応力場における破断基準の検討.....	- 107 -
5.5.1	多軸強度特性.....	- 107 -
5.5.2	有効体積を考慮した引張ねじり組合せ強度の予測.....	- 107 -
5.6	結 言.....	- 109 -
5.7	参考文献.....	- 110 -
第 6 章 繊維分布と母材の寸法効果を同時に考慮した SFRP の強度予測.....		- 113 -
6.1	緒 言.....	- 113 -
6.2	実験方法.....	- 114 -
6.2.1	試験片材料.....	- 114 -
6.2.2	静強度試験方法と画像相関法による解析.....	- 114 -
6.2.3	繊維長さや繊維配向角度分布の観察方法.....	- 115 -

6.2.4	有限要素法による解析とその検証.....	- 116 -
6.3	結果と考察.....	- 118 -
6.3.1	SGP の繊維長さと繊維配向角度分布.....	- 118 -
6.3.2	SGP における破壊強度.....	- 121 -
6.3.3	ワイブルモデルに基づいた確率分布解析.....	- 125 -
6.4	強度予測アプローチと解析.....	- 125 -
6.4.1	SGP 強度計算のための修正複合則.....	- 125 -
6.4.2	母材樹脂への有効体積理論の適用検討.....	- 128 -
6.4.3	寸法効果を考慮した強度予測結果.....	- 130 -
6.5	結 言.....	- 131 -
6.6	参考文献.....	- 132 -
第 7 章	有効体積理論による SFRP の強度予測法の汎用性に関する考察.....	- 135 -
7.1	緒 言.....	- 135 -
7.2	試験片の材料および試験方法.....	- 135 -
7.2.1	試験片の材料.....	- 135 -
7.2.2	試験片の形状.....	- 137 -
7.2.3	試験方法.....	- 137 -
7.2.4	DIC による全視野ひずみ測定.....	- 137 -
7.2.5	有限要素法解析モデル.....	- 137 -
7.3	試験結果および評価.....	- 139 -
7.3.1	丸棒試験片による引張-ねじり試験結果.....	- 139 -
7.3.2	丸棒試験体の破断様式.....	- 140 -
7.3.3	有効体積理論.....	- 141 -
7.3.4	FEM 応力解析モデルの妥当性検証.....	- 142 -
7.4	有効体積理論による多軸強度評価.....	- 144 -
7.4.1	SGP の推定ワイブル係数.....	- 144 -
7.4.2	推定ワイブル係数を用いた有効体積の適用.....	- 144 -
7.4.3	組合せ応力場への有効体積理論の適用.....	- 146 -
7.4.4	推定ワイブル係数に及ぼす算出方法の影響の評価.....	- 147 -
7.5	FEM 応力解析による有効体積計算手法の一般性.....	- 149 -
7.6	結 言.....	- 152 -
7.7	参考文献.....	- 152 -
第 8 章	結 論.....	- 155 -

付 録	- 159 -
Appendix -1 曲げ試験片寸法の妥当性検証.....	- 159 -
Appendix -2 4点曲げ試験片の有効体積導出式.....	- 162 -
Appendix -3 参考文献.....	- 163 -
関連発表論文	- 165 -
発表論文.....	- 165 -
国際会議.....	- 165 -
国内学術講演会.....	- 166 -
謝 辞	- 167 -

本文で使用した主な用語の説明

GFRP	: Glass Fiber Reinforced Plastics (ガラス繊維強化プラスチック)
CFRP	: Carbon Fiber Reinforced Plastics (炭素繊維強化樹脂複合材)
FRP	: Fiber Reinforced Plastics (繊維強化樹脂複合材)
SMC	: Sheet Molding Compound (シートモールディングコンパウンド)
BMC	: Bulk Molding Compound (バルクモールドコンパウンド)
SFRP	: Short Fiber Reinforced Plastic (短繊維強化樹脂複合材)
SFRTPL	: Short Fiber Reinforced Thermoplastic Plastics (短繊維強化熱可塑性樹脂複合材)
CAE	: Computer Aided Engineering (計算機支援工学)
FEM	: Finite Element Method (有限要素法)
RVE	: Representative Volume Element (代表体積要素)
SGP	: Short Glass-fiber-reinforced Phenolic resin composites (ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材)
SEM	: Scanning Electron Microscopy (走査型電子顕微鏡)
OH	: Open Hole (有孔試験体)
DIC	: Digital Image Correlation (画像相関法)
EVT	: Effective Volume Theory (有効体積理論)
FOD	: Fiber Orientation Distribution (繊維配向分布)
FLD	: Fiber Length distribution (繊維長さ分布)

本論文中で定義した主な記号

v_f	: ガラス繊維体積含有率 [vol. %]
σ_f	: 複合材の強度
σ_{3PF}	: 3点曲げ応力
$\sigma_{f,3PF}$: 3点曲げ破断応力 (3点曲げ強度)
σ_{4PF}	: 4点曲げ応力
$\sigma_{f,4PF}$: 4点曲げ破断応力 (4点曲げ強度)
σ_T	: 引張り応力
$\sigma_{f,T}$: 引張り破断応力 (引張り強度)
ϵ_{4PF}	: 4点曲げひずみ
$\epsilon_{f,4PF}$: 4点曲げ破断ひずみ
E_{4PF}	: 4点曲げ試験で得られた曲げ弾性係数
E	: 複合則で求められた縦弾性係数
E_f	: 繊維の縦弾性係数
E_m	: 母材樹脂の縦弾性係数
L_1	: 曲げ試験における下支点間距離
L_2	: 曲げ試験における上支点間距離
B	: 曲げ試験片の幅

h	: 曲げ試験片の板厚
P	: 曲げ荷重
F	: 軸引張荷重
T	: ねじりトルク
P_{fi}	: 破壊確率
k	: データ数
i	: k 本のデータの大きさの順位
$F(\sigma)$: 強度のワイブル分布関数
σ_0	: ワイブル分布において破壊確率 62.3%となる強度 (尺度母数)
m	: ワイブル係数 (形状係数)
η_1	: 繊維長さ l が短いことによる縦弾性係数の低下率
η_0	: 繊維配向係数
η_λ	: 成形法パラメータ
α	: 繊維配向角
α_0	: 繊維配向角限界角度
f_p	: 繊維配向パラメータ
σ_f	: 繊維の破断強度
σ_m	: 母材樹脂の破断強度
σ_1	: 軸方向応力
τ_{12}	: せん断応力
X	: 引張 (軸方向) 強度
T	: ねじり強度
ψ	: τ_{12}/σ_1 により定義される応力比
d	: 丸棒試験片の標定部直径
D	: 丸棒試験片の把持部直径
L_0	: 丸棒試験片の標定 (ゲージ) 部長さ
L_3	: 丸棒試験片の把持部長さ
L_4	: 丸棒試験片の全長
R	: 丸棒試験片の肩部曲率半径
V_{eff}	: 有効体積
V_0	: 基準有効体積
m_0	: 基準ワイブル係数
\hat{m}_0	: EVT の傾きから推定されたワイブル係数
$\hat{\sigma}_0$: EVT の傾きから推定された尺度母数
$f(\alpha)$: 繊維配向角度分布の確率密度関数
$g(l)$: 繊維長さ分布の確率密度関数
S.D.	: 標準偏差
S_L	: 短繊維が全て荷重と平行な方向に単一に引き揃えられた時の強度あるいは強度予測値
S_T	: 短繊維が全て荷重と垂直な方向に単一に引き揃えられた時の強度
T_{LT}	: 短繊維強化樹脂複合材料におけるせん断強度

- l : 短繊維の長さ
- l_c : 短繊維の限界長さ
- S_f : 短繊維強化樹脂複合材における繊維の強度
- S_m : 短繊維強化樹脂複合材における母材樹脂の強度
- $\sigma(\alpha)$: 短繊維強化樹脂複合材料の強度におよぼす繊維配向角度依存性
- $h(V_{\text{eff}}, \nu_f)$: SFRP の巨視的破断強度の寸法効果と繊維体積含有率を同時に考慮する関数
- ΔV_i : i 番目の有限要素の体積
- χ : 主応力方向に対応した極性を示す係数
- ϕ_{exp} : 破断面の軸方向に対する角度
- ϕ_{th} : 最大主応力方向

第1章 序論

1.1 複合材料の定義と期待される役割

繊維強化樹脂複合材料（複合材料）は、2種類以上の素材を組み合わせることで素材単体の特性よりも優れた特性、あるいは特異な特性を持たせた材料と定義される。複合材料は、強化材とそれを含む母材から成り立ち、母材樹脂が繊維によって強化されることによって高い強度特性が発現する。その材料開発の歴史は、1940年代に開発された GFRP（Glass Fiber Reinforced Plastics; ガラス繊維強化プラスチック）に始まる。GFRPは、現在でも船舶、住宅設備、各種配管、自動車部品などに広く用いられている[1, 2]。一般的な複合材料の比重としては、GFRPが2.4~2.7であり、航空機などへの適用が急増している CFRP（Carbon Fiber Reinforced Plastics; 炭素繊維強化樹脂複合材料）の比重が1.6~1.8である。構造材料として汎用的に使われてきた鉄鋼の比重が7.8であるため、単純に部材を鉄鋼から GFRP へ置換するだけで30%以上の軽量化効果が見込まれる[3, 4]。

Table 1-1 は、複合材料として用いられる代表的な繊維強化材と母材を示したものである[3]。これらの材料を組み合わせることによって複合材料を作り出すことができる。複合材料の繊維方向の強度特性は、強化繊維に支配されるが、それ以外の特性は、母材および母材と繊維との界面特性によって支配されると考えられる。

近年では、環境負荷を低減することを目的として、二酸化炭素の排出規制が年々厳格化されている。そのため、自動車分野では燃費規制が強化されてきており、燃費向上を目的とする技術開発が喫緊の課題となっている。その一環として、エネルギー効率を上げるためのパワーtrainの電動化がすすめられている。しかし、電動化は車の総重量を増加させることとなり、燃費を向上するためには車体重量の軽量化が必要である。これら自動車をはじめとして航空機や鉄道車両の構造部材を軽量化するための取組みが活発化している[1, 3-4]。構造部材を大幅に軽量化する手段として、金属材料で構成された部分を FRP へ代替することによって軽量化を図る製品事例が増加している。

Table 1-1 Typical reinforcements and matrices for constituting composite materials [3]

繊維 (強化材)
ガラス
炭素 (PAN系, ピッチ系)
ボロン, アルミナ, 炭化ケイ素, 全芳香族ポリアミド (アラミド)
母材
熱硬化性樹脂
ポリアミド(PA), エポキシ(EP), フェノール(PH), ポリイミド(PI)
熱可塑性樹脂
ポリアミド(PA), ポリカーボネート(PC), ポリエーテルエーテルケトン(PEEK)
ポリアミドイミド(PAI)
アルミニウム合金, チタン合金, マグネシウム合金, セラミックス, 炭素

1.2 短繊維強化樹脂複合材を適用した製品設計における課題

FRP (Fiber Reinforced Plastics; 繊維強化樹脂複合材料) は, 強化繊維の長さによって連続繊維強化と短繊維強化の 2 つのタイプに大別される. 連続繊維と短繊維のそれぞれによって形成された FRP の優れた点と不利な点を整理して Table 1-2 に示す.

短繊維の長さは, 成形法や要求する特性によって異なる[5]. 例えば, SMC (Sheet Molding Compound; シートモルディング) 成形法で用いられるチョップドストランドでは通常 25mm であるが, 比較的高い引張強さを要求する場合は 50mm, 複雑な形状で充填の難しいリブ, ボス構造を有する場合は 12.5mm 程度である. また, BMC (Bulk Molding Compound) 成形法では, 繊維長は SMC 成形法で用いられるよりも短く通常 6mm 程度である. 射出成形法では, SMC や BMC とは異なり, 繊維と樹脂が一体となったチップを成形機に投入し, 機械内部のスクリーンにより高温下で混練, 金型に射出されるまでのこの工程において, 繊維長は初期のチップ時よりも短くなり, ある繊維長分布を持つ. その平均繊維長は通常 1mm 以下である. 射出成形法に類似したトランスファ成形法は, プランジャー内でいったん加熱軟化させた材料を狭い材料の通り道 (ゲート, スプルー, あるいはランナーなど呼称される) から, 加熱されたキャビティの中に押し込んで硬化させる. 精密な寸法精度が求められる成形品や, コイルやモータの封止に適した成形方法であり, 半導体などの電子部品を低圧封入成形 (エンキヤップ成形) する際にも適用される.

このような SFRP (Short Fiber Reinforced Plastics; 短繊維強化樹脂複合材料) は, 母材樹脂の高性能化によって高強度特性を発現することが可能となってきている. そのため SFRP は, 過酷な力学的環境下での使用や, 一次構造部材への適用が広がりつつある[5]. また, SFRP は

Table 1-2 Advantages and disadvantages of SFRP to continuous FRP [5].

不利な点	有利な点
<ul style="list-style-type: none"> ・ 繊維端を持つため応力集中する. ・ ノッチ感受性が高い. ・ 成形時における繊維の長さや配向を制御が困難であり強度特性のバラつきが大きい 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 複雑な形状部品の成型加工が可能で比較的成本が低い ・ 高い生産性, 自動化が可能. ・ 高性能樹脂を母材として利用可能

複雑な形状の部品を一体成形できるため、軽量性、設計自由度、および生産効率性などの点で金属材料よりも優れるといえる。前述のように、樹脂の特性や製品形状に対応した成形法が開発されている。射出成形法を応用した高サイクル成形技術も確立されつつあり、連続繊維強化樹脂複合材料を大幅に上回る大量生産性と低コスト性を両立することが可能になってきている。このような背景から、SFRP は自動車、電機製品、および生活家電製品などの分野における機械構造部品への適用が急速に進んでいる。

その中でも自動車分野では、環境負荷低減を目的として樹脂系複合材を構造部品に適用して軽量化する動きが活発である。部品の適用先としては、車体内外装品などの二次構造材のほか、高温に曝されるエンジンルーム内で使用されるプーリを金属から SFRP へ代替えることが検討されている[6, 7]。従来は、エアコンプレッサー用プーリ、パワーステアリング用プーリ、テンショナープーリ等に樹脂製プーリの実用実績はあるものの、プーリの樹脂化率は5~6%と低く、今後の伸びが期待されている。また、欧州自動車メーカーでは、パワーステアリング用プーリやテンショナー用プーリへの樹脂製プーリの実用実績があり、プーリの樹脂化率は約 30%である。これら部品の破損を防止するためには、強度、剛性、耐熱性、および寸法安定性を確保する必要がある。さらに製品の量産性やコスト性を考慮しなければならない。以上の要求性能を満足するためには SFRP の適用が年々増加している。

その一方、SFRP の破壊挙動は、金属材料と異なり、樹脂割れ、繊維破断や抜けが絡んだ複雑な挙動を示す。また、SFRP は繊維配向角度や繊維長さが分布するため強度のばらつきが大きい。そのため、製品の安全性を保証するためには個別の要素試験や試作機の強度評価を繰返して確認する必要がある。さらに、SFRP を構造用材料として用途拡大するためには、強度特性に及ぼす各種因子の影響を明らかにし、設計者にとって扱いやすい汎用的な SFRP の強度設計技術を確立し、試験や試作を低減することが急務である。以上より、本研究では SFRP を対象として、簡便かつ高精度に強度信頼性を評価する手法を確立することを目的とする。

1.3 短繊維強化樹脂複合材料の強度評価に関する研究動向

SFRP の破壊は、極めて複雑なプロセスを辿る。破壊の起点として代表的なものは、母材の欠陥、母材の割れ、繊維の破断、繊維と樹脂の界面破壊などがある。それら初期の損傷は、機械的・熱的な負荷や環境要因負荷を受けながら徐々に進展し、やがて繊維が破断や抜けを起こすために荷重伝達機能を失いながら巨視的な破断に至る。SFRP の破壊メカニズムや機械的特性の予測に関する研究は、複合材料が産まれてから現在に至るまで、非常に多くの研究者らによって精力的に取り組まれてきた。さらに、母材樹脂の高性能化によって機械部品や構造要素への積極的な適用が検討され始めている。このような背景から、SFRP に関する強度特性や破壊解析に関して数多くの検討が行われてきている[8-19, 21-31, 38-40, 42-56, 61-63, 74-77, 83]。本節では、SFRP に関する研究の動向を述べ、課題を示す。

1.3.1 機械的特性モデルに関する研究

SFRP の機械的特性は、繊維と母材樹脂の組合せによって変動するが、さらに、成形方法、環境温度、および負荷速度によって材料の振る舞いが大きく変動する。主に自動車用部品の射出成形材に用いられる SFRTTP (Short Fiber Reinforced Thermoplastic Plastics : 短繊維強化熱可塑性樹脂複合材) を対象として材料特性に及ぼす様々な依存性を調べる実験的研究成果が報じられている。ポリアミド樹脂をガラス短繊維で補強した SFRP の温度依存性やひずみ速度依存性が Mouhmid ら[11]によって報じられている。また、ナイロン6をガラス短繊維で補強した SFRP の疲労特性やクリープ特性が Kagan ら[12]によって報じられている。Fu ら[13]は、ポリプロピレンをガラス短繊維あるいは炭素短繊維で補強した SFRP の強度特性に及ぼす成形法の影響について、繊維含有率の影響とあわせて検討している。

SFRP の強度特性モデルに関する先駆的な研究としては、短繊維による強化機構を短繊維と母材の界面に生じるせん断応力の分布を解析した Cox[14]によるシアラグ (shear lag : せん断遅れ) 理論がある。また、SFRP の破壊プロセスに着目した Kelly-Tyson[21]は、せん断応力による繊維と樹脂の界面の降伏変形後に、繊維が降伏して荷重分担ができなくなる場合について考察しており、強度特性を表わす式として実用的な理論とされている[1,3-4]。Kelly-Tyson モデルは、次の3つの仮定がおかれている。即ち、(1)繊維は荷重負荷方向と平行である。(2)繊維とマトリックスの界面は完全に密着している。(3)繊維端付近での界面せん断応力が高い部位は塑性域であり、一定の応力値で表現される。SFRP の強度特性に関する一連の研究は、シアラグ理論や Kelly-Tyson の式を修正したモデルが数多く提案されてきた。その一例として、

Halpin-Tsai[15]の式や植村・山田の式[20]がある。これらは、一方向に短繊維が引き揃えられた板材を仮定し、長さ方向と横方向への弾性係数を予測する式を与えている。これは、複合材の弾性定数に関する解析結果と、実験で得られた経験的なパラメータを導入した修正複合則であり、単純な線形関係で記述されるため、取り扱いが容易であり工業分野において広く使用されている。SFRPの破壊メカニズムは、数多くの実験、計測技術や解析技術の高度化によって、徐々に明確化されてきた。SFRPの強度特性は、強化繊維の含有率、短繊維の配向角度分布、および繊維長さ分布に強く依存することが、これまでの研究成果[8, 10, 16, 22-29]によって明らかにされている。FukudaとChou[24]は、繊維配向角度ならびに繊維長さの分布を確率密度関数で表し、複合則を構成する繊維の項に取り入れた修正複合則を提案している。さらに、Baxter[34]は、FukudaとChouによって提案された強度の修正複合則にTsai-Hillの破損基準[80]を適用し、ランダム配向されたSFRPの強度を予測している。また、Van HattumとBernardo[23]は、Baxterの修正複合則を更に改良し、短繊維配向角度の確率分布を4次のテンソルで、繊維長さ分布を対数正規分布でそれぞれ表現し、Tsai-Wuの破損基準[81]を適用した修正複合則を提案している。繊維配向角度および繊維長さ確率密度分布関数で表現し、修正複合則に適用する研究は、FuとLaukeらのグループによって精力的に取り組み、強度および縦弾性係数の予測法について報じられている[25-28]。近年ではMortazavian[38]らが、PBT(Polybutylene terephthalate)およびポリアミドを母材とした2種類のガラス短繊維複合材の射出成形材を対象として、繊維配向と異方性の影響を実験的に論じている。より簡便に強度特性を予測するアプローチとしては、Chenら[29]による繊維含有率、繊維と樹脂の接着、繊維配向角、および繊維の平均長さの影響を考慮したFiber efficiency factor（繊維補強係数）を実験的に求め、射出成形されたSFRPの強度と縦弾性係数を予測する手法がある。Epaarachchiら[16]は、繊維体積含有率をワイブル分布で表し、修正複合則に適用した強度特性の予測モデルを提案している。以上、示したように、SFRPの強度特性予測は、多様なアプローチが試みられているといえる。これらを構造物設計に実用化するためには、複合材料の理論やに関する知識だけでなく、破壊に関する現象論的知識、統計学や数値解析に関する技術も必要となる。

1.3.2 計算機を援用した強度予測モデリングに関する研究

一方、CAE (Computer Aided Engineering) を活用してSFRPの機械的特性を予測する技術が、1980年後半から開発され始めている。Christmanら[32]、Shiら[35]は、短繊維が周期的に

分布すると仮定して、短繊維とマトリクスの最小構成要素からなるユニットセルを FEM (Finite Element Method:有限要素法)によりモデル化した2次元平面応力解析を行っている。また、Levyら[33]は、ユニットセルモデルを3次元に拡張したFEM弾塑性応力解析を行っており、実験結果と解析結果を比較しながら非線形領域における繊維と樹脂の変位挙動を論じている。さらに、Kangらの研究[36,37]では、ユニットセルのFEM解析結果を、Baxter[34]が先行研究で述べた異方性弾性の項に適用し、修正複合則の予測値と実験値の差が10%以内であることを示している。

また、近年では、計算機処理能力の著しい性能向上や汎用ソフトウェアの高度化によって大規模な解析を援用した研究報告が増えてきている。Sedighiamiriら[40]は、射出成形時における樹脂中の繊維の挙動を Moldflow® で解析し、予測された成形後の微視構造を Digimat® によって微視構造をモデル化する手法を発表している (Fig.1-1)。

Digimat®は、ベルギーの e-Xstreme 社が開発した複合材料特性予測ソフトウェアであり、SFRPのような不均質材料の微視構造モデリングを可能とするため、強度特性予測において非常に強力なツールといえる。そのため、欧米の自動車機器メーカーにおいて、マルチスケール解析における RVE (Representative Volume Element:代表体積要素) モデルの作成や、均質化法による異方性弾性の同定などの適用事例が増えている[43,57]。また、樹脂流動解析技術に関しては、成形加工条件が強度特性に及ぼす影響の評価[52-54]にも適用されており、射出成形法以外の加工法への適用も期待される。

マルチスケール解析の精度を更に高めることを目的として、X線マイクロCT (X-ray micro-computed tomography) 法を活用した研究報告[41-45]が増えている。例えば、Abdinら[42]は、X線CT法によりSFRPの微視構造を解析し、繊維配向や繊維長さを実測して求めた確率密度分布に基づいて形状をモデル化し、その精度を論じている。Bermonteら[44,45]は、X線CT法を用いてSFRP試験片の切欠き周りの局所構造をモデル化し、3次元FEM解析による応力分布からき裂進展のメカニズムを論じている。以上のように、CAE技術を駆使することで、強度特性を精度よく予測できることが期待される。X線マイクロCT法を活用した研究成果を支えているのは、撮像した3次元画像データを形状データに変換する技術の発展といえる。この分野が発展することにより、SFRPの更なる精密な強度予測が可能になると考えられる。しかしながら、これらの技術を活用するためには、X線マイクロCT装置やソフトウェア、およびFEM解析に関する高度な専門知識が必要とされる。従って、高度な知識や設備に頼ることなく設計者が強度を予測できる手法の開発が必要とされている。

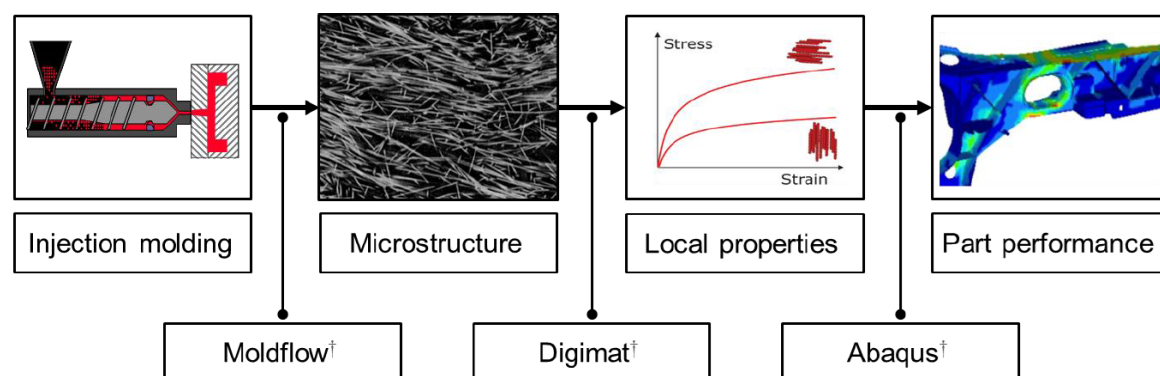


Fig.1-1 Workflow of anisotropic simulation of mechanical performance of fiber reinforced thermoplastic parts [40].

1.3.3 強度特性に及ぼす寸法効果に関する研究

複合材料製品の強度設計を難しくしている課題の一つとして、強度のばらつきが大きいことと、強度への寸法依存性がある。1970年代後半から、複合材料の強度におよぼす寸法依存性は、実験を主体として離散的に取り組まれてきた。連続繊維強化樹脂複合材に関しては、1990年代に Zweben[70]によって、強度の寸法効果に関する幾つかの研究論文がレビューされ、複合材料はセラミックスと同様な寸法効果が表れることを示している。強度の寸法効果を整理する手法として、ワイブル統計[79]によって導かれた有効体積理論が良く知られているが、この理論におけるワイブル係数のばらつきが、強度と寸法の関係に及ぼす影響についても議論がなされている。さらに、大型構造物については、セラミックスの場合と同様のアプローチを迫る必要性を示唆している。Wisnom [66-69]は、一方向炭素繊維強化複合材料を対象として強度ばらつきと寸法効果をワイブル分布によって整理している。さらに、複数のサイズの試験片を対象として数多くの引張り強度と曲げ強度を取得し、試験方法の違いによる、強度と寸法の関係を有効体積理論によって整理している。Ishihara[65]らは、黒鉛系材料による試験片強度のワイブル係数を取得し、FEM解析によって求めた有効体積に適用することでばらつきを考慮した強度予測法を提案している。また、破壊起点が内部と表面とに分類されることに着目することにより、競合リスクモデルを適用することで予測精度が改善されている。Iarveら[64]は、炭素繊維強化複合材料による疑似等方性の有孔試験片を対象として、繊維破断強度を予測するCFV (Critical Failure Volume) モデルを3次元FEM解析に適用し、実験結果と比較してその有効性を述べている。以上のように連続繊維複合材料を対象とした寸法効果に関する議論は数多くなされているものの、SFRPについては多くない。Wangら[63]はSMC材の強度ばらつきを取得するため、標定部の幅と長さを3水準に設定した合計9通りの試験片を

作製し、静引張試験と疲労試験に供している。試験片寸法が大きくなるにつれて静強度、疲労強度が低下することを示しており、試験片毎のばらつきはワイブル分布で表すことを試みている。Hashemi ら[62]は、繊維体積含有率 v_f が 0, 15, 20, および 30 vol. % であるガラス繊維強化 PBT/PC 樹脂複合材料の強度についてワイブル係数を取得し、有効体積理論に適用している。ここでは、引張強度と曲げ強度の相関について、繊維配向の頻度を解析しながら検討している。

1.3.4 疲労特性および多軸応力場における強度評価に関する研究動向

SFRP の疲労特性に関する研究としては、試験片の繊維配向角度の確率密度関数を Tsai-Hill 破損則[80]に適用し、異方性を考慮して疲労寿命を評価しているものが多い[5, 43-50]。また、1.2 節で述べたように、SFRP は強度のばらつきが大きく、製品の安全性を保証するためには個別の要素試験や試作機の強度評価を繰返して確認する必要がある。そのため、試験片で得られた疲労特性に基づいて実製品の疲労試験を行い、強度評価している報告[44,45]もある。破壊力学的な観点から疲労破壊のメカニズムを検討している報告もある。Scheider ら[61]は、短繊維と樹脂の RVE を 3 次元有限要素法でモデル化し、繊維と母材の界面に粘着要素を定義することで外力による界面はく離を考慮した疲労き裂挙動について検討している。さらに、繊維と母材が完全に接着されたモデルと比較することにより、界面特性の影響が強度に及ぼす影響について考察している。

一般的に構造物は、稼働時に複数の負荷を受けるため多軸応力場にさらされる。多軸場を考慮した SFRP の試験方法やその評価法は難易度が高いため、研究報告は限られる。その中で、SFRP の軸引張-ねじりの組合せ負荷による多軸疲労に関する研究が、Moosbrugger と Quaresimin らのグループによって取り組まれている[55, 75, 76]。砂時計状の中空試験片を射出成形し、軸引張とねじりトルクを与えた疲労特性について、組合せ応力比や負荷経路の影響を評価している。さらに、自動車周りへの適用を想定し、疲労特性に及ぼす温度依存性についても報じている[77, 83]。しかしながら、SFRP の疲労特性は、負荷条件、繊維含有率、および成形法による影響を強く受ける。実構造物の信頼性を担保するためには、これらの影響を統一的に表して評価することが課題といえる。

1.4 論文の目的と構成

SFRP は、金属材料と異なり、樹脂割れ、繊維破断や抜けが絡んだ複雑な破壊挙動を呈する。そのため、製品の安全性を保証するためには個別の要素試験や試作を繰返して確認する必要がある。SFRP を構造用材料として用途拡大するためには、強度特性に及ぼす各種因子の影響を明らかにし、設計者のための汎用的な SFRP の強度設計技術を確立し、試験や試作を低減することが急務である。

SFRP の強度特性を予測するための繊維配向角度や繊維長さ分布を考慮したモデルが考案され、材料や成形法ごとに多様なアプローチが試みられている。しかし、SFRP の強度特性におよぼす寸法効果の影響に関する研究報告はほとんどなく、さらに、寸法効果を考慮した強度予測や多軸負荷を考慮した強度評価に関するものは見当たらない。さらに、計算機処理能力の向上や計測技術の発展により、実際の微視構造をモデル化して破壊メカニズムの解明や強度予測法が研究されているが、複合材料に関する専門知識だけではなく、高性能な計算機や計測装置、高価なソフトウェアが必要になるため、汎用的な技術として整備されるまでには時間を要すると予想される。

そこで本研究では、SFRP の強度特性に及ぼす寸法効果の影響を、材料試験、FEM 解析、および数値計算によって明確化し、SFRP 製品の設計のための簡便かつ実用的な強度評価法について検討する。

本論文の概要図を Fig. 1-2 に示す。本論文は、大きく 3 つの部から構成される。それぞれの部が 2 章ずつで構成され、第 1 章の序論と第 8 章の結論を含めて全 8 章により構成される。以下に各章の目的と概要を示す。

第 1 部は、SFRP の成形法と荷重様式の違いが強度特性の変動に及ぼす影響を、主に実験により評価する。第 2 章では、繊維含有率が異なる SFRP の曲げ強度特性を取得し、成形法の違いが強度特性やばらつきに及ぼす影響を評価する。第 3 章では、繊維含有率が異なる SFRP の引張とねじりを組み合わせた試験を行い、多軸応力場における強度特性を評価する。さらに、引張りねじり疲労試験を行い、多軸場における疲労特性を統一的評価する手法について検討する。

第 2 部は、強度特性のばらつきを確率統計解析する。さらに、構造物に作用する荷重様式によらず、統一的に強度を評価する手法について検討を進める。第 4 章では、コンプレッション成形した SFRP の曲げ試験と引張試験を行い、破断強度のばらつきを有効体積理論で整理する。さらに、有効体積理論を適用して強度と有効体積の相関関係を議論し、破断強度を予

研究題目：

短繊維強化樹脂複合材の寸法効果を考慮した強度信頼性評価に関する研究

大課題：

機械設計者が簡便に取り扱える強度評価法を確立

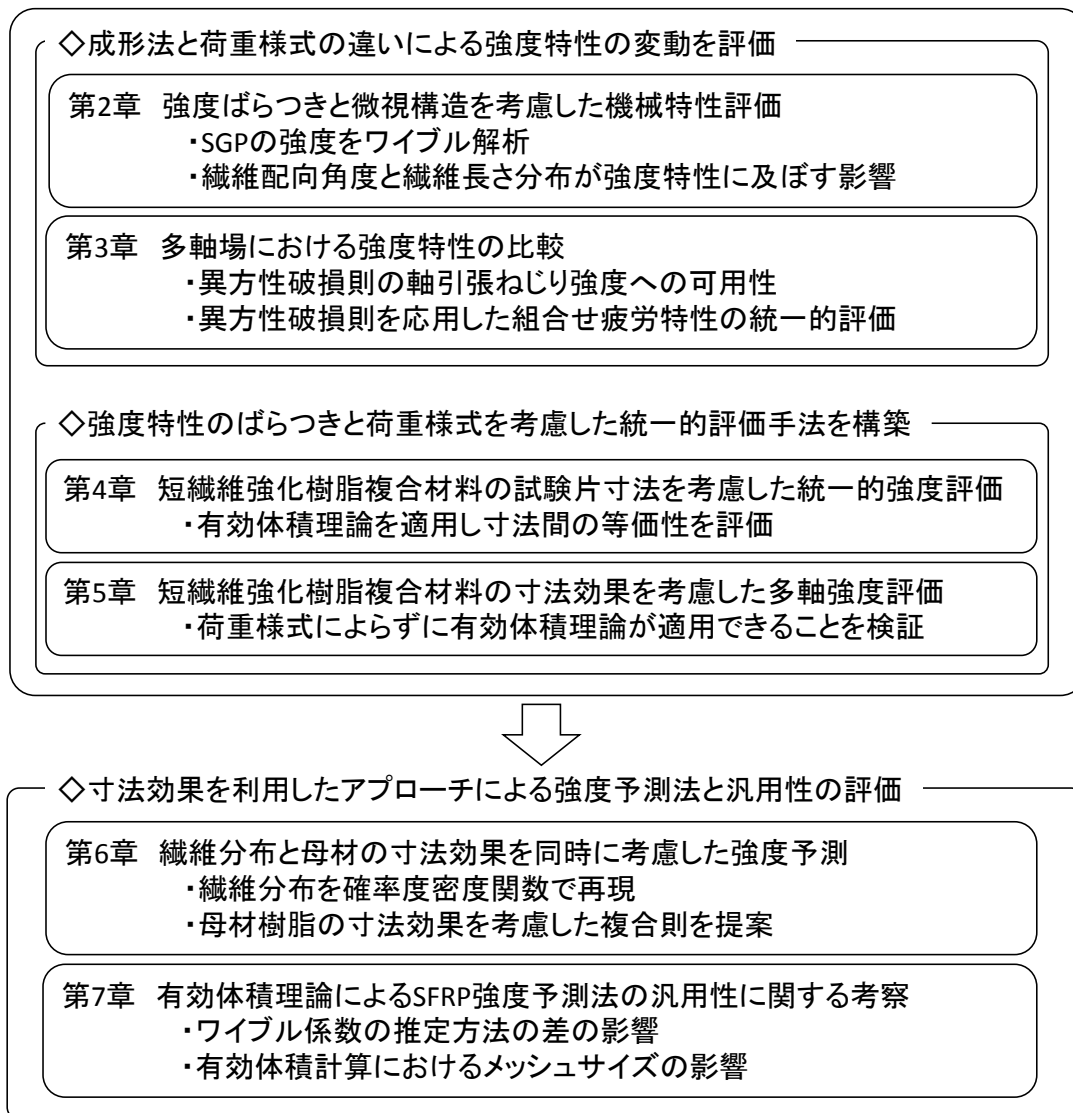


Fig.1-2 Summary of the thesis.

測する手法を提案する。構造要素試験体の材料試験を実施し、提案手法を検証する。第5章では、第3章と第4章で述べた結果から、引張りとねじりを組み合わせた強度に及ぼす寸法効果について検討する。

第3部は、SFRPの強度予測法について寸法効果を考慮したアプローチを新規に提案する。そして、本論文で述べた強度評価手法の汎用性を実験と解析により評価する。第6章では、SFRPの母材樹脂の寸法効果を考慮した強度予測モデルを提案する。また、繊維配向角度と繊維長さ分布の確率密度関数を強度予測モデルに適用し、繊維含有率、有効体積、および強度の

3つの変数で表わされる破壊基準を取得し、実験結果と比較してモデルの有効性を検証する。第7章では、有効体積理論における負荷様式の影響を実験と解析により検討する。さらに、強度と有効体積の関係を両対数線図上で表す強度推定線を構成するワイブル係数の推定方法の違いが、強度の予測精度に及ぼす影響について議論する。

最後に第8章では、第2章から第7章までで得られた結果を総括し、本研究の結論についてまとめる。

1.5 参考文献

- [1] 日本複合材料学会編，“複合材料ハンドブック”，(2005)，日刊工業新聞社
- [2] 日下貴之，“CFRP 積層材の層間破壊じん性の負荷速度依存性に関する研究”，京都大学学位論文(1997)。
- [3] 三木光範，福田武人，元木信弥，北条正樹，“複合材料”，(1997)，第一章，共立出版。
- [4] 強化プラスチック技術協会編，“強化プラスチックハンドブック”，(1975)，日刊工業新聞社，pp. 110.
- [5] 岩本正治，藤井 透，“複合材料の設計と評価の最前線(4)”，材料，**46**(1997)，443-450.
- [6] 小田寛人，木村直行，“金属代替フェノール樹脂成形材料”，日立化成テクニカルレポート，**48**(2007)，23-26.
- [7] 岡 秀樹，加藤和生，田淵泰生，“自動車用プーリの材料開発”，デンソーテクニカルレビュー，**7**(2002)。
- [8] 秋庭義明，原田昭治，柳生佳則，中野雅弘，“短繊維強化プラスチックの疲労強度に及ぼす繊維含有率と配向角の影響”，材料，**41**(1992)，1285-1291.
- [9] Curtis, P.T., Bader, M.G., Baily, J.E., “The stiffness and strength of a polyamide thermoplastic reinforced with glass and carbon fibres”, *Journal of Materials Science*, **13**(1978), 377-390.
- [10] 戸梶恵郎，小川武史，堀 智明，“長炭素繊維強化プラスチックの引張強さの分布とそのシミュレーション”，材料，**44**(1995)，1267-1272.
- [11] Mouhmid, B., Imad, A., Benseddiqm, N., Maazouz, A., “A study of the mechanical behavior of a glass fibre reinforced polyamide 6.6: Experimental investigation”, *Polymer Testing*, **25**(2006), 544-552.
- [12] Kagan, V.A., Rowena, M., Chung, J.S., “An Advanced High Modulus (HMG) Short Glass-Fiber Reinforced Nylon 6: Part II – Mechanical Performance”, *Journal of Reinforced Plastics and*

- Composites*, **22** (2003), 1049-1058.
- [13] Fu, S.-Y., Lauke, B., Mader, E., Yue, C.-Y., and Hu, X., “Tensile properties of short-glass-fiber- and short-carbon-fiber-reinforced polypropylene composites”, *Composites: Part A*, **31** (2000), 1117-1125.
- [14] Cox, H. L., “The elasticity and strength of paper and other fibrous materials”, *British Journal of Applied Physics*, **3** (1951), 72-79.
- [15] Halpin, J.C. and Tsai, S.W., *Air Force Materials Laboratory Technical Report*, **67** (1967).
- [16] Epaarachchi, J., Ku, H., and Gohel, K., “A simplified Empirical Model for Prediction of Mechanical Properties of Random Short Fiber/Vinylester Composites”, *Journal of Composite Materials*, **44** (2010), 779-788.
- [17] Johnson, W.S., and Birt, M.J., “Comparison of Some Micromechanics Models for Discontinuously Reinforced Metal Matrix Composites”, *Journal of Composites and Technology & Research* (1991), 161-167.
- [18] TuckerIII, C.L., and Liang, E., “Stiffness predictions for unidirectional short-fiber-composites: Review and evaluation”, *Composites Science and Technology*, **59** (1999) 655-671.
- [19] Fu, S.-Y., Hu, X., and Yue, C.-Y., “Effects of Fiber Length and Orientation Distributions on the Mechanical Properties of Short-Fiber-Reinforced Polymers”, *Materials Science Research International*, **5** (1999), 74-83.
- [20] 植村益次, 山田直樹, 炭素繊維強化プラスチックの弾性定数, *材料*, **24** (1975), 156-163.
- [21] Kelly, A. and Tyson, W., “Tensile Properties of Fiber-Reinforced Metals: Copper/Tungsten and Copper/Molybdenum”, *J. Mech. Phys. Solids*, **13** (1965), 329-350.
- [22] Piggot, M.R., “A theory of fibre strengthening”, *Acta Metal*, **14** (1966), 1429-1436.
- [23] Van Hattum, F.W.J., and Bernardo, C.A., “A study of the thermomechanical properties of carbon fiber-polypropylene composites”, *Polymer Composites* **20** (1999), 683-688.
- [24] Fukuda, H., and Chou, T.-W., “A Probabilistic theory of the strength of short-fiber composites with variable fiber length and orientation”, *Journal of Material Science* **17** (1982), 1003-1011.
- [25] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “Effects of fiber length and fiber orientation distribution the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **56** (1996), 1179-1190.
- [26] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “The elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers,

- Composite Science and Technology*, **58** (1998), 389-400.
- [27] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “An analytical characterization of the anisotropy of the elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 1961-1972.
- [28] Lauke, B. and Fu, S.-Y., “Strength anisotropy of misaligned short-fibre-reinforced polymers”, *Composites Science and Technology*, **59** (1999), 699-708.
- [29] Chen, M., Wan, C., Zhang, Y., and Zhang, Y., “Fibre Orientation and Mechanical Properties of Short Glass Fibre Reinforced PP Composites”, *Polymer & Polymer Composites*, **13** (2005), 253-262.
- [30] De Monte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., “Influence of temperature and thickness on the off-axis behavior of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Quasi-static loading”, *Composites: Part A*, **41** (2010), 859-871.
- [31] Notta-Cuvier, D., Lauro, F., and Bennani, B., “An original approach for mechanical modelling of short-fibre reinforced composites with complex distributions of fibre orientation”, *Composites: Part A*, **62** (2014), 60-66.
- [32] Christman, T., Needleman, A., Nutt, S., Suresh, S., “On Microstructural Evolution and Micromechanical Modelling of Deformation of a Whisker-reinforced Metal-Matrix Composites”, *Materials Science and Engineering*, **A107** (1989), 49-61.
- [33] Levy, A. and Papazian, J.M., “Tensile Properties of Short Fiber-Reinforced SiC/Al Composites: Part II. Finite-Element Analysis”, *Metallurgical transaction A*, **21A** (1990), 411-419.
- [34] Baxter, W.J., “The Strength of Metal Matrix Composites Reinforced with Randomly Oriented Discontinuous Fibers”, *Metallurgical Transactions A*, **23A** (1998), 3045-3053.
- [35] Shi, N., Wilner, B., Arenault, R.J., “An FEM study of the plastic deformation process of whisker reinforced SiC/Al composites”, *Acta metal. Mater.* **40** (1992), 2841-2854.
- [36] Kang, G.-Z., Yang, C. and Zhang, J., “Tensile properties of randomly oriented short δ -Al₂O₃ fiber reinforced aluminum alloy composites. I. microstructure characteristics, fracture mechanisms and strength prediction”, *Composites: Part A*, **33** (2002), 647-656.
- [37] Kang, G.-Z., Gao, Q., “Tensile properties of randomly oriented short δ -Al₂O₃ fiber reinforced aluminum alloy composites: II. Finite element analysis for stress transfer, elastic modulus and stress-strain curve”, *Composites: Part A*, **33** (2002), 657-667.

- [38] Mortazavian, S. and Fatemi, A., “Effects of fiber orientation and anisotropy on tensile strength and elastic modulus of short fiber reinforced polymer composites”, *Composite: Part B*, **72** (2015), 116-129.
- [39] Kammoun, S., Doghri, I., Brassart, L., Delannay, L., “Micromechanical modeling of the progressive failure in short glass-fiber reinforced thermoplastics – First Pseudo-Grain Damage model”, *Composites: Part A*, **73** (2015), 165-175.
- [40] Sedighiamiri, A., van Erp, T.B., Cathelin, J., and Brands, D.W.A., “Validation Methodology for Accurate Prediction Anisotropic Mechanics in Fiber Reinforced Thermoplastic (FRTP) Materials”, *The proceedings of 20th International conference on Composites Materials*, Copenhagen, 19-24th July 2015.
- [41] Hallet, S.R., Green, B.G., Jiang, W.G., and Wisnom, M.R., “An experimental and numerical investigation into the damage mechanisms in notched composites”, *Composites: Part A*, **40** (2009), 613-624.
- [42] Abdin, Y., Lomov, S.V., Jain, A., van Lenthe, G.H., and Verpoest, I., “Geometrical characterization and micro-structural modeling of short fiber composites”, *Composites: Part A*, **67** (2014), 171-180.
- [43] Sonsino, C.M., Moosbrugger, E., “Fatigue design of highly loaded short-glass-fibre reinforced polyamide parts in engine compartments” *International Journal of Fatigue*, **30** (2008), 1279-1288.
- [44] Belmonte, E., De Monte, M., and Quaresimin, M., “Multi-scale Modeling of the Fatigue Behavior of Short Glass Fiber Reinforced Polyamide Notched Specimens”, *The proceedings of 20th International conference on Composites Materials*, Copenhagen, 19-24th July 2015.
- [45] Belmonte, E., De Monte, M., Riedel, T., Quaresimin, M., Local microstructure and stress distributions at the crack initiation site in a short fiber reinforced polyamide under fatigue loading”, *Polymer Testing*, **54** (2016), 250-259.
- [46] 日和 千秋, 中井 善一, 北原 靖大, “短繊維複合材料の疲労機構に及ぼす圧縮応力の影響”, 第28回FRPシンポジウム講演論文集 (1999).
- [47] Bernasconi, A., Davoli, P., Basile, A., and Filippi, A., “Effect of fibre orientation on the fatigue behaviour of a short glass fibre reinforced polyamide-6”, *International Journal of Fatigue*, **29** (2007), 199-288.

- [48] De Monte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., “Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – cyclic loading”, *Composite: Part A*, **41** (2010), 1368-1379.
- [49] Nortazavian, S., Fatemi, A., “Tensile and fatigue behaviors of polymer for automotive applications”, *Mat. -wiss. U. Werkstofftech*, **46** (2015), 204-213.
- [50] Bernasconi, A., Condarò, E., Hine, P., “An experimental investigation of the combined influence of notch size and fibre orientation on the fatigue strength of a short glass fibre reinforced polyamide 6”, *Polymer Testing*, **47** (2015), 12-21.
- [51] 田中 啓介, 小原田 和也, 長谷川 祐哉, 清水 憲一, “炭素短繊維強化 PPS における疲労き裂進展に及ぼす試験温度の影響”日本機械学会論文集, **83** (2017), 1-18.
- [52] Zaidani, M., Omar, M.A., and Kumar, S., “Coupling of injection molding process to mechanical properties of short fiber composites: A through process modeling approach”, *Journal of Reinforced Plastics & Composites*, **34** (2015), 1963-1978.
- [53] Yashiro, S., Sasaki, H., Sakaida, Y., “Particle simulation for predicting fiber motion in injection molding of short-fiber-reinforced composites” *Composites: Part A*, **43** (2012), 1754-1764.
- [54] Fung, C.-P., Hwang, J.-R., and Hsu, C.-C., “The effect of Injection Molding Process Parameters on the Tensile Properties of Short Glass Fiber-Reinforced PBT”, *Polymer-Plastics Technology and Engineering*, **42** (2003), 45-63.
- [55] Moosbrugger, E., De Monte, M., Jäschek, K., Fleckenstein, J., and Buter, A., “Multiaxial fatigue behaviour of short-fibre reinforced polyamide - experiments and calculations, *Mat. -wiss. U. Werkstofftech*, **42** (2011), 950-957.
- [56] Gaier, C., Unger, B., and Dannbauer, H., “Multiaxial fatigue analysis of orthotropic materials”, *Revue de Metallurgie*, **107** (2010), 369-375.
- [57] 森田有亮, 林 鈺, 藤井透, “引張り/ねじり組合せ荷重下における平織り GFRP の疲労損傷の評価”, 日本機械学会論文集 (A 編), **61** (1995), 493-500.
- [58] Nohut, S., Usbeck, A., Ozcoban, H., Krause, D., Schneider, G.A., “Delamination of the multiaxial failure criteria for alumina ceramics under tension-torsion test”, *Journal of the European Ceramic Society*, **30** (2010), 3339-3349.
- [59] Hara, E., Yokozeki, T., Hatta, H., Iwahori, Y., and Ishikawa, T., “Out-of-plane tensile modulus of CFRP laminates by 3-point bending test”, *Advanced Composite Materials*, **24** (2015), 221-237.

- [60] Higuchi, R., Okabe, T., Ohtake, Y., Honda, T., Ueda, Y., and Ogihara, S., “Numerical simulation of damage progression and fracture in structures made of 3D woven ceramic matrix composites”, *Advanced Composite Materials*, **25** (2016), 209-227.
- [61] Scheider I., Chen Y., Hinz A., Huber, N., Mosler, J., “Size effects in short fibre reinforced composites. *Engineering Fracture Mechanics*, **100** (2013), 17-27.
- [62] Hashemi, S., and Khamsehnezhad, A., “Analysis of tensile and flexural strength of single and double gated injection moulded short glass fibre reinforced PBT/PC composites”, *Plastics, Rubber and Composites*, **39** (2010), 343-349.
- [63] Wang, A.S.D., Tung, R.W., and Sanders, B.A., “Size effect on strength and fatigue of a short fiber composite material”, *Emerging Technologies in Aerospace Structures, Design, Structural Dynamics and Materials*, (1980), 37-52.
- [64] Iarve, E.V., Kim, R., and Mollenhauer, D., “Three-dimensional stress analysis and Weibull statistics based strength prediction in open hole composites”, *Composite: Part A*, **38** (2007), 174-185.
- [65] Ishihara, M., Hanawa, S., Sogabe, T., Tachibana, Y., and Iyoku, T., “Proposal of the Prediction Method Using a Competing Risk Model on the Bending Strength of 2D-C/C Composites”, *Materials Science Research International*, **10** (2004), 65-70.
- [66] Wisnom, M.R., “Relationship between strength variability and size effect in unidirectional carbon fibre/epoxy”, *Composites*. **22** (1991), 47–52.
- [67] Wisnom M.R., “The relationship between tensile and flexural strength of unidirectional composites”, *Journal of Composite Materials*, **26** (1992), 1173–1180.
- [68] Wisnom, M.R., Atkinson J.W.. Reduction in tensile and flexural strength of unidirectional glass fibre-epoxy with increasing specimen size” *Composite Structures*, **45** (1997).
- [69] Wisnom, M.R., “Size effects in the testing of fibre-composite materials” *Composite Science and Technology*, **59** (1999), 1937-1957.
- [70] Zwben, C., “Is there a size effect in composites?”, *Composites*, **6** (1994), 451-454.
- [71] Tabiei, A., Jianmin, S., “Statistical aspects of strength size effect of laminated composite materials”, *Composite Structure*, **46** (1999), 209-216.
- [72] Tabiei, A., and Jianmin, S., “Analytical simulation of strength size effect in composite materials”, *Composites: Part B*, **31** (2000), 133-139.

- [73] Sutherland, L.S., Sheno, R.A., and Lewis, S.M., “Size and scale effects in compos: I. Literature review”, *Composite Science and Technology*, **59** (1999), 209-220.
- [74] 結城良治 編著, “界面の力学”, 培風館, (1993), 第8章, 238-245.
- [75] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Jaschek, K., Quaresimin, M., “Multiaxial fatigue of a short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Fatigue and fracture behaviour”, *International Journal of Fatigue*, **32** (2010), 17-28.
- [76] Belmonte, E., DeMonte, M., Hoffman, C.-J., Quaresimin, M., “Damage mechanisms in a short glass fibre reinforced polyamide under fatigue loading”, *International Journal of Fatigue*, **94** (2017), 145-157.
- [77] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., “Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – cyclic loading”, *Composite :Part A*, **41** (2010), 1368-1379.
- [78] Eshelby J.D., “The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion and related problems”, *Proceedings of the Royal Society of London A*, **241** (1951), 376-396.
- [79] Weibull, W., “A statistical distribution function of wide applicability”, *Journal of Applied Mechanics*, **18** (1951), 293-305.
- [80] Tsai, S.W., “Strength characteristics of composite materials”, *NASA CR-224*, (1965).
- [81] Tsai, S.W., Wu, E.M., “A general theory of strength for anisotropic materials”, *Journal of Composite Materials*, **5** (1971), 58-80.
- [82] Sakin, R. and Ay, I., “Statistical analysis of bending fatigue life data using Weibull distribution in glass-fiber reinforced polyester composites”, *Materials and Design*, **29** (2008), 1170-1181.
- [83] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., “Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Quasi-static loading”, *Composite: Part A*, **41** (2010), 859-871.

第2章 短繊維強化樹脂複合材の強度特性に及ぼす成形法の影響

2.1 緒言

近年、機械装置に要求される高性能化と共に、環境負荷低減、および低コストを実現する高度な信頼性基盤技術が要求されている。金属材料で構成された構造物を抜本的に軽量化するためには、比強度・比剛性に優れる FRP に代替する手法が挙げられる。これら複合材は、独自の構造設計技術や物性評価技術が確立され始めたこと等の背景から、環境負荷低減、および低コストを実現できる材料として注目されてきており、航空機や船舶では構造部材に占める FRP の割合が高くなっている。自動車業界においても、燃費向上策の一環としての部品軽量化やコストダウンを目的に部品の樹脂化が盛んに行われており、既にプロペラシャフトや車体内外装品などの二次構造材への適用が進められている[1-3]。自動車の樹脂部品には、コスト面から汎用エンジニアリングプラスチックが使用されることが多く、強度、剛性、耐熱性、および寸法安定性を確保することを狙いとして、ガラス短繊維で母材樹脂を強化した SFRP が多い。このような SFRP は、高性能母材樹脂の開発によって従来よりも高い強度特性が発現できる。そのため、過酷な力学的環境下での使用や、一次構造材への適用も可能になりつつある[4, 5]。

SFRP の弾性係数や強度は、強化繊維の含有率や配向分布に強く依存する。そのため、機械特性、疲労強度、き裂伝ば挙動におよぼす影響について国内外で大学を中心として多くの研究がなされている[6-24]。機械特性を予測する手法に着目すると、複合則を基礎とした構成式に関する研究が多く、弾性係数に関しては Cox の式 [6]、繊維配向角度や繊維長の効果を考慮した Fukuda-Kawada の式[10]を適用した研究成果 [11-13] が報じられている。また、高精度化を目的として、シアラグ理論や Kelly-Tyson の式 [7] を修正した Halpin-Tsai の式 [8] や植村・山田の式[9]が提案されている。これらは、一方向に短繊維が引き揃えられた板材を仮定し、長さ方向と横方向への弾性係数を予測する式を与えている。その代表的なものとして一方、強度に関しては、Kelly-Tyson の理論を拡張した Fukuda-Chou の式 [10] やその応用に関

する研究 [15, 17-26] が報じられている。しかしながら、いずれも特定の特性に着目したものが大部分であり、上記提案式の比較や製造方法の影響などを系統的に検討した例は、ほとんどなかった。そのため SFRP 製品は、個別の要素試験だけではなく、実機を用いた強度評価を行う必要があった。さらに、その破壊挙動は金属材料と異なり、樹脂割れ、繊維破断や抜けが絡んだ複雑な挙動を示す。従って、SFRP を構造用材料として用途拡大するためには、これら機械的特性に及ぼす各種因子の影響を系統的に明らかにし、設計者にとって扱い易い機械特性評価法を確立する必要がある。本章では、SFRP の機械特性評価法を確立することが目的である。

2.2 実験方法

2.2.1 試験片材料

本研究では、SGP (Short Glass-fiber-reinforced Phenolic resin; ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材) を対象として、4 点曲げ強度試験を実施した。ガラス短繊維の組成と機械的特性を Table 2-1 と Table 2-2 に示す。ガラス短繊維は、日東紡製 CS 6 SK-406® とし、成形前の繊維長が 6 mm、繊維径が 10 μm である。また、Table 1-3 はフェノール樹脂単体の機械的特性を表す。Table 1-4 は、本研究で供試した SGP の材料構成を示す。ガラス短繊維の体積含有率 v_f が 0%, 20%, および 50% のものを用いており、 v_f の増加に伴ってフェノール樹脂が減少する。以降、 $0.0v_f$, $0.2v_f$, および $0.5v_f$ と記す。

2.2.2 試験片成形方法

本研究では、実用化されている成形法から射出成形法 (Type-I) とコンプレッション成形法 (Type-P) を選択し、試験片材料を作製した。

射出成形機の基本的構造を Fig.2-1 に示す。油圧によって閉じられた金型の内部 (キャビティ) にホッパーから投入された原料樹脂がシリンダー内で加熱溶融され、シリンダー先端のノズルから射出される。次に冷却・固化後金型を開いて成形品を金型より取出す。成形条件は、金型温度 170~190°C、シリンダー温度 75~95°C、射出圧力 80MPa、および硬化時間を 20s に統一した。次に、プレス成形法の概要を Fig.2-2 に示す。電気炉を用いて、原材料を予め加熱軟化し、プレス機を用いて加圧、加熱することにより機械的に成形する。この方式は、型の設計、材料の加熱方法、成形方式などの組合せを自由に選ぶことが可能である。本材料の成形条

Table 2-1 Material constitution of E-glass fiber.

Contents	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	R ₂ O	B ₂ O ₃	Application
(wt %)	52-56	12-16	20~25		0.0-0.8	5-10	Electrical insulations

Table 2-2 Mechanical properties in E-glass fiber.

Tensile strength [MPa]	Elastic modulus [GPa]	Density[g/cm ³]	Thermal expansion [1/°C]
3430	72.5	2.58	5.5×10^{-6}

Table 2-3 Mechanical properties in matrix resin.

Tensile strength [MPa]	Elastic modulus[GPa]	Density[g/cm ³]	Thermal expansion [1/°C]
60-100	6.0-9.0	1.38-1.44	$4.0-5.0 \times 10^{-6}$

Table 2-4 Material constitutions of SGP.

Content [%]	0.0v _f	0.2v _f	0.5v _f
Glass fiber	0	20	50
Phenolic resin	70~85	55~65	30~35
Phenol	1.0	1.0	1.0
Hexamethylene tetramine	3.0	3.0	3.0
Rock wool	10-20	10-20	10-20
Zinc stearate	1.0-2.0	1.0-2.0	1.0-2.0

件は、金型温度 140°C~160°C, プレス圧力 20MPa, 硬化時間を 250s に統一した。Fig.2-3 は、試験片形状ならびに寸法を示す。試験片寸法は、成形法によらず同一になるように、長さ 50 mm 以上, 幅 10 mm, 板厚 4~5 mm を目標値とした。試験前に、試験片全数にこの寸法を 0.01mm の精度で計測した。なお、試験片表面は後加工していない。

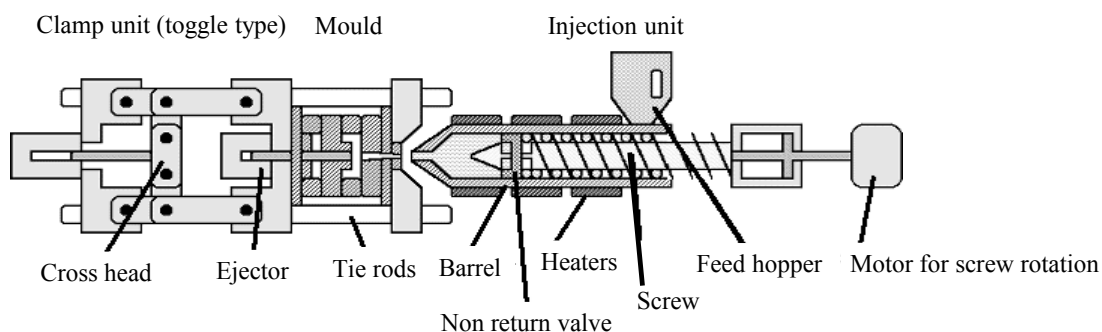


Fig.2-1 Schematic of injection molding.

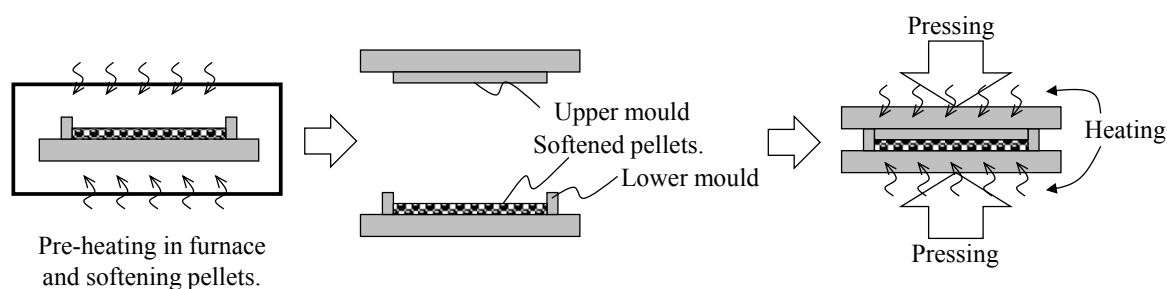


Fig.2-2 Schematic of compression molding.

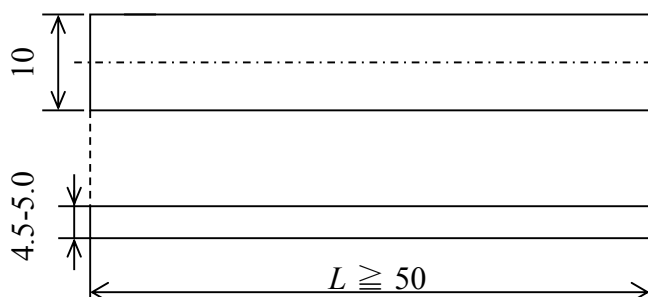


Fig.2-3 Geometry of flexural test piece.

2.3 4点曲げ強度試験方法

4点曲げ強度試験は JISK7017 [27] に準拠し、油圧サーボ式材料試験機（島津製作所製サーボパルサーEHF-EV50kN、荷重容量 50kN）と曲げ試験用治具を用いて室温雰囲気（24℃）ならびに負荷速度 1.0mm/min の変位制御方式で行った。試験中、ロードセル荷重 P 、ストローク変位 δ 、および試験片下面の長手方向中央部に貼り付けた FRP 用単軸ひずみゲージ（共和電業製 KFRP-5-120-C1、ゲージ長 5mm）により曲げひずみ ϵ_{4PF} および曲げ破断ひずみ $\epsilon_{f,4PF}$ を取得した。試験の概要を Fig.2-4 に示す。図中、 P は荷重、 L_2 は下部支点間距離、 L_1 は上部支点間距離、 B は試験片幅、 h は試験片厚さである。4点曲げ強度試験の場合では、二つの荷重

点に挟まれた部分が最大引張り応力の現れる領域である。このとき、曲げ応力 σ_{4PF} は以下の式(2-1)の形で表され、破断時の曲げ応力は $\sigma_{f,4PF}$ と記される。

$$\sigma_{4PF} = \frac{3P(L_1 - L_2)}{2Bh^2} \quad (2-1)$$

4点曲げ試験結果から曲げ応力-ひずみ曲線を作成した。また、曲げ弾性係数 E_{4PF} は Fig.2-5 の模式図に示すように曲げ応力-ひずみ曲線の初期の傾きから以下の式(2-2)により求めた。

$$E_{4PF} = \frac{\sigma_{4PF}'' - \sigma_{4PF}'}{\varepsilon_{4PF}'' - \varepsilon_{4PF}'} \quad (2-2)$$

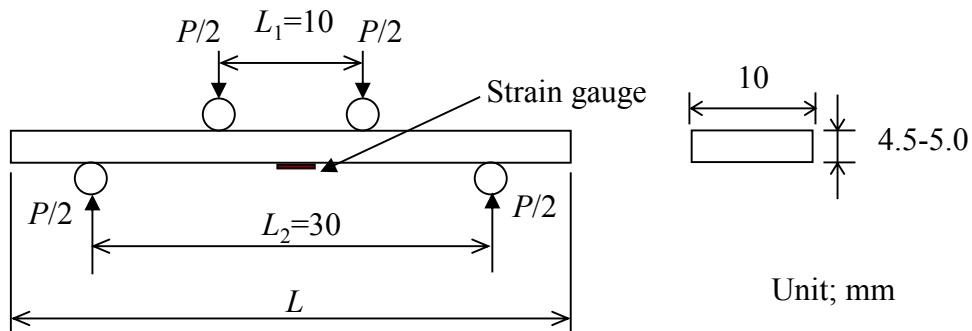


Fig.2-4 Schematic of 4-point flexural test.

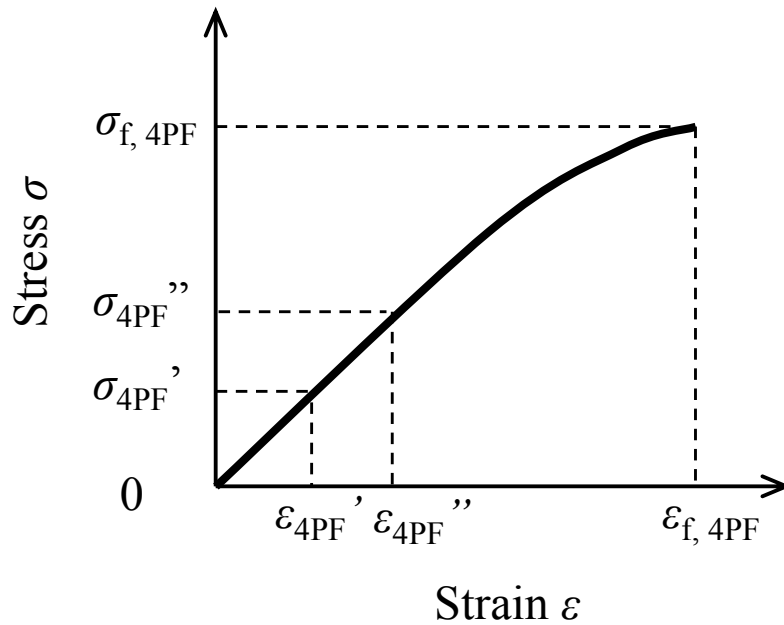


Fig.2-5 Stress-strain curve for calculating an elastic modulus.

2.4 実験結果および考察

2.4.1 4点曲げ試験結果

Type-I と Type-P の v_f 毎の 4 点曲げ応力ひずみ曲線を Fig.2-6 と Fig.2-7 に示す。曲げ応力-ひずみ曲線は、 v_f や成形法によらず負荷直後から線形挙動を示し、弾性限度を超えると緩やかに上に凸の曲線を描き始めた。樹脂割れに起因する可聴音等は破断直前まで発生せず、最大荷重に到達するとただちに試験片下部の引張側から不安定破壊した。

Fig.2-8 は 4 点曲げ強度の v_f 依存性を、Fig.2-9 は曲げ弾性係数の v_f 依存性を示す。図中の凡例は、 $0.0v_f$ (○), $0.2v_f$ (△), および $0.5v_f$ (□) を、灰色は Type-I, 白色が Type-P を表す。また図中 v_f 毎の平均値を曲線で結び、 v_f の依存性を表わした。Fig.2-8 によると、 v_f の増加は、4 点曲げ強度の増加に対応する傾向が得られた。成形法毎に着目すると、4 点曲げ強度における Type-I の v_f に対する感度は Type-P に比べて高い。一方、Fig.2-9 によると、曲げ弾性係数における v_f の感度は、4 点曲げ強度ほど高くなく、変化率が小さくなる傾向が認められた。この特徴は、Type-P に顕著に見られた。

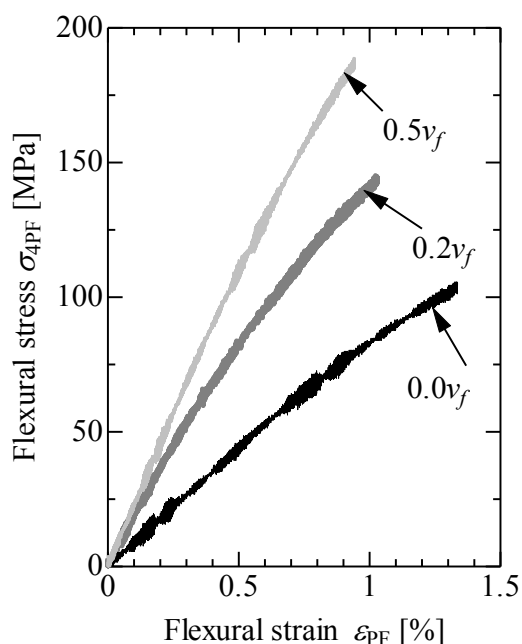


Fig.2-6 Stress-strain curves in Type-I SGP

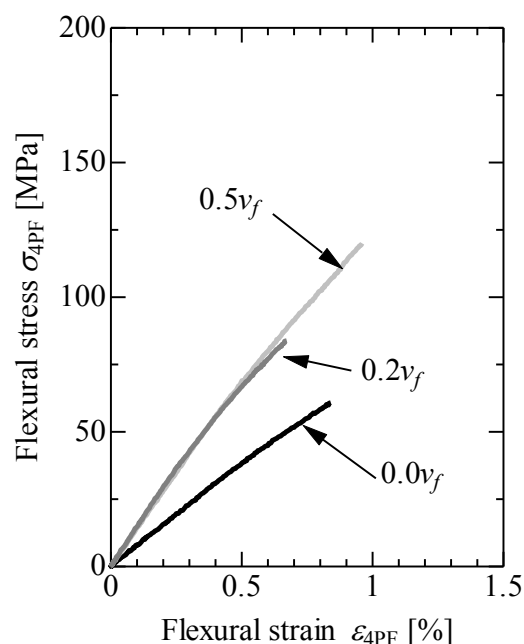


Fig.2-7 Stress-strain curves in Type-P SGP

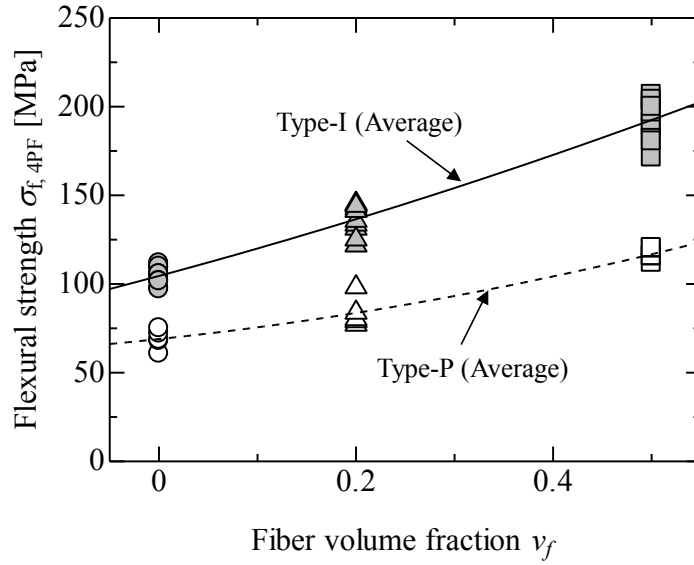


Fig.2-8 Dependence of v_f in flexural strength

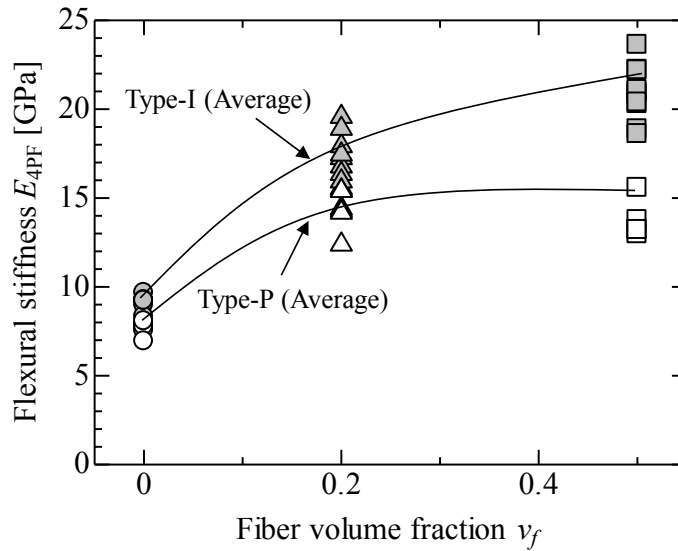


Fig.2-9 Dependence of v_f in flexural stiffness

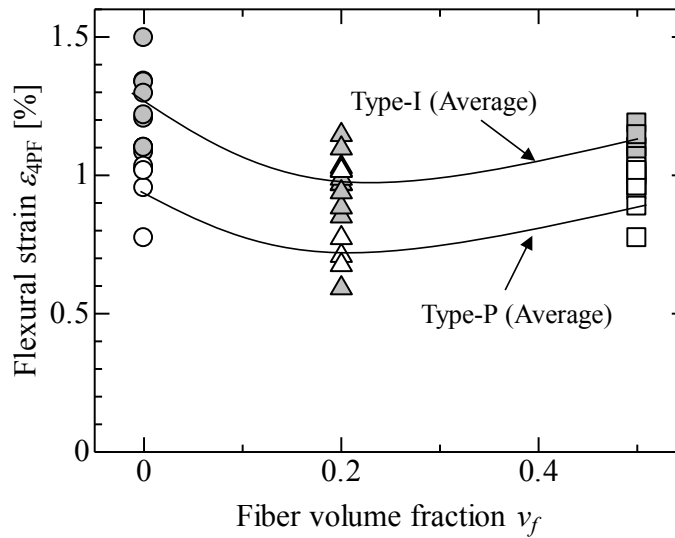


Fig.2-10 Dependence of v_f in flexural fracture strain.

次に、破断ひずみの v_f 依存性を Fig.2-10 に示す。曲げ強度や曲げ弾性係数のような単調増加傾向ではなく、 $0.2v_f$ を下限とした下に凸の曲線を描く傾向が得られた。本試験で得られた機械的特性を比較すると、いずれも Type-P が Type-I を下回ることが示唆され、特に4点曲げ強度において顕著な差が現れた。材料が同一であるという点を鑑みると、材料固有のものではなく、製法の違いに依存するものと推察された。次節では、破面観察によって製法の差について考察する。

2.4.2 破面観察

2.4.1 で示唆された SGP の製法の違いが機械的特性に及ぼす影響を明らかにするため、SEM (Scanning Electron Microscopy ; 走査型電子顕微鏡) による破面観察を行った。Fig.2-11 は、 $0.5v_f$ の破面写真を示す。成形法によらず、起点部近傍において繊維引抜けの跡や、突出した繊維

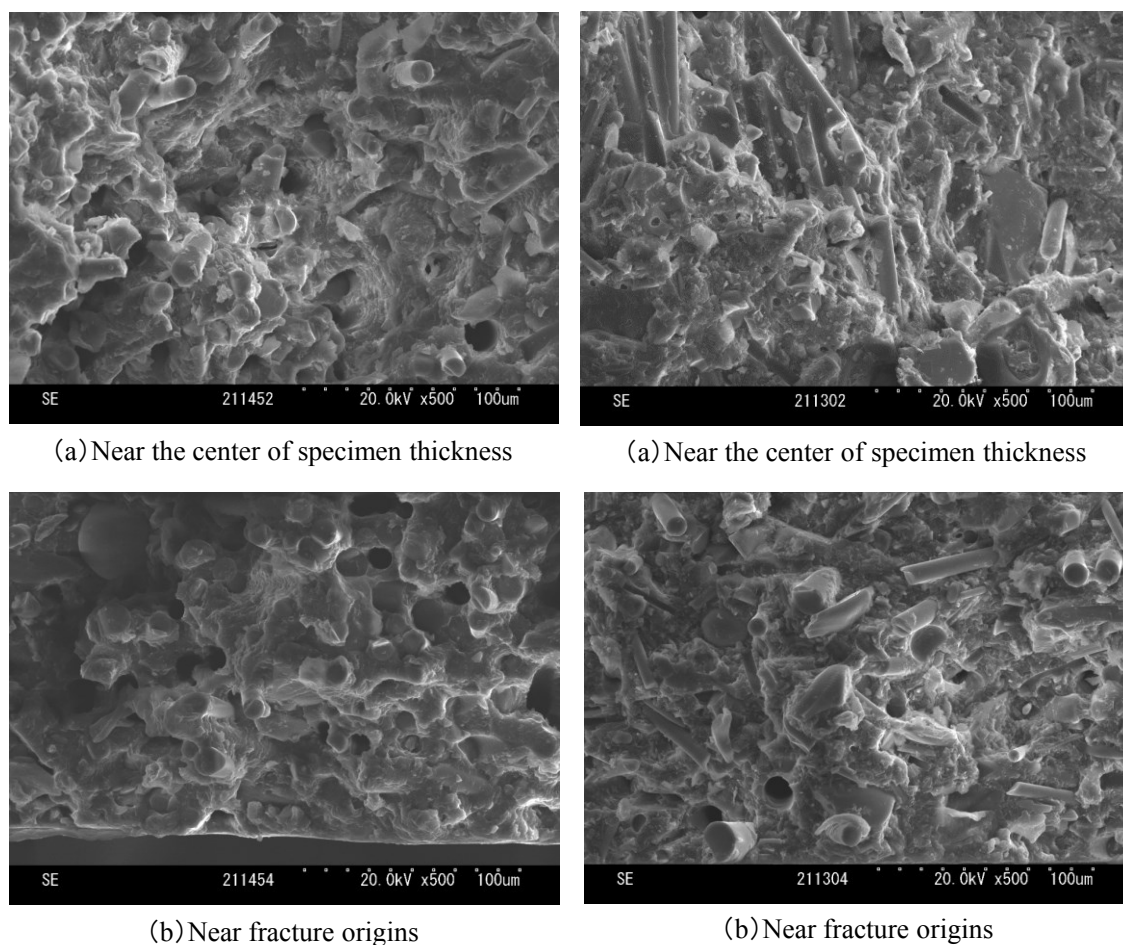
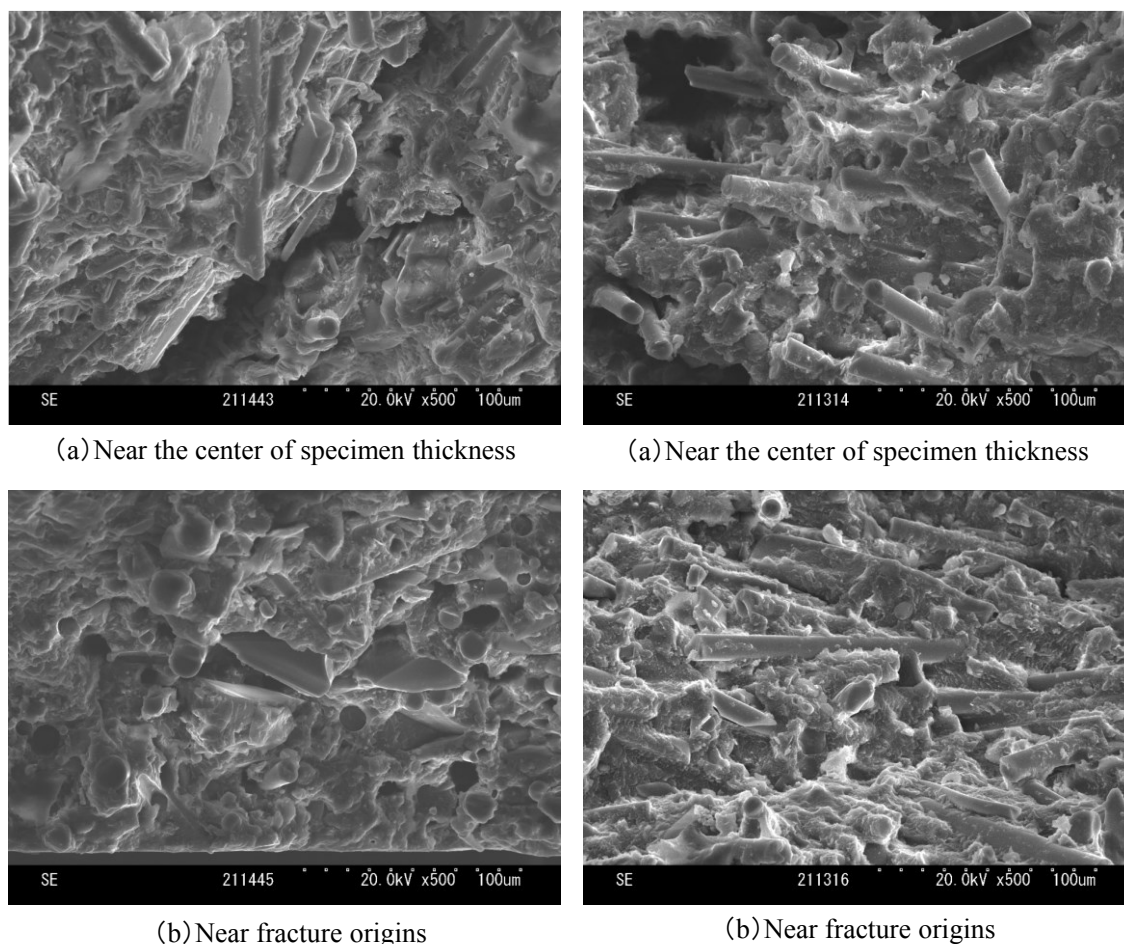


Fig.2-11 SEM images of fracture morphologies in $0.5v_f$
(Left column; Type-I, Right column; Type-P)

Fig.2-12 SEM images of fracture morphologies in $0.2v_f$

(Left column; Type-I, Right column; Type-P)

繊維が破面に垂直方向へ配向する様子が認められた。また、板厚方向中央部の破面は平坦な様相となり、繊維と母材の界面はく離破壊が支配的であった。次に、Fig.2-12に $0.2v_f$ の破面写真を示す。Type-Iの場合、(b)の起点部近傍において、 $0.5v_f$ と同様に繊維が破面に垂直方向へ配向している様子が多く見られた。一方、Type-Pの場合は、破面の(a),(b)のどの位置においても、破壊様式は繊維と母材との界面はく離破壊が支配的であり、繊維の配向性はほとんど見られなかった。またType-Pには、母材中に微細な空孔が見られるとともに、樹脂の細かな破片が破面に付着している様子が観察されたが、Type-Iの母材破面には、空孔、破片はほとんど観察されなかった。これは成形法の違いによるものであり、次のように考えられる。すなわち、Type-Pは固形粒子状の原材料を金型に敷き詰め圧力をかけて成形するため、射出成形法ほど樹脂は熔融、流動しない。よって、粒子間に空隙あるいは空孔が発生し、製造欠陥として残存したためこのような破面を形成したと考える。射出成形法は、成型品の表面では固化が速く、

中心に近づくほど固化が遅れる。反面、表面からの距離が離れるほど流速は早くなり、表面近くほどせん断速度は大きい。これらのことから、表面近くでは流れに平行に繊維配向する傾向がある[12]。そのため、Type-Iは、 $0.2v_f$ と $0.5v_f$ の両方の場合について、繊維配向による短繊維補強効果が作用したと考えられる。一方、コンプレッション成形法は、金型を介して加熱および加圧されて静的に成形されるため、Type-Iのように短繊維が配向する傾向はほとんど無いといえる。しかしながら、 v_f 増大に伴い、単位断面積当たりにおける法線方向への短繊維配向比率が増えるため、結果として繊維架橋効果が得られたと推察する。このような短繊維補強効果によって、強度、剛性が向上したと考えられる。また、荷重分担を受け持つ繊維が増えると、破壊の進行を妨げる繊維架橋現象が生じる[15, 16]。この効果により見かけの破壊靱性が向上し、Fig.2-10に示す破断ひずみの増加現象が起こったと定性的に言える。以上のことから、本材料は、成形条件によらず $0.5v_f$ 程度が最も有効に補強効果が得られることが示唆された。

2.5 強度ばらつきのワイブル統計解析

本材料のように強度が製造プロセスに依存する場合、その強度は材料固有のものではなく、材料に含まれる欠陥寸法に依存する。しかし、材料に含まれる欠陥を予め評価することは困難であるため、このような材料の強度予測は統計確率的な手法によらざるを得ない。この統計分布は、部材に含まれるき裂寸法の最大値の分布を反映した極値分布に従う。脆性材料の強度分布を表す極値分布関数としては、ワイブル統計が広く用いられている[16, 28]。そこで、SGPのワイブル統計処理を試みた。4点曲げ強度に対する統計解析としては、 k 本の試験片から得られた破壊強度データに対して低強度のデータから順位付けし、その順位数 i をもとに式(2-3)で表すメディアンランク法を用いて破壊確率を割り付けた[16, 17]。

$$P_{fi} = \frac{i-0.3}{k+0.4} \quad (2-3)$$

このようにして得た k 組のデータ (σ_{fi}, P_{fi}) をワイブル確率紙にプロットした。また、 $\ln \sigma_{fi}$ と $\ln \ln (1-P_{fi})$ との関係を最小自乗法で直線回帰することにより、式(2-4)のワイブル係数 m および尺度母数 σ_0 (破壊確率62.3%となる4点曲げ強度)を求めた。

$$F(\sigma) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{\sigma_{i, 4PF}}{\sigma_0}\right)^m\right) \quad (2-4)$$

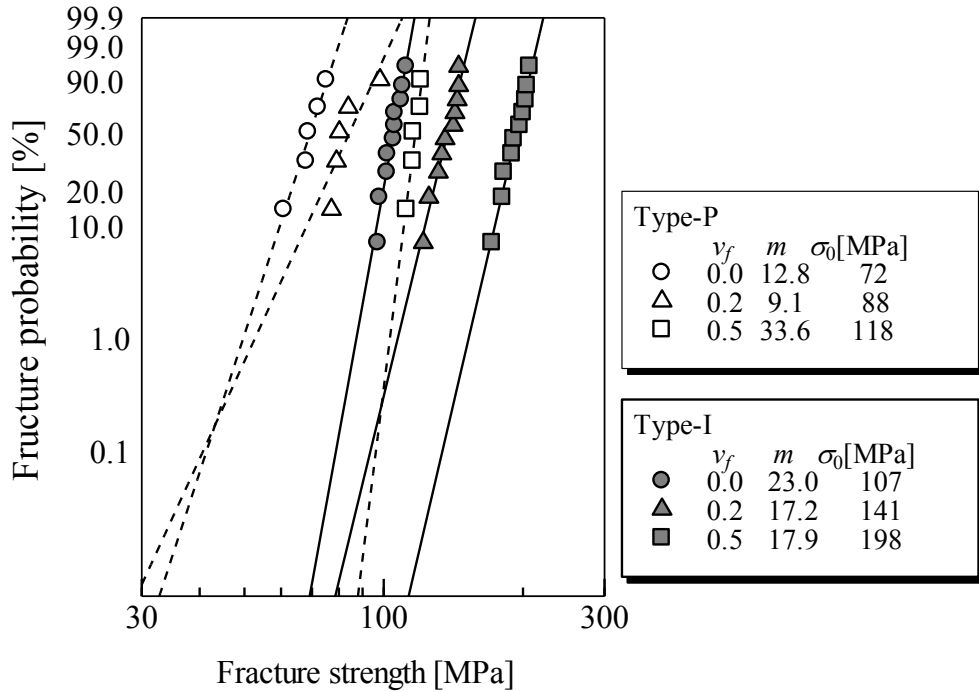


Fig. 2-13 Weibull plot for 4 point flexural strength in SGP.

ワイブルプロットを Fig.2-13 に示す。図中の凡例は前出の Fig.2-8~2-10 に倣う。図中右手には試験条件毎に m と σ_0 を整理して示す。成形法と v_f によらず、実験点はワイブル分布に適合しているといえる。Type-I の場合、 v_f が增大するにつれて m が低下する傾向が認められた。これは、破壊起点となる短繊維量の増大によるものと思われる。一般に、エンジニアリングプラスチックの m は、15~20 程度あれば信頼性が高いといわれている[28]ことから、Type-I は構造材料としての信頼性が高いといえる。一方、Type-P は、 $0.0v_f$ の時、 $m=12.8$ 、 $0.2v_f$ の時、 $m=9.1$ であった。いずれも Type-I の m を下回るため、Type-P は強度のばらつきが大きいといえる。すなわち、Type-P が製造欠陥寸法を含む確率は Type-I よりも高いといえ、製造プロセスに因る明確な差があることが示唆された。また、 $0.5v_f$ の場合は $m=33.6$ であった。Type-I の場合と同様に v_f の増加に伴って m が低下すると予測したが、試験本数が 5 本と少なかったためと考えられる。そのため、より信頼性の高いデータを得るため、試験数を増やして再度議論する必要がある。

2.6 複合則による機械特性モデリングの検討

2.6.1 縦弾性係数モデル

繊維強化複合材料の弾性率は、構成材料の弾性率、繊維の体積含有率、配向、長さなどの

パラメータを用いて表すことが出来る。連続繊維強化複合材料の繊維方向の弾性係数は、式(2-5)で表される。

$$E = E_f v_f + E_m (1 - v_f) \quad (2-5)$$

ここで E_f と E_m は繊維の弾性係数と母材の弾性係数を表す。この式を複合則と呼び、実験結果とよく一致することが知られている[1-3]。一方、短繊維強化複合材の場合、繊維配向や繊維長の効果を考慮した修正式が提案されている。本研究では、最も実用的とされている Fukuda-Kawada の式[10]を選択し、適用を試みた。

(a) Cox による修正複合則

Cox は、短繊維における力の釣り合いから繊維が受け持つ応力分布を解析的に求めることによって、式(2-6)を提案している[6]。

$$E = \eta_l E_f v_f + E_m (1 - v_f) \quad (2-6)$$

ここで E_f と E_m は、それぞれ繊維の縦弾性係数と母材の縦弾性係数を示す。さらに η_l は、繊維長 l が短いことによって生じる剛性の低下を表しており、式(2-7)で与えられる。

$$\eta_l = 1 - \left(\tanh \frac{1}{2} \beta l \right) / \left(\frac{1}{2} \beta l \right) \quad (2-7)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{2G_m}{E_f r_f^2 \ln \left(\frac{R}{r_f} \right)}} \quad (2-8)$$

ここで r_f 、 G_m は、それぞれ繊維の半径、母材の横弾性係数を示す。さらに、 $2R$ は繊維間隔を表し、理想的な正方配列を仮定すると R は式(2-9)の形で表される、

$$R = \frac{r_f}{2} \sqrt{\frac{\pi}{v_f}} \quad (2-9)$$

また、母材樹脂が等方弾性体であると仮定すると、 G_m は式(2-10)となる。

$$G_m = \frac{E_m}{2(1+\nu_m)} \quad (2-10)$$

(b) Fukuda-Kawada による修正複合則

繊維配向分布を有する短繊維 FRP の弾性係数に関する複合則は、Fukuda-Kawada らによって導かれた[10]。繊維配向分布を考慮した繊維配向係数 η_θ を用いて Cox の式を修正して式(2-11)のように表される[10-13]。

$$E = \eta_\theta \eta_t E_f v_f + E_m (1 - v_f) \quad (2-11)$$

このとき、配向分布関数を次の式(2-12)の長方形分布に仮定すると、式(2-13)のような繊維配向係数 η_θ が得られる。

$$n(\alpha) = \begin{cases} 1/\alpha_0 & (0 \leq \alpha \leq \alpha_0) \\ 0 & (\alpha_0 \leq \alpha) \end{cases} \quad (2-12)$$

$$\eta_\theta = \frac{\sin \alpha_0}{\alpha_0} \left(\frac{3 - \nu_m}{4} \frac{\sin \alpha_0}{\alpha_0} + \frac{1 + \nu_m}{4} \frac{\sin 3\alpha_0}{\alpha_0} \right) \quad (2-13)$$

ここで α_0 は繊維配向限界角度を示す。式(2-12)を後述する繊維配向パラメータの式 f_p に代入して計算すると容易に繊維配向角度 α_0 が計算され、これを式(2-13)に代入することで繊維配向係数（繊維配向分布による剛性低下割合） η_θ を求めることが出来る。

2.6.2 強度予測モデル

連続繊維強化複合材料の破壊を考える場合には、繊維と母材との破壊ひずみの大小によっ

て複合材料の強度が決まるといえる。そこでまず、FRPのように母材の破壊ひずみが大きくなる場合を考える。繊維含有率 v_f がある程度高い場合、繊維が荷重の大半を負担するため、繊維がその破壊ひずみ ϵ_f に達したとき、複合材料が破壊する。そこで、式(2-1)の弾性係数の複合則と同様にして強度の複合則が式(2-14)の形で表される。

$$\sigma = \sigma_f v_f + \sigma_m (1 - v_f) \quad (2-14)$$

ここで σ_f は繊維の強度、 σ_m は繊維の破壊ひずみに対応する母材の応力を示す。本研究では、直径 d の短繊維が母材中に埋め込まれていることを仮定した Kelly-Tyson[7]の式、その修正式である Fukuda-Chou の式[14]を適用した。

(a) Kelly-Tyson の式

繊維端で繊維と母材が接着していないとすると、応力は繊維端でゼロであるが、繊維と母材の界面で作用するせん断応力 τ_i (または母材のせん断降伏応力) により母材から繊維に荷重が伝達され、繊維内の応力 σ_f が徐々に増加する。このとき単純な力の釣り合いにより、繊維端から x の距離における σ_f は式(2-15)で表される。

$$\sigma_f = \frac{4\tau_i x}{d} \quad (2-15)$$

繊維が十分に長い場合、 σ_f はある値 σ_f^* まで回復する。ところが繊維長が十分でない場合、 σ_f^* まで回復しない。そこで、 $\sigma_f = \sigma_f^*$ とおくと、繊維内で十分応力が回復するのに必要な臨界繊維長 l_c は式(2-16)で表される。

$$l_c = \frac{d\sigma_f}{2\tau_i} \quad (2-16)$$

繊維が負担している正味の応力を計算することにより、繊維長 l を持つ SFRP の強度として、式(2-8)を修正した式(2-17)が得られる。

$$\sigma_c = \sigma_f \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) v_f + \sigma_m (1 - v_f) \quad (l > l_c) \quad (2-17a)$$

$$\sigma_c = \sigma_f \left(\frac{l_c}{2l} \right) v_f + \sigma_m (1 - v_f) \quad (l_c \leq l) \quad (2-17b)$$

(b) Fukuda-Chou の式

Fukuda-Chou は、Kelly-Tyson の式を拡張することによって、繊維配向分布を伴う SFRP の強度予測式として式(2-18a)、式(2-18b)を解析的に導いた。

$$\sigma_c = \sigma_f \left(1 - \frac{l_c}{2l} \right) v_f \eta_\theta + \sigma_m (1 - v_f) \quad (l > l_c) \quad (2-18a)$$

$$\sigma_c = \sigma_f \left(\frac{l_c}{2l} \right) v_f \eta_\theta + \sigma_m (1 - v_f) \quad (l_c \leq l) \quad (2-18b)$$

ここで η_θ は繊維配向係数であり、式 (2-12) のような繊維配向分布になると仮定した場合、次式(2-19)で与えられる。

$$\eta_\theta = \frac{\sin \alpha_0}{\alpha_0} \frac{1}{\alpha_0} \left(\frac{1}{12} \sin 3\alpha_0 + \frac{3}{4} \sin \alpha_0 \right) \quad (2-19)$$

2.7 繊維配向パラメータの決定

これまで提案されてきた SFRP の機械特性に複合則を適用する場合、繊維配向分布による剛性低下率として意味づけられる繊維配向係数 η_θ を決定する必要がある。そこで、短繊維配向角度分布を測定し、実験的に η_θ を決定した。

2.7.1 短繊維配向角度の測定方法

短繊維配向を観察するため、試験片から Fig.2-14 のように観察サンプルを切断し表面研磨を行い、試験片長手方向と平行な面を観察視野とした。SEM 観察写真の一例を Fig.2-16 に示す。紙面の左右が試験片長手方向を示す。Fig.2-16 に示す Type-P (0.5 v_f , 倍率 200 倍) の場合、短繊維はランダムに近い配向をしている。一方、Fig.2-16 右に示す Type-I (0.2 v_f , 倍率 200 倍) の場合、ガラス短繊維は、繊維長が長くなるほど試験片長手方向に配向する傾向がある。次に、各試験片の繊維配向角度分布を調べた。試験片長手方向からの角度を Fig.2-15 に示すように繊維配向角 α と定義し、 $90^\circ \leq \alpha \leq -90^\circ$ の範囲にて計測した。

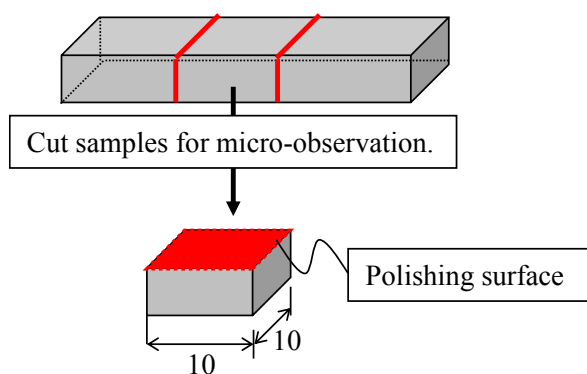


Fig.2-14 Procedure of making sample for SEM observations.

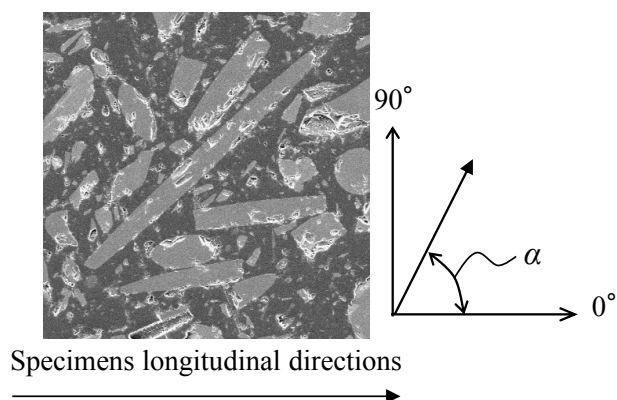


Fig.2-15 Definitions of fiber orientation, α .

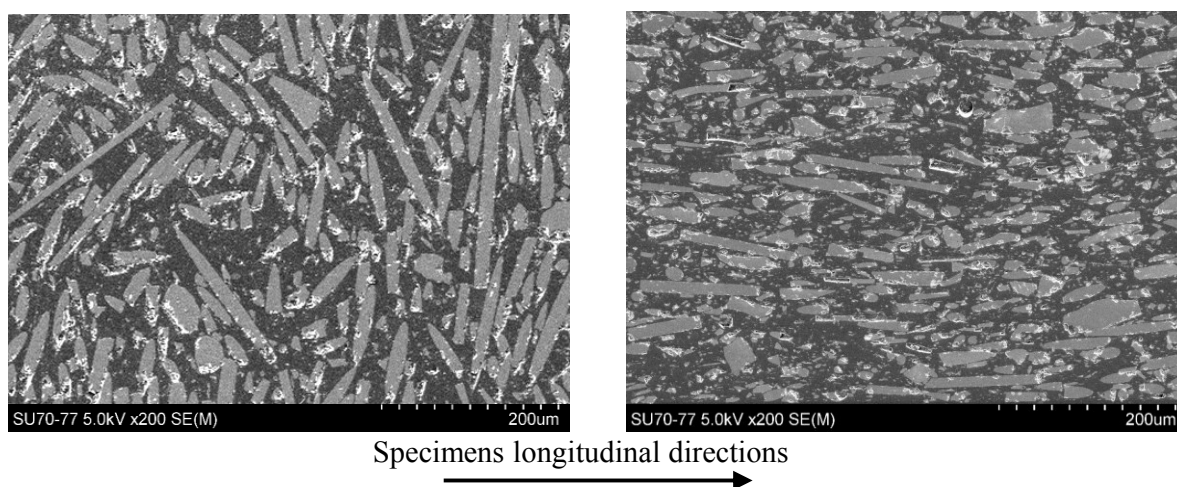
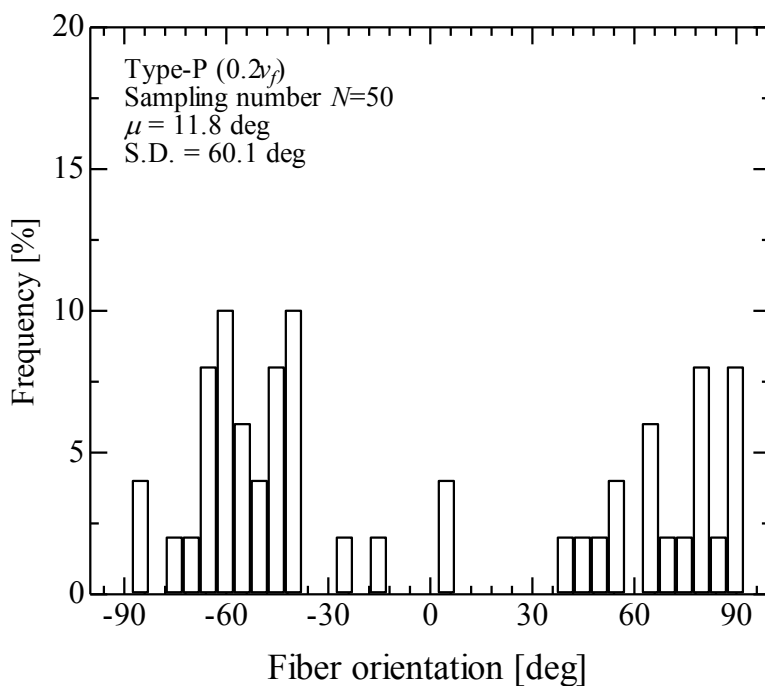


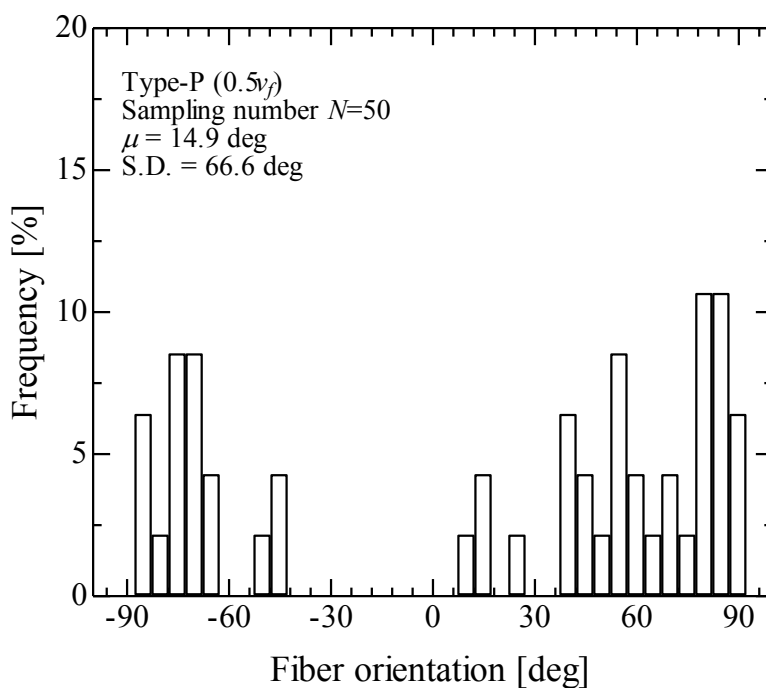
Fig.2-16 SEM micro-observation images for fiber distributions
(Left; $0.5v_f$, Type-P, Right; $0.2v_f$, Type-I)

2.7.2 短繊維配向角度の頻度分布

Fig.2-17 と Fig.2-18 は、Type-P と Type-I の繊維配向角度 α の頻度分布を示しており、それぞれ (a)が $0.2v_f$ 、(b)が $0.5v_f$ である。 α を測定した繊維本数 N は、Type-P が 50 本、Type-I が 120 本である。 Type-P の頻度分布によると、 α に規則性はほとんど無く、その傾向は v_f によらないといえる。 このとき平均値 μ と標準偏差 S.D. (Standard Deviation)は、 $0.2v_f$ のとき $\mu=11.8^\circ$ 、 S.D. = 60.1° 、 $0.5v_f$ のとき $\mu=14.9^\circ$ 、 S.D.= 66.6° であった。 一方、Type-I の場合は、 v_f によらず試験片長手方向を表わす 0° に繊維が配向する頻度が高まる傾向が得られた。 このとき $0.2v_f$ は $\mu=-7.6^\circ$ 、 S.D. = 25.4° 、 $0.5v_f$ は $\mu=-6.1^\circ$ 、 S.D.= 22.3° であった。 頻度解析によると、Type-I は Type-P に比べて試験片長手方向に繊維が配向する傾向が高く、かつ、ばらつきが小さいといえる。

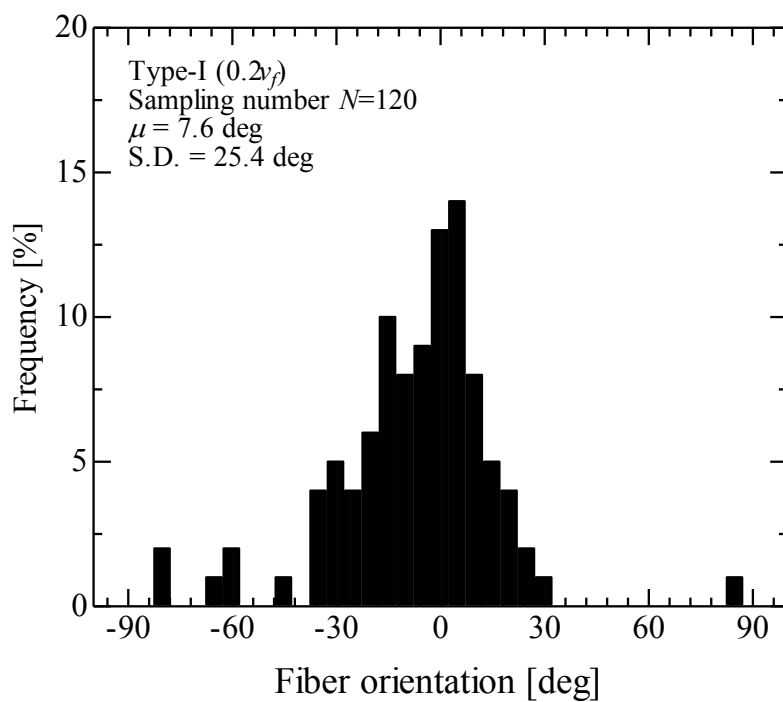


(a) $0.2v_f$

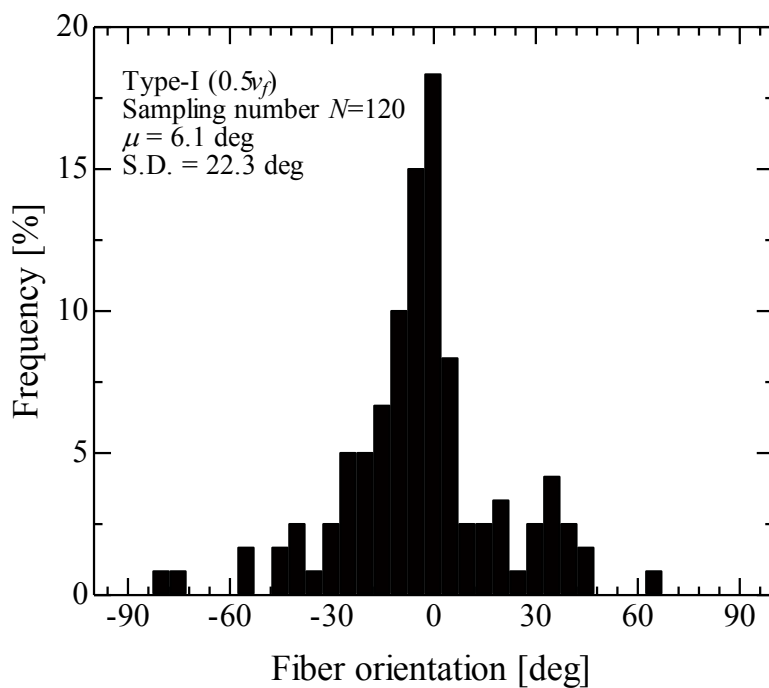


(b) $0.5v_f$

Fig.2-17 Histograms for fiber orientation angle in Type-P.



(a) $0.2v_f$



(b) $0.5v_f$

Fig.2-18 Histograms for fiber orientation angle in Type-I.

2.7.3 繊維配向パラメータおよび繊維配向係数の決定

繊維配向分布は、短繊維複合材料の力学的挙動に著しい影響を及ぼすため、その状態を合理的に表現する必要がある。繊維の配向角度を定量的に表わす方法に関して、数多くの提案がなされているが、本研究では式(2-20)、式(2-21)で表される繊維配向パラメータ f_p を用いた [13].

$$f_p = 2\langle \cos^2 \alpha \rangle - 1 \quad (2-20)$$

$$\langle \cos^2 \alpha \rangle = \int_0^{\pi/2} n(\alpha) \cos^2 \alpha \, d\alpha \quad (2-21)$$

ここで、 $f_p=1.0$ は完全に押出方向と平行な繊維だけが配列した場合を表し、 $f_p=0.0$ はランダム分布を意味する。さらに、 $f_p=-1.0$ は完全に押出方向と垂直な方向に繊維が配向したことを表す。なお、 $n(\alpha)$ は配向分布関数であり、式(2-22)を満足する必要がある。

$$\int_0^{\pi} n(\alpha) \, d\alpha = 1 \quad (2-22)$$

ここでは区分 j における平均配向角 α_j について測定繊維の頻度 $N(\alpha_j)$ を計測して次式により $\langle \cos^2 \alpha \rangle$ を計算した。

$$\langle \cos^2 \alpha \rangle = \sum_j \frac{N(\alpha_j)}{N_{\text{total}}} \cos^2 \alpha_j \quad (2-23)$$

式(2-20)で求めた繊維配向パラメータ f_p を用いて、弾性係数の繊維配向係数 η_0 と曲げ強度の繊維配向係数 η_0 を求めた結果を Table 2-6 に整理して示す。ここで(a) 曲げ強度と弾性係数の η_0 、(b) $0.2v_f$ と $0.5v_f$ の η_0 、および(c) Type-I と Type-P の η_0 の差をそれぞれ比較すると、(c)が最も大きい。以上のことから、 η_0 は成形法によって決められるパラメータと見なされることが示唆された。そこで、成形法毎の η_0 の算術平均値を成形法パラメータ η_i として定義した。SFRP の機械特性は v_f や繊維配向に影響して変動するが、このようなパラメータを定めることにより

Table 2-6 Coefficients of regarding fiber orientations.

Molding process	Injection (Type-I)		Pressure (Type-P)	
Fiber volume fraction v_f	0.5	0.2	0.5	0.2
Fiber orientation parameter f_p	0.701	0.734	0.159	0.256
Limit orientation angle α_0 [deg]	40.4	37.8	77.3	70.5
η_0 in elastic modulus	0.692	0.723	0.308	0.361
η_0 in fracture strength	0.727	0.755	0.357	0.413
Molding parameter η_λ	0.724		0.360	

成形法として統一的に整理することが出来る。3.4にて強度及び弾性係数の複合則に η_λ を適用し、強度および弾性係数を予測する。

2.8 強度ならびに弾性係数の予測結果と機械特性評価線図

弾性係数の予測に関しては、多くの論文で引用され実用的な Fukuda-Kawada の式を用いた。一方、強度に関しては Kelly-Tyson の式および Fukuda-Chou の式を用いた。ここで、 $0.0v_f$ は、繊維補強されていないので複合側を適用せず実験値とした。Table 2-7 は、曲げ弾性係数 E_{4PF} の実験結果の平均値を整理して示す。表中、 $0.2v_f$ と $0.5v_f$ の場合について、左列は実験値、右列は実験値を 100%としたときの予測値の比率を百分率で表している。Fukuda-Kawada の式による E_{4PF} の予測値は、実験値と予測値が比較的良好に合っている。Type-I は v_f 増加に伴う E_{4PF} の増加を精度良く再現できているが、Type-P は v_f 増加に伴う E_{4B} の変化を予測できていない。Table 2-8 は、曲げ強度 $\sigma_{f,4PF}$ の実験結果の平均値を整理して示す。表中、 $0.2v_f$ と $0.5v_f$ の場合について、左列は実験結果の平均値、右列は、実験値を 100%としたときの予測値の比率を百分率で表している。Kelly-Tyson の式による $\sigma_{f,4PF}$ の予測値は、成形法によらず実験値を大きく上回っており、特に Type-P の場合に顕著である。一方、Fukuda-Chou の式による $\sigma_{f,4PF}$ の予測値は、Type-P の場合が最大 12%、Type-I が最大 2%の誤差が認められたが、強度ばらつきを考慮しても誤差±15%以内の精度で予測できた。このことから、SGP の強度は Fukuda-Chou の式、弾性係数は Fukuda-Kawada の式を用いることによる実用的に強度予測できることが示された。

今回予測した中では、いずれの場合でも Type-P について実験値と予測値の誤差が大きくなった。これは、FRP 中の繊維配向角度がランダム配向、すなわち配向パラメータが $f_p=0$ に近

Table 2-7 Predicted values of Elastic modulus by rule of mixture.

Molding process	v_f	E_{4PF} (Experimental)		E_{4PF} (Fukuda-Kawata)	
		[GPa]	[%]	[GPa]	[%]
Type-P	0.0	7.7	100.0	7.7	100.0
	0.2	14.1	100.0	12.6	89.4
	0.5	13.8	100.0	14.7	106.5
Type-I	0.0	8.8	100.0	8.8	100.0
	0.2	17.1	100.0	15.6	91.1
	0.5	20.9	100.0	22.8	109.0

Table 2-8 Predicted values of strength by rule of mixture.

Molding process	v_f	$\sigma_{f,4PF}$ (Experimental)		$\sigma_{f,4PF}$ (Kelly-Tyson)		$\sigma_{f,4PF}$ (Fukuda-Chou)	
		[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]
Type-P	0.0	68.9	100.0	68.9	100.0	68.9	100.0
	0.2	83.7	100.0	132.2	157.9	86.8	103.7
	0.5	116.8	100.0	226.9	193.9	103.2	88.4
Type-I	0.0	104.5	100.0	104.5	100.0	104.5	100.0
	0.2	136.5	100.0	156.9	114.0	135.4	99.2
	0.5	192.5	100.0	242.5	125.9	195.3	101.8

づくにつれて、機械特性に及ぼす影響が大きくなることを示唆している。今回の実験で得られた Type-P の配向パラメータ f_p は、Table 2-6 によると $f_p=0.308\sim 0.413$ の範囲であり、Type-I と比較して不規則性が高い。この程度の配向性を持つ場合、 v_f が増えるにつれて、繊維架橋効果におよぼす繊維配向度や、繊維長さの影響が大きくなると考えられる。今後、繊維架橋効果を定量的に把握し、定式化することでより高精度に予測することが可能になるとと思われる。

Fig.2-19 は、曲げ強度 $\sigma_{f,4PF}$ と弾性係数 E_{4PF} を両軸に取った機械特性分布図を示す。また、成形法パラメータ η_s および強度 - 弾性係数の予測線を併せて示す。図中、Kelly-Tyson 式と Fukuda-Kawada 式の関係を実線で表し、Fukuda-Chou 式と Fukuda-Kawada 式の実験結果を破線で表す。Kelly-Tyson の式と Fukuda-Kawada の式の評価線は、実験結果からかい離している。一方、Fukuda-Chou 式と Fukuda-Kawada 式の評価線は、本実験結果を良く現している。よって、Fukuda-Chou の式を使用することによって、SGP に対応する v_f と成形法パラメータ η_s を定め

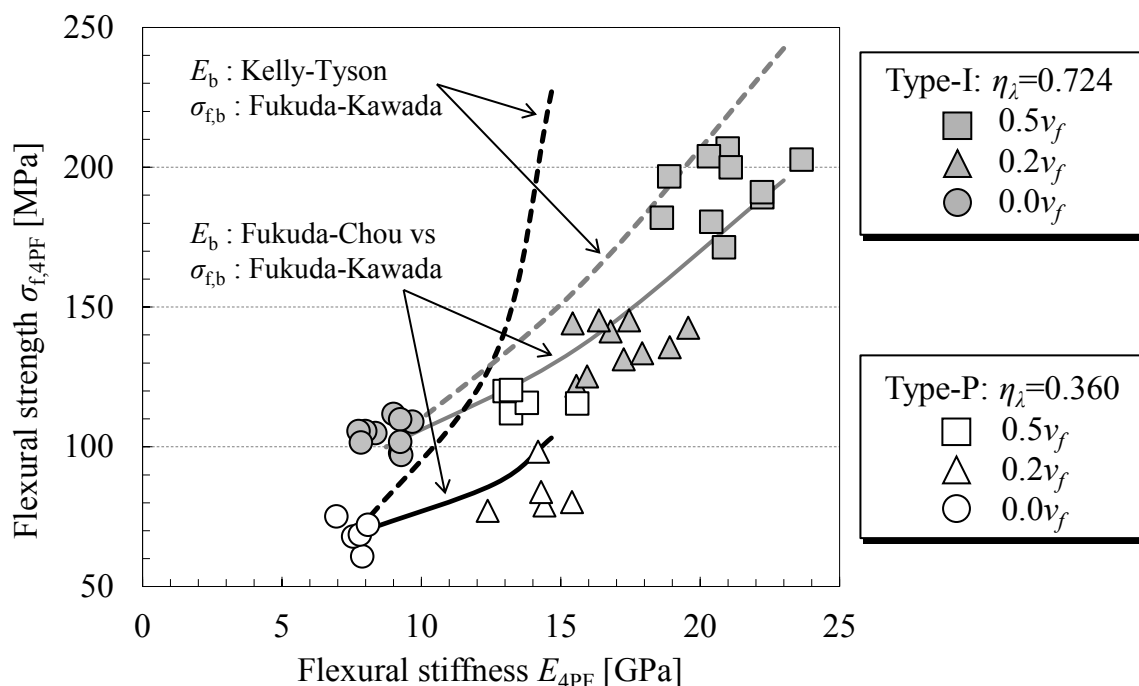


Fig.2-19 Mechanical properties diagrams in SGP.

ておけば、要求される機械特性に対応する材料と成形法を機械特性評価線図から合理的に選択することが可能になる。

以上のように本研究では、成形法パラメータ η_λ を決定し、設計者が成形法も考慮して構成材料を選択することを可能とする機械特性評価線図を構築した。

2.9 結言

ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材を対象として成形法の異なる試験片を製作し、4点曲げ強度試験、顕微鏡観察、および短繊維 FRP の複合則適用を試みた。その結果、以下の結論を得た。

- (a) v_f が増加するにつれて、4点曲げ強度ならびに弾性係数は増加する傾向を示す。また、Type-Iの機械的特性に対する v_f の感度はType-Pよりも高い。
- (b) 4点曲げ強度はワイブル分布に概ね一致する傾向を得た。ワイブル係数 m は、Type-Iの場合 $m=17.2\sim 23.0$ 、Type-Pの場合が $m=9.1\sim 33.6$ となった。
- (c) 今回提案した成形法パラメータ η_λ を用いることで、SFRPの強度および弾性係数の成形法依存性を定量化することができた。
- (d) 本材料の機械特性は、弾性係数はFukuda-Kawadaの式、強度はFukuda-Chouの式に η_λ を

適用することで、いずれも誤差±15%以内の精度で予測できる。これらの式を用いて、材料構成を決定可能な機械特性評価線図を構築した。

2.10 参考文献

- [1] 日本複合材料学会編, “複合材料ハンドブック”, (2005), 日刊工業新聞社
- [2] 三木光範, 福田武人, 元木信弥, 北条正樹, “複合材料”, (1997), 第1章, 第6章, 共立出版.
- [3] 強化プラスチック技術協会編, “強化プラスチックハンドブック”, (1975), 日刊工業新聞社, pp. 110.
- [4] 小田寛人, 木村直行, “金属代替フェノール樹脂成形材料”, 日立化成テクニカルレポート, **48** (2007), 23-26.
- [5] 岡 秀樹, 加藤和生, 田淵泰生, “自動車用プーリの材料開発”, デンソーテクニカルレビュー, **7** (2002).
- [6] Cox, H. L., “The elasticity and strength of paper and other fibrous materials”, *British Journal of Applied Physics*, **3** (1951), 72-79.
- [7] Kelly, A. and Tyson, W., “Tensile Properties of Fiber-Reinforced Metals: Copper/Tungsten and Copper/Molybdenum”, *J. Mech. Phys. Solids*, **13** (1965), 329-350.
- [8] Halpin, J.C. and Tsai, S.W., *Air Force Materials Laboratory Technical Report*, **67** (1967).
- [9] 植村益次, 山田直樹, 炭素繊維強化プラスチックの弾性定数, 材料, **24** (1975), 156-163.
- [10] Fukuda, H. and Kawada, K., “On the Young's modulus of short fibre composites”, *Fiber Science and Technology*, **7** (1974), 207-222.
- [11] 田村学, “自動車軽量化のための CFRTP 成形法の研究”, 東京大学大学院工学研究科修士論文, (2002).
- [12] 菊池正紀, 小泉朋樹, 安達淳治, “ガラス短繊維強化熱硬化性樹脂の破壊靱性評価”, 日本機械学会論文集 A 編, **62** (1996), 692-699.
- [13] 佐野村幸夫, “押出しによる短繊維強化複合材料の配向制御と縦弾性係数の予測”, 日本複合材料学会誌, **27** (2001), 161-166.
- [14] Fukuda, H., and Chou, T.-W., “A Probabilistic theory of the strength of short-fiber composites with variable fiber length and orientation”, *Journal of Material Science* **17** (1982), 1003-1011
- [15] 網島貞夫, 石田喜昭, 松見政彦, “ガラス繊維強化複合材の引張強度および曲げ強度”, 材

- 料, **21** (1972), 10-16.
- [16]藤井太一, 前川善一郎, 土谷敬一, “信頼性工学主法によるガラス短繊維強化セメントの強度の研究”, 材料, **29** (1980), 30-36.
- [17]戸梶恵郎, 小川武史, 堀智明, “長炭素繊維強化プラスチックの引張強さの分布とそのシミュレーション”, 材料, **44** (1995), 1267-1272.
- [18]Epaarachchi, J., Ku, H., and Gohel, K., “A simplified Empirical Model for Prediction of Mechanical Properties of Random Short Fiber/Vinylester Composites”, *Journal of Composite Materials*, **44** (2010), 779-788.
- [19]Piggot, M.R., “A theory of fibre strengthening”, *Acta Metal*, **14** (1966), 1429-1436.
- [20]Van Hattum, F.W.J., and Bernardo, C.A., “A study of the thermomechanical properties of carbon fiber-polypropylene composites”, *Polymer Composites* **20** (1999), 683-688.
- [21]Fukuda, H., and Chou, T.-W., “A Probabilistic theory of the strength of short-fiber composites with variable fiber length and orientation”, *Journal of Material Science* **17** (1982), 1003-1011.
- [22]Fu, S.-Y. and Lauke, B., “Effects of fiber length and fiber orientation distribution the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **56** (1996), 1179-1190.
- [23]Fu, S.-Y. and Lauke, B., “The elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 389-400.
- [24]Fu, S.-Y. and Lauke, B., “An analytical characterization of the anisotropy of the elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 1961-1972.
- [25]Lauke, B. and Fu, S.-Y., “Strength anisotropy of misaligned short-fibre-reinforced polymers, *Composites Science and Technology*, **59** (1999), 699-708.
- [26]Chen, M., Wan, C., Zhang, Y., and Zhang, Y., “Fibre Orientation and Mechanical Properties of Short Glass Fibre Reinforced PP Composites”, *Polymer & Polymer Composites*, **13** (2005), 253-262.
- [27] “繊維強化プラスチック-曲げ特性の求め方”, *JIS K 7017-1999*, (1999), 日本規格協会.
- [28] 岡田明: セラミックスの破壊学: 内田老鶴圃 (1998)

第3章 短繊維強化樹脂複合材の多軸応力場における強度特性評価

3.1 緒言

SFRP の破壊挙動は、金属材料と異なり、樹脂割れ、繊維破断や抜けが絡んだ複雑な様相を示す。また、構造部材には二軸以上の複雑な荷重が作用するのが現実的であり、一軸負荷試験で得られる強度特性を基準として強度設計すると、危険側の評価を与える場合がある。そのため、個別の要素試験や、実機試作による破壊試験を繰り返し、信頼性を確保する必要があった。SFRP を対象とした多軸場における試験法や強度評価法に関する研究報告数は充実していない、まだ多くはないが、その中で、SFRP の軸引張-ねじりの組合せ負荷による多軸疲労に関する研究が、Moosbrugger と Quaresimin らのグループによって取り組まれている[1-3]。砂時計状の中空試験片を射出成形し、軸引張とねじりトルクを与えた疲労特性について、組合せ応力比や負荷経路の影響を評価している。さらに、自動車周りへの適用を想定し、疲労特性に及ぼす温度依存性についても報じている[4,5]。このような SFRP の疲労特性は、負荷条件、繊維含有率、および成形法による影響を強く受ける。実構造物の信頼性を担保するためには、これらの影響を統一的に表して評価することが課題である。

第2章では、SGP を対象として、機械特性に及ぼす成形法の影響を明確化するため、繊維長分布および繊維配向度を考慮した複合則を用いて単一負荷に対する機械特性評価線図を構築した。本章では、SGP の丸棒試験片をコンプレッション成形法と射出成形法で作製し、軸引張とねじりを組合せた多軸負荷試験により静的強度と疲労強度特性を評価する。また、異方性材料の静的破損基準に基づく無次元化相当応力[6-8]を SFRP に適用し、疲労寿命予測法としての有効性について述べる。

3.2 試験片材料および製作方法

SGP の組成を Table 3-1 に示す。ガラス繊維は日東紡製 CS-6-SK-406 (繊維長 6mm, 繊維径 10 μ m) を用いた。 v_f を 0%, 20%, および 50% の 3 種類を用いた。以下, 0.0 v_f , 0.2 v_f , および

Table 3-1 Configuration of SGP material.

Component		$0.0v_f$	$0.2v_f$	$0.5v_f$
Glass Fiber	[%]	0	20	50
Phenolic resin	[%]	70~85	55~65	30~35
Phenol	[%]	1	1	1
Hexamethylene tetramine	[%]	3	3	3
Rock wool	[%]	10~20	10~20	10~20
Zinc stearate	[%]	1.0~2.0	1.0~2.0	1.0~2.0

$0.5v_f$ と記す。試験片の作製においては、射出成形法(Type-I)およびコンプレッション成形法(Type-P)の2種類を選択した。Type-Iの成形条件は、金型温度 170~190°C, シリンダー温度 75~95°C, 射出圧力 80MPa, 硬化時間 20s とした。一方, Type-P の成形条件は, 金型温度 140~160°C, プレス圧力 20MPa, 硬化時間 250s である。

3.3 試験方法

3.3.1 試験片形状および寸法

試験に供した試験片の寸法および形状を Fig.3-1 に示す。試験片は、長さ 127mm, 平行部直径 $\phi 6$ の中実丸棒試験片とした。Type-Iは射出成形後、表面研磨などの機械加工は行っていない。一方 Type-P は、プレス成形したバルク材から旋盤加工を行った後、Fig.3-1 の形状に加工した。表面粗さの影響をできるだけ除くため、Type-I と同等の粗さとなるように標定部を機械研磨した。

3.3.2 軸力ねじり組合せ試験方法

静強度試験および疲労強度試験は、室温 (25°C) 雰囲気下で実施した。試験装置は、電気油圧サーボ式軸ねじり材料試験装置 (MTS 製 Model858, 軸荷重容量 ± 25 kN, トルク容量 220N·m) を用いた。試験中、リニアアクチュエータによる軸荷重と軸方向ストローク量、トルクアクチュエータによるねじりトルクとねじり角度をそれぞれ記録した。

静強度試験は、試験片中央部の表面に生じる軸引張応力 σ_1 とせん断応力 τ_{12} が、 σ - τ 平面において、組合せ応力比 $\psi (= \tau_{12} / \sigma_1)$ が、Table 3-2 に示した 5 通りの関係となるように比例荷重方式で実施した[9,10]。また、応力荷重速度($\dot{\sigma}, \dot{\tau}$)が、式(3-1)の関係を満たすように、荷重制御した。

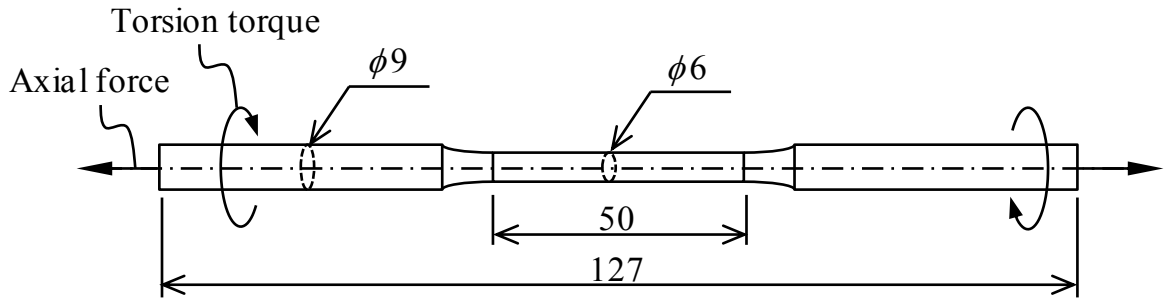


Fig.3-1 Tension-torsion test specimen dimensions.

Table 3-2 Definition of stress ratio ψ

τ_{12}	σ_1	$\psi = \tau_{12}/\sigma_1$
1	0	1/0 (pure torsion)
1	1	1/1
1	2	1/2
0	1	0/1 (pure tension)

一方、疲労試験においては、応力比 $R=0.1$ 、周波数 $f=2.0\text{Hz}$ の片振り正弦波となる繰返し負荷を与え、軸荷重とねじりトルクが同位相となる荷重条件下で実施した。また、このとき試験片表面における ψ が一定となるように荷重を制御した。なお打ち切り回数は、 1×10^6 回とした。

$$\sqrt{\dot{\sigma}^2 + \dot{\tau}^2} = 10 \text{ [MPa/s]} \quad (3-1)$$

3.4 多軸強度試験結果

3.4.1 応力ひずみ曲線

Fig.3-2 から Fig.3-4 は、 v_f および成形法ごとに整理された代表的な応力ひずみ曲線を示す。ここで、Fig.3-2 は $0.0v_f$ 、Fig.3-3 は $0.2v_f$ 、および Fig.3-4 は $0.5v_f$ であり、それぞれ、(a)が Type-I、(b)が Type-P の結果を示す。いずれの図も、縦軸が引張応力 σ ($\psi=0/1, 2/1, 1/1, 1/2$ の場合)、またはせん断応力 τ ($\psi = 1/0$ の場合)を示し、横軸が引張ひずみ ε ($\psi = 0/1, 2/1, 1/1, 1/2$ の場合)、またはせん断ひずみ γ ($\psi = 1/0$ の場合)を示す。

応力ひずみ曲線は、試験条件によらず負荷直後から線形弾性挙動を示した。試験片は、最大荷重に到達後、直ちに脆性破壊した。このとき、破断直前に至るまで可聴音等は発生しなかつ

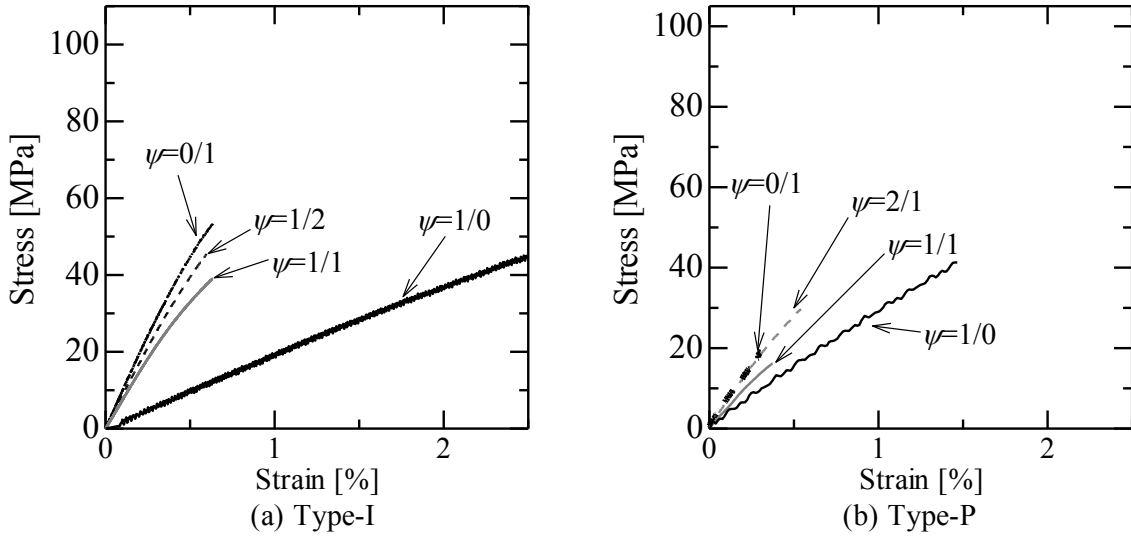


Fig.3-2 Relationships between stress and strain for $0.0v_f$

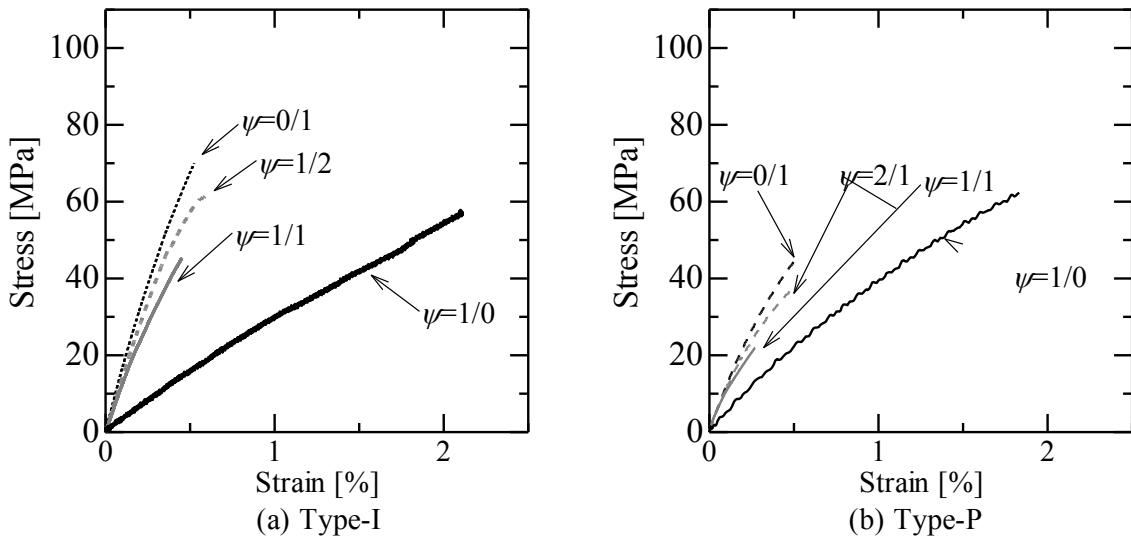


Fig.3-3 Relationships between stress and strain for $0.2v_f$

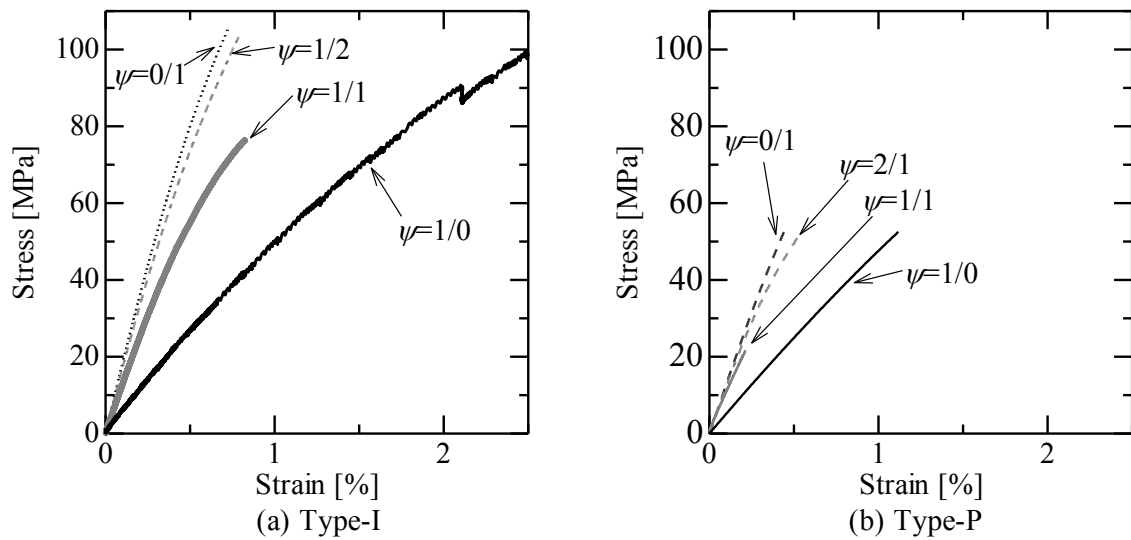


Fig.3-4 Relationships between stress and strain for $0.5v_f$

た。この破壊に至るまでの様相は、第2章で述べた曲げ試験の場合と同様であった。また、 v_f が大きくなるにつれて、引張強度とせん断強度は、 ψ の大きさによらず増加する傾向が得られた。この傾向は、Type-Iの試験片に対して顕著であった。また、引張り破断ひずみ ($\psi=0/1, 1/2, および 1/1$) はいずれも1.0%以下であった。その一方、純ねじり ($\psi=1/0$) の破断ひずみは1.0%以上を示し、応力ひずみ曲線は v_f の増加に伴い非線形性が微かに増加する傾向が認められた。この傾向によると、SGPにおける繊維補強効果は、ねじり方向よりも引張方向に寄与していると考えられる。弾性範囲の応力ひずみ線図の傾きは、成形方法の違いや v_f によって変化した。SFRPの破壊初期においては、荷重が大きくなるにつれて繊維と樹脂の接着端部における応力特異場からき裂が成長することが指摘されている。引張の場合は界面はく離を起こすと直ちに繊維抜けや樹脂割れが進展して不安定破壊にいたると考えられる、一方、ねじりの場合は界面はく離の成長が緩やかに進み、ひずみが1.0%を上回ると短繊維の補強効果がほとんど失われ、樹脂単体の特性に依存した非線形性が現れたと推察される。

3.4.2 巨視的破面様相

試験後、光学顕微鏡を用いて試験片破面を巨視的に観察した。Table 3-3がType-Pを、Table 3-4がType-Iであり、それぞれ v_f ならびに ψ 毎に整理して示す。いずれの場合においても、 τ 成分が増大するにつれて破面の様相はねじり破壊型に遷移し、軸方向に対する破面角度が大きくなった。この傾向は、本試験範囲では v_f や成形法には依存しなかった。ねじれ変形が増加するにつれて、短繊維は軸方向に対する相対角度が増加する。そのため、 τ 成分が大きくなると軸方向への繊維補強効果が低下し、軸方向引張強度が低下したと考えられる[13]。

Table 3-3 Macroscopic fracture morphologies in Type-P specimens.






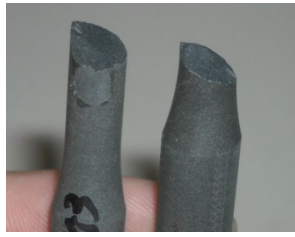


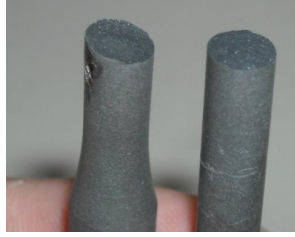

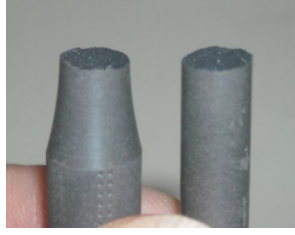












τ_{12}/σ_1 \ ν_f	0.0	0.2	0.5
1/0			
1/2			
1/1			
0/1			

Table 3-4 Macroscopic fracture morphologies in Type-I specimens.

$\tau_{12}/\sigma_1 \backslash v_f$	0.0	0.2	0.5
1/0			
1/2			
1/1			
0/1			

3.4.3 機械特性におよぼす v_f の影響

純引張条件($\psi=0/1$)における, 引張強度 σ と縦弾性係数 E の関係を Fig.3-5 に示す. 図中の凡例は, $0.0v_f$ が○, $0.2v_f$ が△, および $0.5v_f$ が□をそれぞれ示し, 灰色のプロットが Type-I, 白色のプロットが Type-P をそれぞれ示す. Type-I の σ と E が, どちらも Type-P を上回る. これら機械特性に及ぼす v_f の感度は, E より σ の方が高いといえ, 製法毎に見ると Type-I の感度が高いことがわかる. 以上の傾向は, 第2章で述べた4点曲げ強度の機械特性評価線図と定性的には対応していることから, 軸方向引張荷重が作用する場において負荷様式の影響は小さいと考えられる.

次に, 純ねじり条件($\psi=1/0$)における, せん断強度 τ とせん断弾性係数 G の関係を Fig.3-6 に示す. 図中の凡例は, Fig.3-5 に倣う. 引張強度の場合と同様に, Type-I の τ は Type-P を上回っており, v_f の感度も高くなる傾向が得られた. その一方で, G についてはばらつきが大きく, Type-I に比べて Type-P が顕著である. 第2章の微視的観察の項でも論じたように, Type-I は短繊維が軸方向に引き揃えられやすく, その一方, Type-P は繊維がランダムに配向しやすい. そのため, Type-I はせん断変形に対する繊維補強効果が安定して得られると考えられる. 一方 Type-P は, 短繊維がランダム配向する[8]ため, せん断変形に対する補強効果を発現する短繊維が存在する一方で, 破壊起点となり得る弱い方向への繊維配向が存在する割合も増えると考えられる. また, 材料固有のものではなく製法の差による欠陥寸法に機械特性が依存することも第2章で示唆された[8]. 以上の因子が複合したため, Type-P のねじり荷重に対する機械特性分布は Type-I に比べて小さくなり, ばらつきが大きくなったと考えられる. これらのばらつきについては, 今後試験数を増やし, 微視的な観察や解析を交えて詳細に検討する必要がある.

3.4.4 成形法が繊維配向度に及ぼす影響

$0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ の範囲における繊維配向角度の頻度分布を Fig.3-7 に示す. 成形法が異なると繊維配向の様相が異なることが示唆されており, 射出成形法(Type-I)の繊維配向角度分布は, コンプレッション成形法(Type-P)に比べ射出方向と平行な方向へ引き揃えられる傾向があるといえる. また, 第2章ですでに述べたが, 異方性の強さを表す f_p は, Type-I が約 0.7, Type-P が約 0.2 を示した. 完全にランダムであることを表す $f_p = 0.0$ と比べれば, 本研究で用いた SGP は, 異方性を有しているといえる. Mises の降伏条件に従う金属材料において, 応力ひずみ (σ - ε ならびに τ - γ) 関係は, 相似的であるため, 相当応力, 相当ひずみの概念を導入する

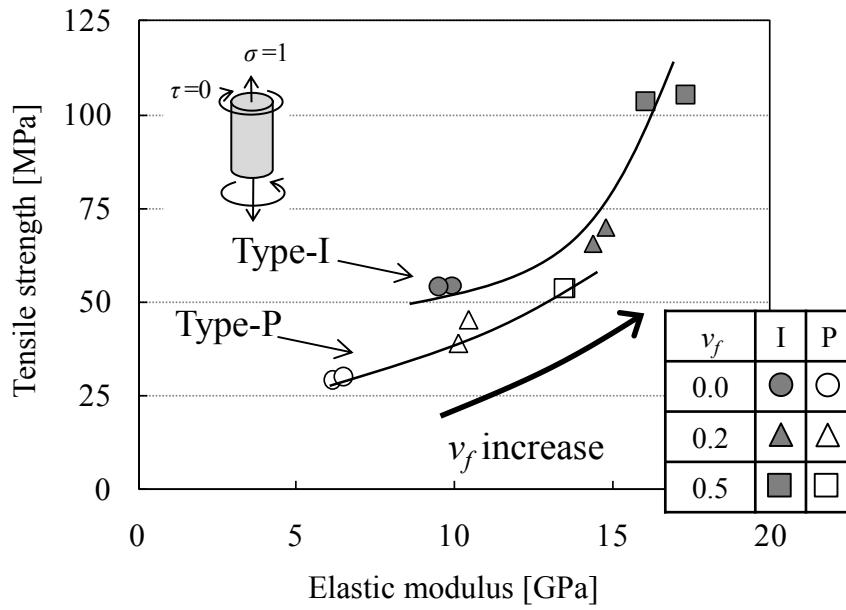


Fig.3-5 Effects of molding process on relationships between tensile strength and elastic modulus.

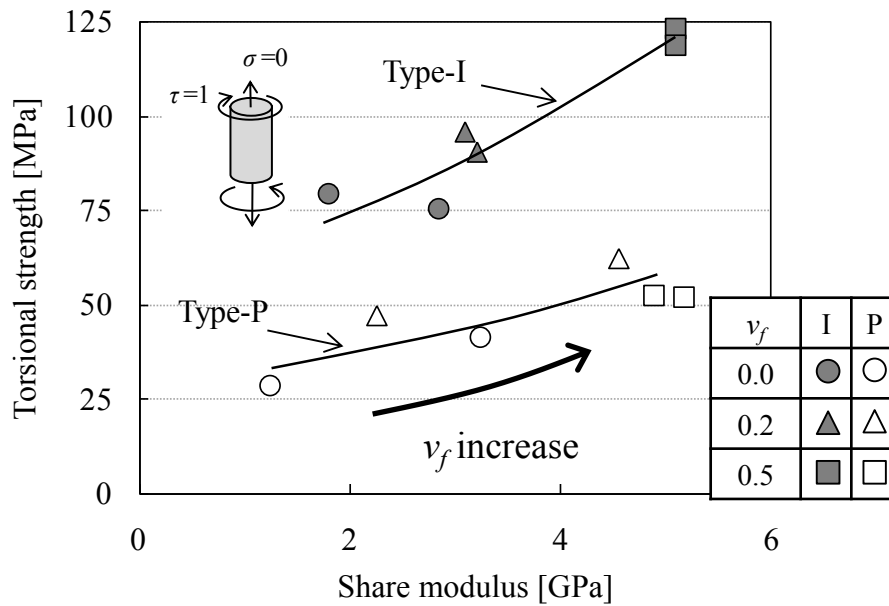


Fig.3-6 Effects of molding process on relationships between torsional strength and Shear modulus.

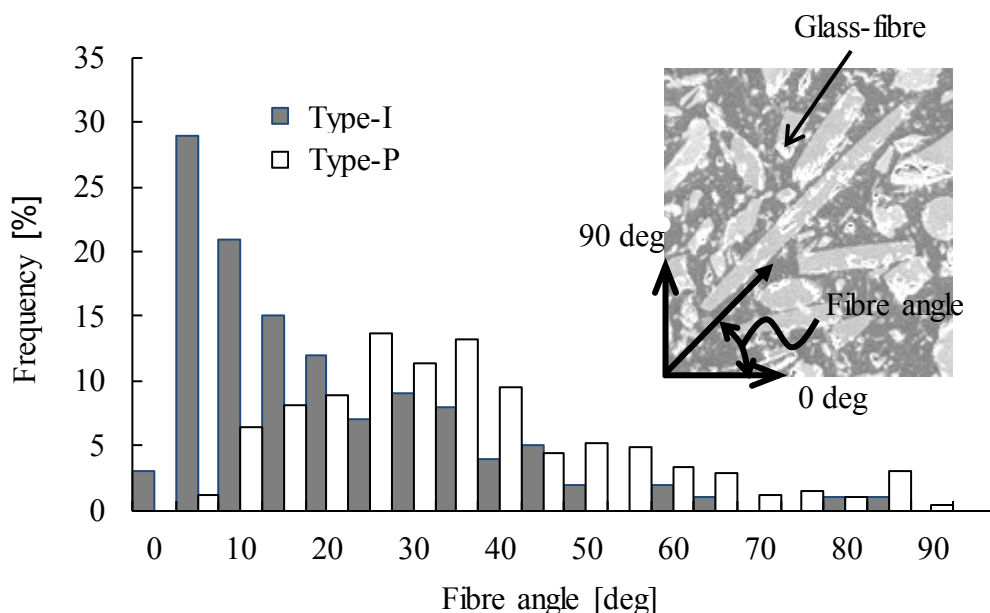


Fig.3-7 Comparison of histograms for glass-short-fiber orientation distribution in Type-I and P (0.5 v_f).

ことにより、組合せ応力状態における変形を統一的に表現することができる。しかし、連続繊維強化複合材のように異方性が顕著な材料の場合は、 σ - ϵ 関係と τ - γ 関係が大きく異なるため金属材料と同様な相当応力、相当ひずみを用いて応力ひずみ関係を論ずることができない [10,11]。3.4.1 で示した SGP の応力ひずみ線図によると、荷重荷様式、 v_f 、および成形法に対して異なる様相が確認された。以上を鑑みると、連続繊維強化複合材ほどではないが、SGP にも異方性が発現していると考えられ、Mises の降伏条件を適用することは好ましくないといえる。そこで、SGP の引張りねじり組合せ試験結果に異方性破損則を適用する。

3.5 異方性破損基準による多軸強度評価線図の構築

3.5.1 異方性材の破損基準

組合せ応力下において材料の破壊を規定する破損基準としては、最大応力説、最大ひずみ説、および相互作用説などの理論が提案されている。このうち、最大応力説と最大ひずみ説は、破損に及ぼす応力成分の干渉効果を考慮しておらず、応力成分とひずみ成分が独立に破損に関与するものとされている。実際の材料においては、各応力成分の干渉効果が存在するため、最大応力あるいは最大ひずみ説によると非安全側の強度推定値を与える可能性がある [12, 13]。一方、応力成分とひずみ成分の相互作用を取り扱った破損条件には、様々なモデル

が提案されており、そのなかでも応力成分が2次の多項式で表現された Tsai-Hill 破損基準[14, 15], Tsai-Wu 破損基準[16], および Hoffman 破損基準[17]が知られている。ここでは、式の形が簡便であり、かつ材料定数項を持たない Tsai-Hill 破損基準を選択し、多軸強度評価線図を構築する。

3.5.2 Tsai-Hill 破損基準

Fig.3-12 は、非主軸方向負荷における座標系の模式図を示す。xy 座標系に沿って応力 σ_x , σ_y , τ_{xy} が作用したとき、座標変換により主軸 (1, 2) 方向の応力に変換された座標変換後の応力成分 σ_1 , σ_2 , τ_{12} が作用する場合を考える。

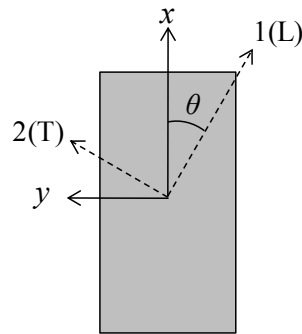


Fig.3-12 Coordinate systems for non-principal axis force.

Hill は von Mises 形の降伏基準を拡張し、直交異方性の降伏条件に拡張、修正した式(3-2)を提案した[14,15].

$$F_{ij}\sigma_i\sigma_j=1 \quad (3-2)$$

式(3-2)は、式(3-3)の形で表わすこともできる。

$$(G+H)\sigma_1^2+(F+H)\sigma_2^2+(F+G)\sigma_3^2 -2H\sigma_1\sigma_2-2G\sigma_1\sigma_3-2F\sigma_2\sigma_3+2L\tau_{23}^2+2M\tau_{13}^2+2N\tau_{12}^2=1 \quad (3-3)$$

ここで F, G, H, L, M, N は Hill の降伏応力定数である。Tsai は、一方向強化材の面外等方性を考慮し、平面応力状態($\sigma_3=\tau_{31}=\tau_{23}=0$)を対象として、Hill の破損基準を単純化した。これが、

Tsai-Hill 破損基準と呼ばれる破損条件である。各パラメータ(F, G, H, L, M)は、単純な応力状態における破壊強度から求めることが出来る。まず、せん断応力 τ_{12} のみが作用する場合を考えると、式(3-4)のように示される。

$$2N = \frac{1}{F_{LTS}^2} \quad (3-4)$$

ここで、 F_{LTS} はせん断強度を示す。同様に一軸引張荷重(σ_1, σ_2 , もしくは σ_3 のみ)が作用する場合は、

$$G+H = \frac{1}{F_L^2} \quad (3-5)$$

$$F+H = \frac{1}{F_T^2} \quad (3-6)$$

$$F+G = \frac{1}{F_Z^2} \quad (3-7)$$

ここで、 F_L は 1(L)方向強度、 F_T は 2(T)方向強度、 F_Z は 3(Z; Fig. 3-12 における紙面垂直方向)方向強度を示す。

$$2F = \frac{1}{F_T^2} + \frac{1}{F_Z^2} - \frac{1}{F_L^2} \quad (3-8)$$

$$2G = \frac{1}{F_L^2} + \frac{1}{F_Z^2} - \frac{1}{F_T^2} \quad (3-9)$$

$$2H = \frac{1}{F_L^2} + \frac{1}{F_T^2} - \frac{1}{F_Z^2} \quad (3-10)$$

一方向強化材を対象とし、1-2 面内における平面応力状態($\sigma_3 = \tau_{31} = \tau_{23} = 0$)と、面外強度特性の対称性を考慮すると、Tsai-Hill 破損基準は、以下に示す簡単な形式で表わすことができる。

$$\frac{\sigma_1^2}{F_L^2} + \frac{\sigma_1\sigma_2}{F_L^2} + \frac{\sigma_2^2}{F_T^2} + \frac{\tau_{12}^2}{F_{LTS}^2} = 1 \quad (3-11)$$

丸棒試験片の軸方向を1(L)方向, 垂直周方向を2(T)方向とすると, 本実験では $\sigma_2=0$ となる. ここで, 丸棒試験片の引張り強度を X , ねじり強度を T とすると, 式3-11は以下のように表すことができる.

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} + \frac{\tau_{12}^2}{T^2} = 1 \quad (3-12)$$

2つの材料定数項 X , T は, 組合せ応力比 $\psi=0/1$ (純引張)と $1/0$ (純ねじり)の実験結果を基に決定し, Tsai-Hill 破損基準を求めた.

3.6 静的強度特性

Fig.3-13は, Type-IとType-Pについて多軸応力下におけるSGPの静的破壊強度を σ - τ 平面上にプロットした結果であり, 横軸が引張り強度 X , 縦軸がねじり強度 T を表わす. 図中の点線は, 式(3-12)で表されるTsai-Hill破損基準である. 式中, 添字の1は試験片軸方向を, 2は試験片周方向を示す. X と T は, 組合せ応力比 $\psi=0/1$ と $1/0$ の実験結果を基に決定した材料特性項を表す. 静強度試験により得られた強度特性をTable 3-4に整理した. Table 3-4中の数値は, 各々1本ないし3本の算術平均値を示す. Type-Iは, ν_f が増加するにつれてTsai-Hill破損基準線が同心円状に広がる様相を示し, 実験点と良く適合しているといえる. 一方, Type-Pは, ν_f や ψ によらずType-Iの破断強度を下回り, 実験点が大きくばらついている. 特に $\psi=1/1$ のときTsai-Hill破損基準から逸脱する傾向が表れた.

Fig.3-14とFig.3-15は, Type-IとType-Pの引張破断面のSEM観察写真の例を示す. Type-Iの場合, 紙面垂直方向に対して繊維の破断面や引抜け跡が明瞭に見られた. 一方, Type-Pの場合, 短繊維の配向は不規則な様相を示し, 母材はType-Iに比べて微細な空隙が多く含まれることが確認された. Type-Pは, 固形粒子状の原材料を金型に敷き詰めたのちに加圧および加熱して成形されるため, 原料を熔融させてから加圧して注型する射出成形法に比べて, 短繊維は不規則に配向し, 粒子間の空隙が製造欠陥として残存しやすくなるといえる. さらに, SFRPの強度特性は, 短繊維の配向性と母材の製造欠陥に依存することも示唆されている[1-3]. 以上の観点によると, Type-Pの実験点のばらつきは, 製造欠陥の影響によるものと推察される. 従って, このような欠陥を起因とするばらつきを考慮すれば, Type-Pの静的破壊強度は, Tsai-Hillの破損基準におおむね従っているといえる.

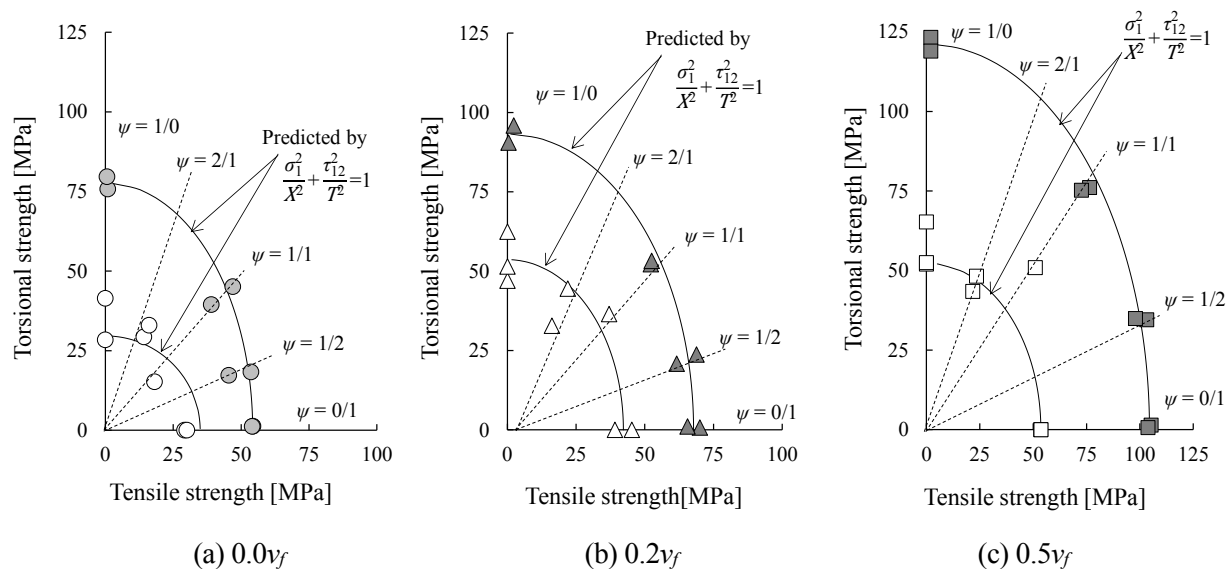


Fig.3-13 Comparison the combined static strength between Type-I and Type-P with Tsai-Hill failure criterion.

Table 3-4 Material constants in Tsai-Hill failure criterion.

Molding process	v_f [%]	X [MPa]	T [MPa]
Type-P	0.0	29.6	34.9
	0.2	42.2	53.6
	0.5	53.6	52.3
Type-I	0.0	54.2	77.70
	0.2	67.7	93.2
	0.5	104.5	121.2

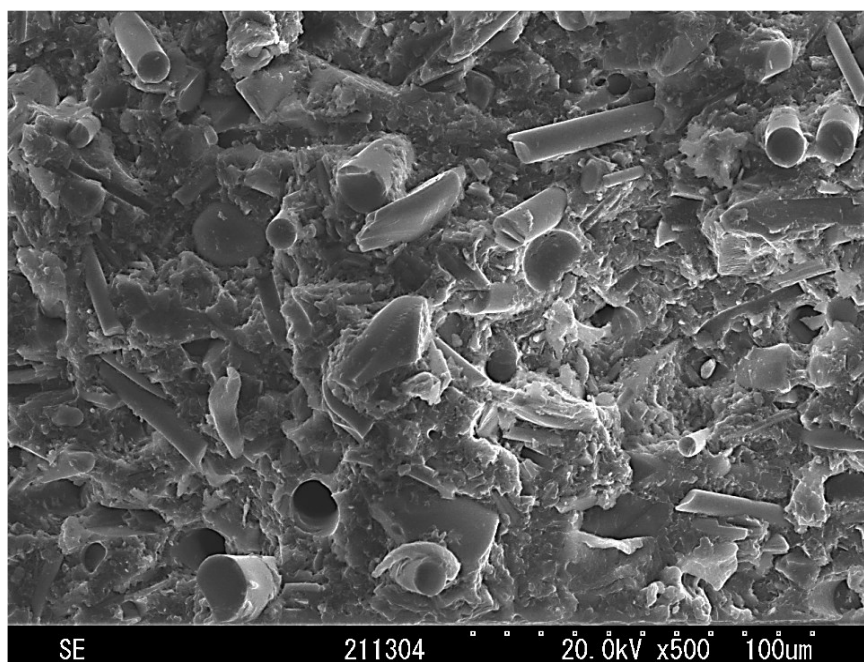


Fig.3-14 Typical tensile fracture surfaces of Type-I for $0.5v_f$ by scanning electron microscopes (x500).

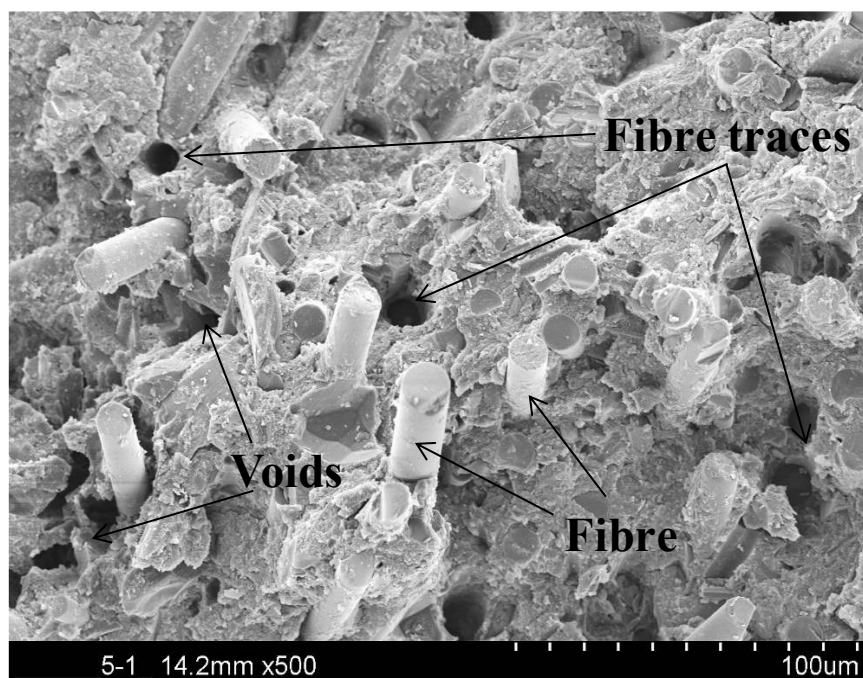


Fig.3-15 Typical tensile fracture surfaces of Type-P for $0.5v_f$ by scanning electron microscopes (x500)

3.7 疲労強度特性

3.7.1 最大主応力による疲労特性評価

単軸荷重下における S-N 曲線は、一般的に最大応力あるいは応力振幅が用いられるが、本実験における組合せ応力下では、代表的な応力成分が 2 つ存在するため、試験片表面に作用する主応力 σ_{p1} と破断繰返し数により S-N 曲線を整理した[8]。ここで σ_{p1} は、 σ_1 および τ_{12} を用いて式(3-13)により計算した。

$$\sigma_{p1} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_{12}^2} \quad (3-13)$$

疲労試験で得られた Type-P および Type-I の、試験片表面における最大主応力と破断繰返し数の関係で示される S-N 曲線をそれぞれ Fig. 3-16 と 3-17 に示す。ここで、縦軸が主応力による繰返し最大応力 $\sigma_{p1, \max}$ 、横軸が破断までの繰返し数 N_f を示し、それぞれ両対数で表した。なお、図中の黒矢印は、打ち切り条件において未破断であることを示している。主応力で S-N 曲線を整理した場合、本試験範囲では試験条件によらず右肩下がりの S-N 曲線が得られた。ここで得られた S-N 曲線は大きくばらついており、 ν_f や ψ によって明瞭に分類することはできなかった。また、成形法毎に比較すると、S-N 曲線の傾きには大きな差が見られなかった。

3.7.2 強度比による疲労特性評価

次に、 $\sigma_{p1, \max}$ を同一の ψ における静的破壊強度の結果から計算される主応力 $\sigma_{p1, 0}$ で無次元化した値を強度比と定義し、本結果に適用する。縦軸を強度比 $\sigma_{p1, \max}/\sigma_{p1, 0}$ 、横軸を繰返し数 N_f とした片対数 S-N 曲線を、Type-P と Type-I のそれぞれについて、Fig.3-18 と Fig. 3-19 に示す。図中の直線ないし点線は、試験条件毎の近似直線を表し、式(3-14)で示される。なお、大半の SFRP は、破断繰返し数 N_f が 10^5 回程度までは式(3-14)で示されることが知られている[18]。

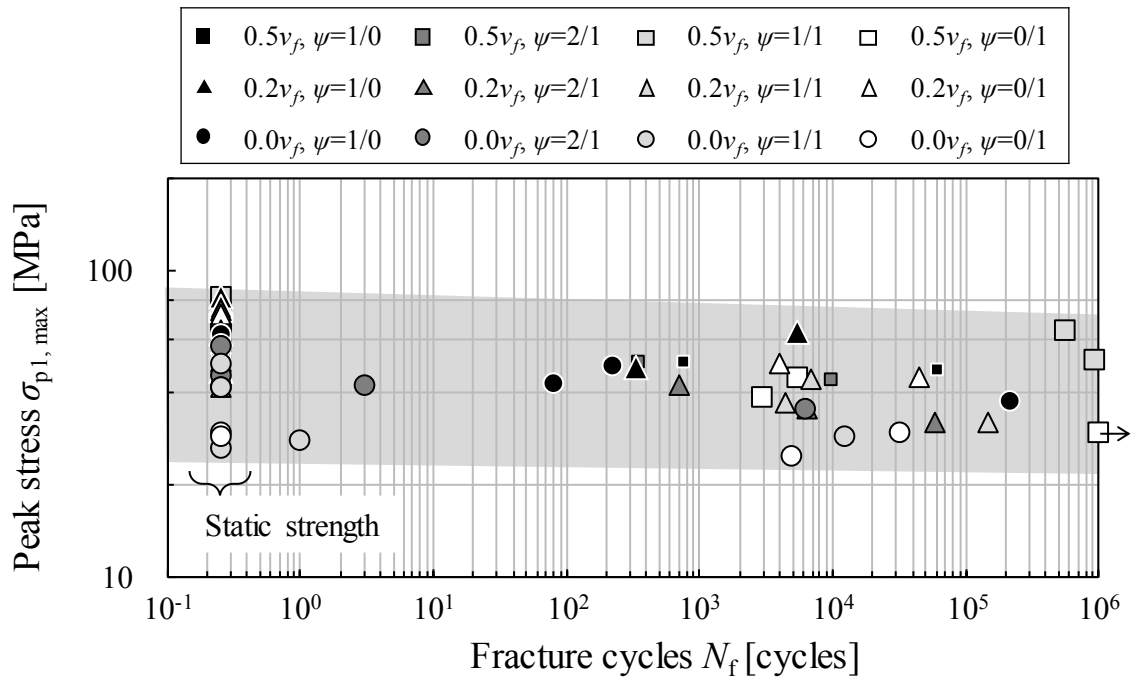


Fig.3-16 Relationships between $\sigma_{p1, \max}$ and N_f with various ψ in Type-P.

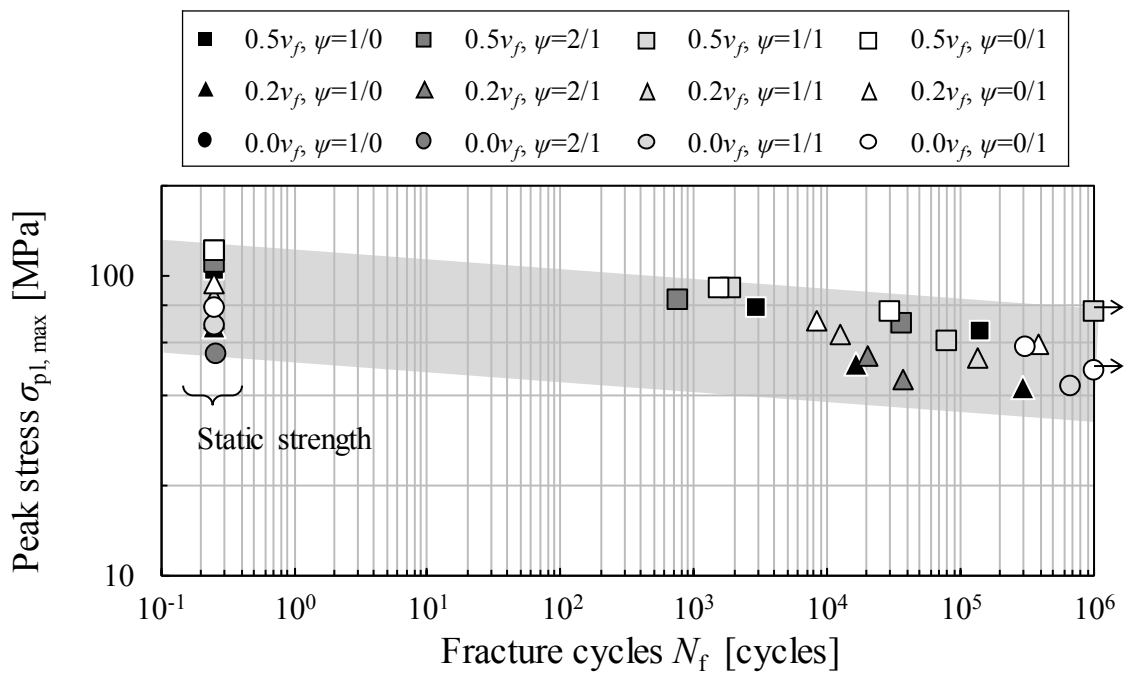


Fig.3-17 Relationships between $\sigma_{p1, \max}$ and N_f with various ψ in Type-I.

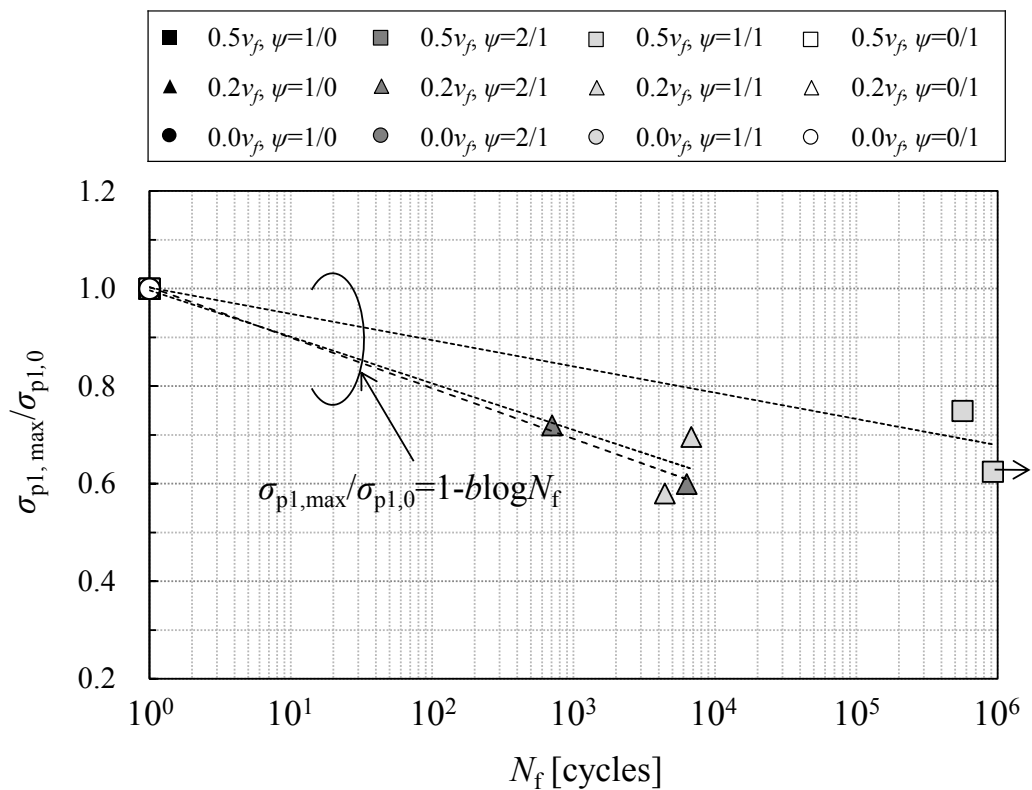


Fig.3-18 Relationships between $\sigma_{p1,max}/\sigma_{p1,0}$ and N_f with various ψ in Type-P.

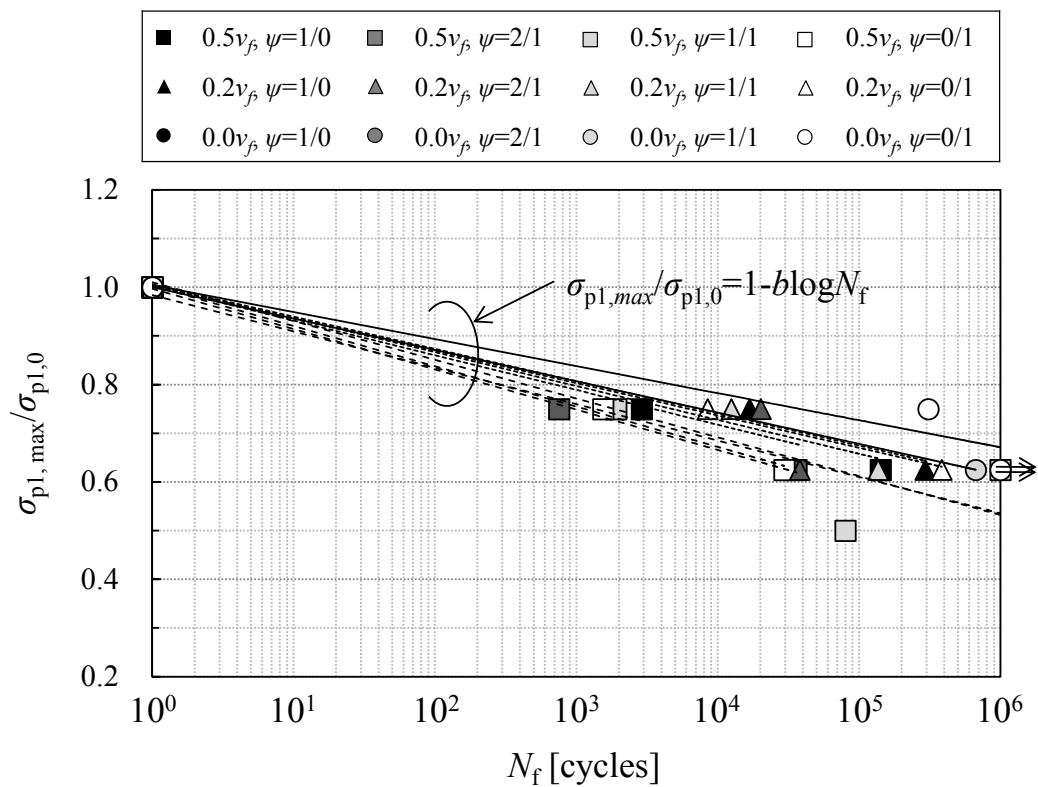


Fig.3-19 Relationships between $\sigma_{p1,max}/\sigma_{p1,0}$ and N_f with various ψ in Type-I.

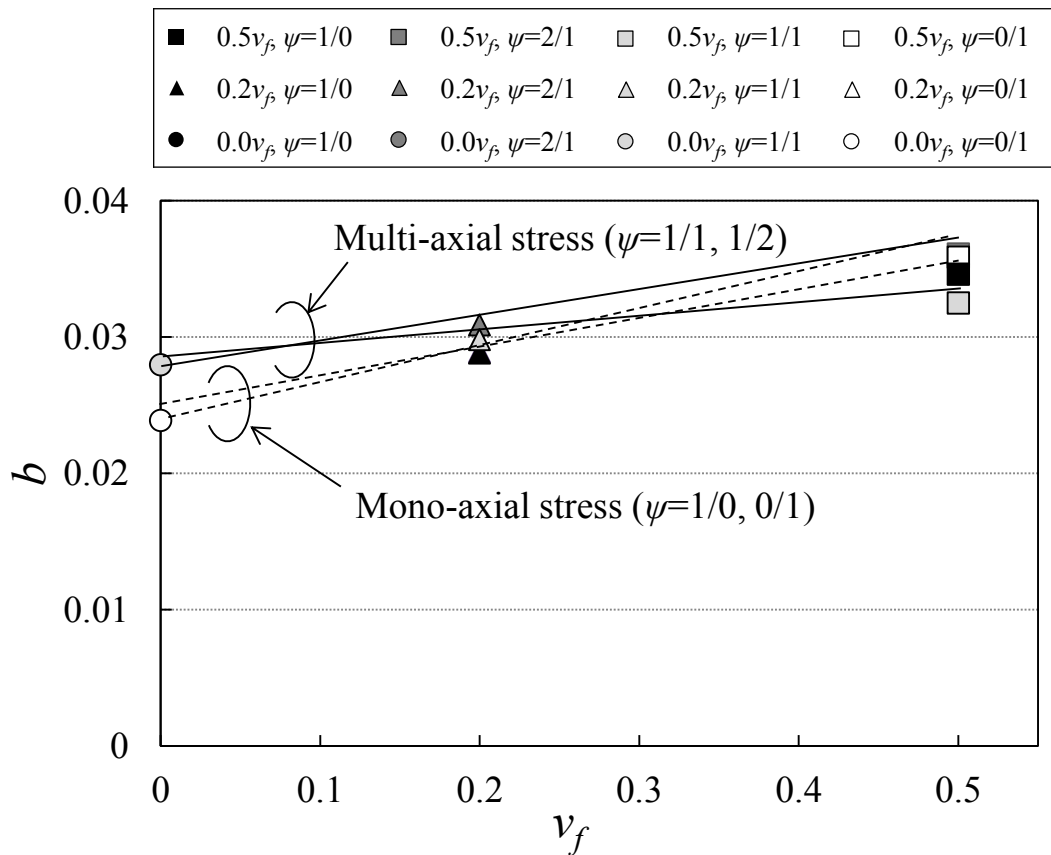


Fig. 3-20 Relationships between b and v_f with various ψ in Type-I.

$$\sigma_{p1, \max} / \sigma_{p1,0} = 1 - b \log N_f \quad (3-14)$$

ここで b は、短繊維 FRP の疲労抵抗感度を意味するパラメータであり、 b が小さくなると S-N 線図の傾きが小さく、疲労強度が優れていることを示す[18,19]。次に、Fig. 3-19 で示した直線の傾き b と v_f の関係を Fig. 3-20 に示す。組合せ応力比 ψ によらず、 b と v_f には線形関係が見られた。定性的には、 v_f の増加と破壊起点の増加には対応関係が存在する[2]ため、 v_f の増加により疲労強度が低下しやすくなったと推察する。一方、本実験範囲における ψ について観察すると、多軸応力下よりもねじり荷重あるいは軸引張荷重が単軸負荷された場合 ($\psi=0/1, 1/0$) の方が、 b - v_f 関係の傾きがわずかに大きくなる傾向が見られた。 b に及ぼす v_f の影響は、多軸応力よりもむしろ単軸応力が作用した場合に強くなると予想される。また、本試験結果から Type-P の b - v_f 関係には Type-I ほどの相関関係が認められなかった。

3.8 無次元化相当応力による疲労寿命評価

3.8.1 無次元化相当応力

前節において SGP の静的破壊強度は、Tsai-Hill 破損基準によりほぼ決定できることを述べた。本章では、Tsai-Hill 破損基準に基づいて定義される、無次元化相当応力[3-5]を用いて SGP の疲労寿命特性を評価し、その有効性と拡張性について検討する。

本実験範囲における Tsai-Hill 静的破損基準は式(3-3)で表され、その左辺は、異方性主軸に関する応力成分の任意の組み合わせに対し、1 つの多次元パラメータを定義していると解釈される。そこで、左辺の平方根を式(3-15)のように変換し、これを無次元化相当応力 σ^* と定義する。

$$\sigma^* = \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{X}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{T}\right)^2} \quad (3-15)$$

3.8.2 σ^* による疲労寿命評価

σ^* を用いた S-N 曲線を、Type-P について Fig.3-21 に、Type-I について Fig.3-22 に両対数で示す。どちらの場合も、 $N_f \geq 10^4$ 回において寿命がばらつき始めるが、成形法、 v_f および ψ によらず、式(3-16)の Basquin 則[20]の形で表わされる直線上におおむね分布している。

$$N_f(\sigma^*)^n = C \quad (3-16)$$

ここで、 n は両対数関係の傾きを示す材料定数であり、Type-P は $n=27.0$ 、Type-I は $n=26.3$ となった。 n の差は小さく、 σ^* を適用することにより、 ψ や v_f の影響を取り除いた SGP の統一疲労曲線を得ることができた。式(3-6)を用いて求めた σ^* は、引張荷重/ねじり荷重の多軸場において静的破壊強度 X 、 T に基づいた任意の応力状態を定義できることを示唆している。以上により、SGP の引張荷重とねじりが組合わされた多軸疲労寿命の予測を行う上で、 σ^* が有効な強度パラメータとして適用できる見通しを得た。

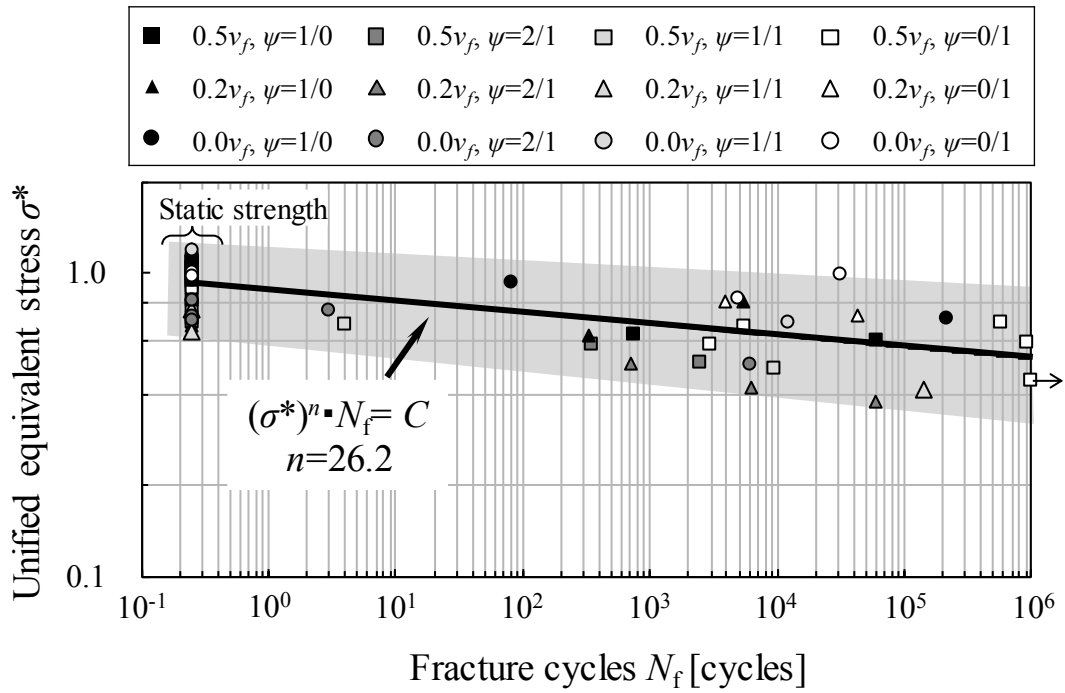


Fig.3-21 Relationships between σ^* and N_f with various ψ in Type-P.

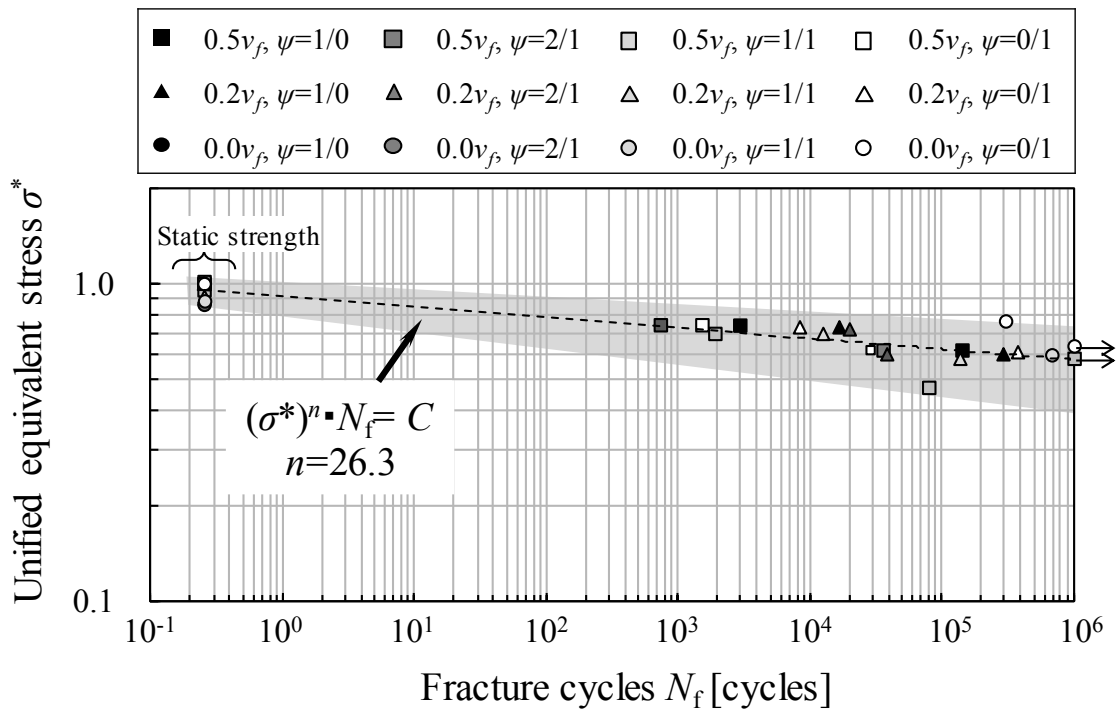


Fig.3-22 Relationships between σ^* and N_f with various ψ in Type-I.

3.9 結 言

軸引張荷重とねじり荷重を組み合わせた多軸応力場における静的および疲労強度特性を取得し、異方性材料の静的破壊基準に基づく無次元化応力の疲労寿命予測への有効性について検討した。その結果、以下の知見を得た。

- (a) 単軸荷重下において、強度と弾性係数は ν_f と成形法に依存し、本実験範囲では Type-I の σ_L に対する感度が最も高くなる傾向を得た。
- (b) SGP の静的破壊強度は、本実験範囲内では成形法の影響がやや見られるものの、Tsai-Hill 破壊基準によりほぼ予測できた。
- (c) 主応力による繰返し最大応力を用いた S-N 曲線から、Type-I は ν_f が小さくなると疲労強度が低下する傾向が認められた。一方、Type-P は S-N 曲線の傾きと ν_f の関係について Type-I ほど明瞭な傾向が認められなかった。
- (d) 主応力の強度比 $\sigma_{p1, \max}/\sigma_{p1,0}$ を SGP の S-N 曲線に適用することによって、成形法、 ν_f に依存した S-N 曲線が得られることが示唆された。
- (e) Type-I の疲労抵抗感度 b と ν_f には巨視的には線形関係があり、 b に及ぼす ν_f の影響は、多軸応力よりも単軸応力が作用した場合に強くなる傾向を見出した。
- (f) 多軸応力下での静的破壊基準に基づく無次元化相当応力 σ^* を SGP の S-N 曲線に適用することによって、 ψ や ν_f によらない疲労曲線で統一的に整理できることを明らかにした。 σ^* は多軸疲労寿命予測の上で有効な強度パラメータとして適用できることが示された。

3.10 参考文献

- [1] Moosbrugger, E., De Monte, M., Jaschek, K., Fleckenstein, J. and Buter, A., “Multiaxial fatigue behaviour of short-fibre reinforced polyamide - experiments and calculations”, *Mat. -wiss. U. Werkstofftech*, **42** (2011), 950-957.
- [2] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Jaschek, K., Quaresimin, M., “Multiaxial fatigue of a short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Fatigue and fracture behaviour”, *International Journal of Fatigue*, **32** (2010), 17-28.
- [3] Belmonte, E., DeMonte, M., Hoffman, C.-J., Quaresimin, M., “Damage mechanisms in a short glass fibre reinforced polyamide under fatigue loading”, *International Journal of Fatigue*, **94** (2017), 145-157.
- [4] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., “Influence of temperature and thickness on the off-

- axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – cyclic loading”, *Composite :Part A*, **41** (2010), 1368-1379.
- [5] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., ”Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Quasi-static loading”, *Composite :Part A*, **41** (2010), 859-871.
- [6] 河井昌道, 加藤謙一, “一方向強化ハイブリッド複合材料 GFRP/Al の疲労強度に及ぼす応力比の影響”, 日本機械学会論文集 A 編, **69** (2003), 1686-1694.
- [7] 河井 昌道, 谷嶋 真一, 高野 洋一, 八戸 敦司, “一方向炭素繊維強化複合材料の室温および高温における非主軸疲労とその損傷力学的モデル化”, 日本機械学会論文集 A 編, **64** (1998), 2838-2864.
- [8] 河井 昌道, 工田 一貴, 八戸 敦司, 川瀬 裕子, “ハイブリッド複合材料 GLARE2 の非主軸疲労挙動とその損傷力学的モデル化”, 日本機械学会論文集 A 編, **64** (1998), 2847-2855.
- [9] 箕島 弘二, 佐藤 重喜, 駒井 謙治郎, “SiC ウィスカ強化 Al 合金の疲労挙動に及ぼす引張・ねじり組合せ位相差負荷の影響”, 日本機械学会論文集 A 編, **62** (1996), 2001-2007.
- [10] 駒井 謙治郎, 箕島 弘二, 吉田 元太郎, “SiC ウィスカ強化アルミニウム合金の引張・ねじり組合せ応力下の室温・高温破壊特性”, 日本機械学会論文集 A 編 **60** (1994), 1080-1087.
- [11] 金川 靖, 村上 澄男, 石田 孝明, 津島 栄樹, “CFRP 積層円管の組合せ応力下の非弾性変形と破壊”, 日本機械学会論文集 A 編, **57** (1991), 72-77.
- [12] 邊吾一, 石川隆司: 先進複合材料工学; 培風館 (2005).
- [13] 福田博, 邊吾一: 複合材料の力学序説; 古今書院 (1989).
- [14] Hill, R., “A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals”, *Proceedings of the Royal Society*, **193** (1948), 281.
- [15] VD. Azzi and SW. Tsai, “Anisotropic strength of composites”, *Experimental Mechanics*, **5** (1965), 283-288.
- [16] Tsai. SW. and Wu. EM, “A General Theory of Strength for Anisotropic Materials”, *Journal of Composite Materials*, **5** (1970), 58-80.
- [17] O. Hoffman, “The Brittle Strength of Orthotropic Materials”, *Journal of Composite Materials*, **1** (1967), 200-297.
- [18] 岩本 正治, 藤井 透, “複合材料の設計と評価の最前線 : 4. 疲労”, 材料, **46** (1997), 443-450.
- [19] K. L. Reifsnider, “Fatigue of Composite Materials”, *Comp. Mater. Series*, (1991), pp.231.

- [20] Basquin, O. H., “The exponential law on endurance tests”, Proceedings of ASTM 10, (1910), 625-630.

第4章 短繊維強化樹脂複合材の寸法効果を考慮した強度予測法の検討

4.1 緒言

第2章においてSGPの4点曲げ強度が最弱リンクモデルに基づくワイブル分布に一致することを述べた。これは、SGPを適用した構造設計において、応力分布から構造物に発生する最大応力を算出して材料強度データと比較する決定論的方法では非安全側の評価を与えることを示唆するものである。そこで、EVT (Effective Volume Theory ; 有効体積理論) [1,10-18]に基づいて、構造物の形状、応力分布、およびワイブル係数から計算される有効体積と試験片により得られた材料強度から、構造物の強度を換算して破壊確率分布を計算する確率論的方法[1]を適用することで合理的に強度信頼性を評価できると考えられる。また、SGPは、成形法や繊維含有率が機械的特性や破断様式に影響するため、確率論的方法を強度評価に適用する上でワイブルパラメータにも何らかの影響を及ぼすことが予測される。これらの影響を明らかにし、単純形状の試験片から得られるワイブルパラメータを用いた強度予測技術が確立されれば、製品設計段階において要求される強度に対して繊維量と樹脂量の適正化を図りつつ、構造成立性を事前に評価できるといえる。

SFRPの強度評価に関連する研究としては、繊維配向をモデル化した材料特性評価[2]、微視構造モデルによる破壊モードの数値解析[3]、および粒子法を用いた射出成形解析[4]などが盛んに行われている。また、SGPに関しては、力学的特性に及ぼす繊維及び樹脂の影響[5]、破壊挙動[6]と疲労き裂進展挙動[7]について実験的な研究が行われている。一方、樹脂以外を母材とする短繊維強化複合材の寸法効果に関しては、アルミナ繊維強化金属の引張強度に関する研究[8]、板幅と板厚が異なるSMC材を用いた研究[9]などがあるが、系統的な強度評価技術にまで整理されていない。

本章では、繊維含有率、試験片形状、および負荷方式の異なるSGPの試験片の強度を取得してワイブル分布を取得する。次に、EVTに基づいて寸法効果の影響を整理する。さらに、

有限要素解析とワイブル統計に基づく EVT を適用した強度予測法を検討し、SGP 構造試験体を引張試験に供し、本章で提案する予測法の妥当性を検証した。

4.2 試験材料および試験方法

4.2.1 試験片材料

SGP の組成を Table 4-1 に示す。ガラス繊維は日東紡製 CS-6-SK-406 (繊維長 6mm, 繊維径 $10\mu\text{m}$) を、母材樹脂は熱硬化性フェノール樹脂 (日立化成工業製) を用いた。 v_f を 0%, 20%, 50% (以下, $0.0v_f$, $0.2v_f$, $0.5v_f$ と記す) の 3 種類として、長さ 300mm, 幅 300mm, および板厚 30mm のバルク材をコンプレッション法で成形した。成形条件は、金型温度 140~160°C, 金型圧力 20MPa, 硬化時間 250s とした。

4.2.2 試験片

複雑形状を有する構造物には複数の破壊モードが重畳すると考えられる。そこで本研究では、試験様式が 3 点曲げ, 4 点曲げ, および引張の 3 種類の強度試験を行い、複数の破壊モードとなる強度試験データを用いてワイブル統計パラメータを推定することとした。

SGP の曲げ強度と引張強度を得るために、Fig. 4-1(a)の 3 点曲げ試験片, Fig. 4-1(b)の 4 点曲げ試験片, および Fig. 4-2 の丸棒引張試験片に図中に示す荷重を与えた。いずれも 4.2.1 で述べた成形条件で成形した後、切出し加工を行った。曲げ強度試験片は、300mm×300mm×t6mm の平板成形材から、成形時に生じたバリ取り加工と曲げ作用面の平行度を出すため、長さ 50mm, 幅 10mm, 板厚 5mm となるよう切出し加工した矩形断面板を、各繊維体積含有率 v_f に対して 3 点曲げ試験片 20 本, 4 点曲げ試験片 15 本ずつ供した。なお、加工面の研磨処理等は行わなかった。引張強度試験片は、300mm×300mm×t30mm の平板成形材から直径 $\phi 25$, 長さ 190mm の丸棒を切出した後、長さ方向中央部を長さ 60mm にわたって直径 $\phi 12.5$ となるように評定部を加工した丸棒試験片を、各 v_f に対して 6 本ずつ用意した。

4.2.3 構造要素試験体

4.2.2 で述べた 3 種類の試験片の強度試験結果から静的強度の統計分布に対するワイブルパラメータを求める。前述の試験片の応力分布はいずれも解析的に求められる[19, 20]ため、後に示すように有効体積の計算が容易である。しかし実構造の場合は、部品形状や応力分布が

Table 4-1 Configuration of SGP materials

Component		0.0 v_f	0.2 v_f	0.5 v_f
Glass Fibre	[%]	0	20	50
Phenolic resin	[%]	70~85	55~65	30~35
Phenol	[%]	1	1	1
Hexamethylene tetramine	[%]	3	3	3
Rock wool	[%]	10~20	10~20	10~20
Zinc stearate	[%]	1.0~2.0	1.0~2.0	1.0~2.0

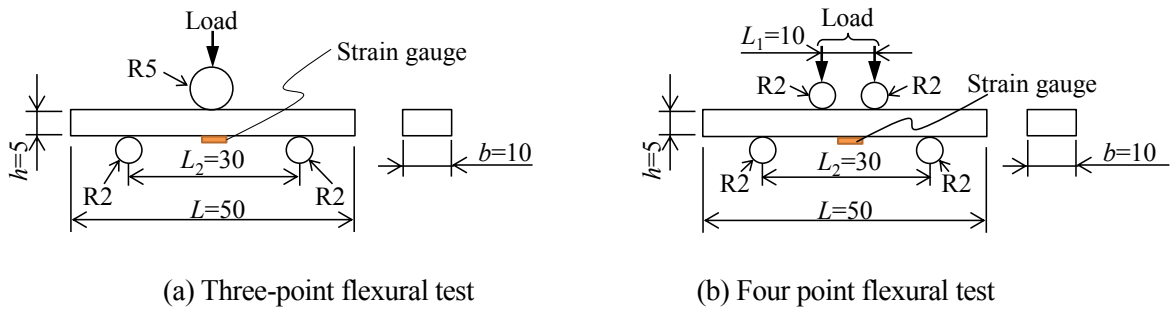


Fig.4-1 Flexural test method and specimen dimensions.

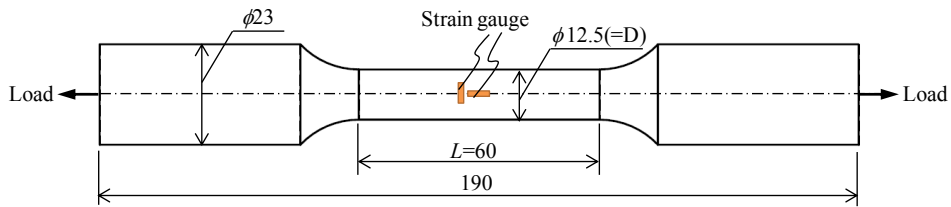


Fig.4-2 Tensile specimen

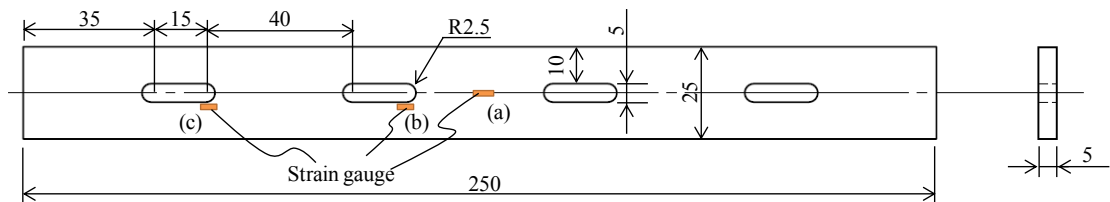


Figure 4-3 Open hole specimen

複雑となるため、FEM解析により応力分布を求める必要がある。本章では、応力分布が複雑となる試験体に対して、4.2.2の上記強度試験で得られたワイブルパラメータを用いてFEM解析より求めた応力分布から有効体積を計算する。そして、強度を予測した結果と試験結果を比較してEVTによる強度予測手法を検証する。応力分布が複雑となるように、試験体として、Fig.4-3に示すOH試験体（Open Hole specimen；有孔試験体）を各繊維体積含有率 v_f に対して3本ずつ作製した。予め成形した300mm×300mm×t6mmの平板材から、長さ250mm、幅25mm、厚さ5mmとなるように平板材を切出し、板幅中央に等間隔となるように長孔を加工した。

4.2.4 基本試験片の試験方法

試験装置は、軸荷重容量±25kNの電気油圧サーボ式材料試験装置を使用した。Fig. 4-4は曲げ試験の状況を示す。曲げ試験はJIS K7017[19]を参照して、試験条件を負荷速度1.0 mm/minの変位制御とし、下支点間距離 L_2 が30mmの3点曲げ試験と、上支点ならびに下支点間距離が $L_1=10$ mmならびに $L_2=30$ mmの4点曲げ試験を実施した。試験治具は、支点と荷重点が局所的な接触とならないように板厚と同じ程度の半径のピンを使用し、台座部は油圧グリップで固定した。また、各試験片の一部に、ゲージ長さ1mmの箔ひずみゲージを貼付け、引張側の曲げひずみを測定し、得られた応力ひずみ曲線から曲げ弾性係数 E_B を求めた。

Fig.4-5は、丸棒引張試験の様子を示す。試験片の両端部から25mmの長さを油圧グリップで把持し、引張荷重を与えた。試験条件は、負荷速度1.0 mm/minの変位制御とし、試験中、軸方向のロードセル荷重とアクチュエータ変位量を計測した。丸棒試験片の一部については、標定部にゲージ長さ1mmの箔ひずみゲージにより、標定部の軸方向ひずみと周方向ひずみを測定した。得られた応力ひずみ曲線から、JIS K7161[20]を参照して引張弾性係数 E_L とポアソン比 ν を求めた。

4.2.5 構造試験体の試験方法およびひずみ測定方法

Fig.4-6は、OH試験体は、試験片両端部から25mmの長さを油圧グリップで把持する方式とし、引張試験条件は丸棒試験片の場合と同一とした。OH試験体の場合、第5章で述べるFEM解析結果の妥当性を確認するため、Fig.4-3に示す平行部(a)、応力集中部(b)と(c)にゲージ長1mmの箔ひずみゲージを貼り付けた。

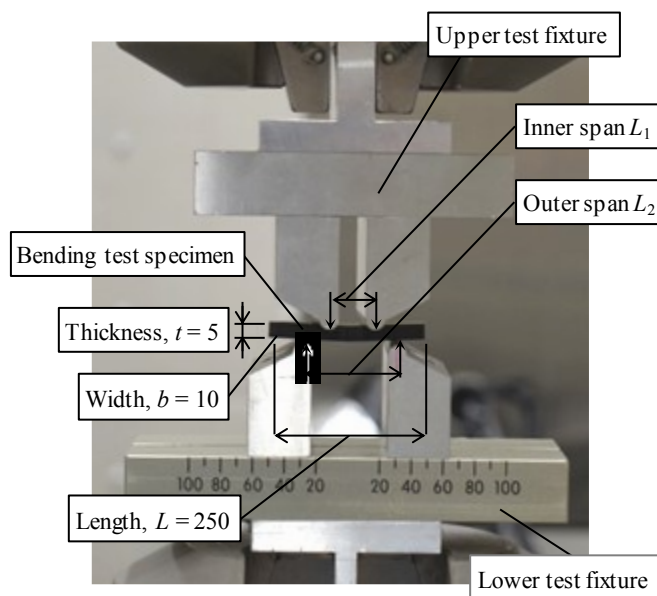


Fig. 4-4 Flexural test set up

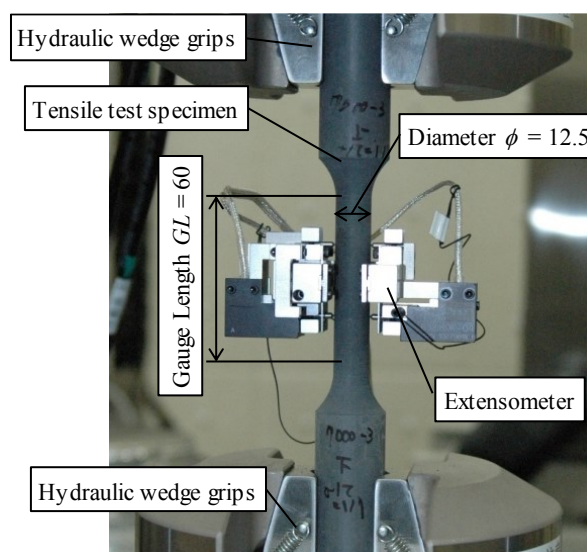


Fig. 4-5 Tensile test set up

Fig.4-6 は、OH 試験体の引張試験状況を示す。4.5 において OH 試験体の有効体積を FEM 解析で計算するが、このとき FEM 解析モデルの妥当性を検証するため、引張試験中、DIC (Digital Image Correlation; デジタル画像相関法) による全視野ひずみ測定を行った。Fig. 4-7 は、OH 試験体の試験試験前の試験片である。DIC [21-24]は、物体表面に描かれた変形前後のランダムパターン画像を比較し、物体表面の移動量 (変位) を調べる手法である。1 台のカメラを用いた場合には平面物体の面内変位を測定することができる。複雑な光学系を必要としないため測定が簡単であり、水中の物体の測定[25,26], 高温での測定[27,28], 顕微鏡と組み合

わせた微小物体の変位測定[29-31], 動的破壊挙動の観察[32], き裂開口変位 (COD) の測定[33], 応力拡大係数の測定[34-37], 大型実構造物の変位測定[38]などに用いられている. 一方, 複数のカメラを用いることで, ステレオ法の原理により三次元表面の変位およびひずみを測定可能である[39]. また, X線トモグラフィ等と組み合わせた三次元物体内部の変位計測法も開発されている[40-42]. 本研究では, GOM社が開発した商用の画像相関法計測システム ARAMIS 4M™ を使用した. 焦点距離 50mm のレンズを 2 台装着し, 試験片表面に対する視野角度が 25° となるように設置した. カメラの解像度は 2048 pixel × 2048 pixel である. 測定領域は, 高さ 30 mm, 幅 24 mm, および深さ 25mm であり, 最初ピクセル数は約 0.015mm であった. 計測並びに画像解析には, ARAMIS ソフトウェア v 6.3.1-2 を用いた.

画像測定法によるひずみ分布を測定は, 試験片表面のランダムパターンを認識して, その変位量を計測する. そのため, 試験片表面を白地塗装した後, 黒色塗料を用いて斑点模様となるように塗装した.

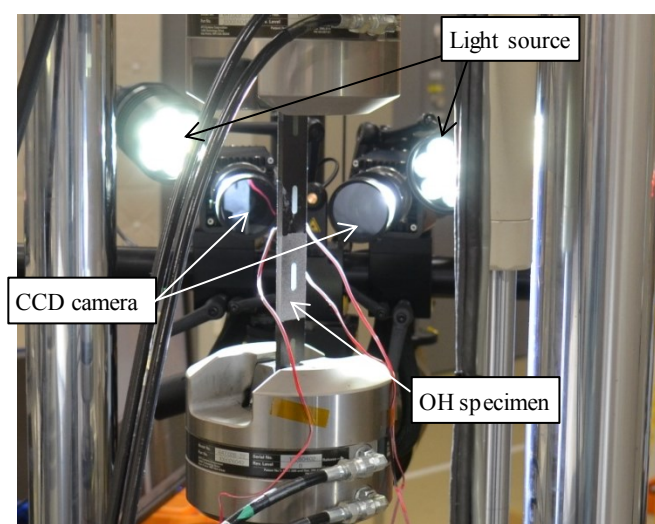


Fig. 4-6 DIC measurement systems with material test machines

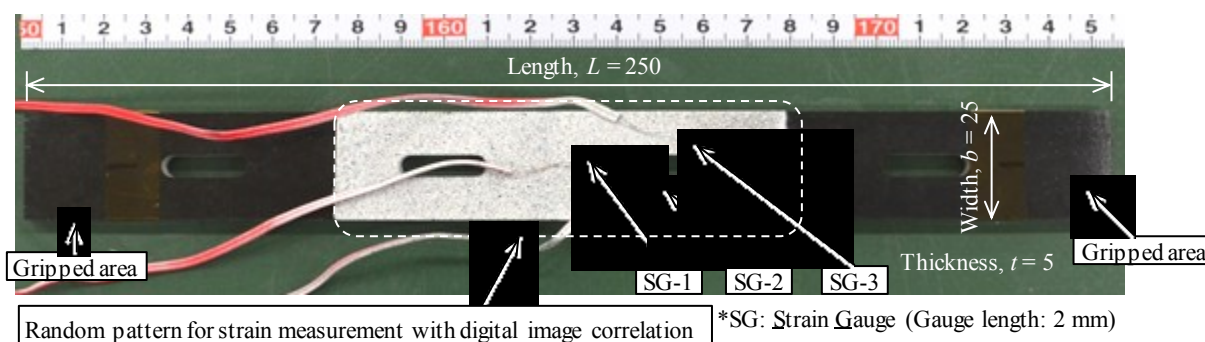


Fig.4-7 Open-hole (OH) specimen with strain gauges and random patterns

4.3 SGP 材の基本強度特性

4.3.1 SGP 材の静的強度試験結果

各試験片の代表的な応力ひずみ曲線を Fig.4-8 に示す. (a)が3点曲げ試験, (b)が4点曲げ試験, および (c)が丸棒引張試験で得られた応力ひずみ曲線である. ここで, 4点曲げ応力 σ_{4PF} は, 荷重を F , 試験片幅を b , 試験片高さを h , 上支点間距離を L_1 , 下支点間距離を L_2 として式(1)で計算した. 3点曲げ応力 σ_{3PF} は式(4-1)の L_2 を 0 として計算した. 丸棒引張応力 σ_T は, 荷重を F , 標定部直径を d として式(4-2)を用いて計算した.

$$\sigma_{4PF} = \frac{3F(L_2 - L_1)}{2bh^2} \quad (4-1)$$

$$\sigma_T = \frac{4F}{\pi d^2} \quad (4-2)$$

応力ひずみ曲線は, v_f や試験方法によらず負荷開始直後から線形的な弾性挙動を示し, 弾性範囲を超えると緩やかに上に凸の曲線を描いた. 可聴音等の破断の兆候はなく, 最大荷重値に到達すると同時に脆性的に破壊したことから, SGP の破壊は脆性材料と同様に最大主応力説に従うといえる.

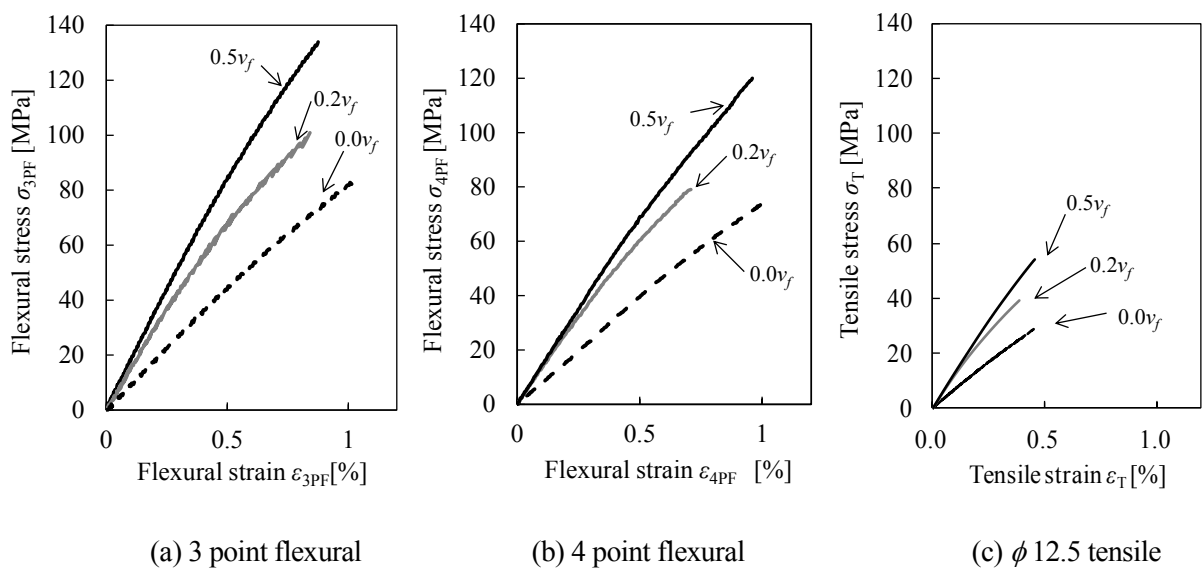


Fig.4-8 Stress-strain curves for static strength test.

4.3.2 SGP の破壊強度に及ぼす ν_f の影響

Fig.4-9 は、各試験における破壊強度の平均値を縦軸に、 ν_f を横軸にとった破断強度の ν_f 依存性を示す。Fig. 4-9 によると今回の試験範囲では、試験片形状によらず $0.0 \leq \nu_f \leq 0.5$ の範囲において ν_f と破壊強度には相関が認められた。Table 4-2 に各試験片の弾性係数の平均値 E_{ave} 、破断強度の平均値 σ_{ave} 、破断ひずみの平均値 ϵ_{ave} を示す。丸棒引張試験についてはポアソン比の平均値 ν も示す。試験片形状によらず、 ν_f が増加すると破壊強度は単調に上昇する傾向を得たが、その一方、破断ひずみは $0.2\nu_f$ のときが最も小さく、SGP の破断ひずみは ν_f の増加に対応していない。また、同一の ν_f における試験結果を荷重様式で比較すると、引張試験の破断応力と破断ひずみが最も低く、4点曲げ、3点曲げの順に破断応力と破断ひずみが増加している。試験片の破断部付近の応力分布を考えると、引張試験片の場合、Fig. 4-2 の試験片平行部全体がほぼ一定の応力となる。一方4点曲げ試験の場合は、Fig. 4-1(b)の2つの荷重点間の試験片下面がほぼ一定の応力となる。3点曲げ試験の場合は、Fig. 4-1(a)の荷重点直下の試験片下面のみ高応力が生じる。したがって、破断時における高応力部の寸法（体積）を考えると引張試験片が最も大きく、4点曲げ、3点曲げの順に小さくなる。これは、破断応力、破断ひずみの傾向と一致しており、寸法が大きいものほど強度が低いという寸法効果によるものと考えられる。

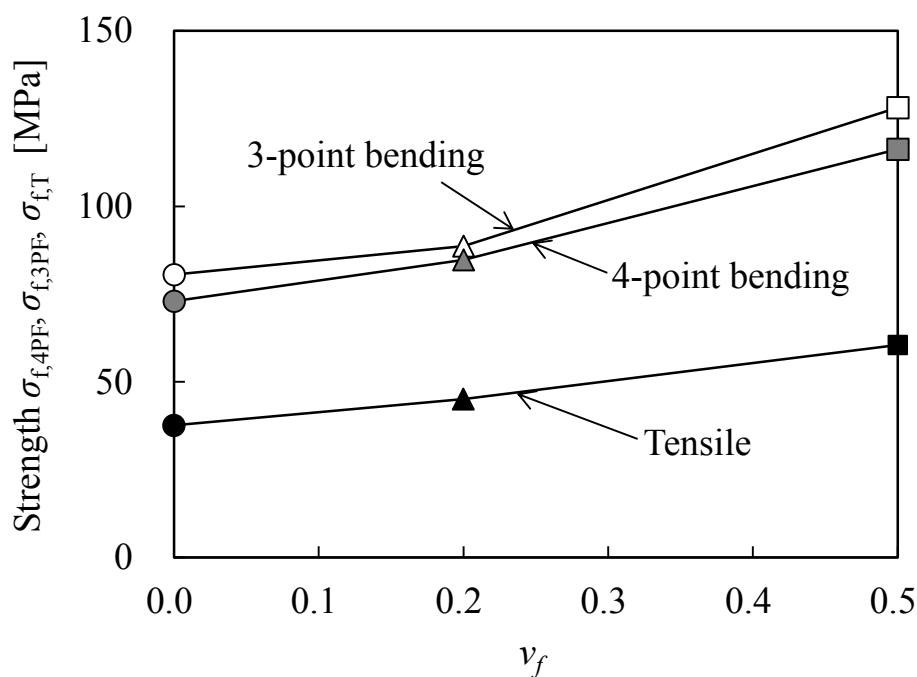


Fig.4-9 Relationship between fracture strength $\sigma_{f, 3PF}$, $\sigma_{f, 4PF}$, σ_T and ν_f

Table 4-2 Test results of SGP

Loading mode	Fiber contents v_f [-]	Number of samples	Elastic modulus $E_{ave} (\times 10^3)$ [MPa]	Poisson's ratio ν [-]	Fracture strength σ_{ave} [MPa]	Fracture strain ϵ_{ave} [%]
Flexural	3 point	20	9.4	-	80.5	0.93
		20	15.7	-	88.7	0.66
		20	16.8	-	128.1	0.97
	4 point	15	7.6	-	73.0	0.88
		14	13.7	-	84.7	0.69
		15	14.1	-	116.3	0.87
Tensile	0.0	5	7.1	0.268	37.6	0.45
	0.2	6	11.8	0.195	45.1	0.39
	0.5	5	13.2	0.222	60.5	0.47

4.4 有効体積理論を適用した強度評価

4.4.1 各試験結果の確率論的評価方法

脆性材料は、強度データが材料固有の値ではなく同一材料の場合においても対象の形状・大きさ、および応力分布に依存する。また、その強度特性は、金属で用いられる正規分布とはならず極値分布を示し、ワイブル分布の適用性が良いことが知られている[2,12,18]。まず各試験で得られる結果を、次式の2母数ワイブル分布で整理した。

$$P=1-\exp\left[-\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m\right] \quad (4-3)$$

ここで σ は発生する応力、 σ_0 が尺度母数、 m が形状母数を表す。 m は一般にワイブル係数と呼ばれ、強度ばらつきの指標を示し、この値が大きいほど強度ばらつきが小さい。

任意の試験で得られた σ_f に対応する破壊確率 P の割りつけは、式(4-4)に示すメディアンランク法[19,20]により行った。

$$P=\frac{i-0.3}{n+0.4} \quad (4-4)$$

ここで n は標本数、 i は破壊したサンプルの累積数を表す。

4.4.2 各試験結果の確率論的評価結果

SGP の各強度試験に対するワイブルプロットを Fig.4-10 に示す。SGP の強度特性は、試験片によらずワイブルプロット上で概ね直線上にプロットされた。よって、SGP の破壊確率はワイブル分布で表せることが分かった。図中に各試験片の m を示すが、今回得られた m の範囲は 5.8 から 17.6 であった。ワイブル分布の尺度母数と係数を整理して Table 2-4 に示す。試験様式毎に m を比較すると、丸棒試験片が 5.8 から 10.2 の範囲であり、曲げ試験が 13.5 から 17.6 の範囲であったことから、 m は曲げと引張の様式で大凡 2 つの群に分けられた。次節以降で示す有効体積の考えによれば、丸棒試験片の寸法は、3 点曲げ試験片と 4 点曲げ試験片の寸法よりも著しく大きく、有効体積に依存して m が大きく変化しているものと考えられる。以上のことから、破断強度とそのばらつきは、繊維体積含有率 v_f に依存するのみでなく、試験様式や寸法に依存することが分かる。

4.4.3 有効体積理論を用いた確率論的評価

脆性材料の強度がワイブル統計による強度評価理論に基づくと考え、寸法が大きい構造物ほど、欠陥を含む確率が高くなることから、相対的に強度が低くなる。このような寸法の破断強度に対する依存性を表す理論として、ETV がある[2,12-20]。材料が EVT に従うとするならば、構造物の形状、大きさ、および応力分布を考慮した基準強度を求めることが可能となる。この EVT を第 3 章で述べた試験結果に適用する。EVT では、ある応力分布における体積 V の構造物の 2 母数ワイブル確率分布 $P(\sigma)$ は、式(4-5)で与えられるものと仮定する。

$$P(\sigma)=1-\exp\left[-\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{m_0}\frac{V}{V_0}\right] \quad (4-5)$$

ここで σ は V に発生する応力、 σ_0 が尺度母数、 V_0 が基準体積、 m_0 が基準ワイブル係数と定義する。式(4-5)が微小体積 dv に対しても成り立つと考え最弱リンクモデルを適用すると、応力分布がある場合においても適用できる式として、式(4-6)が導かれる。

$$P(\sigma)=1-\exp\left[-\int\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{m_0}\frac{dv}{V_0}\right] \quad (4-6)$$

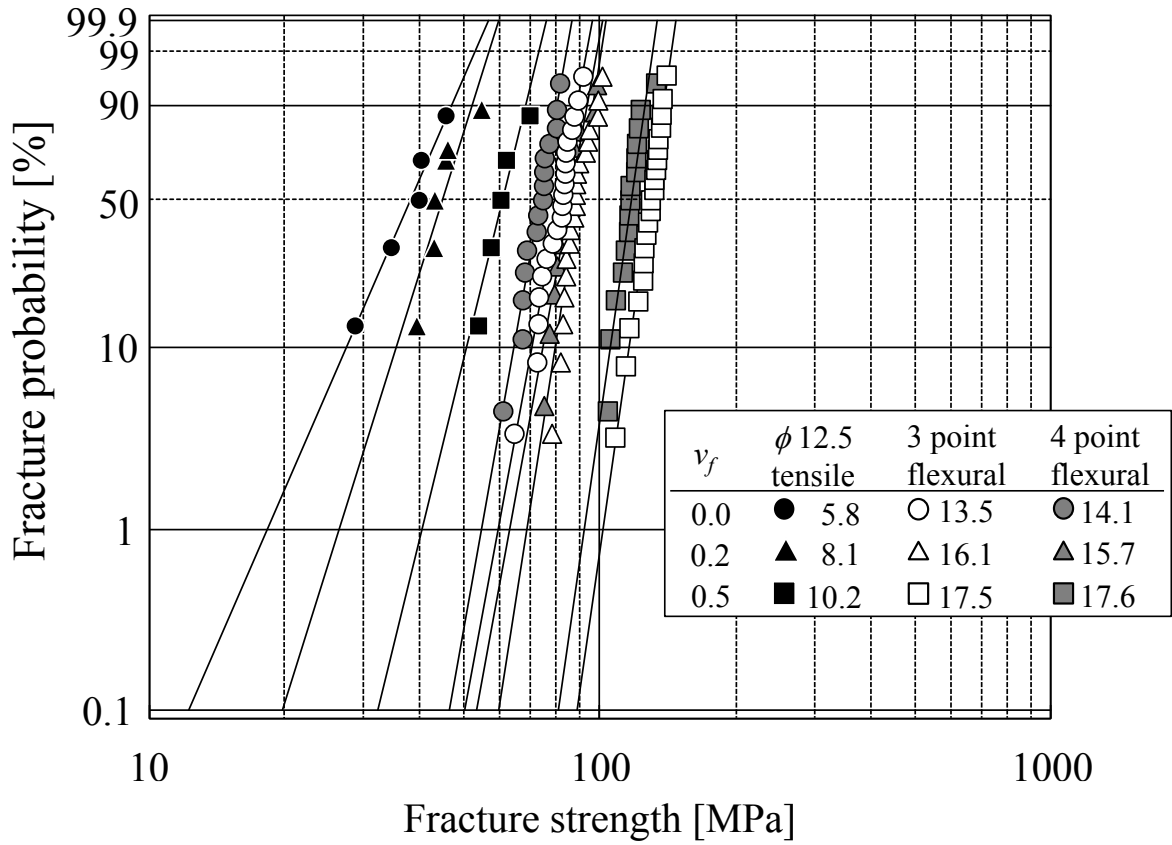


Fig.4-10 Weibull plot for SGP

Table 4-3 Weibull parameters of SGP

Loading mode		Fiber contents v_f	Number of samples	Weibull parameter	
				m	σ_m [MPa]
Flexural	3 point	0.0	20	13.5	83.6
		0.2	20	16.1	91.5
		0.5	20	17.5	131.9
	4 point	0.0	15	14.1	75.6
		0.2	14	15.7	85.9
		0.5	15	17.6	119.7
ϕ 12.5 Tensile		0.0	5	5.8	40.4
		0.2	6	8.1	46.8
		0.5	5	10.2	63.2

構造物に発生する代表応力を σ_N として式(4-6)を書き換えると、式(4-7)、式(4-8)のように示される。

$$P(\sigma) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_N}{\sigma_0} \right)^{m_0} \frac{V_{\text{eff}}}{V_0} \right] \quad (4-7)$$

$$V_{\text{eff}} = \int \left(\frac{\sigma}{\sigma_N} \right)^{m_0} dV \quad (4-8)$$

式(4-8)から得られる V_{eff} は有効体積と呼ばれ、体積の次元をもつ。式(4-7)との比較から、体積 V の部材の応力分布 σ のもとでの破壊確率は、有効体積 V_{eff} の部材の一樣応力 σ_N での破壊確率と等しい。つまり、任意の応力を受ける部材の強度は、 V_{eff} の部材における引張強度で評価できる。これらの式から、例えば異なる有効体積 V_{e1} 、 V_{e2} を持つ構造物の強度 σ_1 、 σ_2 の比は式(9)の形で表される。

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left(\frac{V_{e1}}{V_{e2}} \right)^{\frac{1}{m_0}} \quad (4-9)$$

4.4.4 破断強度と有効体積の関係

本材料のように破壊強度が有効体積に依存する場合、その強度は材料固有のものとして一意に決定できず、試験条件によって決まるものと考えられる。4.3 で述べたように、SGP は脆性破壊を示すことから、EVT により試験条件間の等価性が得られると考えられる。そこで、各試験片から得られた結果を 4.4.3 に示した EVT に基づき整理することとした。式(4-9)によると、ある基準有効体積 V_0 に対する基準強度 σ_0 とそのワイブル係数 m_0 が求めれば、任意の体積に対する強度を予測できる。 V_0 は、EVT が成立する範囲で設定することが可能であるため、本研究では単位体積 $V_0 = 1\text{mm}^3$ とした。このとき試験片の結果を統計解析することによって得られる m_0 の推定値を \hat{m}_0 、 σ_0 の推定を $\hat{\sigma}_0$ と表すこととする。これらを式(4-7)に適用すると、任意の有効体積 V_{eff} に対する強度 σ_f は、式(4-10)の関係で表せる。

$$\sigma_f = \hat{\sigma}_0 \left(\frac{1}{V_{\text{eff}}} \right)^{\frac{1}{\hat{m}_0}} \quad (4-10)$$

各試験片の有効体積は以下のように求められる。4点曲げ試験の有効体積 $V_{\text{eff},4\text{PB}}$ は、試験片の幅を b 、高さを h 、上支点間距離を L_1 、下支点間距離を L_2 とし式(4-11)で計算した[19,20]、3点曲げ試験の有効体積 $V_{\text{eff},3\text{PB}}$ は、式(4-11)の L_2 を 0 として計算した。なお、4点曲げ試験の V_{eff} を導出する過程は、巻末の**付録**にまとめた。

$$V_{\text{eff},4\text{PB}} = \frac{bh(L_2 + \hat{m}_0 L_1)}{2(\hat{m}_0 + 1)^2} \quad (4-11)$$

また、丸棒試験片の有効体積 $V_{\text{eff},T}$ は、標定部において応力が一様となるので、標定部直径を d 、標定部長さを L とし式(4-12)により計算した。

$$V_{\text{eff},T} = \frac{\pi d^2}{4} L \quad (4-12)$$

本試験で用いた試験片には切出し加工誤差があったため、各試験片寸法を精度 0.01mm で測定した値と m_0 の推定値 \hat{m}_0 を用いて個別に V_{eff} を計算することとした。Fig.4-11 は、 V_{eff} を横軸にとり、 σ_f を縦軸にとった両対数関係を示す。図中には、式(4-10)で直線近似した傾き m_0 の強度推定線が黒色の実線で示されている。実際には、3点曲げ試験と4点曲げ試験の V_{eff} は、 m_0 の推定値 \hat{m}_0 を決定しなければ算出できない。Fig.4-11 に示された強度推定線は、 v_f ごとに \hat{m}_0 を仮定して求めた V_{eff} に対応する強度の実験点を両対数線図上にプロットし、プロットした試験結果の近似直線の傾き $1/m_0$ の逆数が仮定した \hat{m}_0 と一致するまで繰り返し計算して得られた。このようにして求めた v_f ごとの \hat{m}_0 、 $\hat{\sigma}_0$ 、および各試験片の有効体積の平均値 $V_{\text{eff,ave}}$ を Table 4-3 に示す。Fig.4-11 によると、 V_{eff} が大きくなるにつれて近似直線からの実験点のばらつきが大きくなる傾向を示したが、両対数線図上で V_{eff} と σ_f には相関がある。すなわち、SGP の破断強度 σ_f は、 v_f ごとに EVT で整理できることが示唆された。

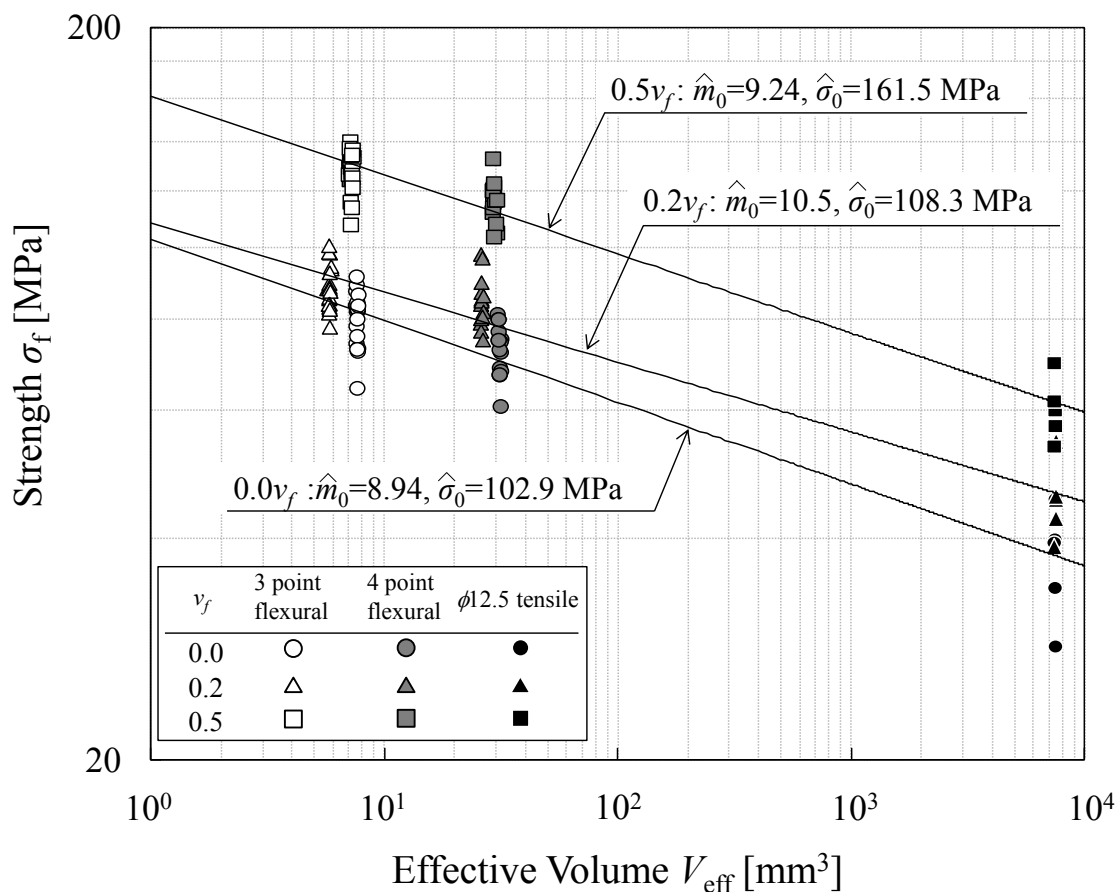


Fig.4-11 Relationship between fracture strength and effective volume

Table 4-4 Estimate of Weibull parameter for SGP.

v_f	\hat{m}_0	$\hat{\sigma}_0$ [MPa]	$V_{\text{eff, ave}}[\text{mm}^3]$		
			3 point flexural	4 point flexural	$\phi 12.5$ tensile
0.0	8.94	102.9	7.60	30.96	7420
0.2	10.5	108.3	5.79	26.01	7472
0.5	9.24	161.5	7.15	29.34	7394

4.5 有効体積理論の構造要素への適用

本章では、EVTによる強度予測法をSFRPの構造要素へ適用するため、FEMによる3次元応力解析と強度試験を行い、ワイブル統計に基づいた強度予測法の有効性について論じる。

4.5.1 OH試験体の応力解析

Fig. 4-12は、OH試験体のFEM解析モデルを示す。油圧グリップに把持される部位は簡単のため省略し、形状の対称性を考慮して6面体1次要素による1/8モデル（節点数7868、要素数6012）とした。各対称面には x 、 y 、 z 方向に対称拘束条件を与えた。モデル端面に引張方向の一様分布荷重 F を20ステップ刻みで徐々に増分するように与え、各ステップに対応する主応力成分と各要素体積を出力した。本解析における物性値は、Table 4-2に示した $\phi 12.5$ 引張試験片の引張弾性係数 E_{ave} とポアソン比 ν を入力した。

OH試験体のFEM解析結果の一例として、試験片端面に5.6 kNの荷重が負荷された場合の最大主応力分布をFig. 4-13に示す。OH試験体に発生する最大応力は、長孔において円孔部と直線部の接点近傍に発生した。一般平行部に発生した公称応力45 MPaに対して最大応力が108.6 MPaであり、応力集中率はおよそ2.4であった。

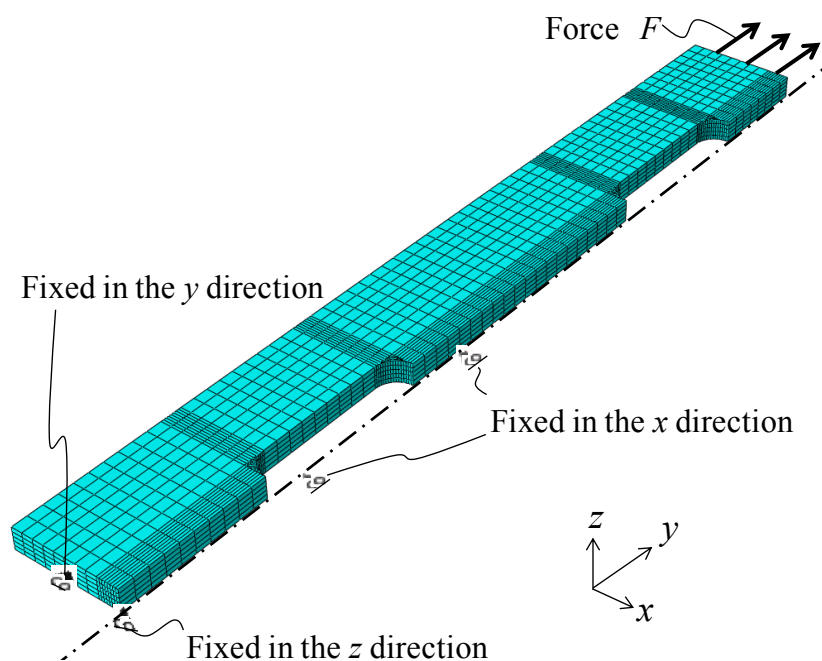


Fig. 4-12 FE analysis model for OH specimen.

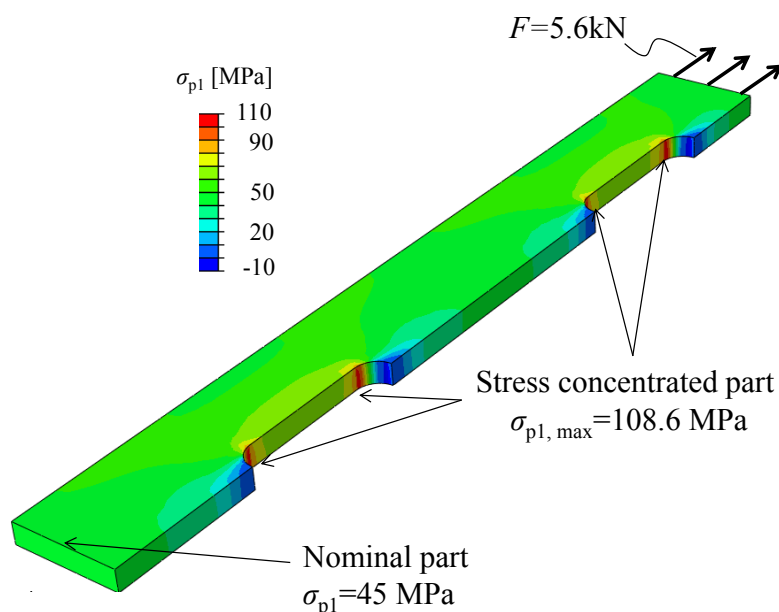


Fig.4-13 Principal stress distribution of OH specimen (0.5 v_f)

4.5.2 OH 試験体の強度試験結果と解析結果の妥当性検証

試験直後の破壊様相を Fig.4-14 に示す. Fig.4-13 に示した応力解析結果における応力集中部と同一箇所から荷重方向と垂直に破面を形成する破壊様相を呈した. このとき, 破断部位は特定の位置の長孔に偏ることはなく, また, 破断形態も OH 試験体の v_f にはよらなかった. また, OH 試験体の FEM 解析結果の妥当性を検証するため, DIC による DIC 測定結果とひずみゲージ法による測定結果を比較した. Fig.4-15 は, 代表的な最大主ひずみ分布コンター図を示しており, (a)が FEM 解析結果, (b)が DIC 測定結果である. FEM 解析のひずみ分布コンター図は, ひずみゲージ測定結果ならびに DIC 測定結果と比較して, 同程度の分布が得られたことを確認した. 本解析が弾性解析であることを考慮すると, どの v_f の場合においても解析値と実験値が合致しているといえる. 従って, 本解析結果は, 試験結果を再現しており, 構築した解析モデルが OH 試験体の応力分布を精度良く評価できていることが確認された.

Fig.4-16 は, 代表的な OH 試験体の応力ひずみ関係を示しており, 縦軸が公称断面(幅 25mm × 厚さ 5mm)における公称応力 σ を, 横軸が試験片長手(y)方向へのひずみを表わす. 実線はひずみゲージによる測定値であり, 破線はひずみゲージ貼付け位置における DIC 画像から求めたひずみ測定値である. グラフの上部には, 応力ひずみ関係の矢印が指し示す点に対応したひずみ分布画像を示している. σ が増加するにつれて, ひずみば分布が著しくなり, やがて円孔周りにおけるひずみ集中が増大しはじめた. さらに σ が高まり最大応力に到達した直後,

OH 試験体の孔縁からき裂が荷重方向に対して垂直に発生し破壊した。破断前後における DIC ひずみ分布の様子が、グラフ上部の右手に示されている。き裂は、荷重方向に対して垂直方向に発生し、急速に伝播して不安定破壊した。

解析結果から、長孔部の応力集中率が 2.4 と求められた。この結果から、OH 試験体の破断荷重から長孔部の最大応力を材質の破断強度として予測することができる。OH 試験体から求めた破断強度を、Table 4-2 に示した 3 点曲げ、4 点曲げ、および $\phi 12.5$ 引張試験の平均強度と共に比較して Table 4-5 に示す。各試験結果について強度がばらつき、各試験で得られた強度に対して OH 試験体の最大主応力は一致しない。最も小さい差異とは、 $0.0v_f$ が 28.9%、 $0.2v_f$ が 17.5%、および $0.5v_f$ が 13.3% であり、OH 試験体の破断強度が一意的に定まらないことがわかる。従って、Table 4-2 から SGP の破断強度を決定論的手法で評価することは、安全側、あるいは非安全側に大きく偏ることが分かる。

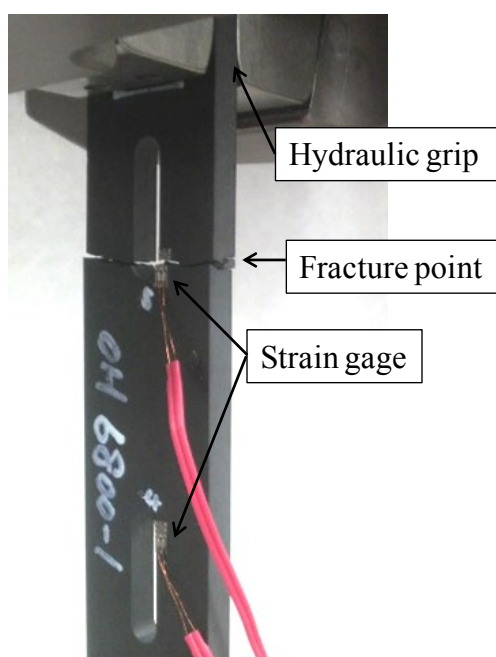


Fig.4-14 Fracture of OH specimen for $0.2v_f$

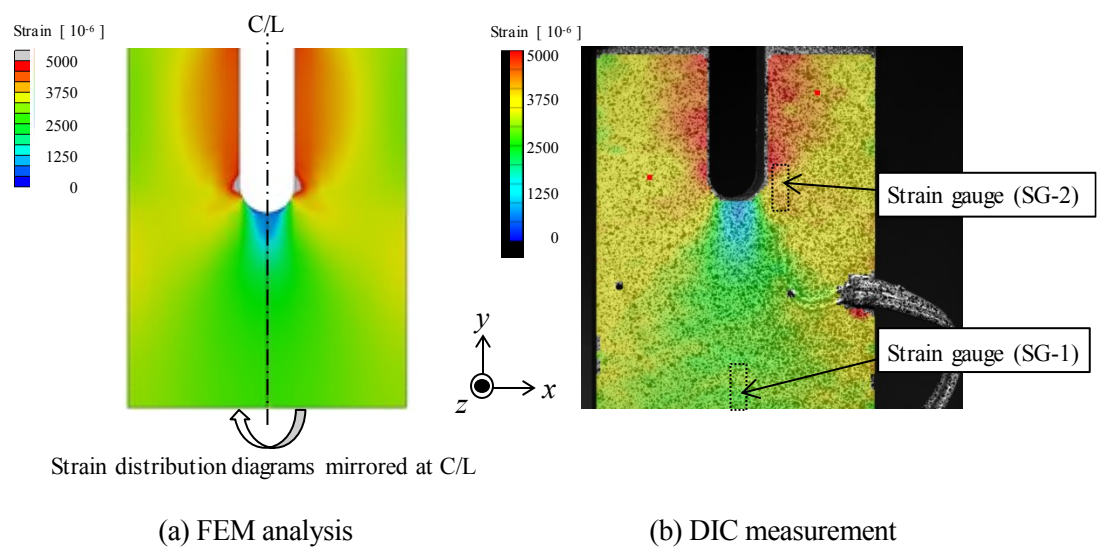


Fig.4-15 Comparison of strain distribution of typical FEM analysis and DIC measurement.

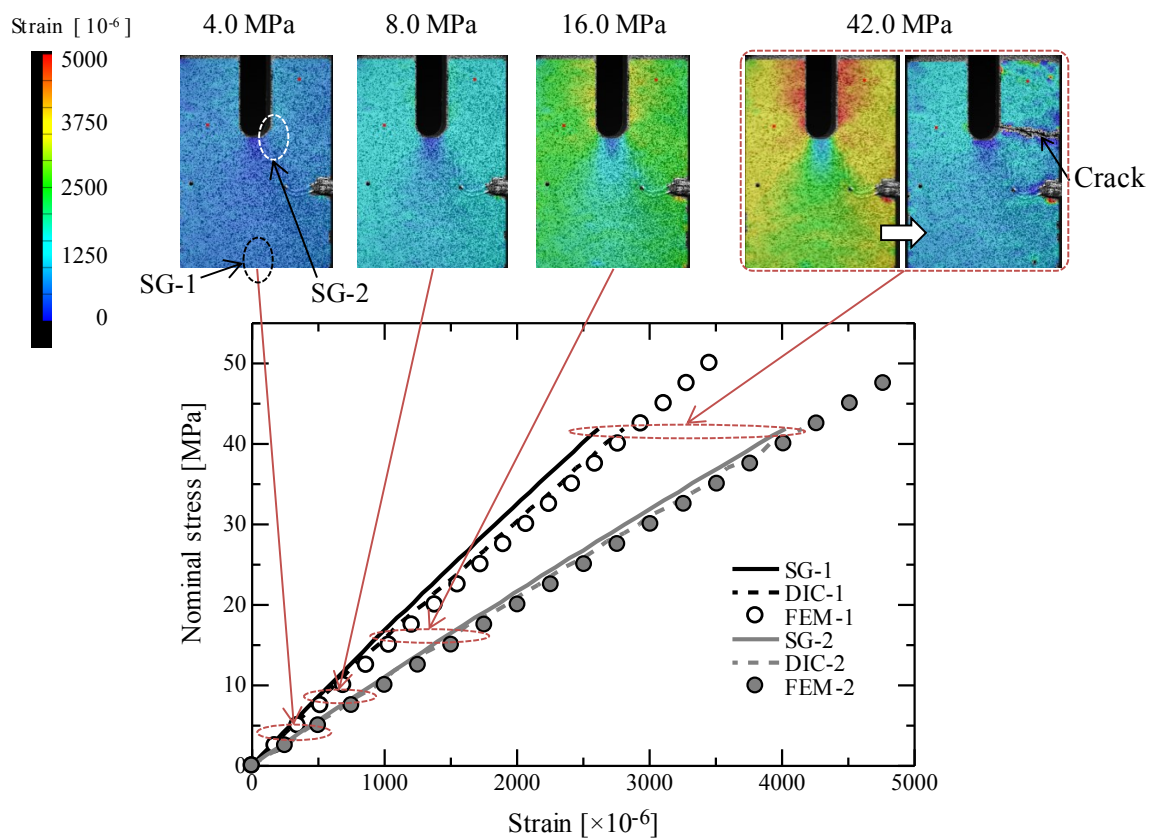


Fig.4-16 Relationship between strain and applied force of OH specimens

Table 4-5 Average fracture strength.

Test method		0.0 v_f	0.2 v_f	0.5 v_f
Three point flexural	[MPa]	80.5	88.7	128.1
Four point flexural	[MPa]	73.0	84.7	116.3
Tensile	[MPa]	37.6	45.1	60.5
OH specimen	[MPa]	51.9	69.9	100.8
Minimum error	[%]	28.9	17.5	13.3

4.5.3 FEM を用いた有効体積理論による強度予測法

OH 試験体に EVT を適用するためには、FEM の応力分布から有効体積を求める必要がある。任意形状の構造材の V_{eff} を計算する手法として、FEM 解析を用いる手法が提案されている[16]。すなわち、要素数 n で離散化された構造物において、構造解析で得られた最大主応力の最大値 $\sigma_{p1, \text{max}}$ 、ワイブル係数の推定値 \hat{m}_0 、要素 i の体積 ΔV_i 、および3つの主応力成分 $\sigma_{p1, i}$ 、 $\sigma_{p2, i}$ 、 $\sigma_{p3, i}$ を式(4-8)に用いると、有効体積 V_{eff} は式(4-12)で与えられる。ここで、主応力が $\{\sigma_{p1, i}, \sigma_{p2, i}, \sigma_{p3, i}\} \geq 0$ の場合は、その要素が引張応力成分を持つと判断して $\chi=1$ とする。その一方、 $\{\sigma_{p1, i}, \sigma_{p2, i}, \sigma_{p3, i}\} < 0$ の場合は、その要素が引張応力成分を持たないと判断して $\chi=0$ とする。4.5.1 で述べた FEM 応力分布を式(4-12)に適用して得られた OH 試験体の有効体積 V_{eff} を、繊維含有率 v_f ごとに Table 4-6 に示す。

$$V_{\text{eff}} = \sum_{i=1}^n \left\{ \left(\frac{\chi \sigma_{p1, i}}{\sigma_{p1, \text{max}}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p2, i}}{\sigma_{p1, \text{max}}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p3, i}}{\sigma_{p1, \text{max}}} \right)^{\hat{m}_0} \right\} \Delta V_i \quad (4-12)$$

ただし、 $\sigma_{p1, i}, \sigma_{p2, i}, \sigma_{p3, i} \geq 0$ のとき、 $\chi=1$ 、 $\sigma_{p1, i}, \sigma_{p2, i}, \sigma_{p3, i} < 0$ のとき、 $\chi=0$

Table 4-6 Various V_{eff} for SGP OH specimen

v_f	V_{eff} [mm ³]
0.0	47.7
0.2	22.1
0.3	41.1

得られた有効体積を用いて OH 試験体の強度を予測する。本試験体に用いる SGP 材の破壊は、最大主応力説に従うことを 4.3.1 で述べた。実際の構造物に荷重が作用した場合、一般的には多軸応力場となり応力分布が存在する[18]ので、即時破壊条件において3つの主応力成分

σ_{p1} , σ_{p2} , および σ_{p3} と 3 つの主応力成分の最大値 $\sigma_{p1, \max}$, $\sigma_{p2, \max}$, および $\sigma_{p3, \max}$ を用いて式(4-6)を拡張し, 式(4-7), 式(4-8)の場合と同様に式を変換すると破壊確率 P は式(4-13)の形に書き換えられる. なお, 式(4-13)中の V_{eff} には, 式(12)を適用する.

$$P = 1 - \exp \left[- \int \left\{ \left(\frac{\sigma_{p1}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\sigma_{p2}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\sigma_{p3}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} \right\} \frac{dv}{V_0} \right]$$

$$= 1 - \exp \left[- \left\{ \left(\frac{\sigma_{p1, \max}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\sigma_{p2, \max}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\sigma_{p3, \max}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} \right\} V_{\text{eff}} \right] \quad (4-13)$$

計算ステップ毎の引張荷重 F_k ($k=1, \dots, k$) に対応する最大主応力の最大値 $\sigma_{p1, \max(k)}$ と, Table4-3 に示す各試験で得られたワイブルパラメータを用いて, F_k に対応する破壊確率 P_k を式(4-13)により計算することができる. このように, FEM の応力分布から破壊確率分布を算出して構造物の強度を予測することができる.

4.5.4 有効体積理論による OH 試験体の強度予測

Fig. 4-17 は, 縦軸に破壊確率 P , 横軸に荷重 F の関係をとった OH 試験体の破壊確率分布を示す. プロットは, OH 試験体のメディアンランク法で割り付けた引張強度試験結果を示す. OH 試験体の平均破断荷重, すなわち Fig. 4-17 において破壊確率 $P=0.5$ のときの破断実験値/破断予測値 (誤差) は, $0.0v_f$ が $2.87\text{kN}/3.01\text{kN}(-13.6\%)$, $0.2v_f$ が $3.84\text{kN}/4.05\text{kN}(-4.9\%)$, $0.5v_f$ が $5.53\text{kN}/5.39\text{kN}(3.8\%)$ であった. $0.0v_f$ が最も誤差が大きく, $0.2v_f$, $0.5v_f$ の順に予測線に一致する傾向が得られた. これは, v_f が増加すると成形時における内部欠陥が強度を支配することとなり, V_{eff} を考慮することで高い予測精度が与えられることを示唆している. 一方, $0.0v_f$ の場合は, 成形に由来する内部欠陥, 表面の加工傷, および角部の欠陥等に強度が支配されやすくなったために誤差が拡大したと考えられる. v_f によって破壊の支配因子が異なることから, 有効表面積や有効エッジ長さなどの複数の破壊モードを取り扱った解析法[17,18]の適用により, v_f の影響を受けない予測線図が得られると期待される.

以上のように, 外力が作用する部材の有効体積を FEM により求められれば, 応力集中部のような特異性を持つ部位を個別に評価しなくとも, 部材の破壊荷重を把握することが可能と

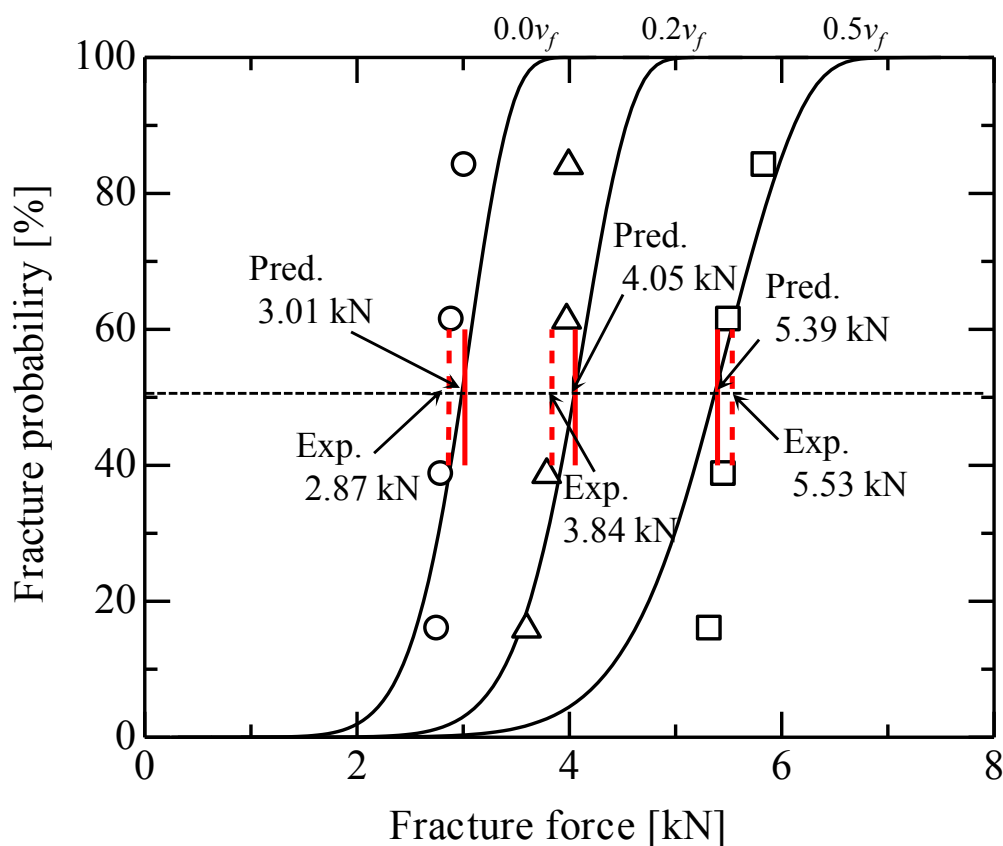


Fig.4-17 Relationships between fracture probability and strength of OH specimen.

なる。4.3.2 で述べた決定論的評価法に比べて、ばらつきを考慮しつつ簡便かつ高精度に強度を予測できることが示唆された。

4.6 結言

繊維含有量、形状、大きさ、および負荷方式の異なる SGP 試験片を用いた強度試験を実施しワイブル係数を取得した。また、有限要素解析とワイブル統計に基づく EVT を適用した強度予測法を構築し、有孔試験体の引張試験により予測法の妥当性を検証した結果の要約を以下にまとめる。

- (a) SGP の 3 点曲げ試験、4 点曲げ試験、および引張試験の結果、強度分布はワイブルプロットで整理され、ワイブル係数は 5.8 から 17.6 であった。強度とワイブル係数は、繊維含有量と正の相関があることを明らかにした。また、SGP の強度は寸法効果を有し、試験片の有効体積に応じて引張強度、4 点曲げ強度、3 点曲げ強度の順に破断強度が高くなる結果となった。

- (b) SGP の基本試験結果に対して EVT を適用し、繊維体積含有率 v_f 毎に有効体積と破断強度の関係を整理した。
- (c) 有限要素解析と EVT を適用した強度予測法を構築し、構造要素を模擬した有孔試験体の引張試験を行った結果、予測値に対する実験値の誤差は、 $0.0v_f$ が-13.6%、 $0.2v_f$ が-4.9%、 $0.5v_f$ が 3.8%であり、平均破断強度による評価に比べて精度が向上することを確認した。

4.7 参考文献

- [1] W. Weibull, "A statistical distribution function of wide applicability", *Journal of Applied Mechanics*, Vol. **18** (1951), 293-297.
- [2] 小沢喜仁, 渡邊丈恩, "短繊維強化複合材料の材料特性の評価と繊維配向モデル", 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集(2004), 663-664.
- [3] 矢代茂樹, 岡部朋永, 松島紀佐, "粒子法を用いた短繊維強化プラスチックの射出成形解析", 日本複合材料学会誌, **36** (2010), 11-18.
- [4] 西川雅章, 岡部朋永, 武田展雄, "短繊維強化プラスチックの破壊モードに及ぼす材料微視構造の影響", 日本機械学会論文集 A 編, **75** (2009), 287-295.
- [5] 森井 亨, Ivens Jan., Verpoest Ignaas, "ガラス/フェノール複合材の力学的特性に及ぼす繊維および樹脂の影響", 複合材料シンポジウム講演要旨集, **23** (1998), 58-59.
- [6] 黄木景二, 白石哲郎, 谷澤秀実, "ガラス繊維強化フェノール樹脂複合材料の破壊挙動", 材料, **52** (2003), 407-412.
- [7] 黄木景二, 白石哲郎, 小泉浩二, "ガラス/フェノール樹脂複合材料の疲労き裂進展挙動", 日本機械学会年次大会講演論文集(1) (2003), 365-366.
- [8] Garcia-Romero, X. Alberdi, J. Tezanos, and M. Anglada, Statistical analysis of the tensile strength of an Al_2O_3 short-fiber-reinforced aluminum composite. , *Journal of materials science*, **30** (1995), 2605-2909.
- [9] A.S.D. Wang, R. W. Tung, and B. A. Sanders, Size effect on strength and fatigue of a short fiber composite material, Emerging Technologies in Aerospace Structures, *Design, Structural Dynamics and Materials* (1980), 37-52.
- [10] 岡部永年, "セラミックスの材料開発・適用技術における信頼性評価・解析の動向", 日本機械学会誌 (A 編), **61** (1995), 1864-1871.

- [11] 鈴木章彦, 林誠二郎, 馬場秀成, “ワイブル統計に基づいたセラミックス部品強度評価理論の信頼性”, 日本機械学会論文集 (A 編), **61** (1995), 1902-1908.
- [12] 竹上弘彰, 石倉修一, 寺田敦彦, 稲垣嘉之, “熱化学水素製造法 IS プロセスに用いる SiC の構造設計手法案”, 日本原子力開発機構, JAEA-Technology 2011-002 (2011).
- [13] 松末勝利, 高原北雄, 橋本良作, “ホットプレス Si₃N₄ の常温強度評価試験”, 窯業協会誌, **90** (1982), 168-174.
- [14] 平田英之, 岡部永年, “セラミック部品の信頼性設計のための有効体積評価システムの開発”, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集 (2000), 405-406.
- [15] 小笠原俊夫, 原栄一, “一方向炭素繊維/エポキシ複合材料の 90° 引張り強度における寸法効果について”, 宇宙航空研究開発機構研究開発資料, **JAXA-RM-08-007** (2009).
- [16] 山田直仁, 服部満, 柘田昌明, 松井寛, “多重モードワイブル分布を用いた窒化ケイ素の強度解析”, 日本セラミックス協会誌, **100** (1992), 1251-1255.
- [17] 淡路英夫著, セラミックス材料強度, コロナ社 (2001)
- [18] 岡田 明著, セラミックス基礎講座 9 セラミックスの破壊学, 内田老鶴圃 (1998)
- [19] “繊維強化プラスチック-曲げ特性の求め方”, *JIS K 7017-1999*, (1993), 日本規格協会.
- [20] “プラスチック-引張特性の求め方”, *JIS K 7161-1-2014*, (2014), 日本規格協会.
- [21] Sutton, M.A., Orteu, J.-J. and Schreier, H.W., “Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements, Springer (2009).
- [22] 西川 出, “デジタル画像相関法による全視野微小変位分布計測”, 非破壊検査, **54** (2005), 132-138.
- [23] Hild, F. and Roux, S., “Digital Image Correlation: from Displacement Measurement to Identification of Elastic Properties – a Review”, *Strain* **42** (2006), 69-80.
- [24] Pan, B., Qian, K., Xie, H. and Asundi, A., “Two-dimensional Digital Image Correlation for In-plane Displacement and Strain Measurement: a Review”, *Measurement Science and Technology*, **20** (2009), 062001.
- [25] 新井拓, 小幡充男, 西村光平, 島田平八, “Digital 画像相関法による二次元非接触変位測定”, 非破壊検査, **37** (1988), 643-648.
- [26] Ke, X., Sutton, M.A., Lessner, S.M., Yost, M., “Robust Stereo Vision and Calibration Methodology for Accurate Three-dimensional Digital Image Correlation Measurements on Submerged Objects”, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **43** (2008), 689-704.

- [27] Lyons, J.S., Liu, J. and Sutton, M.A., “High-temperature Deformation Measurements Using Digital-image Correlation”, *Experimental Mechanics*, **36** (1996), 64–70.
- [28] Pang, B., Wu, D., Wang, Z. and Xia, Y., “High-temperature Digital Image Correlation Method for Full-field Deformation Measurement at 1200 degrees”, *Measurement Science and Technology*, **22** (2011), 015701.
- [29] Vendroux, G. and Knauss, W.G., “Submicron Deformation Field Measurements: Part 2. Improved Digital Image Correlation”, *Experimental Mechanics*, **38** (1998), 86–92.
- [30] Li, X., Xu, Z. and Sutton, M.A., “Nanoscale Deformation and Cracking Studies of Advanced Metal Evaporated Magnetic Tapes Using Atomic Force Microscopy and Digital Image Correlation Techniques”, *Measurement Science and Technology*, **22** (2006), 835–844.
- [31] Xu, Z., Li, X. and Sutton, M.A., “Drift and Spatial Distortion Elimination in Atomic Force Microscopy Images by the Digital Image Correlation Technique, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*”, **43** (2008), 729–743.
- [32] Chao, Y.-J., Luo, P.F. and Kalthoff, J.F., “An Experimental Study of the Deformation Fields around a Propagating Crack Tip”, *Experimental Mechanics*, **38** (1998), 79–85.
- [33] 西川 出, 石見弘和, 小倉敬二, Sutton, M.A., “デジタル画像相関法によるき裂開口変位計測とその高精度化”, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, **99-18** (1999), 315–316.
- [34] McNeill, S.R., Peters, W.H. and Sutton, M.A., “Estimation of Stress Intensity Factor by Digital Image Correlation”, *Engineering Fracture Mechanics*, **28** (1987), 101–112.
- [35] Yoneyama, S., Ogawa, T. and Kobayashi, Y., “Evaluating Mixed-mode Stress Intensity Factors from Full-field Displacement Fields Obtained by Optical Methods”, *Engineering Fracture Mechanics*, **74** (2007), 1399–1412.
- [36] Hamam, R., Hild, F. and Roux, S., “Stress Intensity Factor Gauging by Digital Image Correlation: Application in Cyclic Fatigue”, *Strain*, **43** (2007), 181–192.
- [37] Yusof, F. and Withers, P.J., “Real-time Acquisition of Fatigue Crack Images for Monitoring Crack-tip Stress Intensity Variations within Fatigue Cycles”, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **44** (2009), 149–158.
- [38] Yoneyama, S., Kitagawa, A., Iwata, S., Tani, K. and Kikuta, H., “Bridge Deflection Measurement Using Digital Image Correlation”, *Experimental Techniques*, **31**(2007), 34–40.

- [39] Orteu, J.J., “3-D Computer Vision in Experimental Mechanics”, *Optics and Lasers in Engineering*, **47** (2009), 282–291.
- [40] Bay, B.K., Smith, T.S., Fyhrie, D.P. and Saad, M., “Digital Volume Correlation: Three-dimensional Strain Mapping Using X-ray Tomography”, *Experimental Mechanics*, **39** (1999), 217–226.
- [41] Bay, B.K., “Methods and Applications of Digital Volume Correlation”, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **43** (2008), 745-760.
- [42] 葛上昌司 , 桑水流理 , 吉川暢宏, “並列三次元一括画像相関法による軟組織内部の変位場同定”, 日本機械学会論文集(A 編), **73** (2007), 844–851.

第5章 短繊維強化樹脂複合材の寸法効果を考慮した多軸強度評価

5.1 緒言

SFRP は、母材樹脂の割れ、繊維破断、および繊維の引き抜きを含む複雑な破壊挙動を示し、強度のばらつきが金属材料に比べて大きいと見られるため、不測の低い荷重で破断に至る場合がある。そのため、単軸の試験片から得られた材料強度を基準として強度設計を行ったうえで構造信頼性を担保するための試作と実物大試験を繰り返す必要があった。さらに、SFRP の強度ばらつきを鑑みて安全余裕を確保するため、材料の使用量が過剰となることもある。よって、SFRP の破壊挙動を理解して強度設計に反映し試作数を極力減らすことは、開発コストを削減することに直接つながるといえる。そこで、今後の SFRP 製品の需要増加に対応するため、信頼性の高い強度評価方法を開発することが望ましい。

一般的に構造物は、稼働時に複数の負荷を受けるため多軸応力場にさらされる。材料によらず試験方法やその評価法は難易度が高いため、研究報告数が限られている。SFRP を対象とした研究としては、Moosbrugger と Quaresimin らのグループによって精力的に取り組まれている[55, 75, 76]。自動車用部品への適用を目的としたものが多く、ガラス短繊維強化ポリアミド樹脂複合材を射出成形によって砂時計状の中空試験片を作製し、軸引張-ねじりの組合せ負荷による多軸強度特性について述べている。軸引張とねじりトルクを与えた疲労特性について、組合せ応力比や負荷経路の影響を評価している。しかし、SFRP の寸法効果が多軸強度におよぼす影響に関しては研究例が見当たらない。

本章では、コンプレッション成形された SGP の単軸ならびに多軸荷重下における強度を取得し、その寸法効果について検討する。まず、3点曲げ、4点曲げ、および引張り-ねじり組合せ試験を室温下で行い、単軸応力の強度をワイブル統計解析し、破壊強度と有効体積との関係について論じる。また、引張り-ねじり組合せ応力場における SGP の強度を Tsai-Hill 破壊基準で表し、EVT を適用する手法を提案し、その有効性を実験的に確認する。

5.2 試験材料および試験方法

5.2.1 試験片材料

SGP の組成を Table 5-1 に示す。ガラス繊維は日東紡製 CS-6-SK-406 (繊維長 6mm, 繊維径 10 μ m) を、母材樹脂は熱硬化性フェノール樹脂 (日立化成工業製) を用いた。 v_f を 0%, 20%, 50% (以下, 0.0 v_f , 0.2 v_f , 0.5 v_f と記す) の 3 種類として, 長さ 300mm, 幅 300mm, および板厚 30mm のバルク材をコンプレッション法で成形した。成形条件は, 金型温度 140~160 $^{\circ}$ C, 金型圧力 20MPa, 硬化時間 250s とした。

5.2.2 試験方法

本章では, 異なる荷重様式における強度を得るため, 3 点曲げ (3PF), 4 点曲げ (4PF), 引張り, ねじり, および引張り-ねじりを組み合わせた試験を室温 (約 25 $^{\circ}$ C) で実施した。試験は, すべて電気油圧サーボ式軸ねじり材料試験機 (MTS モデル 858, 軸荷重 \pm 25kN ならびにねじりトルク 220N \cdot m) を使用した。

曲げ試験片の形状を Fig.5-1 に示す。曲げ試験片の長さ L , 幅 b , および厚さ h は, それぞれ 50mm, 10mm, および 5mm とした。試験片は, 5.2.1 で作製したバルク材から, 成形時に生じたバリ取り加工と曲げ作用面の平行度を出すための研削を行い, 各 v_f に対して 3 点曲げ (3PF) 試験片が 20 本, 4 点曲げ (4PF) 試験片が 15 本をそれぞれ切り出した。クロスヘッドの変位速度は, 1.0mm/min とし, Fig.5-1(a) および (b) に示すように, 外側スパン幅 L_2 を用いて 3PF および 4PF 試験を実施した。ここで, 試験規格 JIS K7017[32] または ASTM D790[33] で推奨される $L_2/h > 16$ と比べると, スパン比 $L_2/h = 6$ は短い。そこで, 文献を参考にして曲げ強度に対するスパン長さの影響を検討した[29,30]結果, スパン長さが曲げ試験結果に及ぼす影響は小さいことを確認した。なお, スパン比の影響の検討は, 巻末の**付録**にまとめられている。

次に, 引張り-ねじり組合せ試験に供試した丸棒試験片の形状を Fig.5-2 に示す。Table 5-2 は, 丸棒試験片の寸法パラメータを整理して示しており, グリップ部の直径 D , ゲージ部の直径 d , および試験片のゲージの長さ L_0 , グリップの長さ L_3 , 全長 L_4 , および肩の半径 R である。準静的強度に対する試験体の大きさおよび負荷モードの影響を確認するため, 標定部直径を $\phi 4$, $\phi 5$, および $\phi 12.5$ とした試験片を切り出し加工した。丸棒試験片の肩部の応力集中係数について検討したところ, 肩部寸法 R に対応して 1.03~1.08 と計算された[31]ので, フィレットの強度への影響は無視できると判断した。荷重負荷条件としては, 軸方向応力 σ_1 とねじり応力 τ_{12} が, 試験片評定部の表面において組合せ応力比 $\psi (= \tau_{12}/\sigma_1)$ が, 1/0 (純ねじり),

Table 5-1 Configuration of SGP materials

Component		0.0 v_f	0.2 v_f	0.5 v_f
Glass Fibre	[%]	0	20	50
Phenolic resin	[%]	70~85	55~65	30~35
Phenol	[%]	1	1	1
Hexamethylene tetramine	[%]	3	3	3
Rock wool	[%]	10~20	10~20	10~20
Zinc stearate	[%]	1.0~2.0	1.0~2.0	1.0~2.0

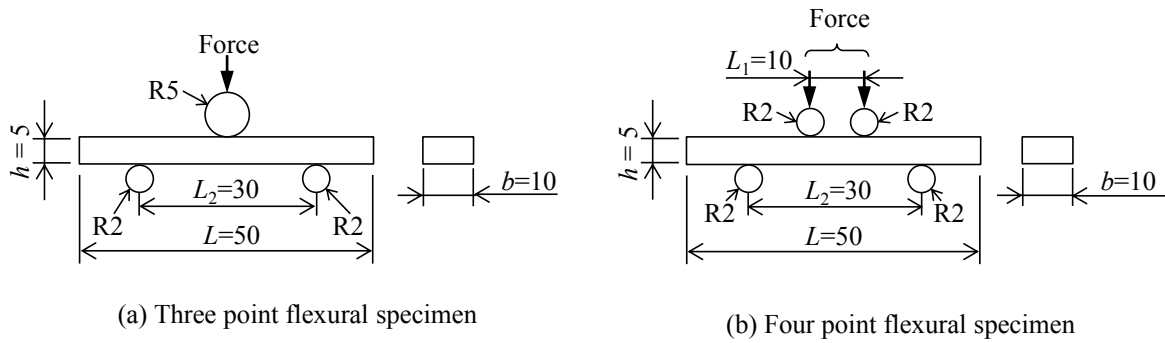


Fig.5-1 Schematic diagrams of the flexural specimens.

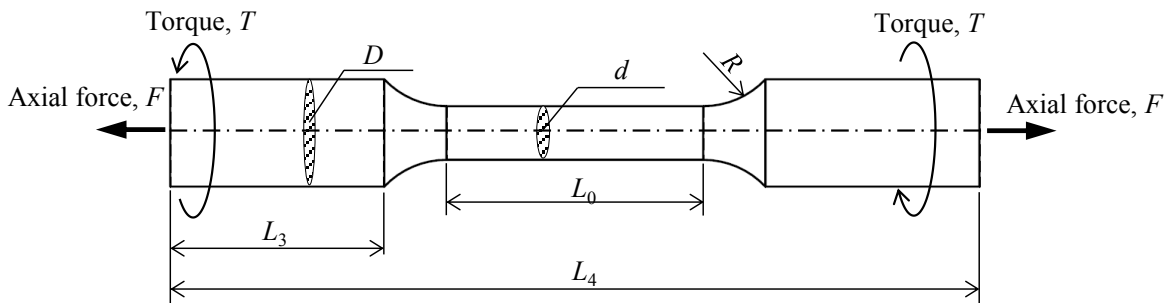


Fig.5-2 Schematic diagram of the round bar specimen for tensile-torsion combined test.

Table 5-2. Specimen dimensions in round bar specimens.

Specimen ID	Diameter		Length			Shoulder fillet
	D	d	L	L_3	L_4	Radius, R
$\phi 4$	6	4	25	15	60	20
$\phi 5$	6	5	25	15	60	20
$\phi 12.5$	23	12.5	60	25	190	30

Unit; [mm]

$$\sqrt{\dot{\sigma}^2 + \dot{\tau}^2} = 10 \text{ [MPa/s]} \quad (5-1)$$

1/1, 2/1, および 0/1 (純引張り)の関係を満足するように付与した. このとき, 式(5-1)に基づき負荷速度($\dot{\sigma}$, $\dot{\tau}$) が 10MPa/s となるように荷重制御した. 試験中は, 試験機荷重とアクチュエータ変位量を測定した.

試験後, SEM (S-4700, 日立ハイテクノロジーズ製) を用いて試験片の破面を観察した. SEM 観察前には破面表面をスパッタリングしてコーティングした.

5.3 試験結果および考察

5.3.1 静強度試験結果

各試験の応力計算方法を以下に記す. まず, 4PF の曲げ応力 σ_{4PF} は, 式(5-2)によって与えられる. ここで, F は試験片にかかる荷重である. 式(5-2)は, $L_1=0$ と置くことで 3PF 試験片の曲げ応力 σ_{3PF} を計算できる. また, 丸棒試験片の引張応力 σ_{Ten} は式(5-3), ねじり応力 τ_{12} は式(5-4)によって与えられる. ここで, T はねじりトルクである.

$$\sigma_{4PF} = \frac{3F(L_2 - L_1)}{2bh^2} \quad (5-2)$$

$$\sigma_{Ten} = \frac{4F}{\pi d^2} \quad (5-3)$$

$$\tau_{12} = \frac{16T}{\pi d^3} \quad (5-4)$$

Fig.5-3(a)と(b)は、3PF と 4PF の曲げ荷重-変位曲線を示す。また、Fig.5-4 と Fig.5-5 は、引張荷重-変位曲線とねじりトルク-ねじり角度曲線の ν_f 依存性を示す。 ν_f および荷重様式にかかわらず、すべての曲線が負荷直後に線形弾性挙動を示した。曲線の勾配は、弾性限界を超えるわずかに小さくなった後、最大荷重に達した直後に破断に至った。

Fig. 5-6(a)と(b)に示すように、SGP の試験片寸法における強度の依存性は、引張応力-ひずみ曲線とねじり応力-角度曲線によっても説明される。これらの曲線は、 ν_f に依存せずに曲げ試験ならびに引張試験と同じ挙動を示した。さらに、試験片の直径が増加するにつれて、引張りおよびねじり破壊強度が減少することも確認された。これらの結果は、荷重負荷様式によらず、SGP の強度が寸法効果を考慮することで整理できることを示唆している。

Table 5-3 は、各 ν_f における試験員数と平均強度を整理して示す。表中において、有効体積 V_{eff} は、後述する方法によって計算されたものである。次に、Fig. 5-7 は、平均強度と試験片体積の関係を示し、縦軸が平均強度 $\sigma_{f, \text{ave}}$ を、横軸が試験片体積を示す。3PF ならびに 4PF の試験片体積 $V_{g, 3PF}$ および $V_{g, 4PF}$ は、材料力学に基づく曲げモーメント図から得られる式(5-5)ならびに(5-6)によって計算された。丸棒試験片の試験片体積は、標定部において引張応力とねじり応力が一様に発生したと仮定して、式(5-7)で計算した。

$$V_{g, 3PF} = bhL_2/2 \quad (5-5)$$

$$V_{g, 4PF} = bh(L_1 + L_2)/2 \quad (5-6)$$

$$V_{g, \text{Ten}} = V_{g, \text{Tor}} = \pi d^2 L/4 \quad (5-7)$$

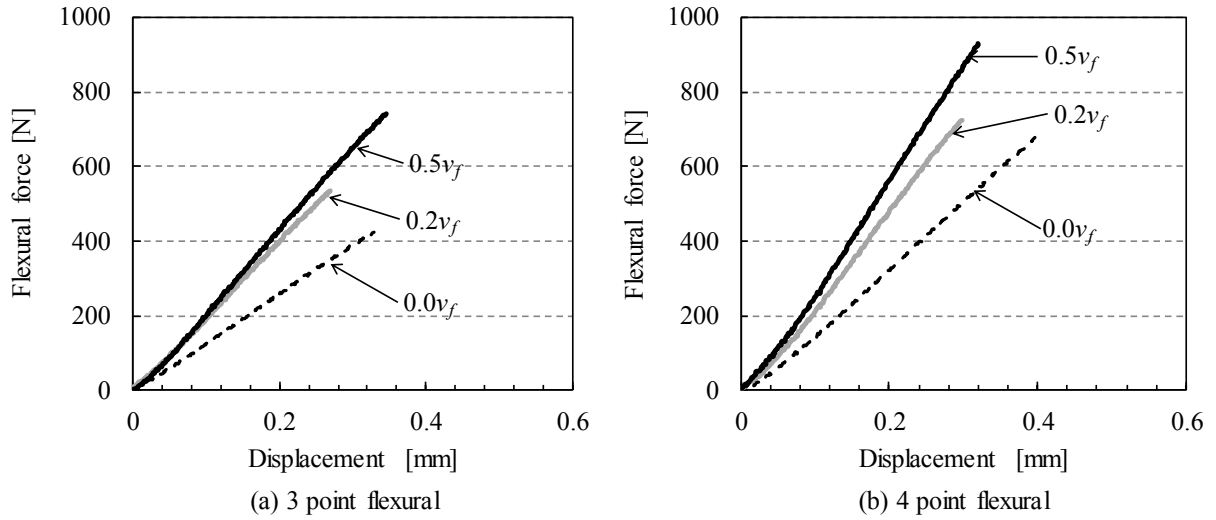


Fig. 5-3 Relationships between flexural force and displacement.

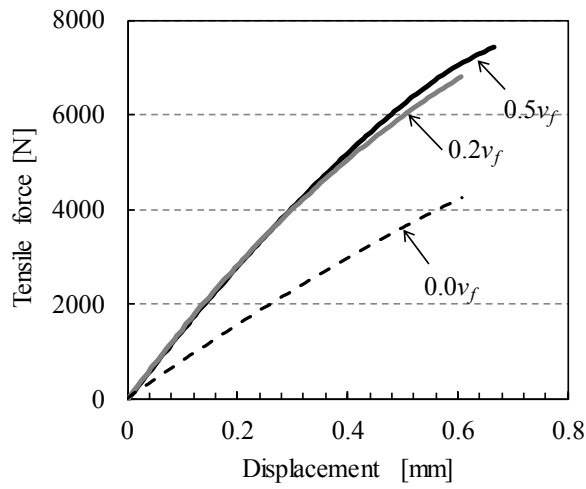


Fig. 5-4 Relationships between tensile force and displacement in $\phi 12.5$ tensile test.

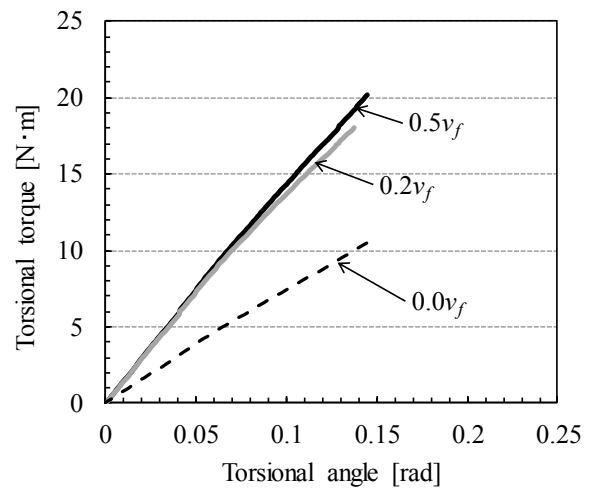


Fig. 5-5 Relationships between torsional torque and angle in $\phi 12.5$ round-bar test.

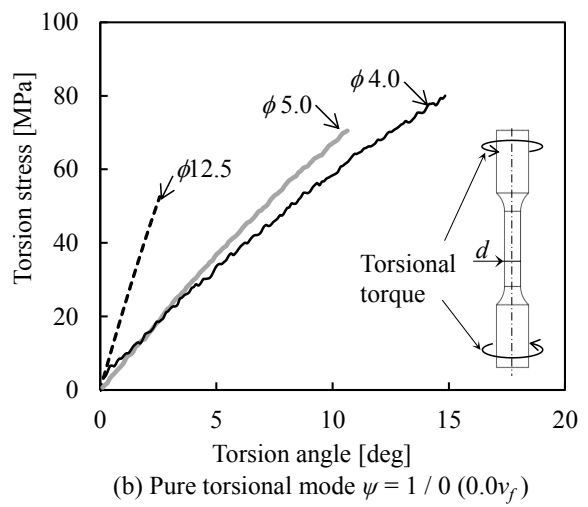
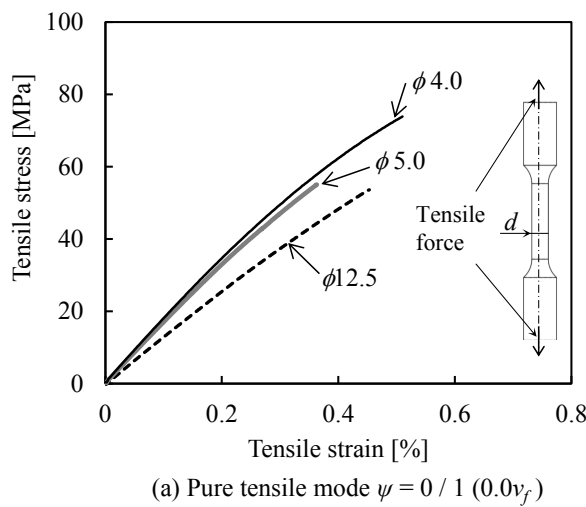
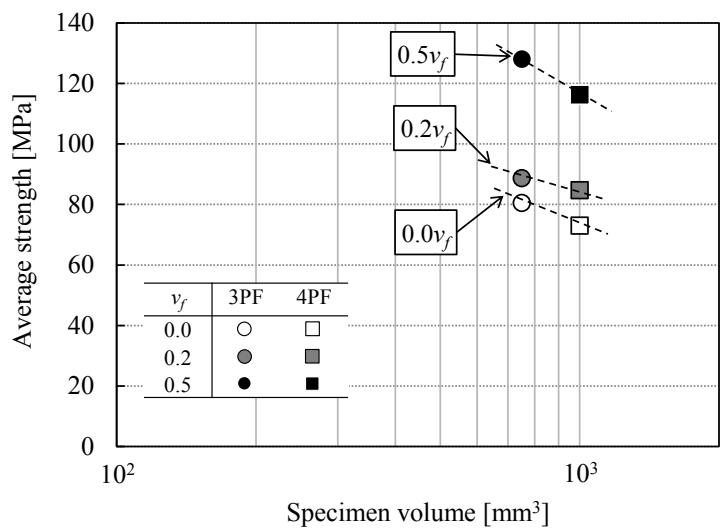


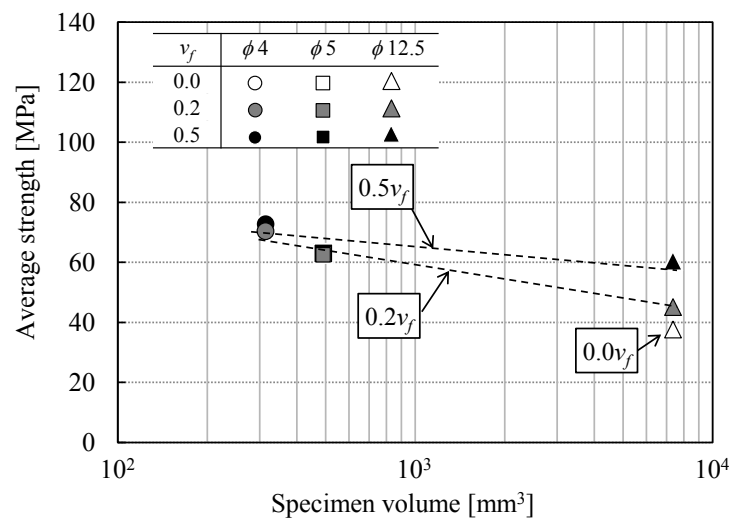
Fig. 5-6 Specimen size dependence in round-bar specimens.

Table 5-3 Test results of SGP for various loading modes.

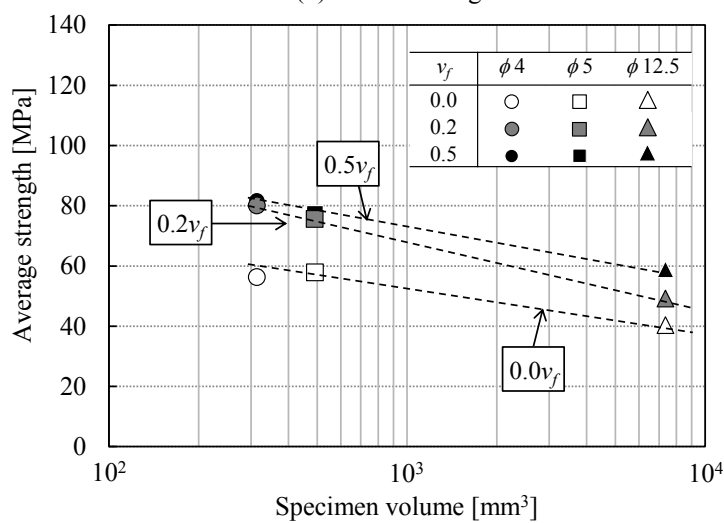
Loading mode	v_f	Number of samples	Average strength [MPa]	Standard deviation [MPa]	V_{eff} [mm ³]
Three point flexural	0.0	20	80.5	6.7	8.9
	0.2	20	88.7	6.2	6.1
	0.5	20	128.1	8.3	9.2
Four point flexural	0.0	15	73.0	5.7	33.9
	0.2	14	84.7	6.8	26.9
	0.5	15	116.3	7.4	34.0
$\phi 4$ tensile	0.0	-	-	-	-
	0.2	3	70.3	6.0	314.2
	0.5	3	72.7	1.7	314.2
$\phi 5$ tensile	0.0	-	-	-	-
	0.2	3	62.5	2.9	490.9
	0.5	3	62.0	7.7	490.9
$\phi 12.5$ tensile	0.0	6	37.6	6.4	7419.8
	0.2	6	45.1	5.2	7471.6
	0.5	6	60.5	6.0	7393.8
$\phi 4$ torsional	0.0	3	56.3	1.8	61.6
	0.2	3	81.7	2.7	51.6
	0.5	3	80.1	2.2	62.6
$\phi 5$ torsional	0.0	3	58.0	6.1	96.2
	0.2	3	75.6	1.1	80.7
	0.5	3	77.3	5.0	97.9
$\phi 12.5$ torsional	0.0	2	40.3	16.9	1442.9
	0.2	2	49.2	3.2	1210.8
	0.5	2	58.9	9.0	1467.9



(a) Flexural strength



(b) Tensile strength



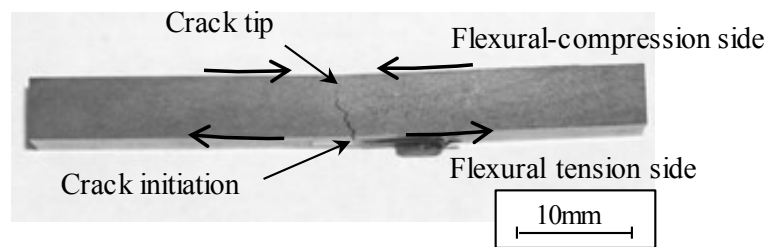
(c) Torsional strength

Fig.5-7 Relationships between average flexural, tensile, and torsional strengths and specimen volume.

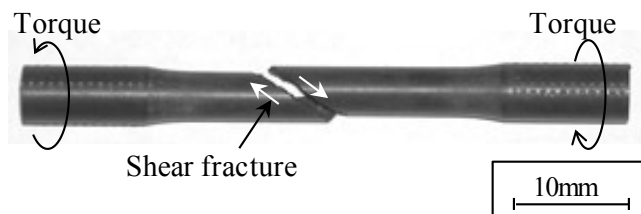
Fig.5-7 に示すように、各試験片の平均強度は、荷重荷様式によらず試験片体積が増加するにつれて低下する。この傾向は、SGP の強度が試験片寸法を考慮しなければ一意的に決定することができないことを示唆している。これらの傾向は、Hashemi [21]と Wang [22]によっても報告されているが、強度と試験片寸法との関係は適切に説明されておらず、機械設計に適用できるほどに整理されていない。さらに、すべての試験片は荷重荷様式の違いによらず脆性破壊を示した。代表的な破断状況について、引張り破断を Fig.5-8(a)、曲げ破断を 8(b)、およびねじり破壊を 8(c)にそれぞれ示すが、いずれもき裂は最大主応力方向に垂直に伝播していた。



(a) Typical tensile fracture ($\phi 4$ tension, $0.5v_f$)



(b) Typical flexural fracture (4PF, $0.2v_f$)



(c) Typical torsion fracture ($\phi 5$ torsion, $0.2v_f$)

Fig.5-8 Macroscopic fracture morphologies of the specimens.

Fig.5-9 は、引張り試験片の SEM 破面観察結果を示す。顕微鏡観察によると、SGP の破壊起点は、表面付近には発生していないことから、内部欠陥が支配的であると推察された。また、母材樹脂には多くの繊維引き抜け跡が確認された。繊維が引き抜けられた跡に応力集中が生じたため、最大荷重到達後に最大主応力方向と垂直方向にき裂が伝ばし、不安定破壊したと考えられる。このような不安定破壊を起こす脆性材料は、ワイブル破壊確率分布に従うことが知られている。上記の結果によると、SGP の寸法効果が荷重荷様式と直接関係がないことが示唆されている。したがって、SFRP の強度は、ワイブル確率モデルに基づく EVT によって推定できると考えられる。

5.4 ワイブルモデルに基づく統計解析

5.4.1 SGP の静的強度試験結果

第4章において、2パラメータワイブル分布を用いて強度を整理した。静的試験によって得られた強度は、式(5-8)によって与えられる2パラメータワイブル分布で表される。ここで、 σ は試験片に生じる応力、 σ_0 は尺度母数、 m はワイブル係数を表わす。任意の破断強度 σ_f に対応する破壊確率 P_{fi} は、式(5-9)で表わされるメディアンランク法により割り当てた。ここで k はサンプル数、 i は累積試験数を表わす。

$$P(\sigma) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad (5-8)$$

$$P_{fi} = \frac{i-0.3}{k+0.4} \quad (5-9)$$

SGP 強度のワイブルプロットを Fig.5-10 に示す。図に示すように、破壊確率に対する SGP 強度のワイブルプロットは、荷重荷様式に関係なく線形関係が示された。その一方、ワイブル係数 m は荷重荷様式によって変動した。得られたワイブルパラメータを Table 5-4 に示す。 $\phi 12.5$ 引張り試験の場合は 5.8–10.2 であり、曲げ試験の場合は 13.5–17.5 であった。これらの結果は、破断強度とそのばらつきが、荷重荷様式、試験片寸法、および v_f に依存することを示唆するものといえる。

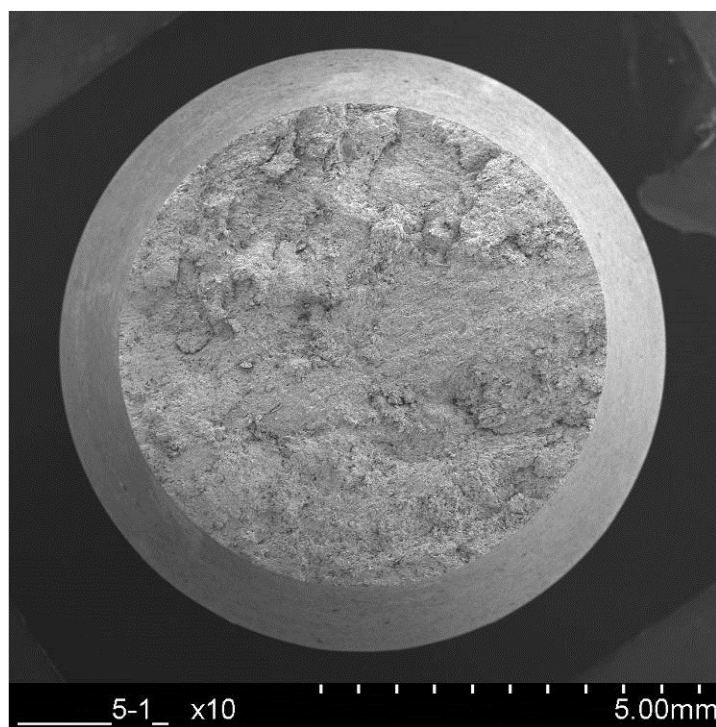


Fig.5-9 Fracture surface morphologies of $\phi 5$ tensile specimens.

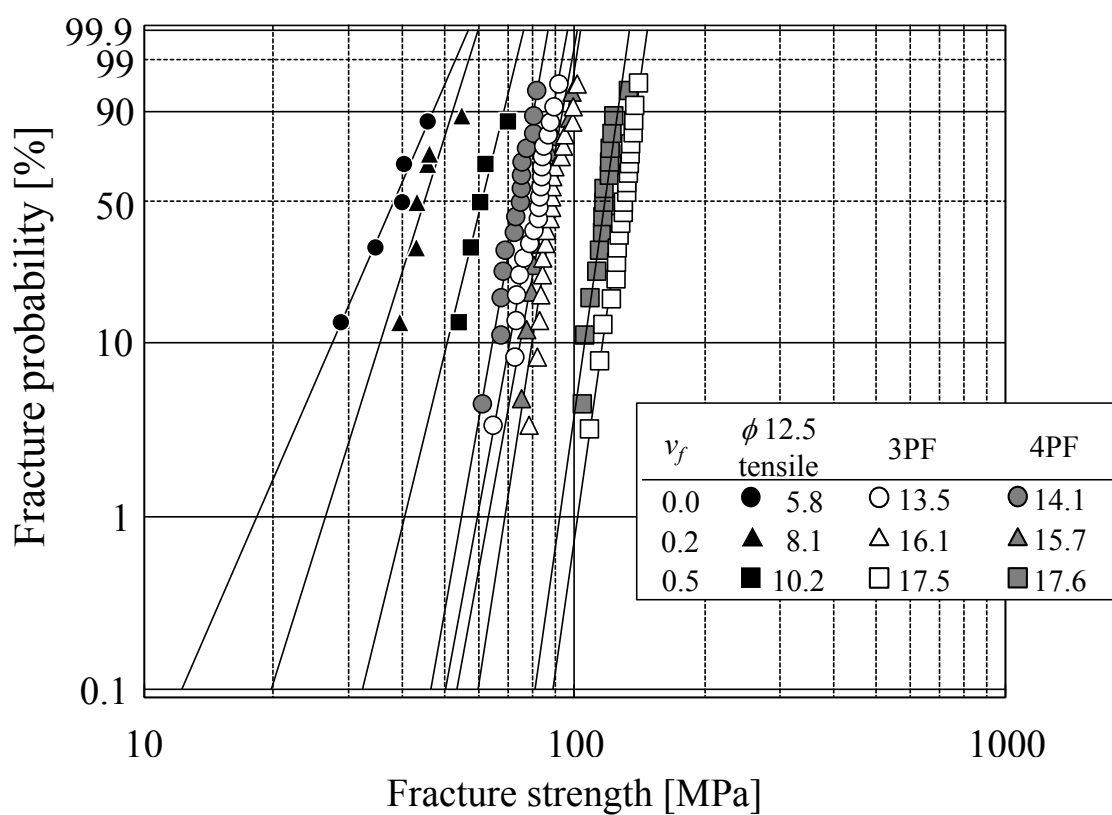


Fig.5-10 Weibull plots for SGP tensile and flexural strengths.

Table 5-4 Weibull parameters obtained by 3PF, 4PF, and ϕ 12.5 tensile mode

Loading mode	ν_f	Number of samples	Scale parameter σ_0	Shape parameter m
			[MPa]	[-]
3PF	0.0	20	83.6	13.5
	0.2	20	91.5	16.1
	0.5	20	131.9	17.5
4PF	0.0	15	75.6	14.1
	0.2	14	85.9	15.7
	0.5	15	119.7	17.6
ϕ 12.5 tensile	0.0	6	40.4	5.8
	0.2	6	46.8	8.1
	0.5	6	63.2	10.2

5.4.2 SGP への有効体積理論の可用性の検討

5.4.1 で述べたように、SGP の静的強度は荷重荷様式に依存することが確認された。すなわち、SGP の強度は、試験片寸法を考慮しなければ、一意的に決定することが出来ない。さらに、SGP の寸法効果は荷重荷様式によらないことも示唆された。

強度の依存性を EVT で説明できれば、応力の軸方向性および寸法効果を考慮した汎用性のある強度基準が得られると考えられる。そこで、様々な荷重荷様式の強度試験で得られ結果をワイブル統計理論に基づく EVT に適用し、その妥当性について検討した。

外力が作用して応力分布が生じている任意の体積において、強度の 2 パラメータワイブル分布 P [13]は、発生している応力 σ 、尺度母数 σ_0 、基準とする体積 V_0 、基準とするワイブルパラメータ m_0 を用いて式(5-10)で表すことができる。また、有効体積 V_{eff} は、代表応力 σ_N を用いて式(5-11)で与えられる。以上の式を変形すると、強度 σ_1 と σ_2 の比は、式(5-12)に示すように任意の有効体積 $V_{\text{eff}1}$ と $V_{\text{eff}2}$ の比の m_0 乗に等しくなる[13,21]。

また、EVT によれば、式(5-12)に示されたように V_{eff} における SGP 強度は、任意体積における σ_0 および m に関して得られる。ここでは簡単のため V_0 を 1.0 mm^3 と仮定した。統計的解析により m_0 , σ_0 の予測値を示す \hat{m}_0 と $\hat{\sigma}_0$ の値を得た。これらの推定値を式(5-12)に代入すると、SGP の強度 σ_f と V_{eff} との関係は、式(5-13)の形で表せる。

$$P(\sigma)=1-\exp\left[-\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{m_0}\frac{V}{V_0}\right] \quad (5-10)$$

$$V_{\text{eff}}=\int\left(\frac{\sigma}{\sigma_N}\right)^{m_0}dV \quad (5-11)$$

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1}=\left(\frac{V_{\text{eff1}}}{V_{\text{eff2}}}\right)^{\frac{1}{m_0}} \quad (5-12)$$

$$\sigma_f=\hat{\sigma}_0\left(\frac{1}{V_{\text{eff}}}\right)^{\frac{1}{m_0}} \quad (5-13)$$

曲げ試験，引張試験，およびねじり試験に供された試験片の有効体積は，それぞれ式(5-14)，(5-15)，および(5-16) [28]によって求めた．なお，式(5-14)は， $L_1=0$ と置くことで3PF試験片の $V_{\text{eff,3PF}}$ が求められる．なお，式(5-14)の導出の過程は，**付録**に記載した．各試験の有効体積 V_{eff} は，加工誤差を考慮して，測定された寸法に基づいて0.01mmの精度で計算された．

$$V_{\text{eff,4FP}}=\frac{bh(L_2+\hat{m}_0L_1)}{2(\hat{m}_0+1)^2} \quad (5-14)$$

$$V_{\text{eff,Ten}}=\frac{\pi d^2}{4}L \quad (5-15)$$

$$V_{\text{eff,Tor}}=\frac{2}{(\hat{m}_0+2)}\frac{\pi d^2}{4}L \quad (5-16)$$

式(5-11)で示したように応力分布を持つ試験片の V_{eff} は，その応力 σ と代表応力 σ_N の比を m_0 乗することによって求められる．そのため，応力集中がある試験片の有効体積は，試験片体積よりも小さくなる可能性がある．よって，本章で用いた丸棒試験片の V_{eff} を求める場合に式(5-15)を適用する場合は， V_{eff} を過大評価する可能性がある．

Fig.5-11 は， σ_f と V_{eff} の関係を両対数線図上で表した EVT のグラフを示す．EVT チャートは，Table 5-3 に示した試験結果の平均強度と V_{eff} をプロットして作成した．試験片の V_{eff} は，式(5-14)から式(5-16)に示したように m_0 を用いて計算できる．このとき m_0 は，強度と有効体積との関係を累乗近似して推定する必要がある．まず，一時的な m_0 に対して有効体積を与え，次に，両対数線図上において σ_f と V_{eff} との関係を最小二乗近似し，傾き m_0 のフィッティング

関数を求めた。そして、一時的な \hat{m}_0 がフィッティングされた曲線勾配の逆数 m_0 に一致するまで収束計算した。図中の実線は、3PF、4PF、および $\phi 12.5$ 引張試験片の強度に基づいて求めたSGPの強度推定線を示す。なお、 $\phi 4$ 試験片と $\phi 5$ 試験片は、強度データが少なかったため収束計算に用いていない。得られた推定ワイブル係数をTable 5-5に整理して示す。

EVTチャートに示されているように、 $\phi 4$ 試験片と $\phi 5$ 試験片の引張りおよびねじり強度は、 V_f に関係なく強度推定線に合致した。以上により、荷重荷重様式に関係なく、SGPの破壊強度はEVTで表せることを示唆した。すなわち、EVTを用いてSGPの一軸強度を予測できるといえる。本研究では、収束計算で得られたパラメータ \hat{m}_0 および $\hat{\sigma}_0$ を、試験片形状と荷重荷重様式を考慮した固有のワイブル係数とみなした。

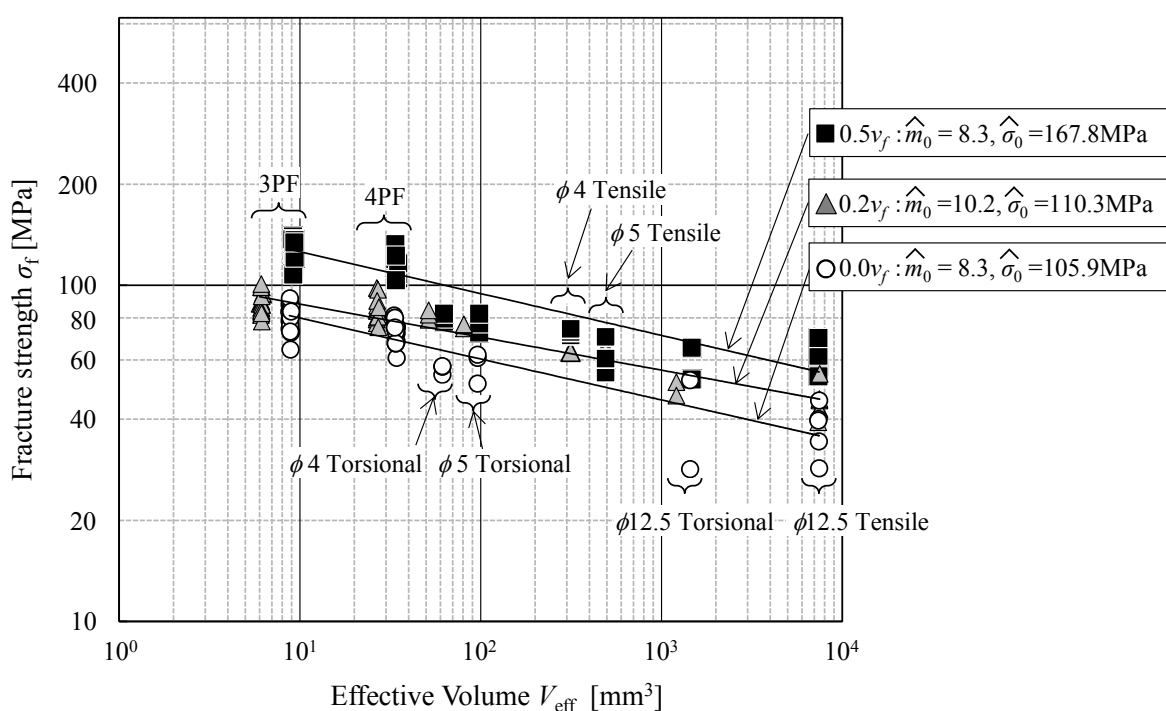


Fig.5-11. Relationship between fracture strength and effective volume obtained by the EVT.

Table 5-5 Determined Weibull parameters for calculating an arbitrary effective volume.

v_f	\hat{m}_0	$\hat{\sigma}_0$ [MPa]	V_0 [mm ³]
0.0	8.2	105.9	1.0
0.2	10.2	110.3	1.0
0.5	8.3	167.8	1.0

5.5 引張り-ねじり応力場における破断基準の検討

5.5.1 多軸強度特性

5.4においてSGPの強度は、単軸負荷における荷重様式によらずEVTに従うことを示唆した。しかし、構造体の応力状態は、例えば、引張応力とねじり応力とが組み合わせられた多軸応力場にさらされるのが一般的である。このような、引張りとねじりを組み合わせた応力状態における代表的な破損基準モデルとして、式(5-17)のTsai-Hill破損基準[25]がある。本節では、SGPのφ12.5丸棒試験片が引張応力とねじり応力を組み合わせた試験に供したという観点から多軸強度基準について検討する。

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} + \frac{\tau_{12}^2}{T^2} = 1 \quad (5-17)$$

ここで X と T は、材料基準軸における引張り強さとねじり強さを表し、 σ_1 と τ_{12} は、引張り応力とねじり応力を表わす。下付き文字1および12は、引張り応力の方向およびねじり応力の方向をそれぞれ示している。Fig.5-12は、 σ - τ 平面上にプロットされた多軸応力場のSGPの静的強度基準を示す。実線、斜線、および点線は、式(5-17)によって与えられた $0.0v_f$ 、 $0.2v_f$ 、および $0.5v_f$ の強度の予測を与えており、原点から放射状に広がる点線は、組合せ応力比 ψ を表している。Tsai-Hill破損基準は、 v_f が増加するにつれて拡大されていることがわかる。従って、Tsai-Hillは破損基準によって σ - τ 平面上の ψ または v_f によらず強度を推定できることが示された。

5.5.2 有効体積を考慮した引張ねじり組合せ強度の予測

前節までに述べたように、SGPは、破壊強度と寸法効果の両者にばらつきが示された。よって、SGPを用いた構造設計においては破壊強度のばらつきを十分考慮する必要がある。さらに、SGPの多軸応力状態を評価するためには、引張応力とねじり応力状態の両方における有効体積を考慮しなければならない。そこで本節では、EVTがφ12.5引張試験片の破断強度を予測することを目的として、Tsai-Hill破損基準を用いた新しい評価アプローチについて述べる。EVTによれば、 σ_f と V_{eff} との関係は負荷モードに依存しない。そこで、φ12.5引張試料の σ_L と τ_s の関係を、EVTにおける荷重負荷様式の違いを考慮しながらワイブル係数 \hat{m}_0 を用いて

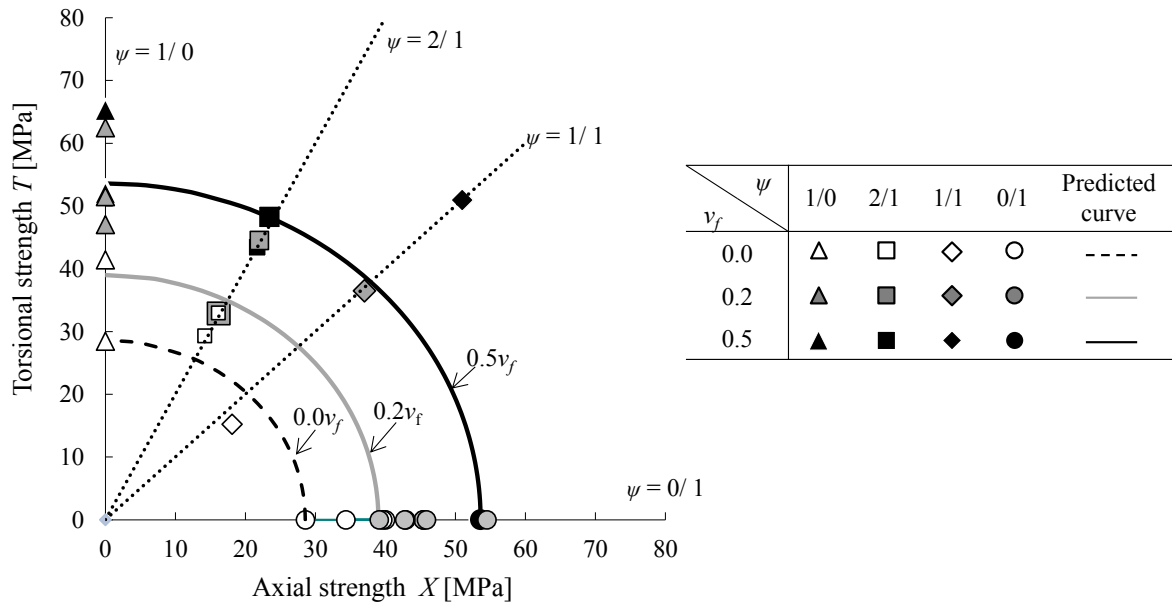


Fig.5-12. Relationship between axial strength and torsional strength by the Tsai-Hill criterion.

予測した. 式(5-15), (5-16)を式(5-18)に代入することにより, X , T , \hat{m}_0 の関係を記述する式(5-19)が得られる. 次に, 式(5-19)を式(5-17)によって与えられる Tsai-Hill 破損基準に代入することにより式(5-20)が得られた. ここで X は, 式(5-13)で与えられるように σ_f と等価であると仮定した. SGP の V_{eff} を考慮した修正 Tsai-Hill 破壊基準は, Fig.5-13 は, $\phi 12.5$ 試験片の予測結果と実験結果が示されている.

修正 Tsai-Hill 破損基準は, 破壊確率を 5%から 95%まで考慮しながら, 破壊包絡線として表された. 引張りおよびねじり強さは, 強度のばらつきを考慮しても十分に予測されているといえる. さらに, 製造欠陥の存在や強度の変動を考慮に入れても, これらの結果は, 推定値

$$\frac{X}{T} = \left(\frac{V_{\text{eff, tor}}}{V_{\text{eff, ten}}} \right)^{\frac{1}{\hat{m}_0}} \quad (5-18)$$

$$T = X \left(\frac{2}{\hat{m}_0 + 2} \right)^{\frac{1}{\hat{m}_0}} \quad (5-19)$$

$$\left(\frac{\sigma_1}{X} \right)^2 + \left\{ \frac{\tau_{12}}{X \left(\frac{2}{\hat{m}_0 + 2} \right)^{\frac{1}{\hat{m}_0}}} \right\}^2 = 1 \quad (5-20)$$

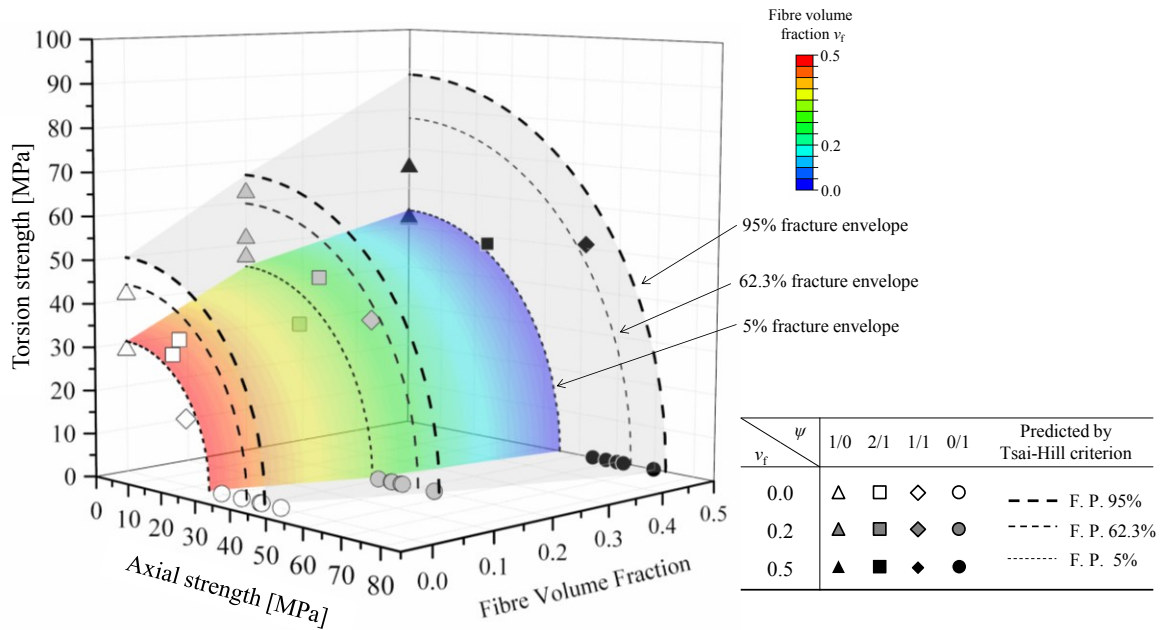


Fig. 5-13 Modified Tsai-Hill failure criterion described by relationships between axial tensile strength and torsional strength measured at various fibre volume fractions, v_f , in $\phi 12.5$ specimen

が正確であることを示している。言い換えれば、引張ねじり組合せ応力状態におけるSGPの破壊強度は、 v_f にワイブルパラメータを適用することによって予測することができる。ねじり強度は、Tsai-Hill 破損基準に基づいて一意的に計算され、引張り強度とワイブルパラメータは、EVTによって決定される。

v_f が0%~50%の範囲におけるSGPの破断強度は、EVTを適用することにより試験片寸法効果を考慮した強度予測ができることが示唆された。ここで述べたアプローチは、SGPに適用するのが非常に容易であり、従来の研究[26]で必要とされていたように、機械設計者がSFRPまたは高度技術機器に関する特別な知識に頼ることが不要となり、寸法効果を考慮したSGPの強度予測が可能となる。提案された方法を使用することで、設計者は一軸のSGP強度データからSGP強度を計算することも可能となる。

5.6 結言

本章では、コンプレッション成形法で作製されたSGPの強度に対する寸法効果を明らかにした。まず、破断強度に及ぼす v_f ならびに荷重荷様式の影響を評価するため、室温で3PF、4PF、および引張りねじり組合せ試験を実施した。その結論は以下のように要約される。

- (a) ガラス短繊維強化フェノール樹脂材料は、3PF、4PF、および引張ねじり組合せ試験において異なる強度を示した。
- (b) 荷重負荷様式によらず、SGP の強度と破壊確率はワイブルプロット上で線形に表わされる。
- (c) 試験片形状と荷重負荷様式を考慮した SGP の固有ワイブル係数 \hat{m}_0 と $\hat{\sigma}_0$ は、EVTによって以下の通り決定された。すなわち、8.2 と 105.9 MPa(0.0 v_f) , 10.2 と 110.3 MPa(0.2 v_f) , および 8.3 と 167.8 MPa(0.5 v_f)となった。
- (d) Tsai-Hill 破損基準は、引張ねじり組合せ荷重下における ϕ 12.5 引張試験片の SGP 強度を予測するのに有効であった。
- (e) 引張ねじり組合せ応力状態における ϕ 12.5 引張試験片の強度を評価するため、有効体積を考慮した修正 Tsai-Hill 破損基準を提案した。その結果、破壊確率は v_f にかかわらず5%～95%の範囲で表わされた。

5.7 参考文献

- [1] Mortazavian, S. and Fatemi, A., "Effects of fiber orientation and anisotropy on tensile strength and elastic modulus of short fiber reinforced polymer composites", *Composite: Part B*, **72** (2015), 116-129.
- [2] Kelly, A., and Tyson, W., "Tensile Properties of Fiber-Reinforced Metals: Copper/Tungsten and Copper/Molybdenum", *J. Mech. Phys. Solids*, **13** (1965), 329-350.
- [3] Van Hattum, F. W. J., and Bernardo, C. A., "A study of the thermomechanical properties of carbon fiber-polypropylene composites", *Polym. Composites*, **20** (1999), 683-688.
- [4] Baxter, W. J., "The Strength of Metal Matrix Composites Reinforced with Randomly Oriented Discontinuous Fibers", *Metal Trans*, **23A** (1998), 3045-3053.
- [5] Kang, G.-Z., Yang, C. and Zhang, J., "Tensile properties of randomly oriented short δ -Al₂O₃ fiber reinforced aluminum alloy composites. I. microstructure characteristics, fracture mechanisms and strength prediction", *Composites: Part A*, **33** (2002), 647-656.
- [6] Fu, S.-Y. and Lauke, B., "Effects of fiber length and fiber orientation distribution the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers", *Composite Science and Technology*, **56** (1996), 1179-1190.
- [7] Fu, S.-Y. and Lauke, B., "The elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 389-400.

- [8] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “An analytical characterization of the anisotropy of the elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 1961-1972.
- [9] Scheider I., Chen Y., Hinz A., Huber, N., Mosler, J., “Size effects in short fibre reinforced composites. *Engineering Fracture Mechanics*, **100** (2013), 17-27.
- [10] Sato, Y., Okabe, T., Higuchi, R. and Yoshioka, K., “Multiscale approach to predict crack initiation in unidirectional off-axis laminates”, *Adv. Compos. Mater.* **23** (2014), 461-475.
- [11] Yoshimura, A., Hosoya, R., Koyanagi J. and Ogasawara, T., “X-ray computed tomography used to measure fiber orientation in CFRP laminates”, *Adv. Compos. Mater.* **25** (2016), 19-30.
- [12] Ueda, M., Mimura, K. and Jeong, T.K., “In situ observation of kink-band formation in a unidirectional carbon fiber reinforced plastic by X-ray computed tomography imaging”, *Adv. Compos. Mater.* **25** (2016), 31-43.
- [13] Weibull, W., “A statistical distribution function of wide applicability”, *Journal of Applied Mechanics*, **18** (1951), 293-305.
- [14] Iarve, E.V., Kim, R., and Mollenhauer, D., “Three-dimensional stress analysis and Weibull statistics based strength prediction in open hole composites”, *Composite: Part A*, **38** (2007), 174-185.
- [15] Wisnom, M.R., “Relationship between strength variability and size effect in unidirectional carbon fibre/epoxy”, *Composites*. **22** (1991), 47–52.
- [16] Wisnom M.R., “The relationship between tensile and flexural strength of unidirectional composites”, *Journal of Composite Materials*, **26** (1992), 1173–1180.
- [17] Wisnom, M.R., Atkinson J.W.. Reduction in tensile and flexural strength of unidirectional glass fibre-epoxy with increasing specimen size” *Composite Structures*, **45** (1997).
- [18] Wisnom, M.R., “Size effects in the testing of fibre-composite materials” *Composite Science and Technology*, **59** (1999), 1937-1957.
- [19] Higuchi, R., Okabe, T., Ohtake, Y., Honda, T., Ueda Y. and Ogihara, S., “Numerical simulation of damage progression and fracture in structures made of 3D woven ceramic matrix composites”, *Adv. Compos. Mater.* **25** (2016), 209-227.
- [20] Sutherland, L.S., Sheno, R.A., and Lewis, S.M., “Size and scale effects in compos: I. Literature review”, *Composite Science and Technology*, **59** (1999), 209-220.
- [21] Hashemi, S., and Khamsehnezhad, A., “Analysis of tensile and flexural strength of single and double

- gated injection moulded short glass fibre reinforced PBT/PC composites”, *Plastics, Rubber and Composites*, **39** (2010), 343-349.
- [22] Wang, A.S.D., Tung, R.W., and Sanders, B.A., “Size effect on strength and fatigue of a short fiber composite material”, *Emerging Technologies in Aerospace Structures, Design, Structural Dynamics and Materials*, (1980), 37-52.
- [23] Sawada, T. and Aoyama, H., “Probabilistic Strength Estimation in Consideration of Size Effects and Load Modes for Glass-short-fiber-reinforced Thermosetting Plastics” In. *Proceedings of the 20th International Conference on Composite Materials (ICCM20)*, (2015), Copenhagen, Denmark.
- [24] Moosbrugger, E., De Monte, M., Jaschek, K., Fleckenstein, J., and Buter, A., “Multiaxial fatigue behaviour of short-fibre reinforced polyamide - experiments and calculations, *Mat. -wiss. U. Werkstofftech*, **42** (2011), 950-957.
- [25] Tsai, S.W., “Strength characteristics of composite materials”, *NASA CR-224*, (1965).
- [26] Adbin, Y., Lomov, S. V. and Jain, A., “Geometric characterization & micro-structural modelling of short steel fiber composites”, *Composite: Part A*, **67** (2014), 171-180.
- [27] Sakin, R. and Ay, I., ”Statistical analysis of bending fatigue life data using Weibull distribution in glass-fiber reinforced polyester composites”, *Materials and Design*, **29** (2008), 1170-1181.
- [28] Fujisawa, Y., Matsusue, K. and Takahara K., “Torsional Strength of Pressureless-Sintered Silicon Nitride”, Technical Report of National Aerospace Lab. Japan, TR-877(1985).
- [29] Hara, E., Yokozeki, T. and Hatta, H., Y Iwahori, and T. Ishikawa, “Out-of-plane tensile modulus of CFRP laminates by 3-point bending test”, *Adv. Compos. Mater.* **24** (2015), 221-237.
- [30] Hara, E., Yokozeki, T., Hatta, H., Iwahori, Y., Ogasawara, T. and Ishikawa, T. , “Comparison of out-of-plane tensile strength of aligned CFRP obtained by 3-point bending and direct loading tests”, *Composite: Part A*, **43** (2012), 1828-1836.
- [31] Pilkey, W. D., “Formulas for stress, strain, and structural matrices”, *John Wiley & Sons, Inc.*, (2005), 299-300.
- [32] “繊維強化プラスチック-曲げ特性の求め方”, *JIS K 7017-1999*, (1993), 日本規格協会.
- [33] “ファインセラミックスの室温曲げ強さ試験方法”, *JIS R 1601-2008*, (2008), 日本規格協会.

第6章 繊維分布と母材の寸法効果を同時に考慮した SFRP の強度予測

6.1 緒言

SFRP の強度予測法として、繊維配向および繊維長さの分布を考慮した複合則の導出に関する研究が数多く報じられている。Mortazavian と Fatemi [1]は、2つの短繊維強化熱可塑性樹脂の引張挙動に及ぼす異方性と繊維配向の影響を実験により明らかにしている[1]。引張強度の予測に関して、繊維長さおよび繊維配向分布と積層材の破損則とを併用した修正複合則が提案されている[2-7]。Fu ら[8-11]は、FOD (Fiber Orientation Distribution; 繊維配向分布)と FLD (Fiber Length distribution; 繊維長分布) の数理モデルを構築している。FOD および FLD は確率密度関数で表され、理論計算と実験により求められた SFRP の異方性弾性係数の妥当性が確認されている[9,12-14]。一方、Kang ら[7,15]は、複合則と古典積層理論を組み合わせた強度予測手法を提案している。また、成形時における樹脂流動は、FOD と FLD を大きく変動させるため、SFRP の強度と剛性に強く影響する。そのため、樹脂流動解析に関する研究も報告されている[16-18]。Bermonte らは、X線 CT 法によるデジタル断層撮影を駆使して、疲労負荷下におけるガラス短繊維強化ポリアミドの損傷発現に及ぼす繊維分布の影響について論じている[19]。このとき、実際の微細構造を有限要素法によりモデル化し、応力解析に供している。

第4章と第5章で述べたように、SFRP の静的強度は、形状や寸法に依存するため、金属材料に適用される決定論的アプローチによって推定することは難しい。しかし、SFRP の寸法効果に関する報告は極めて限られている。De Monte[20]は、3水準の板厚を有する短繊維強化 GFRP の射出成形板を成形し、射出方向に対して8方向に切り出した試験片を準静的試験に供することにより、異方性機械的特性に及ぼす厚さと温度の影響を調べている。また、Hashemi ら[21]は、射出成形された短繊維強化 GFRP の引張りと曲げ強度を試験で行い、ウェルドラインが強度に及ぼす影響を寸法効果の観点で議論している。さらに、ワイブルパラメータ[22]を適用することにより、引張り強さと曲げ強さが試験片の体積と相関することを示している。Wang ら[23]は、異なるサイズの試験片を用いた短繊維 GFRP を静的および疲労強度に供し、

寸法効果を評価している。しかしながら、これらの結果はまだ機械構造設計には一般的に適用されておらず、寸法効果によって SFRP 構造の強度設計が未だ困難である。そのため、単軸負荷試験で得られた強度基準に基づいて大きな安全裕度を設定し、試作を繰り返すことで信頼性を確保するのが現実である。本章では、SFRP の準静的強度を予測するための簡便で効果的な方法を提案する。まず、繊維体積含有率を振った試験片を準備し、曲げ、引張、およびねじり試験片に供した。ワイブル統計理論に基づき、母材樹脂の寸法効果を統一的に整理した。そして、修正複合則において寸法効果と Tsai-Hill 破損基準を組み合わせ、妥当性を検証する。

6.2 実験方法

6.2.1 試験片材料

SGP の材料構成を整理して Table 6-1 に示す。ガラス繊維は日東紡製 CS-6-SK-406 (繊維長 6mm, 繊維径 10 μ m) を、母材樹脂は熱硬化性フェノール樹脂 (日立化成工業製) を用いた。コンプレッション成形法により、 v_f が 0%, 20%, 50% (以下、 $0.0v_f$, $0.2v_f$, $0.5v_f$ と記す) の 3 種類となるように長さ 300mm, 幅 300mm, および板厚 30mm の平板を作製した。成形条件は、金型温度が 140~160 $^{\circ}$ C, 金型圧力 20MPa, 硬化時間 250s とした。なお、表中には繊維重量含有率 w_f も表わしている。

6.2.2 静強度試験方法と画像関連法による解析

異なる荷重負荷様式の強度を取得するため、3点曲げ試験(3PF)、4点曲げ(4PF)試験、および引張りねじりの準静的試験を室温下で実施した。試験は、クロスヘッド変位速度が 1.0mm/min ならびにねじり角速度が 0.017 rad/s の変位制御下で行った。試験装置は、電気油圧サーボ式引張りねじり試験装置(MTS モデル 858 ; 変位 \pm 50 mm, 定格軸荷重 \pm 25 kN, 定格ねじり角度 \pm 270 $^{\circ}$, および定格ねじりトルク \pm 220 N \cdot m)を使用した。

いくつかの試験片については、後述する FEM 解析結果の精度を検証するため、DIC による 3次元全視野ひずみ測定を行った。本章では、GOM 社が開発した商用の画像関連法計測システム ARAMIS 4MTMを使用した。焦点距離 50mm のレンズを 2 台装着し、試験片表面に対する視野角度が 25 $^{\circ}$ となるように設置した。カメラの解像度は 2048 pixel \times 2048 pixel である。

Table 6-1 Configuration of SGP materials.

Fibre volume fraction, v_f	0.0	0.2	0.5
(Fibre weight fraction, w_f)	(0.0)	(0.36)	(0.63)
Glass Fibre	0	20	50
Phenolic resin	70–85	55–65	30–35
Phenol	1	1	1
Hexamethylene Tetramine	3	3	3
Rock wool	10–20	10–20	10–20
Zinc stearate	1.0–2.0	1.0–2.0	1.0–2.0

Unit : [%]

測定領域は、高さ 30 mm、幅 24 mm、および深さ 25mm であり、最初ピクセル数は約 0.015mm であった。計測並びに画像解析には、ARAMIS ソフトウェア v 6.3.1-2 を用いた。

各試験片は、6.2.1 で説明したバルク材料から切り出し加工した。切り出し加工後の試験片表面は、加工ままとし、粗さ試験機を用いて加工面粗さが各試験片でほぼ同じであることを確認した。曲げ試験の試験片寸法と荷重条件を Fig.6-1 に示す。4PF は内側スパン幅 L_1 と外側スパン幅 L_2 で、3PF は $L_1=0$ としてそれぞれ試験を行った。試験片の長さ L 、幅 b 、および厚さ h は、それぞれ 50、10、および 5mm であった。引張試験とねじり試験の試験片寸法を Fig. 6-2 と Table 6-2 に示す。つかみ部直径 D 、ゲージ部直径 d 、全長 L_4 、およびゲージ長さ L_0 の試験片を用いて、引張り試験とねじり試験に供した。

6.2.3 繊維長さと繊維配向角度分布の観察方法

6.2.1 に記載された試験片の一部について、FOD と FLD を計測した。繊維配向角度 α は、試料表面をバフ研磨した後に SEM 観察に供し、デジタル画像から約 800 サンプルの繊維角度を測定した。測定された α は、 $0 < \alpha < \pi/2$ の範囲で整理し、頻度分布解析した。繊維長さの測定においては、JISK7052[29]を参照し、燃焼法によりガラス繊維を資料から抽出した。具体的には、電気炉を用いて 600°C 雰囲気下で試料を 2 時間焼成して樹脂を燃焼させた後、約 300 サンプルを無作為に抽出した。なお、繊維配向および長さは、WINROOF ver5.5 (Mitani co., Ltd.)を用いて測定した。

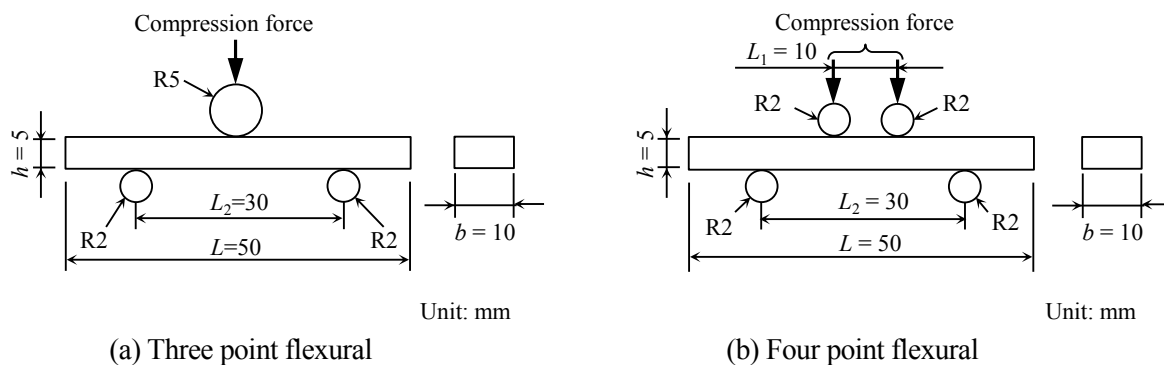


Fig.6-1 Flexural test conditions and dimensions

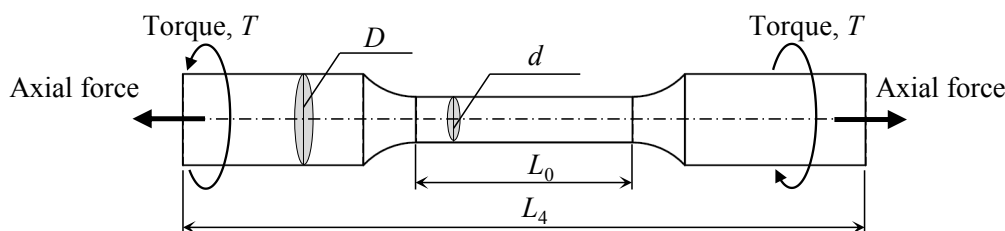


Fig.6-2 Round-bar specimens for tensile and torsion tests

Table 6-2 Dimensions of round-bar specimens

TP	Diameter [mm]		Length [mm]	
	D	d	L_0	L_4
1	6	4	60	25
2	6	5	60	25
3	9	8	60	25
4	23	12.5	190	60

6.2.4 有限要素法による解析とその検証

SGP の強度予測法を構築するため、ワイブル統計に基づいて試験片の有効体積を求めた。有効体積は、曲げ試験および引張試験に用いられる単純形状の試験片であれば、材料力学に基づいて応力分布から理論計算で求めることが出来る。しかし、構造物のような複雑な形状の場合は、理論計算では有効体積を計算することは容易ではないため、FEM 解析が有効である。そこで、材料試験に供した試験片の FEM 解析を行い、各試験片の有効体積を計算する。さらに、その妥当性を 6.2.1 で述べた DIC を用いて検証する。Fig.6-3 と Fig.6-4 は、曲げ試験片と丸棒試験片の有限要素モデルと境界条件を示す。曲げ試験片は、形状の対称性と境界条件を考慮して 1/4 領域の有限要素モデルを作成した。ここで荷重・荷点の応力集中を考慮するため、剛体要素でピンをモデル化し、摩擦係数 $\mu=0.2$ の接触要素を定義した。試験片の厚さ

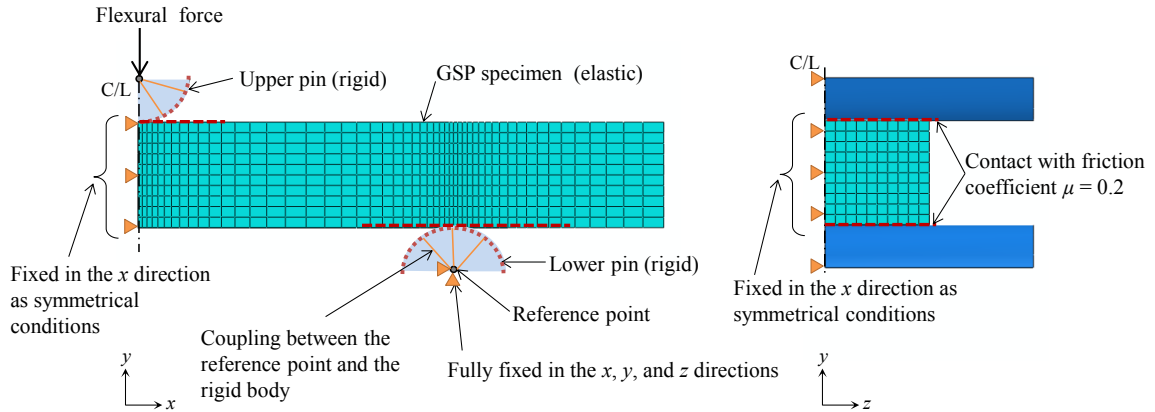


Fig.6-3 Finite element models for stress analysis in 3PF (as $L_1 = 0$).

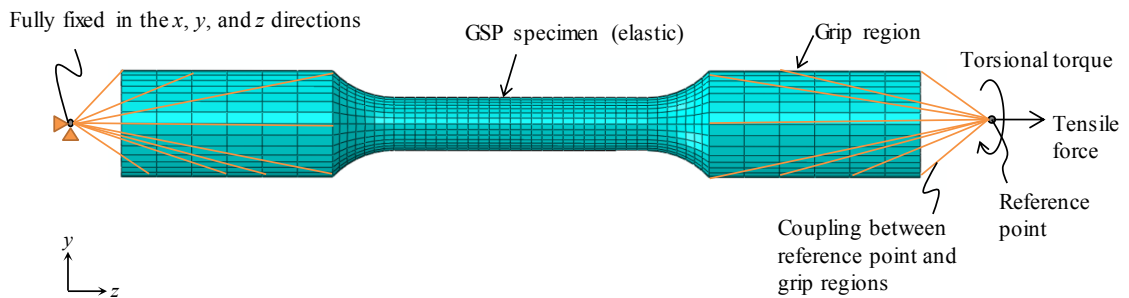


Fig.6-4 Finite element models for stress analysis under tensile force and torsion torque.

Table 6-3 Material properties for FE analysis

ν_f	Elastic modulus [MPa]	Poisson's ratio
0.0	7,140	0.27
0.2	11,800	0.20
0.5	13,200	0.22

方向要素は、10 分割し、剛体ピンと試験片の接触領域は、応力集中と有効体積計算を考慮して 5 倍のバイアスをかけながら、試験片長手方向中央と下支点ピンの間を 30 要素分割した。引張およびねじり試験片は、試験片肩部分の応力集中の影響を評価するためにつかみ部領域まですべてモデル化し、試験片軸上に定義した荷重負荷点と試験片つかみ部表面をカップリング拘束した。最小要素長さは、長手方向、円周方向、および半径方向に 0.5mm とした。要素は、アワーグラス制御された 1 次 6 面体の低減積分要素(C3D8R)を用いた。

試験片の応力計算は、解析モデルに 20 ステップ刻みで荷重を静的に負荷する弾性解析とした。各ステップに対応する主応力と体積を個々要素ごとに出力した。Table 6-3 は、 $\phi 12.5$ 試験片の引張応力-ひずみ曲線から求めた解析入力用の弾性特性を示す。ここで SGP の機械的性質

は、等方弾性体を仮定した。応力解析には、汎用有限要素法解析コード (ABAQUS / Standard™ v6-14) を用いた。

6.3 結果と考察

6.3.1 SGP の繊維長さ と 繊維配向角度分布

Fig.6-5 と Fig.6-6 は、 $0.5v_f$ の SGP における繊維配向と繊維長さの代表的な SEM 観察画像を示す。射出成形により平板を作製した場合、表層の繊維は一方向に配向する傾向が、板厚中央部の繊維はランダム配向する傾向を示すコアシェル形態が観察される。しかし、本研究で供したコンプレッション成形の試験片にはコアシェル形態は表れなかった。これは、バルク材の厚みが 30mm と大きかったため、コアシェル形態が表れにくかったと推測した。そのため、ここで供した SGP の試験片は、領域全体にわたって繊維がランダムに配向していたといえる。繊維の長さは、2次元平面内で測定し、広い範囲にかけて変動することが確認された。繊維配向は、バフ研磨後の2次元平面内で測定した。平面外に配向したファイバについては、2次元平面に投影して α を測定した。

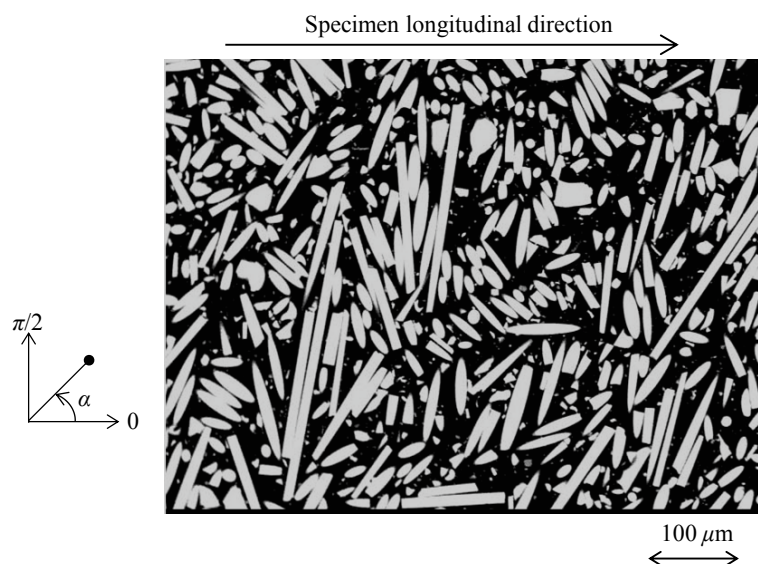


Fig.6-5 Typical micrograph of fibre orientation morphology for $0.5v_f$.

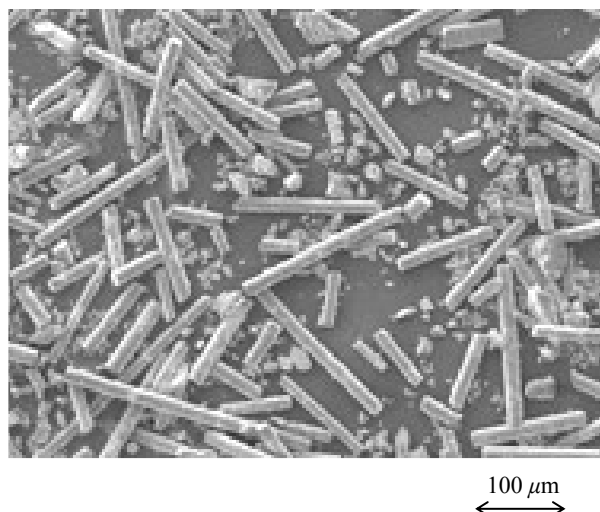


Fig.6-6 Typical micrograph of fibres after matrix resins had been burned.

Fig. 6-7 と Fig. 6-8 は、統計解析から推測された FOD と FLD の確率分布を示しており、それぞれワイブル分布と対数正規分布を満たす。確率分布の形状を比較することにより、定性的には FOD と FLD は v_f に依存しないことが確認された。Kang ら [7] は、実験および確率論解析により FOD と FLD がワイブル分布と正規分布にほぼ一致していることを示唆しており、Fig. 6-7 と Fig. 6-8 の確率分布は、文献[6, 7]で報告された結果と同様の傾向を示した。繊維配向角度分布の確率密度関数 $f(\alpha)$ および繊維長さの確率密度関数 $g(l)$ は、 $0.2v_f$ の確率分布パラメータを式(6-1)と式(6-2) に代入することによって求めた。

$$f(\alpha) = \frac{m}{\alpha_0} \left(\frac{\alpha}{m}\right)^{m-1} \exp\left\{-\left(\frac{\alpha}{\alpha_0}\right)^m\right\} \quad (6-1)$$

$$g(l) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}(\text{S.D.})} \exp\left\{-\frac{(x-\mu)^2}{2(\text{S.D.})^2}\right\}, \quad (6-2)$$

FOD [8,25-28]の状態を適切に表すため、式(6-3)によって与えられる繊維配向パラメータ f_p を求めた。ここで、繊維が面内に沿って長手方向に平行に引き揃えられた状態を $f_p = 1.0$ 、ランダム分布を $f_p = 0$ として表わされる。また、 $f_p = -1.0$ は、繊維が面内に垂直に配向した状態であることを意味する。さらに繊維の指向性を表わす分布関数 $n(\alpha)$ は、以下に記述される式(6-3a)~(6-3c)を満たす必要がある。

$$f_p = 2\langle \cos^2 \alpha \rangle - 1 \quad (6-3a)$$

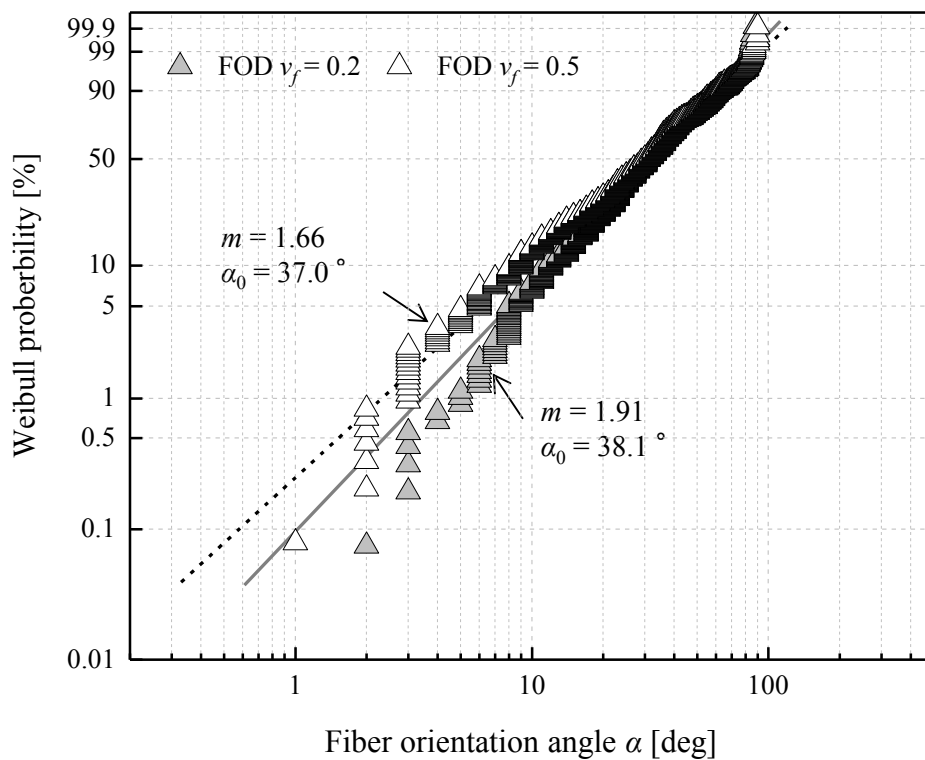


Fig.6-7 Frequency distribution graph of fibre orientations.

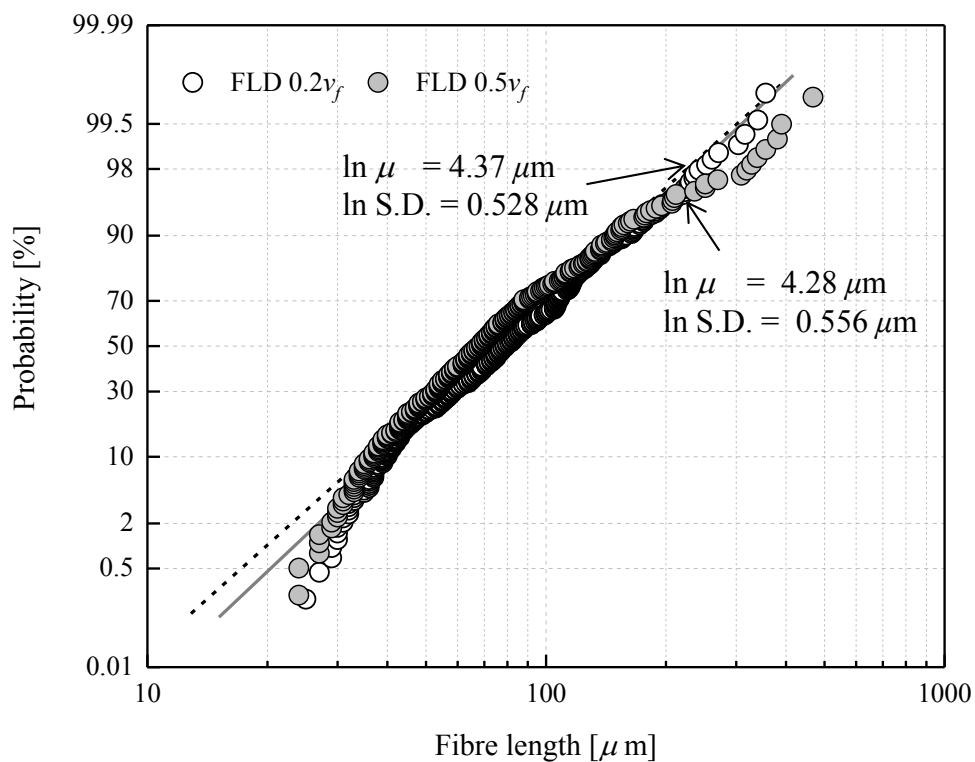


Fig.6-8 Frequency distribution graph of fibre lengths.

$$\langle \cos^2 \alpha \rangle = \int_0^{\pi/2} n(\alpha) \cos^2 \alpha d\alpha \quad (6-3b)$$

$$\int_0^{\pi} n(\alpha) d\alpha = 1 \quad (6-3c)$$

Fig.6-7 に示した FOD を式 (6-3) に適用することにより, $0.2v_f$ の場合が $f_p=0.29$, $0.5v_f$ の場合は $f_p=0.24$ が得られた. これらの数値は, コンプレッション成形された SGP の異方性が高くないことを示唆しており, 機械的特性を等方性として近似できることを意味している.

6.3.2 SGP における破壊強度

Fig.6-9 は, $\phi 12.5$ 試験片の引張応力-ひずみ曲線を v_f 毎に示す. Fig.6-10(a)は, 曲げ荷重-変位曲線を示し, Fig.6-10(b)と Fig.6-10(c)は, $0.0v_f$ の破断直前における試験片長手方向のひずみ分布を示す FE 解析と DIC 測定結果をそれぞれ示す. Fig.6-11(a)は, ねじりトルクとねじれ角の関係を示し, Fig.6-11(b)と Fig.6-11(c)は, FE 解析と DIC 測定から得られた $0.0v_f$ の試験片が破断する直前の最大主ひずみ分布のコンター図とベクトル図をそれぞれ示す.

Fig.6-9, 6-10, および 6-11 は, 応力-ひずみ, 荷重-変位, およびトルク-角度曲線を示す. いずれも, v_f または荷重荷様式に関係なく, 線形弾性挙動を示している. また, 最大荷重に達した直後, すべての試験片が不安定破壊した. さらに, 曲げ試験片の破断起点は底面で観察され, 試験片の曲げ引張り応力が支配的であった.

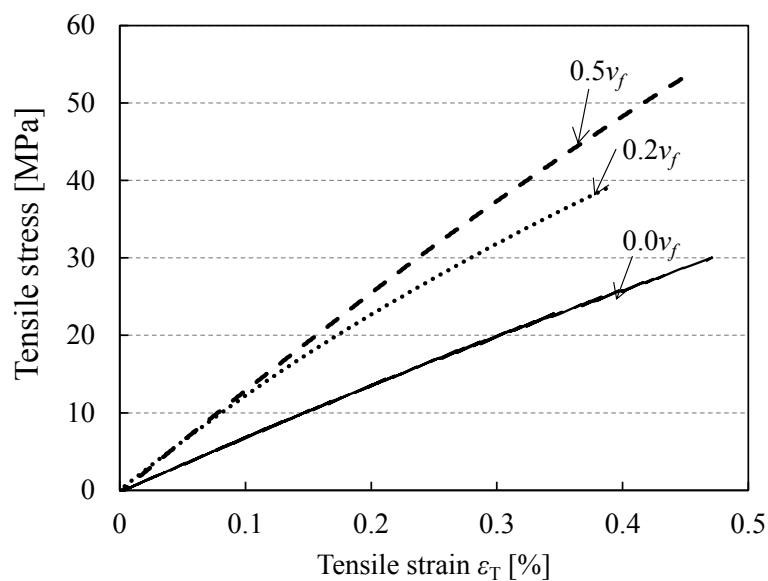
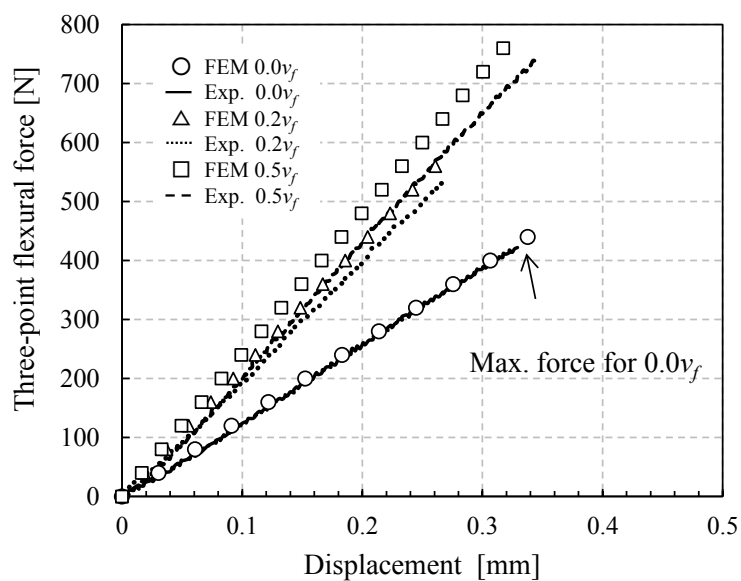
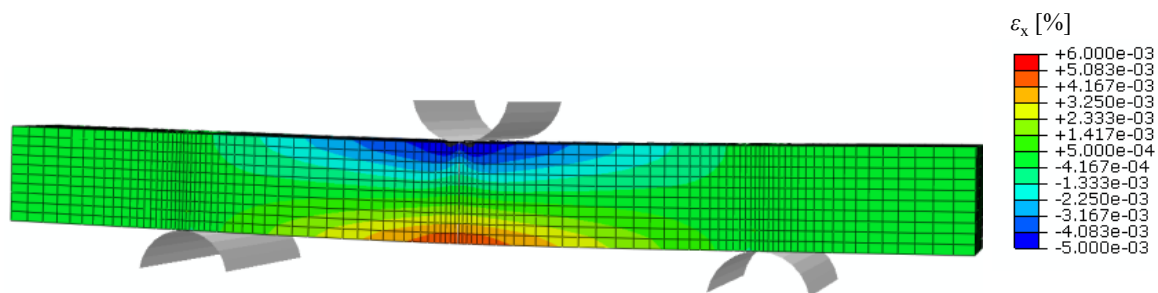


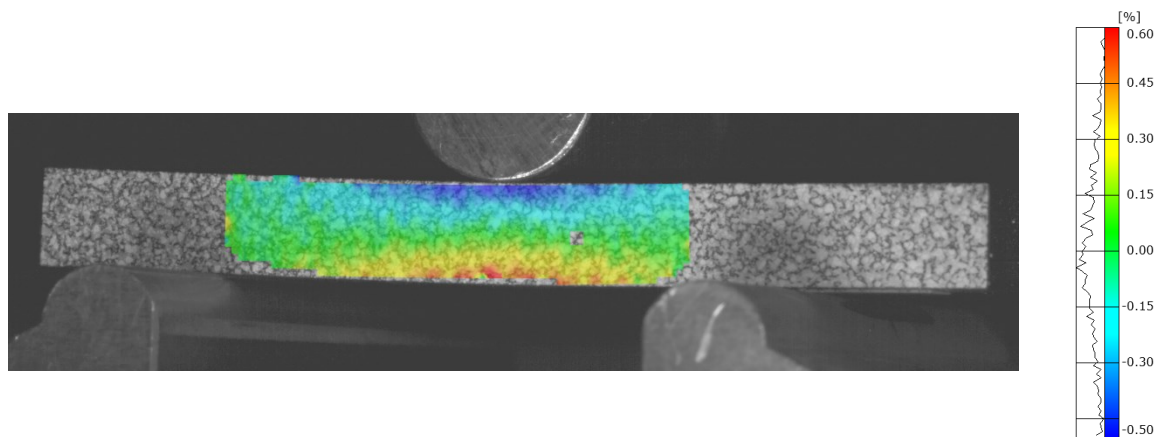
Fig.6-9 Typical stress-strain curves obtained by tensile tests in $\phi 12.5$ specimens.



(a) Force-displacement curves.

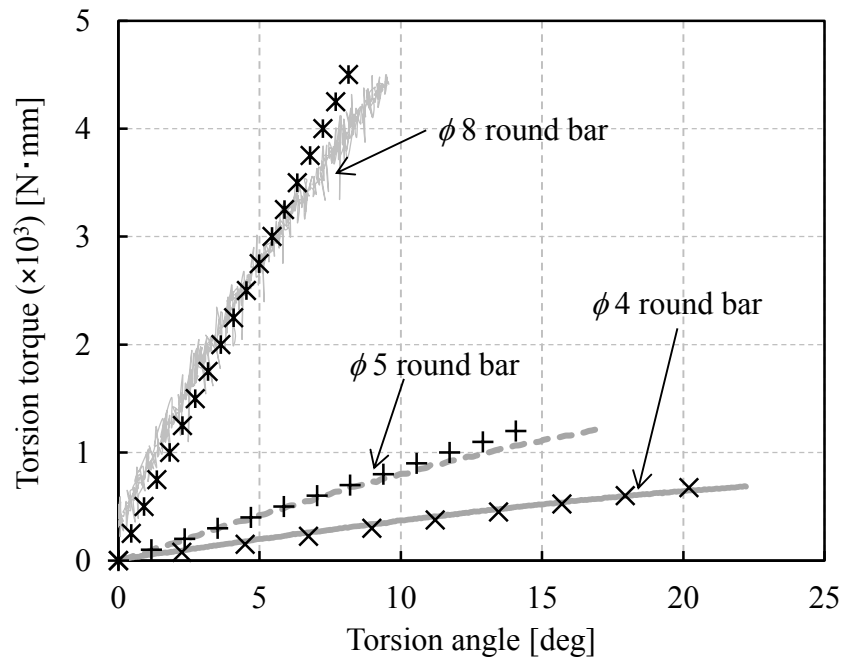


(b) Strain ϵ_x distribution just after reaching the maximum force for 0.0 v_f as determined by FE analysis.

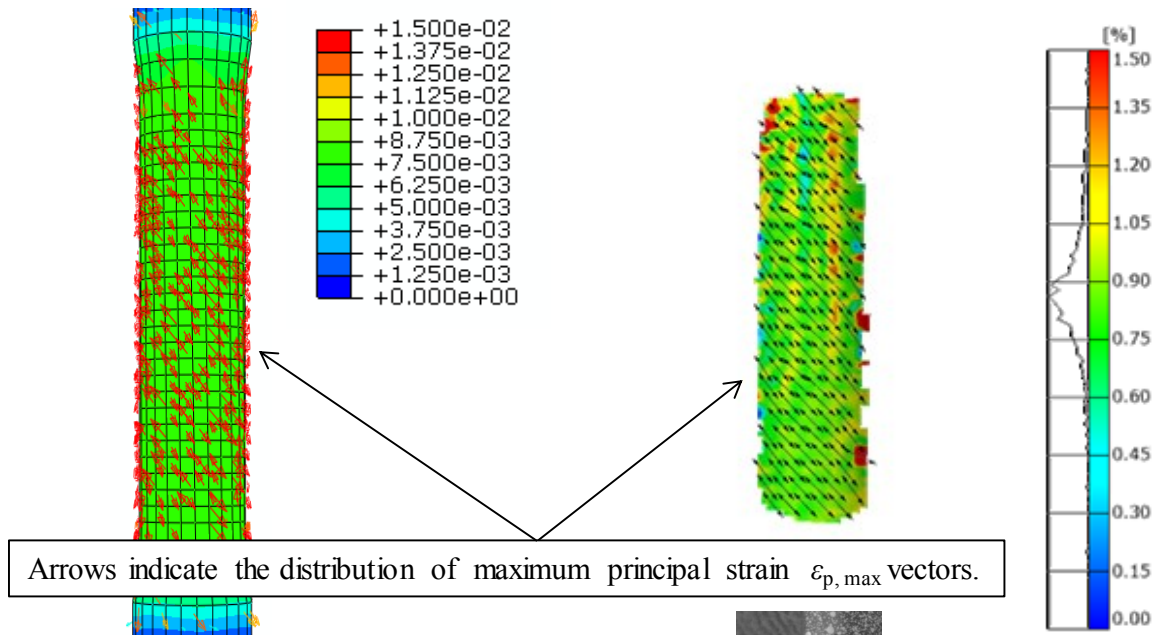


(c) Strain ϵ_x distribution just after reaching the maximum force for 0.0 v_f as determined by DIC.

Fig.6-10 Validation of FE model with material testing and DIC full-field strain measurements of 3PF in each v_f .



(a) Torsion torque - angle curves



(b) $\epsilon_{p,max}$ distribution contour and vector just after reaching the maximum torque for the $\phi 8$ round bar by FEM.

(c) $\epsilon_{p,max}$ distribution just after reaching the maximum torque for the $\phi 8$ round bar by DIC

Fig.6-11 Validation of FE model with material testing and DIC full-field strain measurements in torsion tests for $0.0\gamma_f$.

Fig.6-10 と Fig.6-11 によると、FEM 解析結果 v_y または荷重負荷様式に依らず実験結果と一致しており、解析モデルの妥当性が示された。さらに、DIC から得られた最大ひずみ分布コンター図は、解析結果とよく一致している。これらの結果と 6.3.1 で説明した繊維配向解析結果から、コンプレッション成形された SGP は等方性材料とみなして差し支えないといえる。

Fig.6-11 のねじりトルク-角度曲線を比較することによって、破断強度の試験片寸法への依存性をより理解することができる。破断強度は、荷重負荷様式に依存し、試験片のゲージ領域における体積が増加するにつれて減少する傾向が認められる。この挙動は、Hashemi ら[21]および Wang ら[23]によって論じられている。しかし、その結果は機械設計における強度と試験片寸法の間を適切には説明できていない。さらに、すべての試験片は荷重負荷様式にかかわらず脆性破壊を示した。代表的な破断形態として、Fig.6-12(a)に 3PF の曲げ破壊を、Fig.6-12(b)にねじり破壊を示す。Fig.6-12(a)は、DIC による 3PF 試験片の破断直後の x 方向歪み分布も示す。引張側の中央では亀裂発生によるひずみ集中が起こったが、き裂は圧縮側には貫通しなかった。き裂伝ばは、繊維が架橋したことによって開口が妨げられたため、中断されたと考えられる。また、図から分かるように、き裂は最大主応力方向と垂直に伝ばしたことから、脆性材料として扱うことができる。一般的に脆性材料は、ワイブル分布に従うことが知られている。以上の結果から、SGP の寸法効果は荷重負荷様式に依存しないと考えられる。

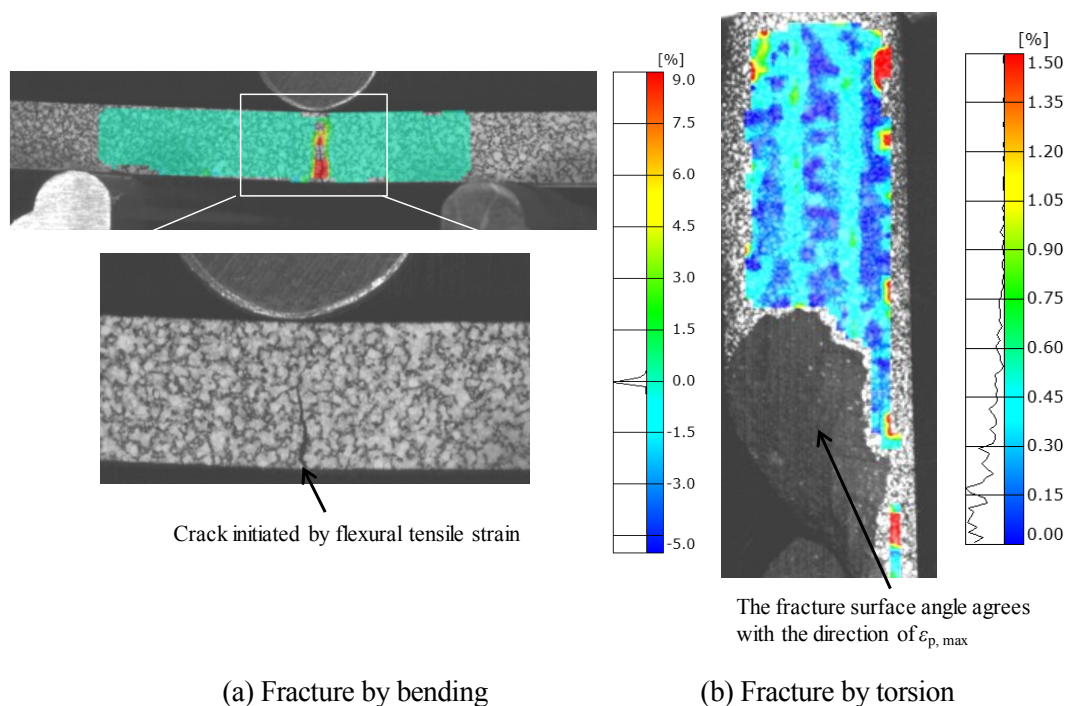


Fig.6-12 Comparison of fracture morphologies in quasi-static fractures.

6.3.3 ワイブルモデルに基づいた確率分布解析

Fig.6-13 は、SGP 強度のワイブルプロット[22]を示す。ここで、破壊確率はワイブルプロット上で荷重負荷様式に関係なく線形関係が示されている。しかし、ワイブルプロットの傾きを表わすワイブル係数 m は、荷重様式によって変動し、引張試験の場合 5.8~10.2 であり、曲げ試験の結果は 13.5~17.6 であった。さらに繊維を含まない母材樹脂からなる $0.0v_f$ 試験片の寸法効果も観察された。これらの結果は、破断強度およびその変動が、荷重負荷様式、試験片の大きさ、および v_f に依存することを示唆している。これは、SGP の強度が試験片寸法を考慮しないと一意的に決定できず、SGP の寸法効果が荷重負荷様式に依存しないことを示唆している。

6.4 強度予測アプローチと解析

6.4.1 SGP 強度計算のための修正複合則

SFRP の破壊強度を予測するためには、繊維の配向と長さを考慮する必要がある。6.1 で述べたように、SFRP の機械的特性を予測するための方程式が、理論と実験により数多く提案さ

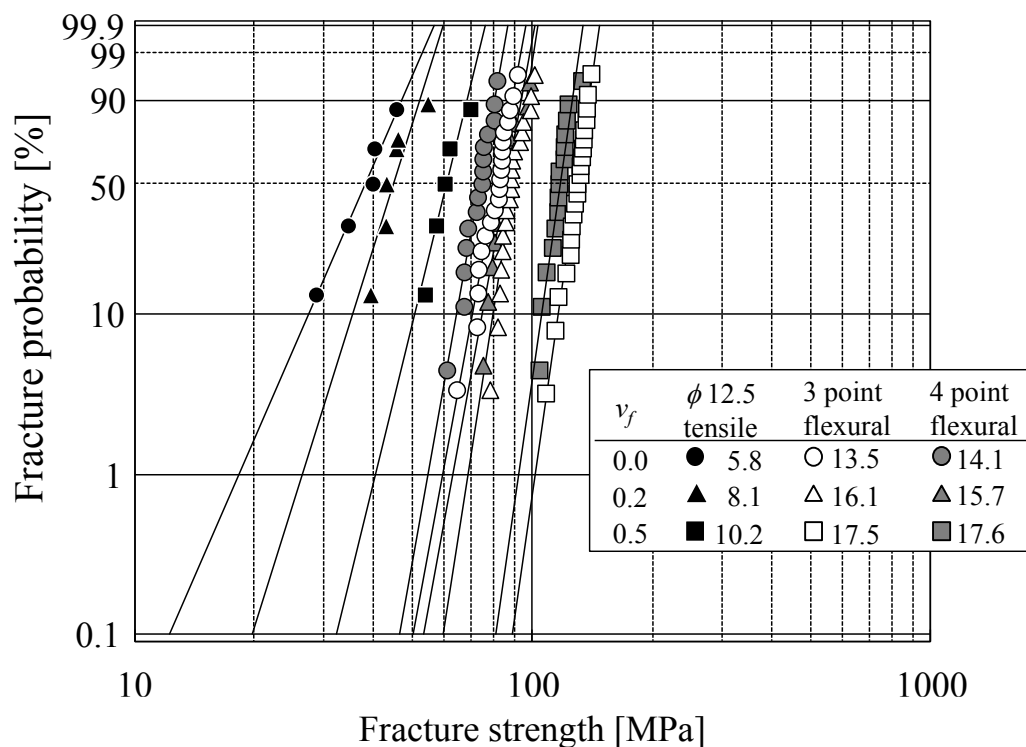


Fig.6-13 Weibull plot of SGP.

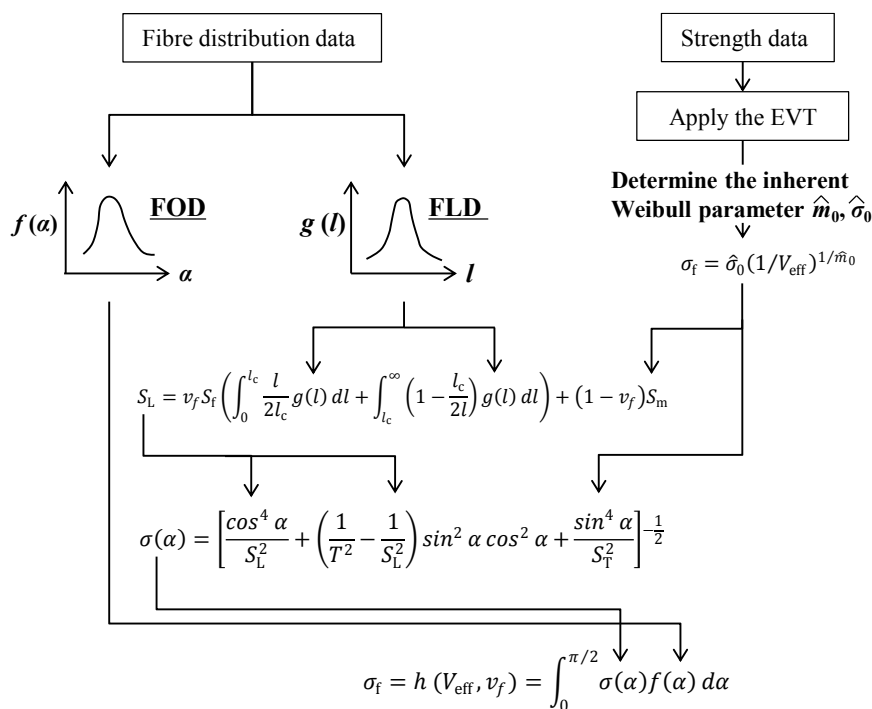


Fig.6-14 Flow diagrams to obtain fracture strength by considering size effects.

れている。しかし、これらの研究では寸法効果についてほとんど議論されていない。実際の構造物の破壊強度を評価するためには、精度を低下させずに SFRP の強度を評価する方法を提案する必要がある。そこで、FOD を考慮した Tsai-Hill 破損基準と FLD を考慮した複合則を、EVT (Effective Volume Theory, 有効体積理論) に組み込むことにより、破壊強度を正確に計算する手順を導出した。Fig.6-14 は、計算の流れを図示したフローチャートである。計算の手順は次のとおりである。

まず、 S_L を求める。 S_L は、Kelly と Tyson [2] によって提示された修正複合則であり、式(6-4) によって与えられる。

$$S_L = v_f S_f \left(\int_0^{l_c} \frac{l}{2l_c} g(l) dl + \int_{l_c}^{\infty} \left(1 - \frac{l_c}{2l} \right) g(l) dl \right) + (1 - v_f) S_m, \quad (6-4)$$

S_f , S_m , および l_c は、繊維強度、母材樹脂強度、および限界繊維長さに対応する。このとき、顕微鏡観察により取得した FLD の確率密度関数 $g(l)$ の推定値を代入し、積分計算を行う。さらに、母材樹脂の破断強度データから EVT で推定されたワイブルパラメータ \hat{m}_0 と $\hat{\sigma}_0$ を用いて

母材樹脂の S_m を求める。以上のパラメータを式(6-4)に代入することにより、短繊維が全て荷重と平行な方向に単一に引き揃えられた時の強度予測値 S_L が与えられる。

次に、短繊維が一方向に配向された SFRP に作用する荷重荷重方向が短繊維方向から α 傾いた場合の強度 $\sigma(\alpha)$ は、Tsai-Hill 破損基準を用いて式(6-5)の形で表される[6, 7, 15, 20].

$$\sigma(\alpha) = \left[\frac{\cos^4 \alpha}{S_L^2} + \left(\frac{1}{T^2} - \frac{1}{S_L^2} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha + \frac{\sin^4 \alpha}{S_T^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (6-5)$$

S_L , S_T , および T は、繊維方向への強度、繊維垂直方向への強度、およびせん断強度を表す。

このとき S_T は、短繊維に対して垂直方向への強度であるため補強効果が無い、すなわち、母材樹脂単体の強度と同等とみなしても差し支えない。また、 T はせん断強度を表すが、第5章でも論じたように荷重荷重様式によらず EVT で強度を予測できるため、せん断応力場における V_{eff} も理論解や FEM 解析によって求めることができる。

さらに、FOD が任意の確率密度分布 $f(\alpha)$ で表されるとすれば、SFRP の巨視的破壊強度 $\sigma_f = h(V_{\text{eff}}, \nu_f)$ は、 $f(\alpha)$ と $\sigma(\alpha)$ の積を $0 < \alpha < \pi/2$ の範囲で積分することにより、式(6-6)で表わせる。

$$\sigma_f = h(V_{\text{eff}}, \nu_f) = \int_0^{\pi/2} \sigma(\alpha) f(\alpha) d\alpha \quad (6-6)$$

Fig.6-7 の FOD は、SGP の繊維強化材が 90° の繊維配向頻度が低いいため、繊維に垂直な破壊強度に影響しないことが示されている。よって、 $0.0\nu_f$ 試験片の破壊強度は、母材樹脂の強度と同等とみなし、 S_T として適用される。また、繊維は母材樹脂と完全に接着されていると仮定されている。6.3.3 で述べたが、 $0.0\nu_f$ の試験片の強度は寸法効果を有することが示唆されており、母材樹脂が寸法効果を有することと同義と考えられる。修正複合則において寸法効果を考慮することなく SGP の破壊強度を計算した場合、強度の予測精度は低下すると思われる。したがって、これらの式に母材樹脂の寸法効果を適用することにより、強度予測の精度が向上すると考えられる。そこで、ワイブル統計理論を用いて母材樹脂 ($0.0\nu_f$) の寸法効果を考慮した強度の整理方法を次項で述べる。次に、破壊強度を予測のための修正複合則に EVT を適用する方法について述べる。

6.4.2 母材樹脂への有効体積理論の適用検討

強度の寸法依存性が EVT によって表されるのであれば、構造の形状や応力分布を考慮した統一的な強度基準が得られるといえる[21,22,28]. 従って、複数の荷重荷様式の試験結果に EVT を適用し、試験結果について再考察する. EVT に従えば、SGP の強度 σ_f と V_{eff} は、式(6-7)の関係で表せる.

$$\sigma_f = \hat{\sigma}_0 (1/V_{\text{eff}})^{1/\hat{m}_0} \quad (6-7)$$

m_0 と σ_0 の予測値を示す \hat{m}_0 と $\hat{\sigma}_0$ の値は、それぞれ 6.4.3 の統計解析により得られた.

任意の形状において V_{eff} を FEM 解析によって求めるとき、 i 要素を含むように離散化された次の式(6-8)から計算できる.

$$V_{\text{eff}} = \sum_{i=1}^n \left\{ \left(\frac{\chi \sigma_{p1,i}}{\sigma_{\text{max}}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p2,i}}{\sigma_{\text{max}}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p3,i}}{\sigma_{\text{max}}} \right)^{\hat{m}_0} \right\} \Delta V_i \quad (6-8)$$

ここで σ_{max} は、最大主応力の最大値、 \hat{m}_0 は推定ワイブル係数、 ΔV_i は要素体積、 $\sigma_{p1,i}$ 、 $\sigma_{p2,i}$ 、 $\sigma_{p3,i}$ は主応力を表す。 χ は、応力の方向に対応して極性を示す係数である.

Fig.6-15 は、FE 解析による V_{eff} 計算のフローチャートを示す. 6.2.4 で述べた FEM 応力解析結果から、各ステップにおける最大主応力の最大値 $\sigma_{p,\text{max}}$ 、要素 i の体積 ΔV_i と主応力値 $\sigma_{p1,i}$ 、 $\sigma_{p2,i}$ 、 $\sigma_{p3,i}$ を抽出する. このとき、主応力が $\{\sigma_{p1,i}, \sigma_{p2,i}, \sigma_{p3,i}\} \geq 0$ の場合は、その要素が引張応力成分を持つと判断して $\chi=1$ とする. その一方、 $\{\sigma_{p1,i}, \sigma_{p2,i}, \sigma_{p3,i}\} < 0$ の場合は、その要素が引張応力成分を持たないと判断して $\chi=0$ とする. 以上のフローに従って要素 i における $\sigma_{p1,i}$ 、 $\sigma_{p2,i}$ 、 $\sigma_{p3,i}$ 、および ΔV_i を式(6-8)に代入して総和をとると V_{eff} を求めることができる.

Fig.6-15 に示したフローチャートに従って、3PF、4PF、および $\phi 12.5$ 試験片の V_{eff} を計算した. 式(6-8)に示したように、 V_{eff} の計算は m_0 を推定する必要がある. まず、仮の \hat{m}_0 を与えて有効体積を計算した. 次に、両対数線図上において σ_f と V_{eff} との関係を最小二乗近似し、傾き m_0 のフィッティング関数を求めた. そして、仮の \hat{m}_0 がフィッティングされた曲線勾配の逆数 m_0 に一致するまで反復計算した.

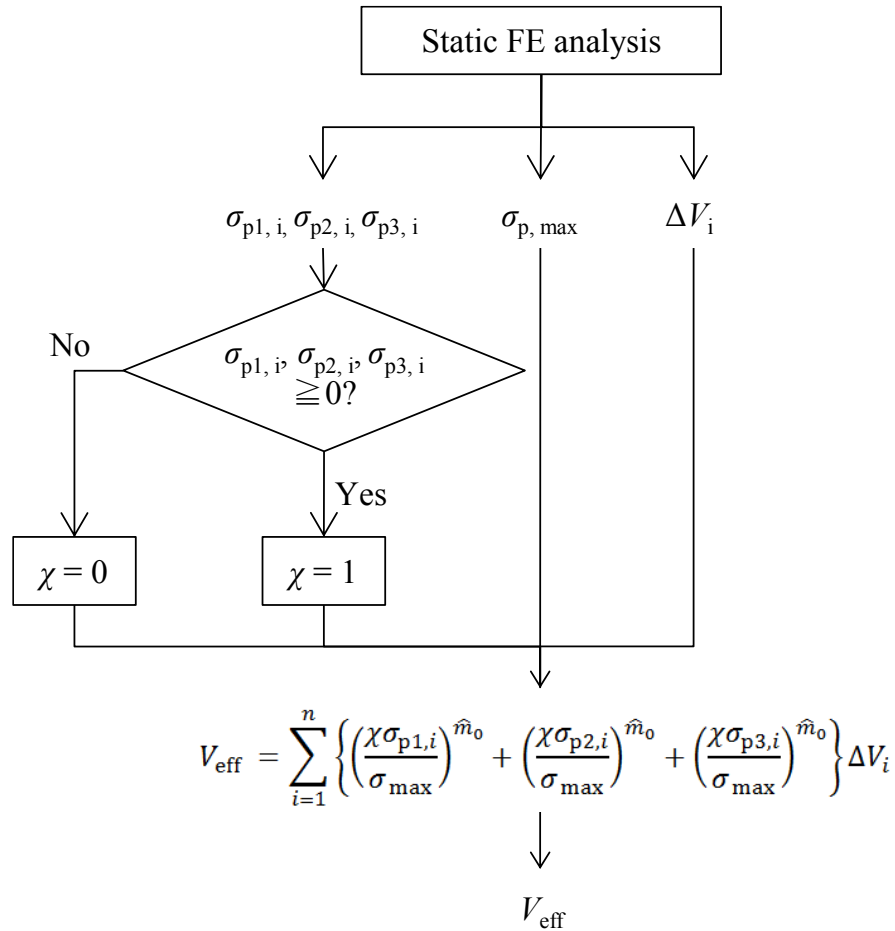


Fig.6-15 Flow diagrams of V_{eff} calculations using FE simulations.

Fig.6-16 は、両対数線図上における σ_f と V_{eff} の関係を示す。ここで σ_f は試験片の破断強度であり最大主応力 $\sigma_{p,max}$ である。図中の実線は、推定ワイブル係数 \hat{m}_0 を傾きとした累乗近似曲線であり、ここでは 3PF, 4PF, および $\phi 12.5$ 試験片の強度試験結果に基づいて求めた SGP の強度推定線とする。なお、 $\phi 4$ 試験片と $\phi 5$ 試験片は、強度データが少なかったため収束計算に用いていない。このようにして計算された \hat{m}_0 は、試験片の形状と荷重荷様式を考慮した固有のワイブル係数とみなすことができる。これは、EVT が SGP の単軸強度の予測に使用できることを示唆している。

V_{eff} が増加するにつれて、強度の実験値のばらつきが大きくなる傾向を示したが、両対数線図上で σ_f は V_{eff} とほぼ線形的な関係を示した。これは、材料固有の推定ワイブル係数と V_{eff} を求められれば、荷重荷様式を考慮せずに S_f を予測できることを示唆している。 $0.0v_f$ の推定ワイブル係数 \hat{m}_0 と $\hat{\sigma}_0$ は、8.94 と 102.9 MPa と求められた。 Fig.6-7 と 6.3.1 における議論によると、試験片長手方向に垂直な短繊維の頻度は低い。したがって、 $S_m = S_T$ と仮定すると、任意の V_{eff} に対応する破断強度 σ_f は、式(6-9)により求めることができる。

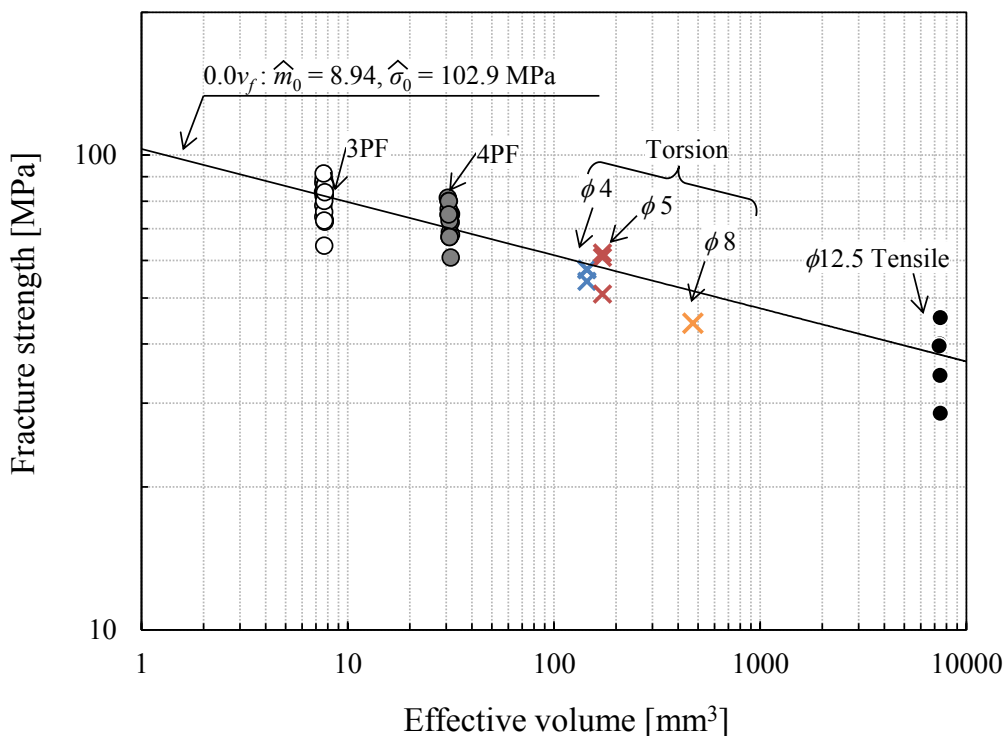


Fig.6-16 Relationship between strength and effective volume of $0.0v_f$ in SGP.

$$\sigma_f = S_m = S_T = 102.9(1/V_{\text{eff}})^{1/8.94} \quad (6-9)$$

6.4.3 寸法効果を考慮した強度予測結果

Fig.6-17 は、 V_{eff} および v_f の関数によって予測される破壊強度を示す。図中の実線および点線は、式(6-6)～式(6-8)を計算して得られた σ_f-v_f および σ_f-V_{eff} の関係に対応する。また、実験点は、6.3 で論じた 3PF, 4PF, および $\phi 12.5$ 試験片の強度データである。

σ_f は、ばらつきが見られるが、実験データは $\sigma_f = h(V_{\text{eff}}, v_f)$ で表される破壊包絡面でカバーされているといえる。ここで、 σ_f の変動には主に 2 つの原因があると考えられる。第 1 には、コンプレッション成形プロセス中に生じた母材樹脂への製造上の欠陥であり、破壊起点を含む確率が高まったことによって強度ばらつきが大きくなったものと考えられる。第 2 には、繊維と樹脂の界面を完全に結合したものと仮定したことであり、実際の破壊プロセスにおいては短繊維の母材からの引き抜けに伴う応力集中の増加によるものと推察した。定量的には微視的構造解析などの手法によって検証する必要があるが、これらの原因が破壊強度のばらつきに影響を及ぼすという点を考慮すれば、提案した破壊包絡面は、SGP の破断強度を予測できることが示唆された。

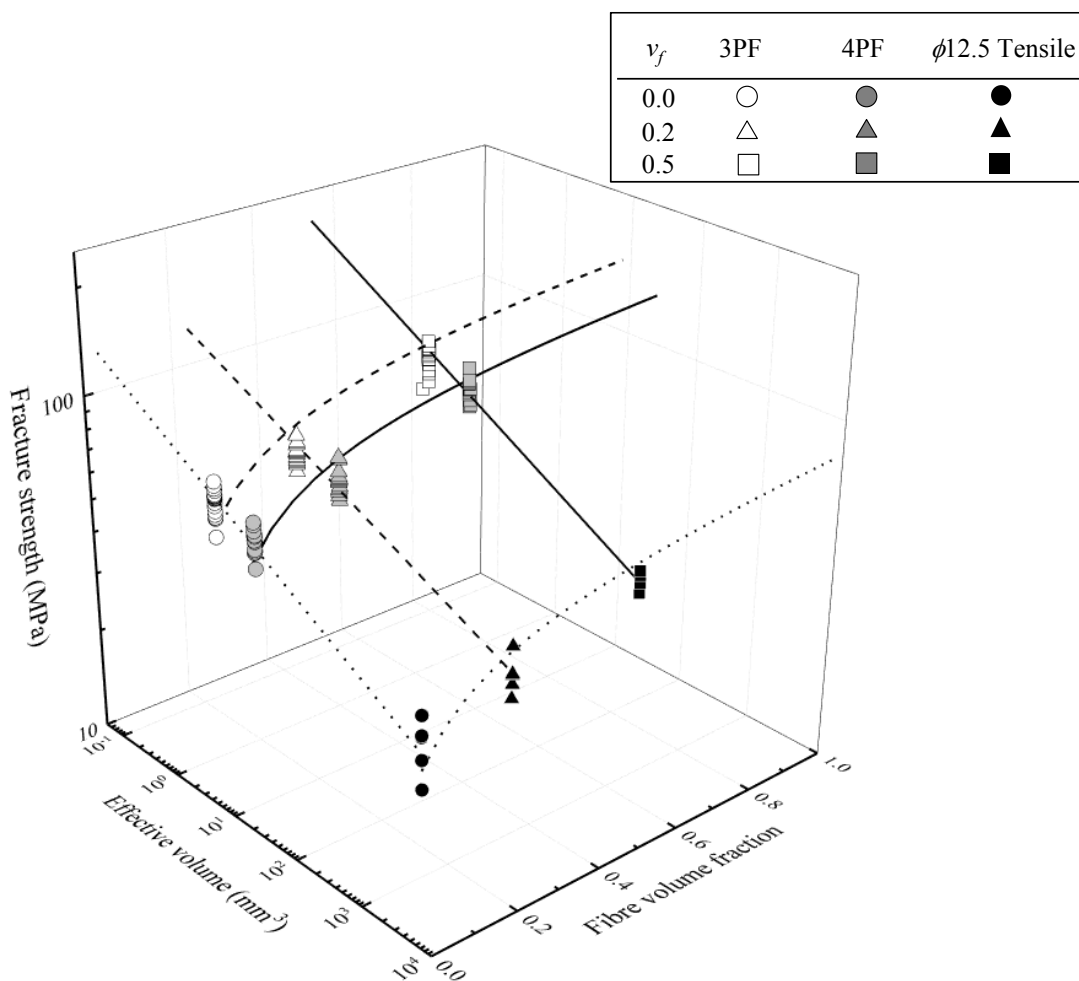


Fig.6-17 Predicted fracture strength with function of V_{eff} and v_f in SGP.

SFRP の中には、繊維と母材樹脂の組み合わせによって脆性破壊を示すものがあり、破壊強度に対する寸法効果を示唆する文献もある[20-23]. このような材料に対して Fig.6-14 及び Fig.6-15 を参照することによって、構造物の寸法効果、応力分布、および v_f を考慮しながら強度を予測できることが示唆された. FLD と FOD は実測し、樹脂の V_{eff} は FEM 解析によって定量的に得ることができる. これらの固有パラメータを $h(V_{\text{eff}}, v_f)$ の関係に適用することで、SFRP の準静的強度を得ることができる.

6.5 結言

コンプレッション成形された SGP の準静的強度を予測するための簡易的かつ効果的な強度予測法を開発するため、様々な繊維体積含有率と試験片寸法を有する曲げ試験片、引張試験片、およびねじり試験片を用いて単軸荷重試験に供試した. そして、ワイブル統計解析に基づ

いた寸法効果を考慮した予測方法を提案し、その測定値と予測値を比較した。本章で得られた主な結論を以下に示す。

- (a) SGP の FOD と FLD は、 v_f に依存せずにワイブル分布と対数正規分布でそれぞれ表せる。
- (b) SGP の寸法効果は、単軸荷重試験およびワイブル統計解析によって実験的に特徴付けられた。母材樹脂の準静的強度は、尺度母数 $\hat{\sigma}_0$ が 108.2MPa、推定ワイブル係数 \hat{m}_0 が 8.92 の EVT によって両対数線図上で統一的に表された。
- (c) コンプレッション成形された SGP の繊維配向は、 f_p および FEM 解析の結果により、ほぼランダムとみなされた。
- (d) 母材樹脂の EVT を Tsai-Hill 破損基準が組み込まれた従来の修正複合則に適用することにより、SGP の破断強度 σ_f を V_{eff} および v_f の関数として表した。
- (e) 母材樹脂中の製造欠陥や繊維引き抜けによるばらつきを考慮すると、提案した手法によって妥当な強度予測値が与えられることを検証した。

6.6 参考文献

- [1] Mortazavian, S. and Fatemi, A., “Effects of fiber orientation and anisotropy on tensile strength and elastic modulus of short fiber reinforced polymer composites”, *Composite: Part B*, **72** (2015), 116-129.
- [2] Kelly, A. and Tyson, W., “Tensile Properties of Fiber-Reinforced Metals: Copper/Tungsten and Copper/Molybdenum”, *J. Mech. Phys. Solids*, **13** (1965), 329-350.
- [3] Van Hattum, F.W.J., and Bernardo, C.A., “A study of the thermomechanical properties of carbon fiber-polypropylene composites”, *Polymer Composites* **20** (1999), 683-688.
- [4] Fukuda, H., and Chou, T.-W., “A Probabilistic theory of the strength of short-fiber composites with variable fiber length and orientation”, *Journal of Material Science* **17** (1982), 1003-1011.
- [5] Kuriger, R., Alam, M. and Anderson, D., “Strength prediction of partially aligned discontinuous fiber-reinforced composites”, *J Mater Res*, **16** (2001), 226-232.
- [6] Baxter, W.J., “The Strength of Metal Matrix Composites Reinforced with Randomly Oriented Discontinuous Fibers”, *Metallurgical Transactions*, **23A** (1998), 3045-3053.
- [7] Kang, G.-Z., Yang, C. and Zhang, J., “Tensile properties of randomly oriented short δ -Al₂O₃ fiber reinforced aluminum alloy composites. I. microstructure characteristics, fracture mechanisms and strength prediction”, *Composites: Part A*, **33** (2002), 647-656.

- [8] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “Effects of fiber length and fiber orientation distribution the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **56** (1996), 1179-1190.
- [9] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “The elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 389-400.
- [10] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “An analytical characterization of the anisotropy of the elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 1961-1972.
- [11] Lauke, B. and Fu, S.-Y., “Strength anisotropy of misaligned short-fibre-reinforced polymers, *Composites Science and Technology*, **59** (1999), 699-708.
- [12] Jyaraman, K. and Kortschot, M.T., “Correction to the Fukuda-Kawata Young’s modulus and the Fukuda Chou strength theory for short fibre-reinforced composite materials”, *J. Mater. Sci.*, **31** (1996), 2059–2064.
- [13] Thomason, J.L. and Vlugs, M.A., “Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: 1. Tensile and flexural modulus”, *Composites: Part A*, **27** (1996), 477–484.
- [14] Brody, H. and Ward, I.M., “Modulus of short carbon and glass fibre reinforced composites”, *Polym. Eng. Sci.* **11** (1971), 139–151.
- [15] Kang, G.-Z., Yang, C. and Zhang, J., “Tensile properties of randomly oriented short δ -Al₂O₃ fiber reinforced aluminum alloy composites. I. microstructure characteristics, fracture mechanisms and strength prediction”, *Composites: Part A*, **33** (2002), 647-656.
- [16] Yashiro, S., Sasaki, H., Sakaida, Y., “Particle simulation for predicting fiber motion in injection molding of short-fiber-reinforced composites” *Composites: Part A*, **43** (2012), 1754-1764.
- [17] Notta-Cuvier, D., Lauro, F., and Bennani, B., “An original approach for mechanical modelling of short-fibre reinforced composites with complex distributions of fibre orientation”, *Composites: Part A*, **62** (2014), 60-66.
- [18] Zaidani, M., Omar, M.A., and Kumar, S., “Coupling of injection molding process to mechanical properties of short fiber composites: A through process modeling approach”, *Journal of Reinforced Plastics & Composites*, **34** (2015), 1963-1978.
- [19] Belmonte, E., De Monte, M., Riedel, T., Quaresimin, M., Local microstructure and stress distributions at the crack initiation site in a short fiber reinforced polyamide under fatigue loading”,

- Polymer Testing*, **54** (2016), 250-259.
- [20] DeMonte, M., Moosbrugger, E., Quaresimin, M., "Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Quasi-static loading", *Composite: Part A*, **41** (2010), 859-871.
- [21] Hashemi, S., and Khamsehnezhad, A., "Analysis of tensile and flexural strength of single and double gated injection moulded short glass fibre reinforced PBT/PC composites", *Plastics, Rubber and Composites*, **39** (2010), 343-349.
- [22] Weibull, W., "A statistical distribution function of wide applicability", *Journal of Applied Mechanics*, **18** (1951), 293-305.
- [23] Wang, A.S.D., Tung, R.W., and Sanders, B.A., "Size effect on strength and fatigue of a short fiber composite material", *Emerging Technologies in Aerospace Structures, Design, Structural Dynamics and Materials*, (1980), 37-52.
- [24] Chen, M., Wan, C., Zhang, Y., and Zhang, Y., "Fibre Orientation and Mechanical Properties of Short Glass Fibre Reinforced PP Composites", *Polymer & Polymer Composites*, **13** (2005), 253-262.
- [25] Pipes, R.B., McCullough, R.L. and Taggart, D.G., "Behavior of discontinuous fiber composites: Fiber orientation", *Polymer Composites*, **3** (1982), 34-39.
- [26] Piaggot, M.R., "Short fibre polymer composites: A fracture-based theory of fibre reinforcement", *J. Comp.* **28** (1994), 588-606.
- [27] Chiang, C.R., "A statistical theory of the tensile strength of short fibre-reinforced composites", *Comp Sci Technol*, **50** (1994), 479-482.
- [28] Sutherland, L.S., Sheno, R.A., and Lewis, S.M., "Size and scale effects in compos: I. Literature review", *Composite Science and Technology*, **59** (1999), 209-220.
- [29] "ガラス長繊維強化プラスチック—プリプレグ、成形材料及び成形品—ガラス長繊維及び無機充てん材含有率の求め方—焼成法", *JIS K 7052-1999*, (1999), 日本規格協会.

第7章 有効体積理論による SFRP の強度予測法の汎用性に関する考察

7.1 緒言

SFRP の強度信頼性評価に関する研究としては、繊維配向分布や長さ分布を考慮した複合則 (Modified Rule of Mixture) を適用した研究成果が数多く報告されている[1-8]。近年では、微視的構造を解析対象とすることで、等価な巨視的力学特性値の算出と全体構造物の解析結果を反映させて構造物の応答を評価するマルチスケール CAE を用いた報告[9,10]や、X線 CT 法により撮像したデータから再構築した 3次元形状データを用いて FEM 解析を行い、破壊強度を推定するデジタルエンジニアリング的な研究も盛んである[11,12]。これらの研究成果は、複雑な SFRP の破壊メカニズムの推定において強力に効果を発揮できるものと推察されるが、複合材料や構造解析に関する専門知識に加えて高性能な装置が必要となるため、より簡便かつ高精度な設計手法を構築する必要がある。

本論文では、耐熱性と機械的特性に優れ、自動車用部品への展開が期待されている SGP の強度信頼性評価技術の確立を目的として、強度特性に及ぼす成形法の影響、多軸疲労特性評価、およびワイブル理論に基づいた破壊強度に及ぼす寸法効果について論じてきた。本章では、SGP の丸棒試験片を用いた引張ねじり組合せ試験で得られた強度に有効体積理論を適用し、その有効性と一般性について検討する。

7.2 試験片の材料および試験方法

7.2.1 試験片の材料

SGPの組成をTable 7-1に示す。日東紡製CS-6-SK-406 (繊維長6mm,繊維径10 μ m)を、母材樹脂は熱硬化性フェノール樹脂(日立化成工業製)を用いた。コンプレッション成形法により、 v_f を0%, 20%, および50% (以下, 0.0 v_f , 0.2 v_f , および0.5 v_f と記す)となるように300mm \times 300mm \times 10mmの板材を成形加工した。成形条件は金型温度140~160 $^{\circ}$ C, プレス圧力20MPa, および

Table 7-1 Material composition of SGP.

Component	0.0 v_f [%]	0.2 v_f [%]	0.5 v_f [%]
Glass Fiber	0	20	50
Phenolic resin	70~85	55~65	30~35
Phenol	1	1	1
Hexamethylene tetramine	3	3	3
Rock wool	10~20	10~20	10~20
Zinc stearate	1.0~2.0	1.0~2.0	1.0~2.0

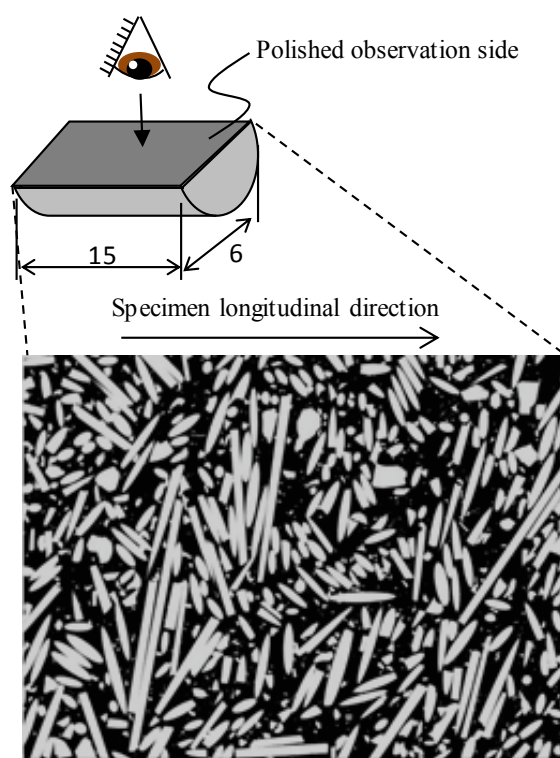


Fig.7-1 Typical microscopic image of fiber orientation for 0.5 v_f .

硬化時間 250s とした。試験片加工後、表面粗さが同等となるように追加工した。

Fig.7-1 は、後述する丸棒試験片の標定部における成形後の短繊維の配向状況を示す代表的な顕微鏡観察結果であり、短繊維が、試験片の長手方向および半径方向にわたってランダムに配向していることを確認した。

7.2.2 試験片の形状

本章で供した丸棒試験片を Fig.7-2 に示す。コンプレッション成形した平板成形材から直径 9mm、長さ 127mm の丸棒を切出した後、軸方向中央部を長さ 60mm にわたって直径 6mm に加工した。なお試験片表面は、平板成形材と同等の粗さとなるように後加工した。

7.2.3 試験方法

試験装置は、電気油圧サーボ式材料試験装置 (MTS 社製 Model858[®], 軸荷重容量±25kN, トルク容量 220N・m) を用いた。試験中、リニアアクチュエータによる引張荷重と軸方向ストローク量、トルクアクチュエータによるねじりトルクとねじり角度を記録した。引張ねじり試験は、試験片標定部の表面に生じる引張応力 σ とねじり応力 τ が、 σ - τ 平面において、組合せ応力比 $\psi(=\tau_{12}/\sigma_1)$ が 1/0 (単純ねじり), 2/1, 1/1, および 0/1 (単純引張) の 4 通りについて、比例負荷方式により応力負荷速度($\dot{\sigma}$, $\dot{\tau}$)が式(7-1)の関係を満たすように荷重を制御した[6,7]。

$$\sqrt{\dot{\sigma}^2 + \dot{\tau}^2} = 10 \text{ [MPa/s]} \quad (7-1)$$

7.2.4 DIC による全視野ひずみ測定

丸棒試験片の有効体積を求めるための FEM 解析モデルの妥当性を評価するため、一部の試験片について DIC 測定を行った。Fig.7-3 は、DIC 測定をしながら丸棒試験片の組み合わせ荷重の負荷試験を行っている様子を示す。測定装置は、GOM 社製 ARAMIS 4M[™] を用いて、50mm レンズ 2 台を視野角 25°となるように設置した。撮像領域の大きさは 2048×2048 ピクセルであり、1 ピクセルあたりの分解能は約 0.02mm である。サブセット領域の大きさは、19×19 ピクセルとした。試験片表面は、事前に白黒の斑点模様を塗料で吹き付け、撮像速度 50fps で試験開始から破断するまで撮影した。

7.2.5 有限要素法解析モデル

Fig.7-4 は、丸棒試験片の解析モデルを示す。引張荷重とねじりトルクが、単独あるいは組み合わされた荷重様式であるため、モデルの対称性は考慮せず試験片の掴み部までを対象とした。境界条件は、試験片両端面近傍の軸上に設けた参照点に与えられる。円筒座標系において参照点と試験片掴み面をカップリング拘束し、一方には引張荷重とねじりトルクを付与し、

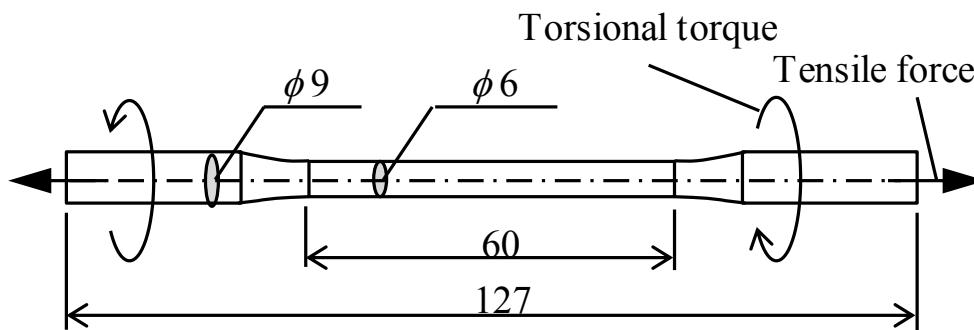


Fig.7-2 Round-bar specimen

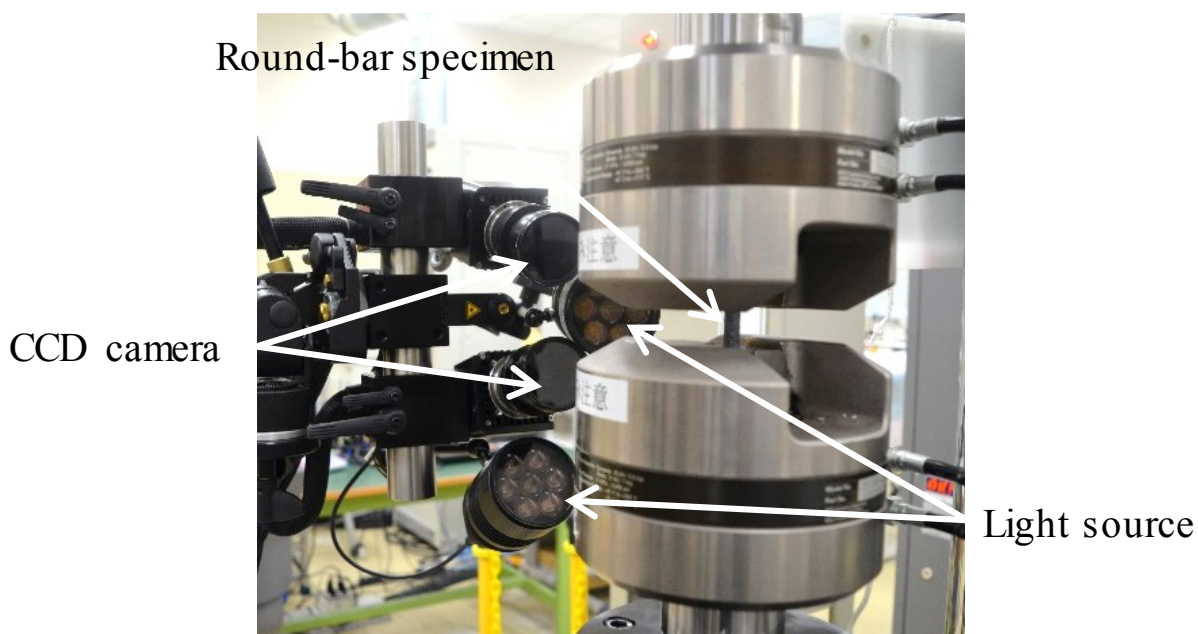


Fig.7-3 Tensile-torsional combined testing with a digital image correlation (DIC) measurement system.

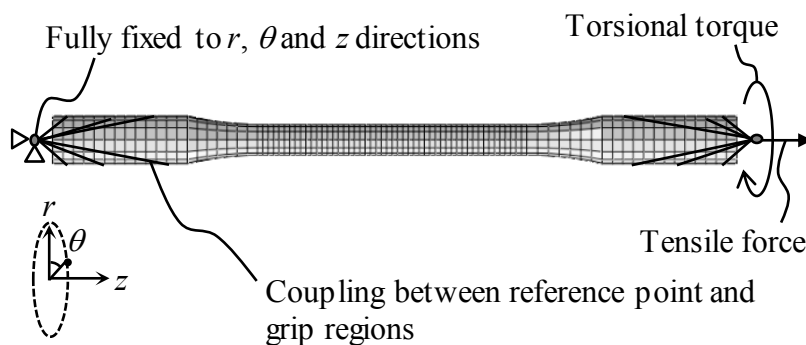


Fig.7-4 FE models for stress analysis of tensile force and torsion torque.

Table 7-2 Material properties for FE analysis.

ν_f	E [MPa]	ν
0.0	7,140	0.27
0.2	11,800	0.20
0.5	13,100	0.22

他方は完全拘束条件とした。材料物性値は、Table 7-2 に示す丸棒引張試験で得られた ν_f 毎の縦弾性係数 E とポアソン比 ν を入力した。モデルは、8 節点 6 面体の低減積分要素(C3D8R)により要素分割され、要素数は 2,520、節点数は 3,367 である。荷重は 20 ステップ刻みで徐々に増分するように与え、各ステップに対応する主応力成分と各要素体積を出力した。使用した解析プリポストとソルバーは、汎用有限要素法コード ABAQUS/standard™ v6-14 である。

7.3 試験結果および評価

7.3.1 丸棒試験片による引張-ねじり試験結果

多軸応力下における SGP の静的破壊強度を σ - τ 平面上にプロットした結果を Fig.7-5 に示す。横軸が引張応力 σ 、縦軸がねじり応力 τ を示す。図中の点線は、式(7-2)で表される Tsai-Hill 破損則[13]による破壊包絡線を表す。

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} + \frac{\tau_{12}^2}{T^2} = 1 \quad (7-2)$$

式中、添字の 1 は試験片軸方向、2 は試験片周方向を示し、 X と T は、単純引張($\psi=0/1$)と単純ねじり($\psi=1/0$)の実験結果を基に決定される材料強度を表す。実験点が少ないため、ばらつきが大きいことを考慮すると、SGP の強度は概ね Tsai-Hill 破損則で表せるといえる。 ν_f が増加するにつれて破損基準が同心円状に広がることから、 ν_f 増加による単純引張強度と単純ねじり強度の向上率は、同等であったことがわかる。

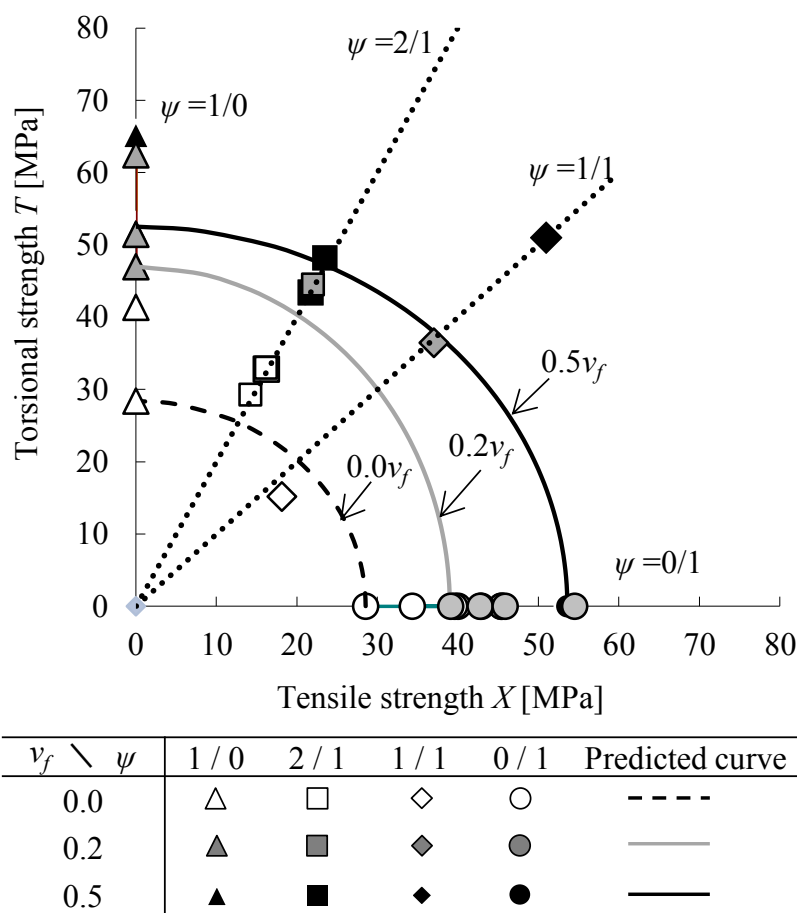


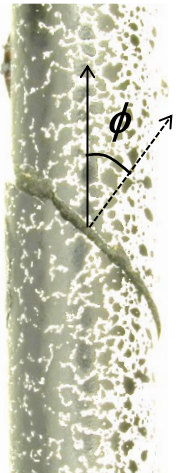
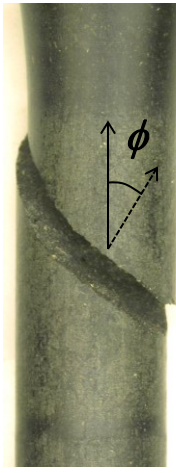

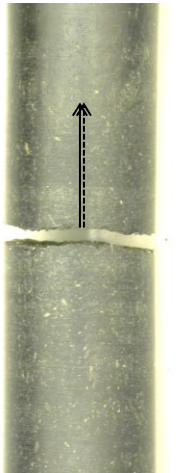
Fig.7-5 Relationships between torsional strength and tensile strength with Tsai-Hill failure criterion for SGP.

7.3.2 丸棒試験体の破断様式

光学顕微鏡により撮影した試験片の破断状況の一例を整理して Table 7-3 に示す. v_f によらず, 破壊様相は脆性的であり, 組み合わせ応力比 ψ に対応して破面の角度が変化することが確認された. 観察画像から測定した試験片長手方向に対する破断面の軸方向角度 ϕ_{exp} は, モールの応力円の考え方から式(7-3)で求めた最大主応力方向 ϕ_{th} と同等である.

$$\phi_{\text{th}} = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left| \frac{2\tau_{12}}{\sigma_1} \right| \quad (7-3)$$

Table 7-3 Comparison of fracture morphology of v_f in various ψ using optical microscopy.

$\psi = \tau_{12}/\sigma_1$	1/0	2/1	1/1	0/1
Fracture situations				
ϕ_{exp}	45.4°	35.8°	30.7°	0.0°
ϕ_{th}	45.0°	37.9°	31.7°	0.0°

以上述べたように、引張ねじり組合せ応力場における SGP の破断面は、最大主応力方向に対して垂直に形成された。この破壊様相は、第4章から第6章までに示した曲げ、あるいは単純引張のような単軸応力場で形成されたものと同様といえる。よって、引張りねじり組合せ応力場における強度が最大主応力で評価できることを示唆している。

7.3.3 有効体積理論

第4章から第6章において、SGP の破断強度に及ぼす寸法効果が、有効体積理論によって整理できることを述べた。有効体積理論では、ある応力分布における体積 V の構造物における破断強度の2母数ワイブル確率分布 $P(\sigma)$ は、式(7-4)で与えられる[14]。

$$P(\sigma) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^{m_0} \left(\frac{V}{V_0} \right) \right\} \quad (7-4)$$

ここで σ は体積 V に発生する応力、 σ_0 が尺度母数、 V_0 が基準体積、 m_0 がワイブル係数を表わす。ワイブル理論において、異なる有効体積 V_{e1}, V_{e2} を持つ構造物の強度 σ_1, σ_2 の比は式(7-5)の形で表わされる。

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left(\frac{V_{e1}}{V_{e2}} \right)^{\frac{1}{m_0}} \quad (7-5)$$

破壊強度が有効体積に依存する場合，その強度は材料固有のものとして一意に決定できず，負荷様式によって決まると考えられる．そこで，7.3 で取得した負荷様式が異なる試験片の強度を有効体積理論で整理し，試験条件間の等価性について検討する．

7.3.4 FEM 応力解析モデルの妥当性検証

有効体積理論を適用するため，丸棒試験片の有効体積を FEM 解析によって求める．本節では，実験結果と FEM 解析結果を比較し解析モデルの妥当性を検証する．代表的な結果として，単純ねじり ($\psi=1/0$) における破断直前の DIC 測定結果と FEM 解析結果の比較図を Fig. 7-6 に示す．最大主ひずみのコンター図とベクトル図を比較すると，DIC 測定で取得された試験片表面の最大主ひずみ分布は，解析結果とほぼ一致していることがわかる．

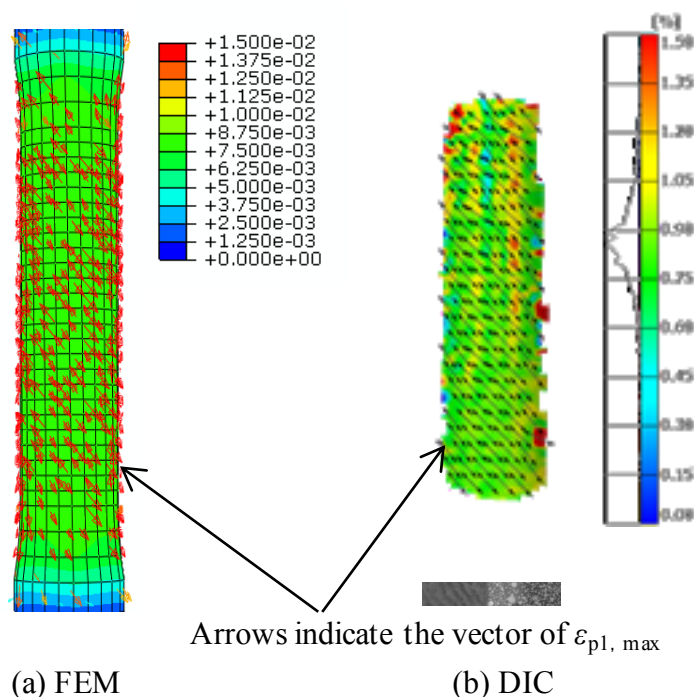


Fig.7-6 Validation of FE model with material testing and DIC full field strain measurements in torsion tests ($\psi=1/0$) of $0.0v_f$.

Fig.7-7 は、最大主応力と最大主ひずみの関係を示す。実験値の最大主応力は、式(7-6)により求め、最大主ひずみは試験片標定部の平均値を用いた。

$$\sigma_{p1} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_{12}^2} \quad (7-6)$$

FEM 解析で得られた応力ひずみ関係は、荷重負荷直後から線形関係を保ち、実験結果を良く再現できていることがわかる。なお、実験では試験片が最大応力に到達すると即時破断した。ここで述べた傾向は、 ν_f や ψ によらないことを確認した。以上述べたように、本報で用いた FEM 解析モデルは妥当であることが確認された。

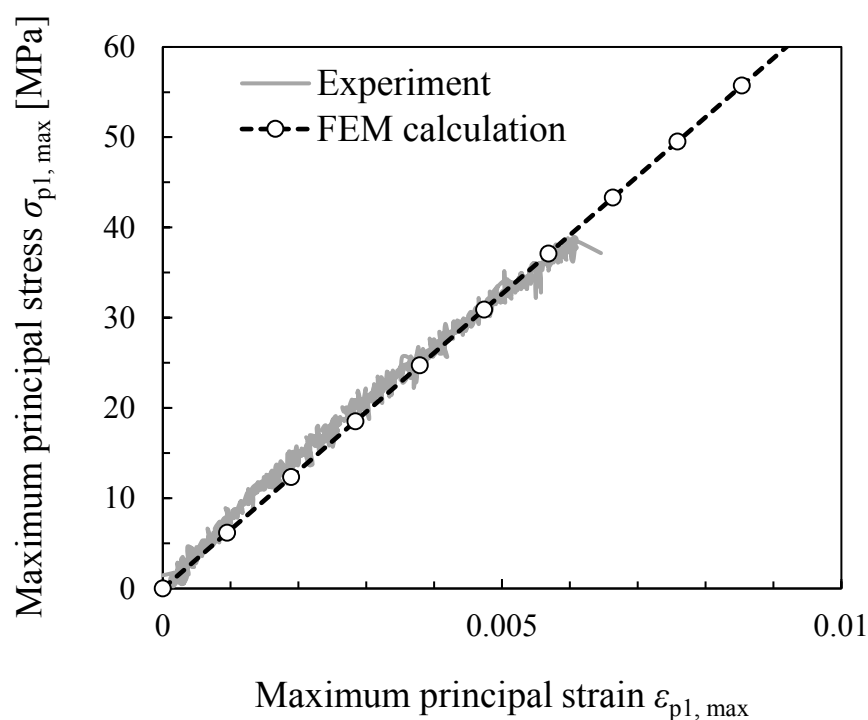


Fig.7-7 Comparison of relationships between $\sigma_{p, \max}$ and $\epsilon_{p, \max}$ in DIC experiment and FEM calculations.

7.4 有効体積理論による多軸強度評価

7.4.1 SGP の推定ワイブル係数

第4章においてにおいて、SGP は v_f によらず引張、3点曲げ、および4点曲げ試験の強度に対する寸法依存性が有効体積理論に従うことを述べた。すなわち、有効体積 V_{eff} が異なる試験片の強度 σ_f は、ワイブル係数 m_0 の推定値を \hat{m}_0 、尺度母数 σ_0 の推定値を $\hat{\sigma}_0$ と表せば、式(7-7)の関係で表せる。推定したワイブルパラメータを Table 7-4 に示す。

$$\sigma_f = \hat{\sigma}_0 \left(\frac{1}{V_{\text{eff}}} \right)^{\frac{1}{\hat{m}_0}} \quad (7-7)$$

Table 7-4 Deduced weibull parameters for SGP.

v_f	\hat{m}_0	$\hat{\sigma}_0$ [MPa]
0	8.94	102.9
0.2	10.5	108.3
0.5	9.24	161.5

7.4.2 推定ワイブル係数を用いた有効体積の適用

引張ねじり組合せ応力が作用された丸棒試験片の有効体積 V_{eff} は、要素数 n で離散化された FEM 解析によって得られた応力分布を式(7-8)に適用することによって求められる。Fig-7-8 は、式(7-8)を用いて V_{eff} を計算するフローチャートを示す。

$$V_{\text{eff}} = \sum_{i=1}^n \left\{ \left(\frac{\chi \sigma_{p1,i}}{\sigma_{p1, \max}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p2,i}}{\sigma_{p1, \max}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p3,i}}{\sigma_{p1, \max}} \right)^{\hat{m}_0} \right\} \Delta V_i \quad (7-8)$$

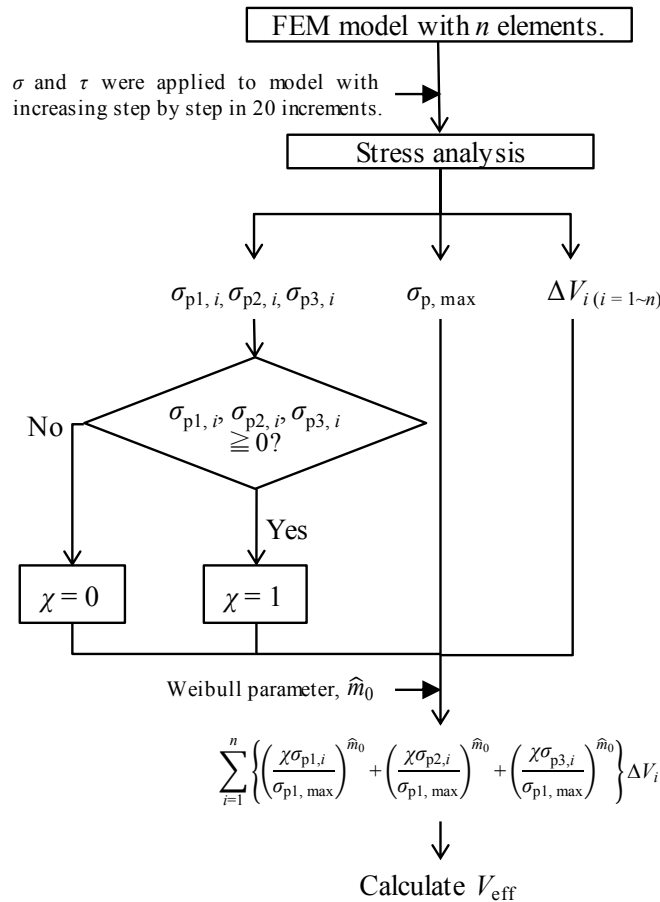


Fig.7-8 Calculation flow of effective volume in SGP.

FEM 応力解析で得られた結果から、最大主応力の最大値 $\sigma_{p, \max}$ 、要素 i の体積 ΔV_i 、および 3 つの主応力値 $\sigma_{p1, i}$ 、 $\sigma_{p2, i}$ 、 $\sigma_{p3, i}$ を抽出する。ここで、主応力が $\{\sigma_{p1, i}, \sigma_{p2, i}, \sigma_{p3, i}\} \geq 0$ の場合は、その要素が引張応力成分を持つと判断して $\chi=1$ とする。その一方、 $\{\sigma_{p1, i}, \sigma_{p2, i}, \sigma_{p3, i}\} < 0$ の場合は、その要素が引張応力成分を持たないと判断して $\chi=0$ とする。以上のフローに従って要素 i における $\sigma_{p1, i}$ 、 $\sigma_{p2, i}$ 、 $\sigma_{p3, i}$ 、および ΔV_i を式(7-8)に代入して総和をとると V_{eff} が得られる。丸棒試験片の FEM 解析結果に \hat{m}_0 を適用して求めた有効体積を、試験で得られた平均強度 $\sigma_{f, \text{ave}}$ と標準偏差 S. D. を対応させて Table 7-5 に示す。表中には、既報済みの 3 点曲げ、4 点曲げ、および $\phi 12.5$ 引張試験結果と次章で述べる異なる手法によって求めた V_{eff} を示す。引張ねじり組合せ応力が作用する丸棒試験片の有効体積 V_{eff} は、繊維含有率 v_f によらず、単純ねじり ($\psi=1/0$) がもっとも小さく、 ψ が変化して単純引張 ($\psi=0/1$) に推移するに従って増加する傾向が確認された。強度 σ_f については、試験員数が各試験片につき 1 ないし 3 本であり、ばらつきの影響を無視できないが、定性的には有効体積が大きくなると強度は低下するといえる。

Table 7-5 Results of average strength with corresponding to effective volume for each loading modes.

Loading mode	v_f	Sample number	$\sigma_{f,ave}$ [MPa]	S. D. [MPa]	V_{eff} (Iteration) [mm ³]	V_{eff} (Prediction)		
						Bending [mm ³]	Round-bar [mm ³]	
3 point flexural	0.0	20	80.5	6.7	8.9	5.1	16.2	
	0.2	20	88.7	6.2	6.1	3.7	9.2	
	0.5	20	128.1	8.3	9.2	2.9	6.0	
4 point flexural	0.0	15	73.0	5.7	33.9	24.6	48.8	
	0.2	14	84.7	6.8	26.9	20.3	34.1	
	0.5	15	116.3	7.4	34.0	17.6	26.5	
ϕ 12.5 tensile	0.0	6	37.6	6.4	7420	7420	7420	
	0.2	6	45.1	5.2	7472	7472	7472	
	0.5	6	60.5	6.0	7394	7394	7394	
Tensile-	$\psi=1/0$	0.0	3	34.9	9.2	437	365	598
		0.2	3	54.7	7.9	394	314	473
		0.5	3	52.3	0.3	464	281	394
	$\psi=2/1$	0.0	1	42.0	-	545	463	724
		0.2	1	56.9	-	494	402	583
		0.5	1	55.6	-	576	364	498
Torsional	$\psi=1/1$	0.0	2	32.0	7.4	677	583	882
		0.2	2	50.7	12.4	618	511	718
		0.5	2	71.9	14.9	711	464	617
	$\psi=0/1$	0.0	2	29.6	0.6	1530	1480	1635
		0.2	2	42.2	4.4	1500	1442	1552
		0.5	2	52.3	0.1	1550	1415	1501

7.4.3 組合せ応力場への有効体積理論の適用

Fig.7-9 は、Table 7-5 に示したデータを用いて、 V_{eff} (Iteration)を横軸に、 σ_f を縦軸にとった両対数関係を示す。図は、SGP の3点曲げ、4点曲げ、および ϕ 12.5引張試験による単軸試験結果、式(7-5)で求めた v_f 毎の強度推定線、および引張ねじり試験結果をプロットした。ここで、強度推定線の傾き \hat{m}_0 は、 v_f ごとに \hat{m}_0 を仮定して求めた V_{eff} で試験結果をプロットし、プロットした試験結果に対して近似曲線を求めたときの直線の傾き $1/m_0$ の逆数が仮定した \hat{m}_0 と一致するまで最小二乗法により収束計算して求めた。以上の手順により求めた単軸試験片の強度推定線によると、丸棒試験片の強度は高めに予測される傾向を示したが、 ψ によらず概ね再現できているといえる。予測値が高めになった理由としては、 V_{eff} が 100mm³ 以上の範囲における実験点が少なかったことが考えられる。また、次節でも述べるが、強度推定線を求めるためのワイブル係数を推定する手段にも依存すると思われる。従って、寸法が大きい試験片についても曲げ試験と同数程度の実験点を取得し、強度推定線との合致度を検討する必要がある。以上を考慮すれば、 v_f が 0.0~0.5 の範囲において SGP の V_{eff} と σ_f は、両対数線図上で相関があるといえる。また、引張ねじり組合せ試験結果が、曲げと引張による単軸試験結果から求めた強度推定線によって予測できることが示された。さらに、7.3.2 で述べた SGP の破面観察結

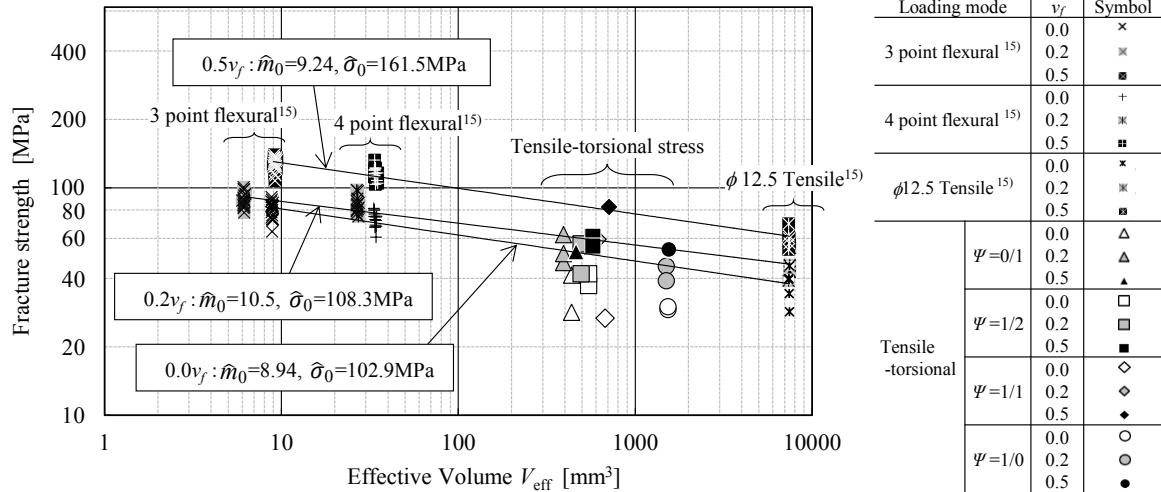


Fig.7-9 Relationships between $\sigma_f - V_{\text{eff}}$ obtained by effective volume theory with iterating calculation.

果も考慮すると、SGP の強度 σ_f は、最大主応力を用いて v_f 毎に有効体積理論で整理できることが示唆された。

7.4.4 推定ワイブル係数に及ぼす算出方法の影響の評価

7.4.3 で述べた計算方法によると、破壊様式が異なる実験点が存在すれば、試験片の員数が少ない場合でもおおよその強度を推定できる利点がある。その一方、特定の試験方法による強度データを統計解析して得られたワイブル係数を有効体積理論に適用し、強度を予測する方法がある。そこで、ワイブル係数を推定する方法の違いが強度推定線に及ぼす影響について検討する。ここでは、曲げ試験片、および丸棒試験片の結果から推定したワイブル係数により強度推定線を作成した。

Fig.7-10 は、約 20 点の強度データからなる 3 点曲げ試験と 4 点曲げ試験のワイブル係数の平均値を推定ワイブル係数 \bar{m}_0 と定義して作成した σ_f と V_{eff} の両対数線図である。ここで、 σ_f が 3 点曲げ強度と 4 点曲げ強度の平均値、 V_{eff} が 10mm^3 を通り、傾き \bar{m}_0 となる強度推定線を作成した。また、Fig.7-11 は、丸棒試験片のデータを最小二乗近似して得た累乗近似曲線を強度推定線とし、その傾き \bar{m}_0 によって作成した σ_f と V_{eff} の両対数線図を示す。丸棒試験の強度データ点が少なかったため、本報では ψ の違いを考慮しなかった。以上のように求めた \bar{m}_0 を v_f 毎に整理して、曲げ試験片を Table 7-6 に、丸棒試験片を Table 7 に示す。 \bar{m}_0 は、曲げ試験片が 11.1 から 15.1、丸棒試験片が 4.7 から 5.8 であった。試験片寸法が小さくなるに従って、 \bar{m}_0 が大きくなる

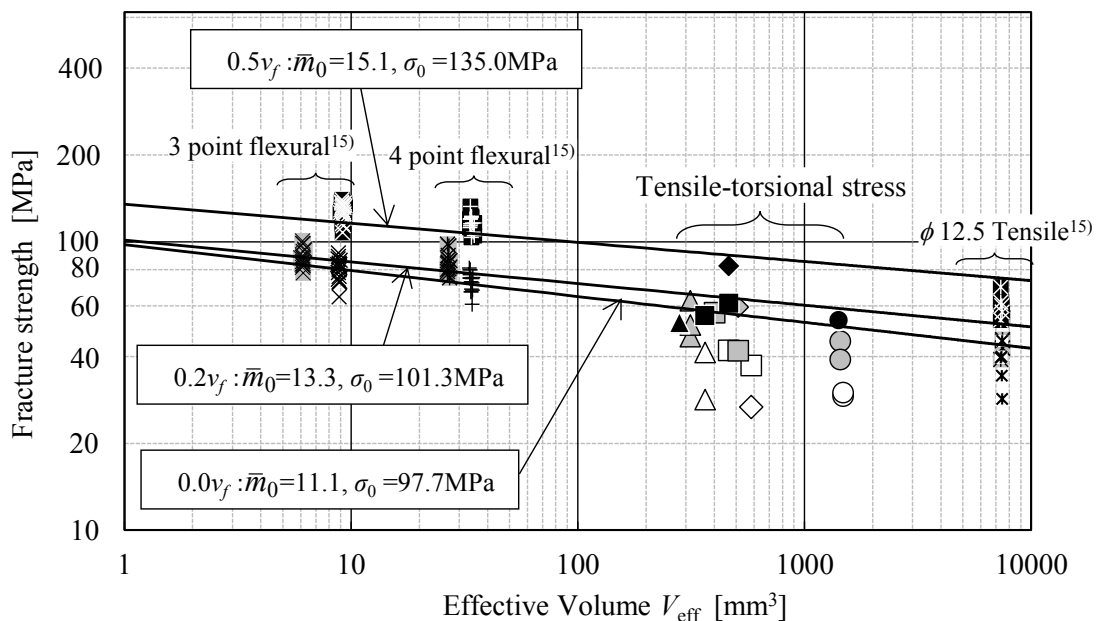


Fig.7-10 Relationships between $\sigma_f - V_{\text{eff}}$ with Weibull parameters obtained by averaging three point- and four point flexural tests.

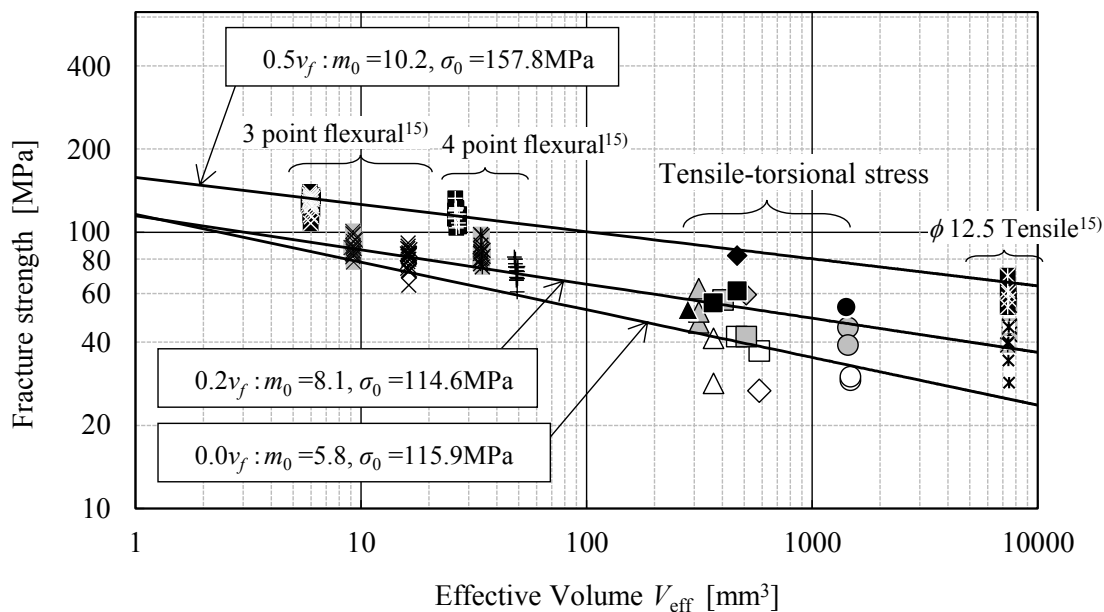


Fig.7-11 Relationships between $\sigma_f - V_{\text{eff}}$ with Weibull parameters obtained by Round-bar specimens.

傾向は、谷口ら[15]、原田ら[16]のセラミックスを対象とした寸法効果に関する検討結果と定性的に一致する。Table 7-6 および 7-7 に示したワイブル係数をすべての試験片に適用して求めた有効体積は、Table 5 に V_{eff} (Prediction)として示した。Fig.7-10 に着目すると、 V_{eff} が小さい試験片でワイブル係数を推定した場合、 V_{eff} が大きな試験片の強度推定線図は高めに与えられる。さらに、 V_{eff} が 100mm^3 を上回ると、強度推定線の合致度は、 v_f が小さくなるにつれて低下する傾向を示した。一方、Fig.7-11 に示した丸棒試験片による強度推定線は、Fig.7-9 および Fig.7-10 と比較すると、 V_{eff} が 10mm^3 から 1000mm^3 の範囲で v_f によらず試験データと合ってきている。この結果は、平均強度に関しては有効な予測値が与えられることを示唆しているが、 \bar{m}_0 が小さいため、取り得る誤差範囲が大きくなっていると推察される。以上の検討によると、SGP 強度のワイブル係数は、試験片寸法や応力分布によってばらつくため、対応する強度推定線も変動することが示された。ワイブル係数の取得方法によらず強度推定線図は実験結果を再現できるといえるが、7.4.3 で述べた収束計算による手法をさらに検討することによって、広い範囲の V_{eff} における実験点に合致する強度推定線が得られると考えられる。以上述べたように、SGP の σ_f と V_{eff} は、荷重様式によらず両対数線図上で相関することが確認された。強度推定線の傾きを導出する過程によって予測可能な範囲や精度が変動するが、SGP の強度に及ぼす寸法効果が、 v_f が 0.0 から 0.5 の範囲において有効体積理論で説明できることを示したといえる。

7.5 FEM 応力解析による有効体積計算手法の一般性

SGP で作製した OH 試験体の有効体積を FEM 解析により求め、寸法効果を考慮した EVT を適用して強度信頼性評価する手法を第 4 章で構築した。FEM 解析を活用する際に配慮すべきは、要素形状、要素数、応力集中を考慮した要素の粗密、および要素種類を適切に選択することである。しかし、プリポスト環境や要素作成アルゴリズムの違いやユーザーによる要素分割の熟練度の差が結果にばらつきを与えることが懸念される。そこで、第 4 章で述べた OH 試験体を対象として、要素分割が異なる解析モデルの有効体積を計算し、破壊確率分布により本提案手法の一般性について評価する。

4.5.1 で述べた OH 試験体の解析モデルを基準として、要素数が異なるモデルと要素形状が異なるモデルを作成した。Fig.7-12 と Fig.7-13 は、四面体要素と六面体要素による OH 試験体の要素分割図を示す。それぞれのモデルにおける要素分割数を整理して Table 7-6 に示す。

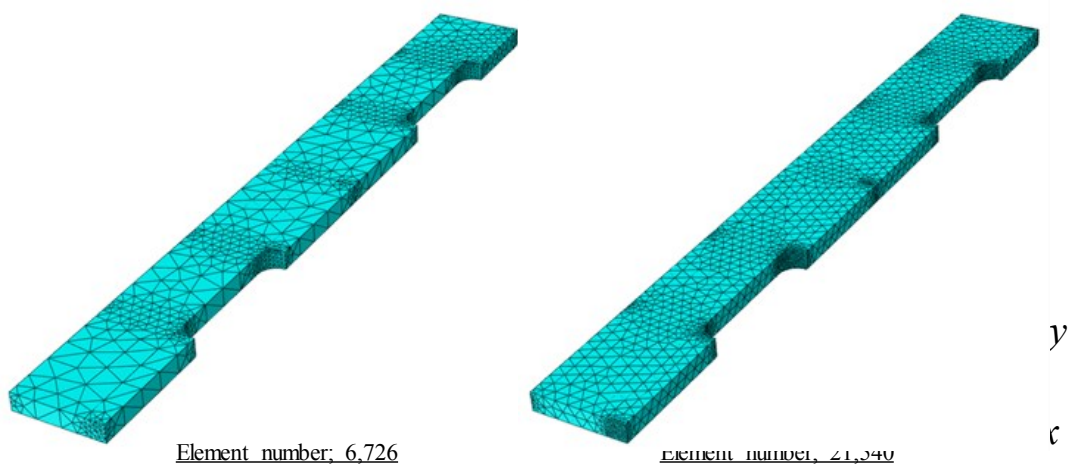


Fig. 7-12 Tetra-meshed OH specimen models.

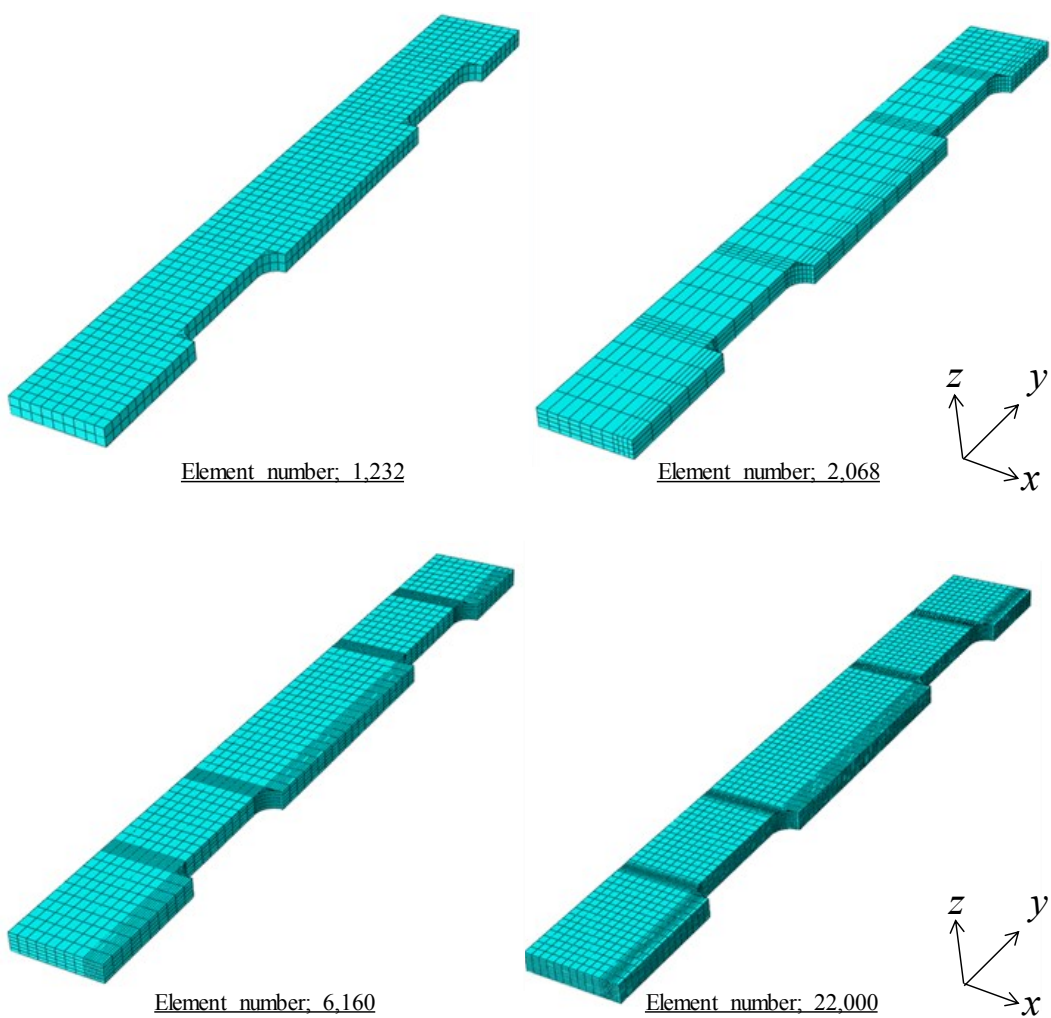


Fig. 7-13 Hexa-meshed OH specimen models.

Table 7-6 Various FE mesh in Open-Hole specimen for validation the proposed method.

Element shape (Element type)	Element number			
Tetra(C3D4)	-	-	6,726	21,540
Hexagon (C3D8)	1,232	2,068	6,160	22,000

以上示したモデルを用いて、OH 試験体の破壊確率分布を Fig.7-14 に示す。縦軸が破壊確率 P 、横軸が荷重 F で表され、プロットは OH 試験体の破断強度をメディアンランク法で割り付けられている。実線で示された破壊確率曲線は、 v_f によらずほとんど一致していることから、要素形状や要素数に依存しにくいものと考えられる。要素分割数が変わると、発生応力や有効体積が変動するため、従来の応力評価では非安全側あるいは過剰に安全な評価結果を与える場合があった。しかし、EVT による手法を適用することにより、任意に要素分割された SGP 構造物に対して合理的な強度評価が可能になることが示唆された。また図中には、 $0.5v_f$ について Fig. 7-9 から Fig. 7-11 で取得したワイブル係数により求めた破壊確率分布曲線を示している。破壊確率分布曲線は、有効体積を決めるワイブル係数に支配されるといえる。曲線を比較すると、本論文で提案した異なる有効体積の試験結果を累乗近似して求める手法が最も実験点と合致している。従って、試験数が少ない場合であっても、複数の荷重様式から EVT で推定したワイブル係数を用いることによって SGP の強度を精密に予測できると考えられる。

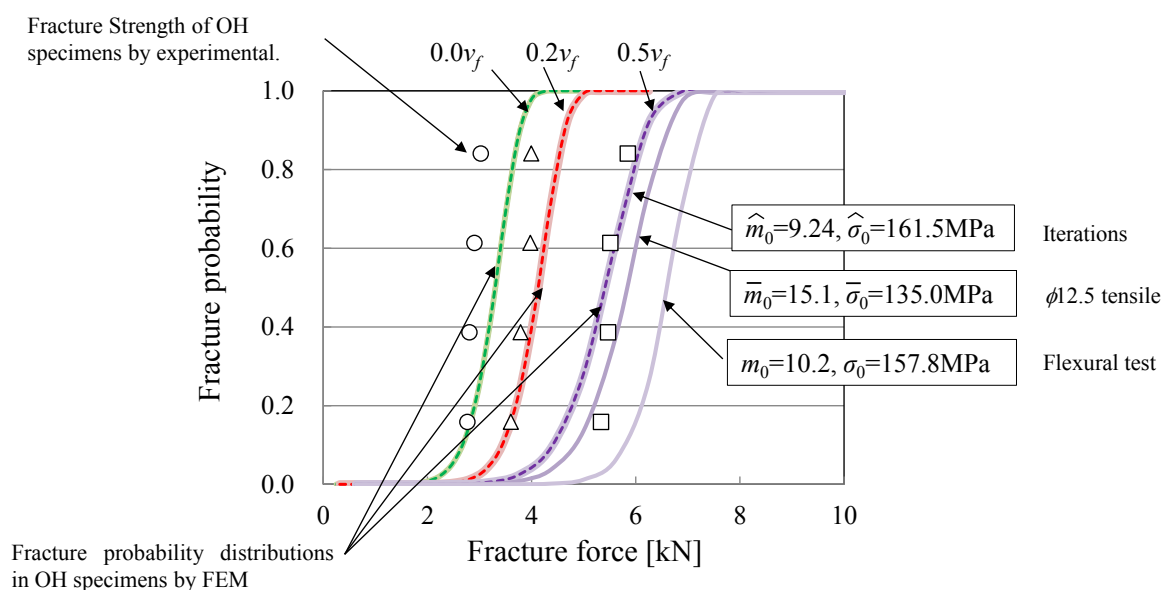


Fig. 7-14 Effects of FE mesh size on relationships between fracture probability and force.

7.6 結言

SGP の丸棒試験片に引張ねじり組合せ応力を負荷した破断強度特性を取得し、ワイブル理論に基づく有効体積理論を適用することにより強度の寸法効果を検討した。得られた知見を以下にまとめる。

- (a) SGP の軸ねじり強度は、 v_f や ψ によらず Tsai-Hill 破損則に従う傾向を示した。
- (b) 破面は、 ψ によって角度が変化し、最大主応力方向に対して垂直に形成される脆性破壊様相を呈した。
- (c) 本報で提案した 2 通りのワイブル係数取得方法による強度推定線図はいずれも実験結果を再現したが、収束計算による手法を適用することで、より広い範囲における V_{eff} に対する強度を予測できると見込まれた。
- (d) 今回供試した SGP の強度 σ_f の寸法効果は、 v_f が 0.0 から 0.5 の範囲において荷重様式によらず有効体積理論で説明できることを示した。
- (e) EVT による SGP の強度評価は、要素形状や要素数の影響を受けにくいことが示唆された。一方、破壊確率分布曲線はワイブル係数に強く依存するが、本論文で提案した異なる有効体積の試験結果を累乗近似して求める手法の精度が最も合理的な精度を与えた。

7.7 参考文献

- [1] Mortazavian, S. and Fatemi, A., “Effects of fiber orientation and anisotropy on tensile strength and elastic modulus of short fiber reinforced polymer composite”, *Composite: Part B*, **72** (2015), 116-129.
- [2] Kelly, A. and Tyson, W., “Tensile Properties of Fiber-Reinforced Metals: Copper/Tungsten and Copper/Molybdenum”, *J. Mech. Phys. Solids*, **13** (1965), 329-350.
- [3] Van Hattum, F.W.J., and Bernardo, C.A., “A study of the thermomechanical properties of carbon fiber-polypropylene composites”, *Polymer Composites*, **20** (1999), 683-688.
- [4] Baxter, W.J., “The Strength of Metal Matrix Composites Reinforced with Randomly Oriented Discontinuous Fibers”, *Metallurgical Transactions*, **23A** (1998), 3045-3053.
- [5] Kang, G.-Z., Yang, C. and Zhang, J., “Tensile properties of randomly oriented short δ - Al_2O_3 fiber reinforced aluminum alloy composites. I. microstructure characteristics, fracture mechanisms and strength prediction”, *Composites: Part A*, **33** (2002), 647-656.
- [6] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “Effects of fiber length and fiber orientation distribution the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **56** (1996), 1179-1190.

- [7] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “The elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 389-400.
- [8] Fu, S.-Y. and Lauke, B., “An analytical characterization of the anisotropy of the elastic modulus of misaligned short-fiber-reinforced polymers”, *Composite Science and Technology*, **58** (1998), 1961-1972.
- [9] Scheider I., Chen Y., Hinz A., Huber, N., Mosler, J., “Size effects in short fibre reinforced composites. *Engineering Fracture Mechanics*, **100** (2013), 17-27.
- [10] Sato, Y., Okabe, T., Higuchi, R. and Yoshioka, K., “Multiscale approach to predict crack initiation in unidirectional off-axis laminates”, *Advanced Composite Materials*, **23** (2014), 461-475.
- [11] Yoshimura, A., Hosoya, R., Koyanagi, J. and Ogasawara, T., “X-ray computed toography used to measure fiber orientation in CFRP laminates”, *Advanced Composite Materials*, **25** (2016), 19-30.
- [12] Ueda, M., Mimura, K. and Jeong, T.K., “In situ observation of kink-band formation in a unidirectional carbon fiber reinforced plastic by Xray computed tomography imaging”, *Advanced Composite Materials*, **25** (2016), 31-43.
- [13] Tsai, S. W. , “Strength characteristics of composite materials”, *NASA CR-224* (1965).
- [14] Weibull, W., “A statistical distribution function of wide applicability”, *Journal of Applied Mechanics*, **18** (1951), 293-297.
- [15] Taniguchi, Y., Kitazumi, J. and Yamada, T., “Bending Strength Analysis of Ceramics Based on the Statistical Theory of Stress and Fracture Location”, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, **38** (1989), 777-782.
- [16] Harada, S., Noda, N. Uehara, O. and Nagano, M., “Tensile strength of hot isostatic Pressed Silicon Nitride and effect of specimen dimension”, *The Japan Society of Mechanical Engineering, Series A*, **57** (1991), 1637-1642.

第8章 結論

SFRP (Short Fiber Reinforced Plastic ; 短繊維強化樹脂複合材) は、母材樹脂の高性能化によって高強度特性を発現することが可能となってきた。そのため SFRP は、過酷な力学的環境下での使用や、一次構造部材への適用が広がりつつある。また、SFRP は複雑な形状の部品を一体成形できるため、軽量性、設計自由度、および生産効率性などの点で金属材料よりも優れるといえる。また、樹脂の特性や製品形状に対応した成形法が開発されている。射出成形法を応用した高サイクル成形技術も確立されつつあり、大量生産性と低コスト性を両立することが可能になってきている。このような背景から、SFRP は自動車、電機製品、および生活家電製品などの分野における機械構造部品への適用が急速に進んでいる。その一方、SFRP は、金属材料と異なり、樹脂割れ、繊維破断や抜けが絡んだ複雑な破壊挙動を示す。また、強度の変動が大きいと、製品の安全性を保証するためには個別の要素試験や試作機の強度評価を繰り返して確認する必要がある。さらに、SFRP を構造用材料として用途拡大するためには、強度特性に及ぼす各種因子の影響を明らかにし、設計者が扱いやすい汎用的な SFRP の強度設計技術を確立し、試験や試作を低減することが急務である。以上のことから、本研究では SFRP の一つである SGP (Short Glass-fiber-reinforced Phenolic resin composites ; ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材) を対象として、その強度信頼性を簡便かつ高精度に評価する手法を確立することを目的とした。まず、SGP の成形法の違いが強度特性に及ぼす影響を実験により評価するとともに、強度のばらつきを統計解析した。次に、ワイブル統計に基づいた有効体積理論を構造物の強度評価に適用する方法を検討した。さらに、SGP の寸法効果を考慮した強度予測法を新たに提案するとともに、本研究で構築した強度信頼性評価法の汎用性について検討した。

第2章では、射出成形法 (Type-I) ならびにコンプレッション成形法 (Type-P) で作製した SGP 材の試験片を用いて、4点曲げ強度試験と繊維分布のモルフォロジーを顕微鏡観察した。さらに、得られた結果に基づいて機械特性を予測し、以下の結論を得た。ガラス短繊維体積含有率 v_f が増加するにつれて、4点曲げ強度ならびに弾性係数は増加する傾向を示し、特に Type-I の強度特性に及ぼす v_f の感度は、Type-P を上回る傾向が認められた。また、SGP の4点曲げ強度は、ワイブル分布に概ね一致することを明らかにし、ワイブル係数 m は、Type-I が 17.2

～23.0, Type-P が 9.1～33.6 となった。さらに, SGP の機械的特性に及ぼす v_f や繊維配向の影響を考慮した成形法パラメータ η_i を定義した。 η_i を Fukuda-Kawada の式ならびに Fukuda-Chou の式に適用した結果, SGP の弾性係数ならびに破断強度が, 誤差±15%以内の精度で予測できることを確認し, 材料構成を決定可能な機械特性評価線図を構築した。以上の実験と考察により, 提案した η_i は, SGP の機械的特性におよぼす成形法依存性を統一的に整理できることを示した。

第3章では, 軸引張荷重とねじり荷重を組み合わせた多軸応力場における静的および疲労強度特性を取得し, 異方性材料の静的破損基準に基づく無次元化応力の疲労寿命予測への有効性について検討した。その結果, 以下の知見を得た。単軸荷重下において, 強度と弾性係数は v_f と成形法に依存し, 本実験範囲では Type-I の軸方向応力 σ_L に対する感度が最も高くなる傾向を得た。SGP の静的破壊強度は, 成形法の影響を考慮すると, 本実験範囲では Tsai-Hill 破損基準によりほぼ予測できることが示唆された。主応力による繰返し最大応力を用いた S-N 曲線から, Type-I は v_f が小さくなると疲労強度が低下する傾向が認められた。一方, Type-P の S-N 曲線の傾きと v_f の関係は, Type-I ほど明瞭ではなかった。主応力の強度比 $\sigma_{p1, \max}/\sigma_{p1,0}$ を SGP の S-N 曲線に適用することによって, 成形法, v_f に依存した S-N 曲線が得られた。さらに, Type-I の疲労抵抗感度 b と v_f には巨視的には線形関係があり, b に及ぼす v_f の影響は, 多軸応力よりも単軸応力が作用した場合に強くなる傾向を見出した。多軸応力下での静的破壊基準に基づく無次元化相当応力 σ^* を SGP の S-N 曲線に適用することによって, α や v_f によらない疲労曲線で統一的に整理できることを示した。 σ^* は多軸疲労寿命予測の上で有効な強度パラメータとして適用できることを明らかにした。

第4章では, 繊維含有量, 形状, 大きさ, および負荷方式の異なる GSP 試験片を用いた強度試験を実施しワイブル係数を取得した。また, 有限要素解析とワイブル統計に基づく有効体積理論を適用した強度予測法を構築し, 有孔試験体の引張試験により予測法の妥当性を検証した。その結果, SGP の 3PF (3 point flexural ; 3点曲げ), 4PF (4 point flexural ; 4点曲げ), および引張の強度分布はワイブルプロットで整理され, 強度分布の程度を表すワイブル係数は, 5.8 から 17.6 を示した。強度とワイブル係数は, v_f と正の相関があることを明らかにした。また, SGP の強度は, 試験片の体積に応じて引張, 4PF, および 3PF の順に破断強度が高くなる結果を示したことから, 寸法の効果が無視できないことが示唆された。そこで, SGP の基本試験結果に対して EVT (Effective Volume Theory ; 有効体積理論) を適用し, ワイブル係数 \hat{m}_0 と尺度母数 $\hat{\sigma}_0$ を v_f ごとに推定した。推定されたワイブル係数を用いて, 寸法効果を考慮し

た有効体積 V_{eff} と破断強度 σ_f の関係を求めた。さらに、FEM (Finite Element Analysis : 有限要素法) と EVT を適用した強度予測法を構築し、構造要素を模擬した OH (Open Hole ; 有孔) 試験体の強度を予測した。OH 試験体の引張試験と比較した結果、予測値に対する実験値の誤差は、 $0.0v_f$ が -13.6%、 $0.2v_f$ が -4.9%、 $0.5v_f$ が 3.8% であり、平均破断強度による評価に比べて精度が向上することを確認した。

第5章では、Type-P 製 SGP の多軸応力場における寸法効果を明らかにするため、実験的に検討を進めた。まず、破断強度に及ぼす v_f と荷重荷様式の影響を評価するため、室温で 3PF、4PF、および引張りねじり組合せ試験を実施し、Tsai-Hill 破損基準が引張りねじり組合せ荷重下における強度を予測するのに有効であることを確認した。また、SGP は荷重荷様式ごとに異なる強度を示すことが確認された。そこで、EVT を適用して試験片形状と荷重荷様式を考慮した推定ワイブルパラメータ \hat{m}_0 と $\hat{\sigma}_0$ を求め、試験片形状と荷重荷様式を考慮した固有のワイブル係数とみなした。さらに、引張りねじり組合せ応力状態における $\phi 12.5$ 引張試験片の強度を評価するため、有効体積を考慮した修正 Tsai-Hill 破損基準を提案した。修正 Tsai-Hill 破損基準によると、 v_f によらず破壊確率 5%~95% の範囲内で実験点を再現できることを明らかにした。

第6章では、Type-P 製 SGP の準静的強度を予測するための簡易かつ効果的な強度予測法を開発するため、様々な繊維体積含有率と試験片寸法を有する曲げ試験片、引張試験片、およびねじり試験片を用いて単軸荷重試験に供し、ワイブル統計解析に基づいた寸法効果を考慮した予測方法を提案し、その測定値と予測値を比較した。その結果、SGP の FOD (Fiber Orientation Distribution; 繊維配向分布) と FLD (Fiber Length distribution; 繊維長分布) は、 v_f によらずワイブル分布と対数正規分布でそれぞれ表せることを明らかにした。また、SGP の寸法効果は、単軸荷重試験とワイブル統計解析によって実験的に特徴付けられることを確認し、さらに $0.0v_f$ 、すなわち SGP を構成する母材樹脂の準静的強度が、EVT によって両対数線図上で統一的に表せることを明らかにした。SGP の短繊維は、繊維配向パラメータ f_p および FEM 解析の結果により、ほぼランダムに配向しているとみなされた。以上の検討結果に基づき、荷重荷方向を考慮した Tsai-Hill 破損基準を修正複合則に組み込む従来の手法に、母材樹脂の寸法効果を付与する計算を組合せ、SGP の破断強度 σ_f を V_{eff} および v_f の関数として表した。母材樹脂中の製造欠陥や繊維の引き抜けによるばらつきを考慮すると、予測値と実験値が良く一致した。

第7章では、SGPの丸棒試験片に引張ねじり組合せ応力を負荷した場合の破断強度を取得し、ワイブル理論に基づく有効体積理論を適用して強度の寸法効果を検討した。その結果、SGPの軸ねじり強度は、 v_f や ψ によらずTsai-Hill破損則に従う傾向を示した。また、試験片の破面は、組合せ応力比 ψ によって角度が変化し、最大主応力方向に対して垂直に形成される脆性破壊様相を呈した。さらに、本章で提案した2通りのワイブル係数取得方法による強度推定線図は、いずれも実験結果を再現したが、収束計算による手法を適用することにより、更に広い範囲における V_{eff} に対して強度が予測できることが示された。さらに、本研究で供したSGPの強度 σ_t の寸法効果は、 v_f が0.0から0.5の範囲において荷重負荷様式によらず有効体積理論で説明できた。最後に、要素の粗密や形状の違いが強度予測精度に及ぼす影響について検討したところ、本論文で検討した範囲では、要素タイプの依存性は小さいことを確認した。以上のことから、本提案手法は汎用性が広く、実用的であるといえる。

最後に第8章では、第2章から第7章までで得られた結果を総括し、本研究の結論についてまとめた。

以上述べたように、本研究では、SFRPの強度特性に及ぼす成形法や寸法効果の影響を明らかにし、繊維含有率に対応した簡便かつ合理的な強度を予測できる技術を構築した。本研究で得られた知見は、設計現場において試作の低減や使用材料の選定に資するものであり、従来の製品開発や製品設計の大幅な加速が期待できる。

今後、SFRPは、過酷環境下での使用や一次構造部材への適用が促進されると予想される。そのため、より精度の高い強度評価法や、長期耐久性の予測などが要求されるといえる。近年では計算機性能が飛躍的に向上していることから、本技術の今後の応用例として微視構造解析技術を駆使した強度評価手法の汎用化を挙げる。本論文の知見である繊維分布特性から微視構造を有するモデルを作成し、FEM解析に供することでSFRPの微視的損傷やき裂進展特性を予測することで、製品の耐久性評価に貢献できると考える。

付録

Appendix -1 曲げ試験片寸法の妥当性検証

本論文で行ったSGPの曲げ試験は、実製品の強度評価の都合によりスパン比（試験片長さ/試験片板厚） $L/t=6.0$ で行った。試験方法を検討する際に参考した規格は、JISK7017[1]とJISR1601[2]である。プラスチックの曲げ試験規格で推奨される $L/t \geq 16$ [1]、セラミックスの曲げ試験規格で推奨される $L/t \geq 10$ [2]をいずれも下回る寸法となった。FEM解析により曲げの模擬試験を行い、スパン長の短さに起因する強度低下への影響を評価した。また、第2章で述べたようにType-Cは、短繊維が v_f によらずランダムに配向する傾向を頻度解析で明らかにした。そのため、本論文ではSGPを等方性材料とみなしてFEM解析に供した。

本研究では、汎用有限要素法解析コードABAQUS v6.14-2/Standard™を用いて静的弾性応力解析を行った。3点曲げ試験のFEM解析モデルをFig.A-1に、4点曲げ試験のFEM解析モデルをFig.A-2に示す。上下支点のピンは剛体要素で定義し、曲げ試験片は弾性体で定義した。

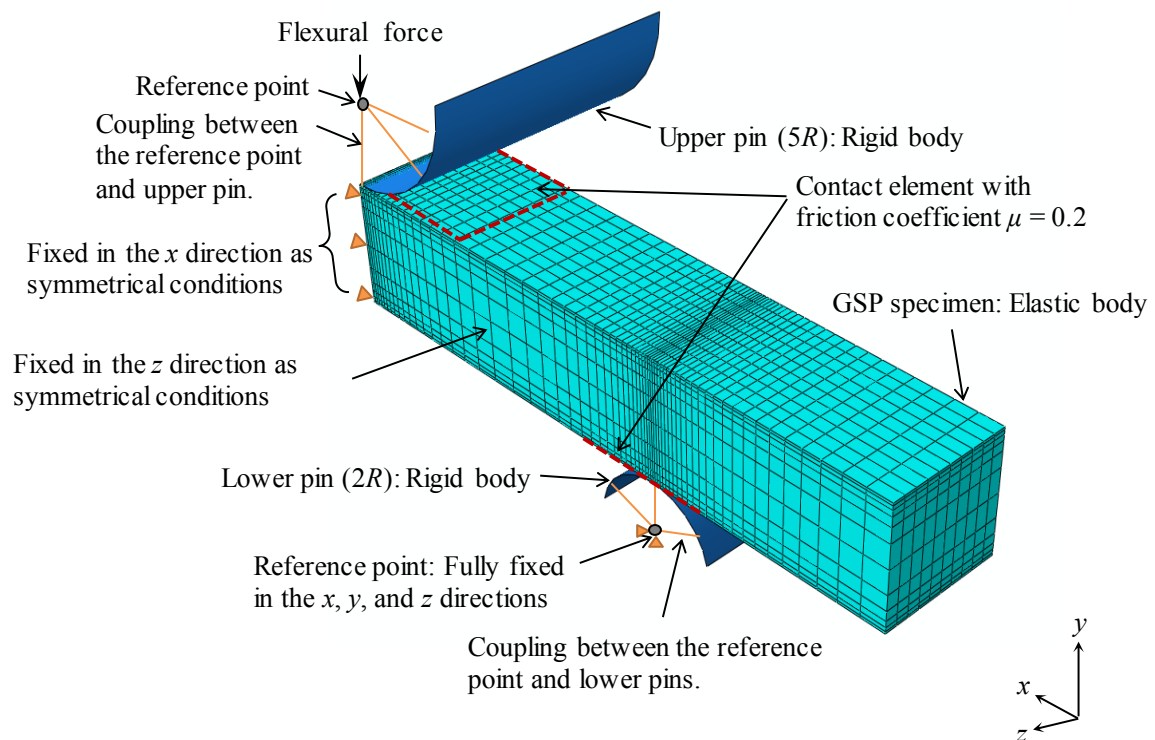


Fig. A-1. FE mesh and boundary conditions for three point flexural test.

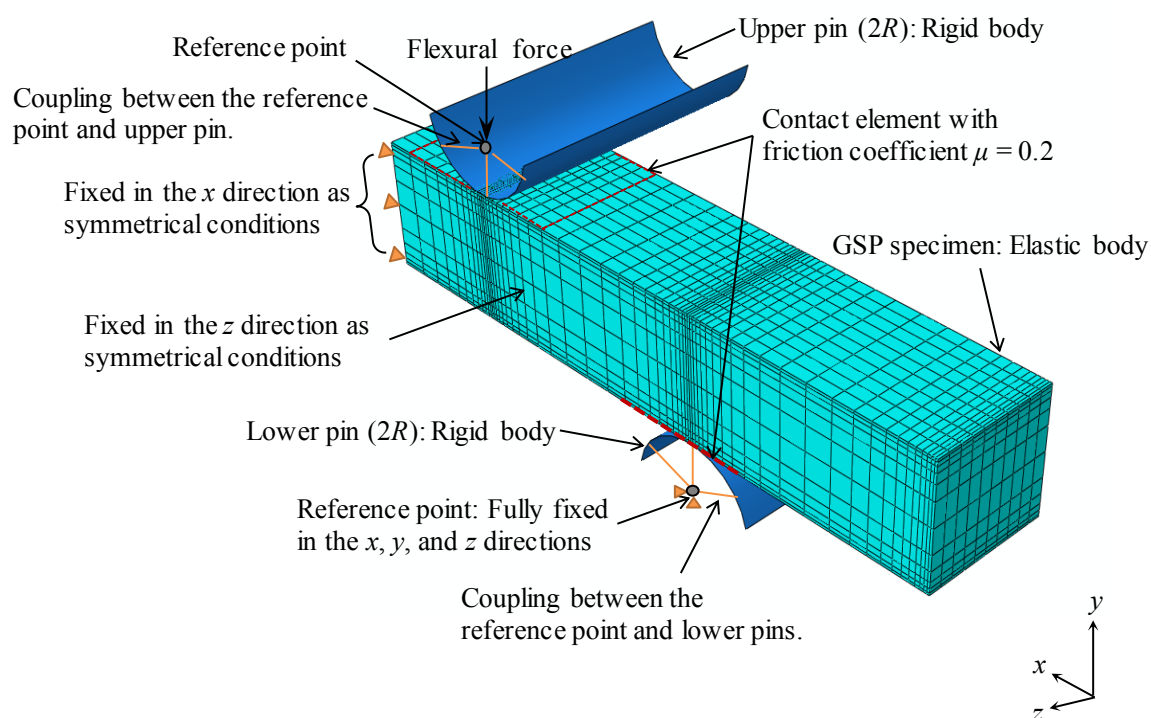


Fig. A-2. FE mesh and boundary conditions for four point flexural test.

曲げ試験片の材料定数は、Table 4-2 に示した縦弾性係数とポアソン比を入力した。いずれも、試験片形状の対称性を考慮して 1/4 領域のみをモデル化しており、板幅方向中央面に z 方向対称拘束条件を、長手方向中央面に x 方向対称境界条件を与えた。剛体ピンは参照点とカップリング拘束を定義し、下支点を完全拘束条件とした。上支点は、初期ステップとして完全拘束条件を与え、次ステップとして $-y$ 方向に集中荷重を、3 点曲げが 2,000N、4 点曲げが 1,000N となる条件を定義した。なお、ピンと試験片の接触面には接触要素を定義し、摩擦係数 $\mu=0.2$ を設定した。

代表的な解析結果として、 $0.5v_f$ の 3 点曲げ試験と 4 点曲げ試験の x 方向応力分布コンター図を、Fig. A-3 と Fig. A-4 にそれぞれ示す。ピン接触部に顕著な応力集中は生じていないことが確認された。さらに、下支点間の試験片長手中央部において最大引張応力が生じることを確認した。曲げ試験片はいずれも最大引張応力発生部からき裂が発生しており、矛盾のない結果が与えられた。また、文献[3,4]を参照し、FEM 解析で得た支点反力荷重をはり理論で導かれた曲げ応力の計算式に代入し、曲げ応力（理論値）を計算した。試験片引張側中央部に生じた最大曲げ引張応力の理論値と FEM 解析値の比（理論値/解析値）を求めたところ、1.08 が得られた。SGP の強度ばらつきを考慮すると、本試験結果に及ぼすスパン長さの影響は、小さいと評価した。

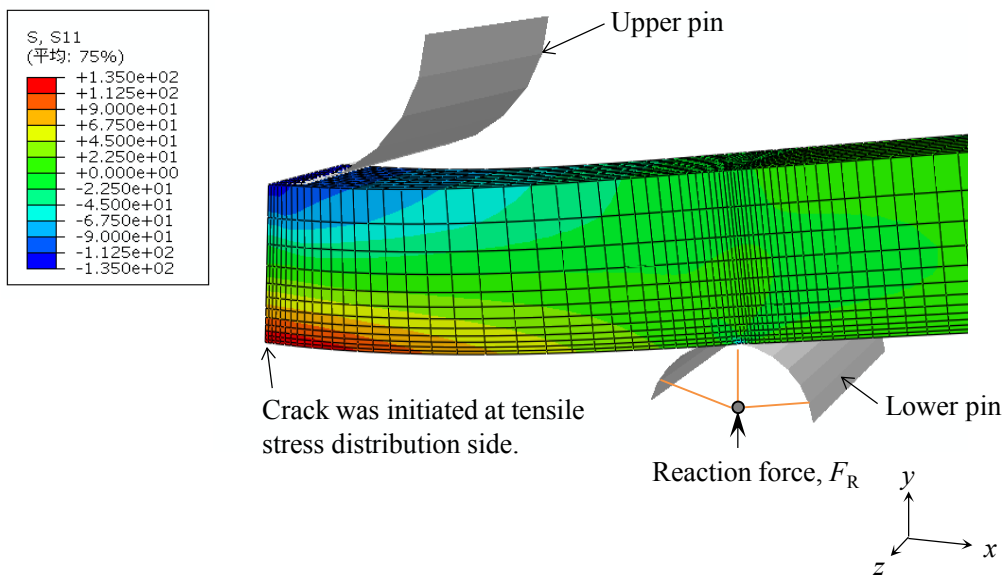


Fig. A-3 Stress distribution in x direction for three-point flexural tests.

($\nu_f = 0.5$, deformed magnification; x1.0)

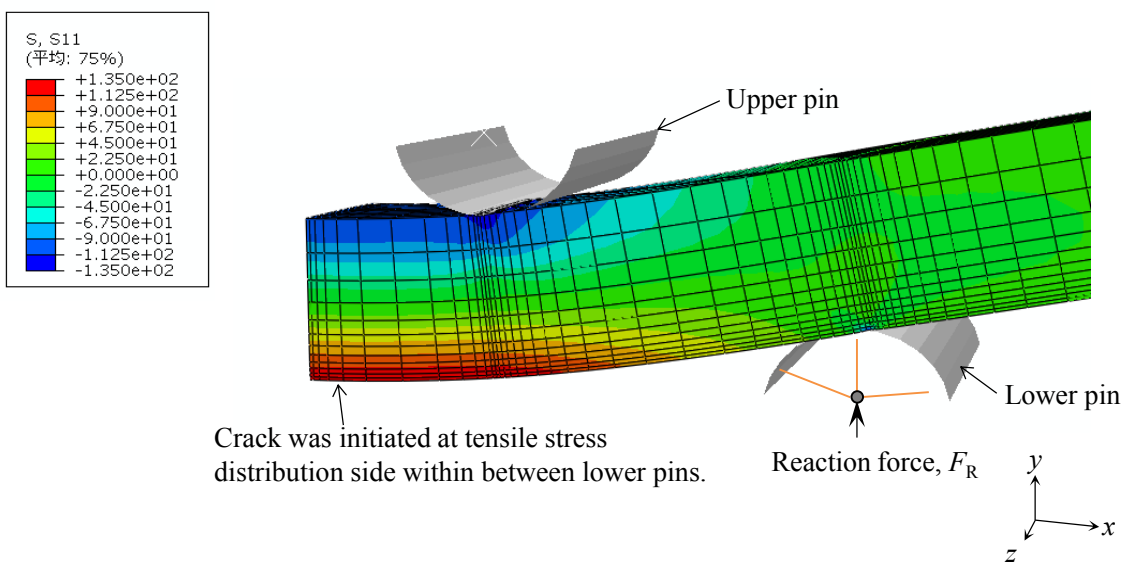


Fig. A-4 Stress distribution in x direction for four-point flexural tests.

($\nu_f = 0.5$, deformed magnification; x1.0)

Appendix -2 4点曲げ試験片の有効体積導出式

本節では、第4章と第5章で用いられた4点曲げ試験片の有効体積の計算式、式(4-11)と式(5-14)の導出について書き記す。

Fig. A-5は、直交座標系が定義された矩形試験片の4点曲げ試験における支点の配置を示す模式図である。有効体積 V_{eff} は、試験片に生じる応力分布 $\sigma(x,y,z)$ を式(A-1)に適用することにより記述される。

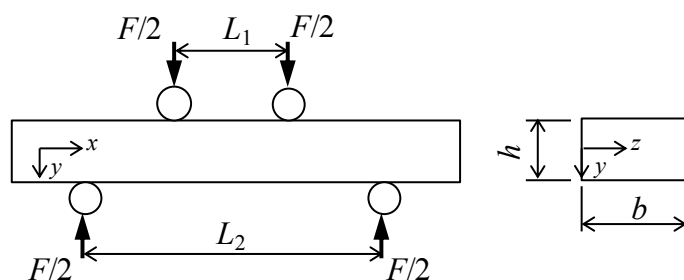


Fig. A-5 Schematics of arrangements of spans for the four-point flexure of a rectangular specimen.

$$V_{\text{eff}} = \int_V \left[\frac{\sigma(x,y,z)}{\sigma_{\text{max}}} \right]^{\hat{m}_0} dV \quad (\text{A-1})$$

4点曲げ荷重下における矩形試験片の応力分布 $\sigma(x,y,z)$ は、試験片に全曲げ荷重 F が加えられたと定めれば、式(A-2)の形で表される。

$$\sigma(x,y,z) = \frac{Mh}{I2} = \left[\frac{6Fxy}{bh^3} \right]_{x=0}^{x=\frac{L_2-L_1}{2}} + \left[\frac{3F(L_2-L_1)y}{bh^3} \right]_{x=\frac{L_2-L_1}{2}}^{x=\frac{L}{2}} \quad (\text{A-2})$$

ここで M は、曲げ荷重 F によって生じる曲げモーメント、 I は試験片の断面二次モーメント、 L_1 は内側支点間長さ、 L_2 は外側支点間長さ、 b および h はFig. A-5で定められる試験片の幅および板厚を表わす。このとき、最大曲げ応力 $\sigma_{\text{max}, 4PF}$ は試験片長手中央の下面に発生し、式(A-3)で表される。

$$\sigma_{\max,4PF} = \frac{3F(L_2-L_1)}{2bh^2} \quad (\text{A-3})$$

また、式(A-1)の体積積分を直交座標系における三重積分に展開すると、式(A-4)の形で表される。

$$V_{\text{eff}} = 2 \int_0^b \int_0^{h/2} \int_0^{L_2} \left[\frac{\sigma(x,y,z)}{\sigma_{\max}} \right]^{\hat{m}_0} dx dy dz \quad (\text{A-4})$$

次に、式(A-2)と式(A-3)を用いて式(A-4)を解くことによって、有効体積 V_{eff} は式(A-5)の形で求られる。式(A-5)は、即ち、4点曲げ試験の V_{eff} を求める式(4-11)と式(5-14)である。

$$\begin{aligned} V_{\text{eff}} &= \left[\left(\frac{L_1}{L_2} \right) \hat{m}_0 + 1 \right] \left[\frac{1}{2(\hat{m}_0 + 1)^2} \right] (bhL_2) \\ &= \frac{bh(L_2 + \hat{m}_0 L_1)}{2(\hat{m}_0 + 1)^2} \end{aligned} \quad (\text{A-5})$$

Appendix -3 参考文献

- [1] “繊維強化プラスチック-曲げ特性の求め方”, *JIS K 7017-1999*, (1993), 日本規格協会.
- [2] “ファインセラミックスの室温曲げ強さ試験方法”, *JIS R 1601-2008*, (2008), 日本規格協会.
- [3] Hara, E., Yokozeki, T., Hatta, H., Iwahori, Y., Ogasawara, T. and Ishikawa, T., “Comparison of out-of-plane tensile strength of aligned CFRP obtained by 3-point bending and direct loading tests”, *Composite: Part A* **43** (2012), 1828-1836.
- [4] Pilkey, W.D., “Formulas for stress, strain, and structural matrices”, *John Wiley & Sons, Inc.*, (2005), 299-300.

関連発表論文

発表論文

- 澤田 貴彦・青山 博, ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材の機械特性に及ぼす成形法の影響, 日本機械学会論文集 (A 編), 76-766 (2010), 672-674.
- 澤田 貴彦・青山 博, ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材の軸引張-ねじり荷重下における多軸疲労強度特性, 材料, 60-12 (2011), 1116-1121.
- 澤田 貴彦・青山 博, ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材料の強度特性に及ぼす試験片寸法の影響, 材料, 62-10 (2013), 640-647.
- Sawada, T. and Aoyama, H., Effect of molding processes on multiaxial fatigue strength in short fibre reinforced polymer, Fracture and Structural Integrity, 38 (2016), 640-647.
- Sawada, T. and Kusaka, T., Strength predictions by applied effective volume theory in short-glass-fibre-reinforced plastics, Polymer Testing, 62 (2017), 143-153.
- Sawada, T. and Kusaka, T., Experimental study of size effect on quasi-static strengths for short glass fibre-reinforced plastics, Advanced Composite Materials (2017). [Published online on 23 Oct 2017]
- 澤田貴彦・日下貴之, 短繊維強化樹脂複合材の破断強度に及ぼす引張ねじり組合せ応力比と試験片寸法の影響, 材料, 67-4 (2018), 掲載決定.

国際会議

- Sawada, T. and Aoyama, H., Probabilistic Strength Estimation in Consideration of Size Effects and Load Modes for Glass-short-fibre-reinforced Thermosetting Plastics”, Proceedings of 20th International conference of composite material (ICCM20), July 2015, Copenhagen, Denmark.
- Sawada, T. and Aoyama, H., Effects of Moulding Processes on Multi-axial Fatigue

Strength in Short Fibre Reinforced Polymer, The 11th International Conference on Multiaxial Fatigue & Fracture (ICMFF11), June 2016, Seville, Spain.

国内学術講演会

- 澤田 貴彦・青山 博, ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材料の機械特性に及ぼす成形法の影響, 日本機械学会, 第 17 回機械材料・材料加工技術講演会 (M&P2009), 2009-11.
- 澤田 貴彦・青山 博, ガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材の多軸疲労強度特性, 日本材料学会, 第 30 回疲労シンポジウム, 2010-10.

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、立命館大学大学院 理工学研究科 機械システム専攻 日下貴之教授には、終始懇切なるご指導、ご助言ならびにご教示を賜りましたこと、謹んで感謝の意を表します。また、ご多忙な中にもかかわらず本論文の審査の労を取って頂くとともに、貴重なご意見とご有益な討論を頂きました立命館大学大学院 理工学研究科 機械システム専攻 渡辺圭子 教授と立命館大学大学院 理工学研究科 機械システム専攻 伊藤隆基 教授に厚く御礼申し上げます。

本研究は、著者が株式会社 日立製作所に入社後、研究開発の成果の一部をまとめたものであり、研究を進めるうえで多くの方々よりご意見と励ましのお言葉を頂きました。機械イノベーションセンタの北野 誠 技術顧問には、入社当初から技術面において示唆に富むご指導を賜るとともに学位取得に向けて励ましのお言葉を頂き、深甚なる謝意を表します。信頼性科学研究部 機械 S3 ユニットの青山 博 主任研究員には、本論文のテーマ立ち上げや軸ねじり試験装置の導入の際に多大なるご指導とご助言を頂き、また、投稿論文の共著者として多くのご議論とご助言を頂き、感謝申し上げます。

中山 武 電磁応用システム研究部長（当時、応用エネルギーシステム研究部長）と船橋茂久 風力開発第一グループリーダー（当時、エネ A1 ユニットリーダー）には、社会人博士後期課程への入学の機会を与えて頂くなど、多大なご支援を頂き深く感謝申し上げます。竹田 憲生 信頼性科学研究部長には、本学在学中の 2 年間に渡る学位取得活動に対するご理解とご支援を賜り厚く御礼申し上げます。山崎美稀 機械 S3 ユニットリーダーには、学位論文執筆に対するご高配と経験に基づく貴重なご意見を賜りましたこと、深く御礼申し上げます。また、機械 S3 ユニット（旧 強度信頼性ユニット）の方々から、多大なるご協力を頂きました。有働竜二郎様、岩佐正明様、山口貴吏様、田中行平様、橋本裕明様、中 康弘様、丹野洋平様、北泰樹様、川下道宏様、井村 真様、井上剛志様、木村宗太様、植木洋輔様、雨川洋章様、永尾理一様、上田 亮様、吉村侯奏様には解析結果や実験結果に関してご協力、ご助言を頂きましたこと、厚くお礼申し上げます。風力発電システム部（当時 応用エネルギーシステム研究部）の小畑了仁様には繊維配向角度ならびに繊維長さ分布の数値解析プログラミングで多大なるご

協力を頂きましたこと、大変感謝申し上げます。機械 S2 ユニットの池田由紀子様には、繊維分布の顕微鏡観察に多大なご助力を頂きましたこと、深く御礼申し上げます。機械システム事業部の成瀬友博 主管技師には本論文の核となる有効体積理論の適用についてご議論とご助言を頂くとともに、投稿論文の社内照査の労を頂きましたことに深く感謝いたします。電気システム事業部の 鈴木隆之 担当部長には、複合材料に関する実験的技術や学位論文執筆の心構えをご教示頂いたことに感謝の意を表します。

独立行政法人 宇宙航空研究開発機構の薄 一平博士、高戸谷 健博士、熊澤 寿博士、佐藤裕博士（現 東京測器研究所）には複合材料研究を始めるきっかけと研究に対する探究の姿勢を賜りました。ここに厚くお礼申し上げます。

立命館大学理工学部機械工学科 構造強度学研究室の学生の皆さんには、定期報告会や公聴会において、本研究内容に関する議論を頂きましたことに感謝いたします。

本論文執筆にあたって応援と協力を頂いた義父とその家族一同にお礼申し上げます。また、女手一つで育ててくれた亡き母に感謝いたします。

いつでも明るくにぎやかな息子 翔柊と娘 琉花からは、活力を与えられました。そして、自身が大変なときでも、論文完成に向け、気配りと叱咤激励を与えて支えてくれた妻 和寿江に対して最大限の感謝のことばを述べて結びといたします。

2018 年 3 月

澤田 貴彦