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†

澤田 貴彦* 青山 博**

Effect of Specimen Size on the Strength Properties in Glass Short Fiber Reinforced Phenolic Resin Matrix Composite

by

Takahiko SAWADA* and Hiroshi AOYAMA**

The strength evaluation of glass short fiber reinforced phenolic resin (G/P) made by transfer forming was studied in this paper. In order to investigate the strength of G/P in comparison with various volume fiber content V_f (=0%, 20%, 50%), three kinds of basic strength test (3-point bending, 4-point bending, and tensile test) at room temperature were carried out. The Weibull statistic theory was applied to evaluating size effect of each specimen. The strength distribution was consistent with the Weibull chart, and obtained Weibull coefficients, m , were ranged from 5.8 to 17.6. The effective volume, V_{eff} , and Weibull coefficients $\hat{m}_0$ were estimated based on effective volume theory. Relationships between strength, σ_f , and effective volume, V_{eff} , shows good agreement with the equation of the effective volume theory onto the double logarithmic chart. To verify the efficiency of the effective volume theory, open hole specimen (OH specimen) of G/P were subjected to tensile test. V_{eff} of OH specimens was calculated by integrating the stress distribution, which obtained by finite element analysis, with the volume. And then, the distribution of fracture probabilities was predicted by Weibull statistical theory. As a result of tensile test for OH specimens, it was concluded that the prediction method by effective volume theory based on Weibull statistical theory was applicable to strength evaluation of G/P.

Key words : Short fiber reinforced plastic, Phenolic resin, Transfer forming, Strength, Finite element analysis

1 緒 言

金属材料で構成された構造物を低コストで大幅に軽量化するため、短繊維強化樹脂複合材料 (Short Fiber Reinforced Plastic ; 以下、SFRP と記す) へ代替する手段がある。SFRP は、母材樹脂の高性能化によって高い強度特性が発現可能となってきた。そのため、過酷な力学的環境下での使用や、一次構造部材への適用も可能になりつつある。一般に、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 は強度のばらつきが大きく、製品の安全性を保证するため個別の要素試験や試作を繰返し、信頼性を確認する必要がある。今後、SFRP を製品へ展開するためには、信頼性の高い強度設計技術確立して試験や試作を低減することが急務である。

本研究は、耐熱性と機械的特性に優れ自動車部品への展開が期待されているガラス短繊維強化フェノール樹脂複合材料¹⁾ (以下、G/P 材) の強度設計技術の確立を目的とする。これまで著者らが取り組んできた G/P 材の強度評価に関する研究^{2), 3)}の一部において、4 点曲げ強度が 2 母数ワイブル分布に従うことを示した。³⁾これに関連する研究として Hashemi ら⁴⁾Wang ら⁵⁾の報告があり、

いずれも寸法の異なる SFRP 材試験片の強度分布をワイブル分布⁶⁾で整理し、その寸法効果について論じている。以上から、SFRP 材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評価ではなく、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を用いた確率論的評価⁶⁾を取り入れることにより、信頼性の高い強度設計技術が構築できると考えられる。

本報告では、繊維含有量、形状、大きさ、および負荷方式の異なる G/P 材基本試験片を用いた強度試験を行いワイブル係数を取得し、強度に及ぼす寸法効果について述べる。そして、構造物を模した G/P 材試験体を用いて確率論的強度評価の有効性について論じる。

2 試験材料および試験方法

2・1 試験片材料

G/P 材の組成を Table 1 に示す。ガラス繊維は繊維長 6mm、繊維径 $10\mu\text{m}$ のものを用いた。ガラス短繊維体積含有率 (以下、 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、トランスファ法で成形した。成形条件は、金型温度 $140 \sim 160^\circ\text{C}$ 、プレス圧力 20MPa、硬化時間 250sec とした。

† 原稿受理 平成 25 年 2 月 22 日 Received Feb. 22, 2013 ©2013 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 (株)日立製作所日立研究所 〒319-1221 日立市大みか町, Hitachi Res. Lab., Hitachi Ltd., Omika, Hitachi, 319-1221

** (株)日立製作所日立研究所 〒312-0034 ひたちなか市堀口, Hitachi Res. Lab., Hitachi Ltd., Horiguchi, Hitachinaka, 312-0034

Table 1 Material composition of G/P.

Component	$0.0V_f$	$0.2V_f$	$0.5V_f$
	[%]	[%]	[%]
Glass Fiber	0	20	50
Phenolic resin	70~85	55~65	30~35
Phenol	1.0	←	←
Hexamethylene tetramine	3.0	←	←
Rock wool	10~20	←	←
Zinc stearate	1.0~2.0	←	←

2・2 試験片形状

2・2・1 試験片 G/P 材の曲げ強度と引張強度を得るために、Fig. 1 (a)の3点曲げ試験片、Fig. 1 (b)の4点曲げ試験片、および Fig. 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2・1節で述べた成形条件で成形した後、曲げ試験片と引張試験片の表面状態が概ね同一となるように、曲げ試験片はフライス、丸棒引張試験片は旋盤によりそれぞれ切削加工した。曲げ強度試験片は、 $300 \times 300 \times t6$ 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、 $300 \times 300 \times t30$ 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、各繊維体積含有率 V_f に対して6本ずつ用意した。

Fig. 1 Bending specimen.

Fig. 2 Tensile specimen.

Fig. 3 Open hole specimen.

2・2・2 構造要素試験体 2・2・1項で述べた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係数を求める。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複雑となり有限要素法（以下、FEMと記す）等を用いた解析により応力分布を求める必要がある。そこで本研究では不均一な応力分布となる試験体に対して、上記強度試験で得られたワイブル係数を用いて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、試験結果と比較して有効体積による強度予測法を検証する。不均一な応力分布となる試験体として、Fig. 3に示す有孔試験体（Open Hole specimen：以下OH試験体と記す）を各繊維体積含有率 V_f に対してOH試験体を3本ずつ作製した。予め成形した $300 \times 300 \times t6$ 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。Fig. 1とFig. 2に示した試験片と同様に、加工面の研磨処理は行っていない。

2・3 試験方法

試験装置は、軸荷重容量 $\pm 25\text{kN}$ の電気油圧サーボ式材料試験装置を使用した。曲げ試験は負荷速度 0.5mm/sec の変位制御とし、Fig. 1 (a)に示す下支点間距離 L_2 が30mmの3点曲げ試験と、Fig. 1 (b)に示す上、下支点間距離が $L_1 = 10\text{mm}$ 、 $L_2 = 30\text{mm}$ の4点曲げ試験を実施した。支点、荷重點は局所的な接触とならないように板厚と同じ半径のピンを用いた。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. 2 に示す丸棒試験片は、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た。試験条件は、負荷速度 0.5mm/sec の変位制御とし、試験中、軸方向ロードセル荷重と軸方向ストローク量を測定した。丸棒試験片の一部に、ゲージ長さ 1mm の箔ひずみゲージを貼付け、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、引張弾性係数 E_T とポアソン比 ν を求めた。

Fig. 3 に示す 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た。試験条件は、引張試験片と同様に負荷速度 0.5mm/sec の変位制御とした。図中の (a) (b) (c) にゲージ長さ 1mm の箔ひずみゲージを貼付け、(a) の公称ひずみと (b) (c) の応力集中部のひずみを測定した。

3 G/P 材の基本強度特性

3・1 G/P 材の静的強度試験結果

試験片毎の代表的な応力ひずみ曲線を Fig. 4 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_b は、荷重を F 、試験片幅を b 、試験片高さを h 、外側スパンを L_1 、内側スパンを L_2 として式 (1) で計算した。3 点曲げ応力 σ_b は式 (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 (2) を用いて計算した。

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

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

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ぜい性的に破壊した。

曲げ試験の場合において、荷重様式によらず試験片下部の引張側が破壊起点となる様相を示した。0.0 V_f はいずれも完全に分離破断したが、その一方、0.2 V_f と 0.5 V_f は、破壊時に試験片下部から発生したき裂が停滞するものが見られた。Fig. 5 は巨視的な破壊状況の例であり、(a) が 0.2 V_f 、(b) が 0.5 V_f の光学顕微鏡による観察結果を示す。き裂の直進性は 0.2 V_f よりも 0.5 V_f が低く、き裂が停滞する試験片の割合は 0.5 V_f が最も高かった。き裂は短繊維を回避しながら樹脂中を進展するため、短繊維が多い 0.5 V_f にき裂が停滞する傾向が顕著に表れたと考えられる。なお、引張試験の場合は、 V_f によらず標定部で完全に分離破断した。G/P は、 V_f と荷重様式によって異なる破壊様式を示し、高い V_f のものほど強度の点で有利といえる。

3・2 G/P 材の破壊強度に及ぼす V_f の影響

Fig. 6 は、各試験における破壊強度の平均値を縦軸に、 V_f を横軸にとった破断強度の V_f 依存性を示す。Fig. 6 に

Fig. 4 Stress-strain curve of static strength tests.

Fig. 5 Non-propagating crack observation by microscope.

Fig. 6 Relationship between fracture strength σ_b , σ_T and V_f .

よると今回の試験範囲では、試験片形状によらず $0.0 \leq V_f \leq 0.5$ の範囲において V_f と破壊強度には相関が認められた。Table 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} 、最大値 σ_{max} 、および最小値 σ_{min} 、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、 V_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 $0.2V_f$ のときが最も小さく、G/P 材の破断ひずみは V_f の増加に対応していない。

ここで、走査型電子顕微鏡による代表的な破面観察写真を Fig. 7 に示す。(a) が $0.2V_f$ 、(b) が $0.5V_f$ をそれぞれ示す。 $0.5V_f$ の場合は短繊維の密度が高く、破断面において短繊維の抜けや繊維/樹脂間の界面破壊が多く確認された。一方 $0.2V_f$ は、 $0.5V_f$ に比べて母材樹脂に微細な空

隙が多く含まれている様子が確認できた。トランスファ成形法は、加熱密閉状態にされた金型にプランジャーから成形材料を圧入して樹脂を硬化させる成形方法である。そのため、射出成形法等と比較して短繊維は配向がより不規則になりやすく、また、粒子間の空隙が製造欠陥として残存する^{2), 3)} さらに短繊維は、荷重分担の限界を上回ると繊維破断や母材からの引抜けによって破断起点となる。Fig. 4 に示した応力ひずみ線図から、 $0.2V_f$ は低ひずみ領域においてこれら破断起点が重畳したことにより、低い荷重で破壊したと考えられる。以上の現象を鑑みると、G/P のトランスファ成形品は製法や材料の組合せに強く依存するが、 V_f を適切に設定することで高い破断強度と破断ひずみを同時に発現できる可能性がある。

Table 2 において同一 V_f の試験結果を荷重様式で比較すると、引張試験の破断応力、破断ひずみが共に最も低く、4点曲げ試験、3点曲げ試験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. 2 の試験片平行部全体がほぼ一定の応力となる。4点曲げ試験の場合は、Fig. 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. 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点曲げ試験片、3点曲げ試験片の順に小さくなる。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。

Table 2 Test results of G/P.

Parameter		Fiber contents	Number of samples	Elastic modulus	Poisson ratio	Fracture strength			Fracture strain
		V_f		E_{ave}	ν	σ_{ave}	σ_{min}	σ_{max}	ε_{ave}
Loading mode		[-]		$\times 10^3$ [N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]
Bending	3 point	0.0	20	9.4	-	80.5	64.4	91.5	0.93
		0.2	20	15.7	-	88.7	78.1	100.9	0.66
		0.5	20	16.8	-	128.1	107.8	140.0	0.97
	4 point	0.0	15	7.6	-	73.0	60.8	81.3	0.88
		0.2	14	13.7	-	84.7	75.0	98.2	0.69
		0.5	15	14.1	-	116.3	103.7	132.7	0.87
Tensile		0.0	5	7.1	0.268	37.6	28.6	45.4	0.45
		0.2	6	11.8	0.195	45.1	39.1	54.5	0.39
		0.5	5	13.2	0.222	60.5	53.6	69.7	0.47

(a) $0.2V_f$ (b) $0.5V_f$ Fig. 7 SEM image of tensile fracture surface ($\times 500$).

4 有効体積による G/P 材の強度評価

4・1 各試験結果のワイブル分布評価

各試験で得られた結果を式 (3) に示す 2 母数ワイブル分布で整理した。ここで σ は発生する応力, σ_m が尺度母数, m はワイブル係数を表す。

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

任意の試験結果 σ_f に対応する破壊確率 P の割りつけは, 式 (4) に示すメディアンランク法により行った。³⁾ 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。

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

G/P 材の各強度試験に対するワイブルプロットを Fig. 8 に示す。G/P 材の強度特性は, 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ることから, 破壊確率はワイブル分布で表されることが分かった。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 3 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 は曲げと引張りの様式で大凡 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, 破壊強度とそのばらつきは,

Fig. 8 Weibull plot for G/P.

Table 3 Weibull parameters of G/P.

Loading mode	Parameter	Fiber contents V_f [-]	Number of samples	Weibull parameter	
				m	σ_m [N/mm²]
Bending	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
Tensile		0.0	5	5.8	40.4
		0.2	6	8.1	46.8
		0.5	5	10.2	63.2

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・2 有効体積による確率論的评价

G/P 材試験片は, 寸法が大きくなるほど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有効体積理論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。この有効体積理論を第 3 章で述べた試験結果に適用する。有効体積理論では, ある応力分布における体積 V の構造物の破壊強度の 2 母数ワイブル確率分布 P は, 式 (5) のように与えられるものと仮定する。⁴⁾

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

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 がワイブル係数を表す。また, ワイブル理論における有効体積は, 構造物に発生する代表応力 σ_N を用いて式 (6) の形で与えられる。これらの関係を用いると, 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 (7) の形で表される。

$$V_{eff} = \int \left(\frac{\sigma}{\sigma_N} \right)^{m_0} dV \quad (6)$$

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

4・3 破断強度と有効体積の関係

引張試験, 3 点曲げ試験, および, 4 点曲げ試験それぞれで破断強度が異なることから, 本材料の強度は材料固有のものとして一意に決定することができない。そこで, 各試験片から得られた結果を 4・2 節に示す有効体積理論で整理し, 試験条件間の等価性の取得を試みることにした。式 (7) の有効体積理論によると, 任意の有効体積 V_0 に対する強度 σ_0 とそのワイブル係数 m_0 が求められれば有効体積 V_e における強度を予測できる。ここでは V_0 を 1mm^3 とし, このときの試験片の結果を統計解析することで得られる 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 (7) に適用すると, 任意の有効体積 V_e に対する強度 σ_f は式 (8) の関係で表せる。

$$\sigma_f = \hat{\sigma}_0 \left(\frac{1}{V_e} \right)^{\frac{1}{\hat{m}_0}} \quad (8)$$

曲げ試験片内の応力分布については梁理論が成り立つとし, 式 (6) を適用すると 4 点曲げ試験の有効体積 $V_{eff,4b}$ は式 (9) の形で与えられる。このとき引張応力のみが破壊に寄与し, 圧縮応力は寄与しないと仮定した。ここで, b が試験片の幅, h が高さ, L_1 が外側スパン, L_2 が内側スパンを表す。3 点曲げ試験の有効体積 $V_{eff,3b}$ は, 式 (9) の L_2 を 0 として計算した。丸棒試験片の有効体積 $V_{eff,T}$ 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 として式 (10) により計算した。

$$V_{eff,4b} = \frac{bh(L_1 + \hat{m}_0 L_2)}{2(\hat{m}_0 + 1)^2} \quad (9)$$

$$V_{eff,T} = \frac{\pi D^2}{4} L \quad (10)$$

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 $\hat{m}_0$ を用いて個別に有効体積 V_{eff} を計算することとした。 V_{eff} を横軸にとり、 σ_f を縦軸にとった両対数関係を Fig. 9 に示す。

図中には、式 (8) で直線近似した傾き m_0 の破壊強度推定線を黒色の実線で示す。実際には 3 点曲げ試験と 4 点曲げ試験の有効体積 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. 9 は、繊維体積含有率 V_f ごとに、まず $\hat{m}_0$ を仮定して求めた有効体積 V_{eff} で試験結果をグラフにプロットし、プロットした試験結果に対して近似直線を求めたときの直線の傾き $1/m_0$ の逆数が仮定した m_0 と一致するようにして作成したものである。このようにして求めた V_f ごとのワイブル係数と基準強度の推定値 $\hat{m}_0$ 、 $\hat{\sigma}_0$ 、および各試験片それぞれの有効体積の平均値 $V_{eff,ave}$ を Table 4 に示す。Fig. 9 によると、有効体積 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があるが、両対数線図上で V_{eff} と σ_f には相関がある。つまり、G/P 材のトランスファ成形品の σ_f は、 V_f 毎に有効体積理論で整理できることが示唆された。

5 確率論的評価による強度予測法の有効性

5・1 OH 試験体の応力解析

OH 試験体に対して FEM 応力解析と強度試験を行い、ワイブル統計に基づく強度予測法の有効性を検討する。Fig. 10 に 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

Fig. 9 Relationships between fracture strength and effective volume.

Table 4 Estimate of Weibull parameter for G/P.

V_f	$\hat{m}_0$	$\hat{\sigma}_0$ [N/mm²]	$V_{eff,ave}$ [mm³]		
			3-point bending	4-point bending	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

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樣分布荷重 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 2 に示した丸棒引張試験の引張弾性係数 E_{ave} とポアソン比 ν を用いた。

試験片端面に 5.6kN の荷重が負荷された場合の最大主応力分布を Fig. 11 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 45N/mm² に対して最大応力 108.6N/mm² であり、応力集中率はおおよそ 2.4 であった。

5・2 OH 試験体の強度試験結果

試験直後の破壊様相を Fig. 12 に示す。Fig. 11 の FEM 結果が示す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形態となり、破断部位は特定の位置の長孔に偏ることはなかった。次に、FEM 結果と実験結果を比較した荷重ひずみ線図を Fig. 13 に示す。縦軸が試験機荷重 F を示し、横軸が Fig. 3 に示すひずみゲージ(a)によるひずみ実測値を示す。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一致しており、本解析結果は、試験結果を再現できている。したがって本解析モデルにより試験体の応力分布を精度良く評価できると考える。

上記のように、解析結果から長孔部の応力集中率が 2.4 と求められるので、OH 試験体の破断荷重から長孔部

Fig. 10 FE analysis model for OH specimen.

Fig. 11 Principal stress distribution of OH specimen (0.5 V_f).

Fig. 12 Fracture of OH specimen for $0.2V_f$.

Fig. 13 Relationship between strain and applied force of OH specimens.

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 2 に示した 3 点曲げ、4 点曲げ、および引張試験の平均強度と共に比較して Table 5 に示す。3 点曲げ、4 点曲げ、引張試験それぞれで強度がばらつく上、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せずその最小差異は、 $0.0V_f$ が 28.9%、 $0.2V_f$ が 17.5%、 $0.5V_f$ 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。

Table 5 Strength of each specimen.

Test method	unit	Fiber volume contents		
		$0.0V_f$	$0.2V_f$	$0.5V_f$
3-point bending	[N/mm ²]	80.5	88.7	128.1
4-point bending		73.0	84.7	116.3
Tensile		37.6	45.1	60.5
OH specimen		51.9	69.9	100.8
Min. error	[%]	28.9	17.5	13.3

Table 5 から、3 点曲げや 4 点曲げ、引張試験の結果から破断強度を決定し、その破断強度から OH 試験体のような G/P 材の構造部材の強度を G/P 材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。

5・3 FEM 解析結果を用いた有効体積評価

OH 試験体に有効体積理論を適用するため、FEM 解析で得られた応力分布から有効体積を求める。⁷⁾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 $\sigma_{p1,max}$ 、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 (5) に用いると任意形状の構造物の有効体積 V_{eff} は式 (11) で与えられる。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 $\chi = 0$ である。5・1 節で述べた応力分布を式 (11) に適用して得られた OH 試験体の V_{eff} を、繊維含有率 V_f ごとに Table 6 に示す。

$$V_{eff} = \sum_{i=1}^n \left\{ \left(\frac{\chi \sigma_{p1,i}}{\sigma_{p1,max}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p2,i}}{\sigma_{p1,max}} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\chi \sigma_{p3,i}}{\sigma_{p1,max}} \right)^{\hat{m}_0} \right\} \Delta V_i \quad (11)$$

Table 6 Various V_{eff} for G/P OH specimen.

V_f	V_{eff}
-	[mm ³]
0.0	47.74
0.2	22.05
0.5	41.09

Fig. 14 Relationships between fracture probability and strength of OH specimen.

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 (5) を拡張すると、破壊確率 P は式 (12) の形に書き換えられる。なお、式 (12) 中の V_{eff} には、式 (11) を適用する。

$$P = 1 - \exp \left[- \left\{ \left(\frac{\sigma_{p1,max}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\sigma_{p2,max}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} + \left(\frac{\sigma_{p3,max}}{\hat{\sigma}_0} \right)^{\hat{m}_0} \right\} V_{eff} \right] \quad (12)$$

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、Table 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 (12) 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。

5・4 OH 試験体の強度予測

Fig. 14 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しており、(a) が $0.0V_f$ 、(b) が $0.2V_f$ 、(c) が $0.5V_f$ の場合を示す。グラフ中のプロットは、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 試験体の平均破壊荷重、すなわち Fig. 14 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 $2.86\text{kN}/3.31\text{kN}$ (−13.6%)、 $0.2V_f$ が $3.85\text{kN}/4.04\text{kN}$ (−4.9%)、 $0.5V_f$ が $5.56\text{kN}/5.35\text{kN}$ (3.8%) となり、 $0.0V_f$ が最も誤差が大きく、 $0.2V_f$ 、 $0.5V_f$ の順に予測線に従う傾向を得た。本研究で用いた G/P 材において、 V_f が増加すると成形時の内部欠陥に強度が支配されやすくなり、 V_{eff} を考慮することで予測精度が高くなった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ことから、誤差が拡大したと考えられる。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考慮することにより、 V_f 毎の高精度な予測線図が得られると考えられる。

6 結 言

形状、大きさ、繊維含有量、および負荷方式の異なる G/P 材試験片の強度試験を実施し、ワイブル係数を取得した。また、FEM 解析とワイブル統計に基づく有効体積を用いた強度予測法を構築し、G/P 材構造要素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。

(1) G/P 材の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、G/P 材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。

(2) G/P 材の基本試験結果に有効体積理論を適用し、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。

(3) 有限要素解析と有効体積理論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。その結果、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。 V_f によって破壊の支配因子が異なるため、複数の破壊因子を考慮したモデルの適用により、更なる予測精度向上が期待される。

参 考 文 献

- 1) H. Oda and N. Kimura, "Phenolic molding compound as replacement for metal", Hitachi Chemical Technical Report, 48, pp.23-26 (2007).
- 2) T. Sawada and H. Aoyama, "Multi-axial fatigue properties under tension-torsion loading for short-grass-fiber-reinforced phenolic-resin matrix composite", Journal of the Japan Society of Materials Science, Japan, Vol.60, No.12, pp.1116-1121 (2011).
- 3) T. Sawada and H. Aoyama, "Effect of molding process on mechanical properties of glass short fiber/phenolic resin composite", Transaction of Japan Society of Mechanical Engineers. A, Vol.76, No.766, pp.672-674 (2010).
- 4) S. Hasemi and A. Khamsehnezhad, "Analysis of tensile and flexural strength of single and double gated injection moulded short glass fiber reinforced PBT/PC composites", Plastics, Rubber and Composites, Vol.39, No.8, pp.343-349 (2010).
- 5) 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, pp.37-52 (1980).
- 6) W. Weibull, "A statistical distribution function of wide applicability", Journal of Applied Mechanics, Vol.18, pp.293-297 (1951).
- 7) H. Hirata and N. Okabe, "Development of the effective volume evaluation system for reliability-based design of ceramic component", Proceedings of the 2000 Annual Meeting of JSME/MMD, pp.405-406 (2000).