

# 繊維の破壊確率理論に基づく FRP ロッドの クリープ破壊モデル

山口明伸<sup>1</sup>・西村次男<sup>2</sup>・魚本健人<sup>3</sup>

<sup>1</sup>正会員 博(工) 鹿児島大学助手 工学部海洋土木工学科 (〒890-0065 鹿児島市郡元1丁目21-40)

<sup>2</sup>正会員 東京大学生産技術研究所技術官 (〒106-8558 東京都港区六本木七丁目22-1)

<sup>3</sup>正会員 工博 東京大学国際産学共同研究センター教授 (〒106-8558 東京都港区六本木七丁目22-1)

各種 FRP のクリープ破壊機構を定量的に解明し、その長期耐久性の評価手法を提案することを目的として、繊維の破壊確率理論に基づくクリープ破壊モデルの構築を試みた。本モデルは、AFRP, CFRP, GFRP の3種類の FRP ロッドを対象としており、まず、それらの構成材料である各種繊維およびマトリックス樹脂の時間依存的破壊特性を実験的に明らかにすると共に、各種繊維単体の破壊特性をワイブルの確率理論に基づき定量的に評価することを試みた。さらに、これら構成材料の影響を考慮した各種 FRP ロッドのクリープ破壊モデルを構築し、実験データとの比較によりその妥当性を検討した。その結果、本モデルにより、各種 FRP のクリープ破壊の定量的な評価が可能であることが明らかとなった。

*Key Words: FRP rod, fiber, resin, failure statistic theory, creep property,*

## 1. はじめに

繊維補強プラスチック(FRP)ロッドは高強度、非腐食性、軽量、非磁性などの大きな特徴を有し、鋼材に代わり得るコンクリート構造物用補強材あるいは緊張材としてその普及が期待されており、現在では実施工への利用実績も次第に増えはじめている。それと同時に、ここ数年の FRP そのものや、それを用いたコンクリート部材等に関する研究・開発なども活発に行われている。それらの成果は土木学会による FRP の設計・施工指針等にまとめられ、FRP ロッドを適用するうえでの基準類的環境も整備されつつある<sup>1), 2), 3)</sup>。

しかし、その一方で、未だ積み残されている課題も少なくなく、特に FRP ロッドの長期耐久性に関しては、不明な点が多い<sup>4)</sup>。この問題に関しては、これまでに各種 FRP ロッドについて様々な実験的検討が行われており、FRP ロッドがその使用繊維によってそれぞれ特有な疲労特性や破壊特性を持つことが明らかとなっている<sup>5), 6), 7)</sup>。これらの研究により、

FRP ロッドの寿命予測や荷重低下率などの経験式等は得られたものの、依然としてその評価手法は定性的なものに留まっており、現在進められている性能照査型設計への移行に当たっても、その定量的な評価手法が必要とされている。特に、FRP の一定荷重下における時間依存的な破壊、いわゆるクリープ破壊は、FRP をコンクリート用補強材あるいは緊張材として利用する上で極めて重要な問題の一つであり、その破壊特性の定量化は不可欠である。

FRP のクリープ破壊は、変形量が小さく、しかもクリープ変形の加速期がないまま突然破壊に至るといった特徴があるため、クリープひずみの経時変化からの破壊予知は極めて困難となる。このような現象を定量的に理解するためには、FRP の構成材料である繊維およびマトリックス樹脂の個々の特性を考慮した微視力学的モデルに基づく解析やシミュレーションモデル等による検討が必要であると考えられる。そこで本研究では、以下の手順により、繊維の破壊確率に基づく各種 FRP (AFRP, CFRP, GFRP) ロッドのクリープ破壊モデルを構築することを試みた。

まず、既往の実験データを用いて、繊維（アラミド繊維、カーボン繊維、ガラス繊維）の静的強度特性に基づいた各種 FRP ロッドの静的破壊モデルを構築した。次に、これまでほとんど検討されていなかった、繊維単体のクリープ破壊特性を実験的に検討し、その破壊特性をワイブルの確率理論に基づき定量的に評価することを試みた。最後に、FRP の静的破壊モデルに、各種繊維のクリープ特性およびマトリックス樹脂の応力緩和等の影響を加えることにより、FRP のクリープ破壊シミュレーションモデルを構築することを試み、解析結果と既往の実験データとの比較によりその妥当性を検討した。

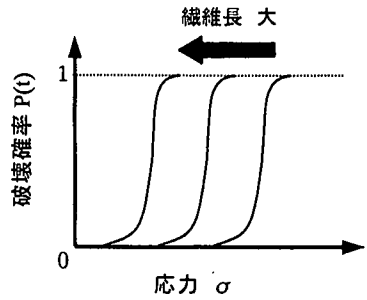


図-1 繊維の破壊確率

## 2. FRP ロッドの静的破壊モデル

### (1) 概要

まず本章では、繊維単体の静的破壊特性とロッド内部における応力分担および分配機構のモデル化を行い、それを用いた FRP ロッドの静的破壊モデルの構築を試みた。

### (2) 繊維の静的破壊確率

繊維の強度分布はワイブルの最弱環理論により下式に表せる<sup>8)</sup>。

$$P(\sigma) = 1 - (1 - (\sigma/\sigma_0)^m)^n \quad (1)$$

ここで、 $P(\sigma)$ : 応力 $\sigma$ の繊維の破壊確率、 $m$ : ワイブル係数、 $n$ : 繊維内環数、 $\sigma_0$ : 固有強度

図-1 は繊維強度分布の概念図を示したものであり、図のように、全体の強度分布は、繊維長が長くなるに従って低下することが分かっている。最弱環理論ではこれを繊維長の増加に伴う環の数 $n$ の増加として表現している。つまり、繊維の強度分布は、繊維長によって変化することになる。

### (3) 破断繊維の応力分担

マトリックスが存在する場合、シアラグ理論に基づき、破断繊維もマトリックス界面のせん断力によって応力を分担する<sup>9)</sup>。図-2 に示すように、破断繊維の応力は破断位置から離れるに従って分担応力が大きくなり、ある長さを超えると生存繊維と等しくなる。このときの繊維の長さを有効繊維長 $L_f$ とすると、繊維が破断した場合、その影響は破断位置から距離 $L_f$ 以内のみで生じる。言い換えれば、図-3 に示すように、A-A面をロッドの破壊面と考えた場合、ロッドの破壊に影響を及ぼすのは A-Aから $L_f$ 以内のみとなるため、繊維強度も繊維長 $L_f$ のときの強度

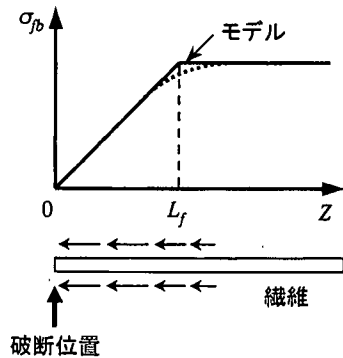


図-2 破断繊維の分力状態

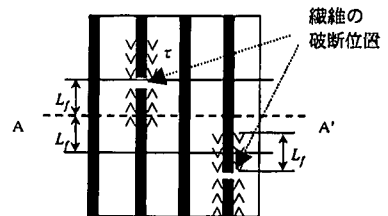


図-3 破断繊維の影響範囲

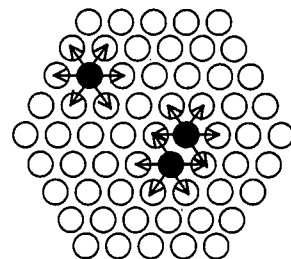
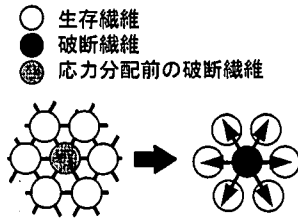
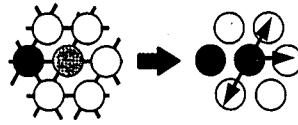


図-4 FRP ロッド断面モデル



(a) 界面の剥離なし



(b) 界面剥離部が存在

(c)

図-5 破断繊維の応力分配モデル

分布で考える必要がある。また、ある繊維が  $L_f$  以内で破断した場合、その繊維の破断位置によって、A-A'面における破断繊維の分担応力  $\sigma_{fb}$  は、

$$0 < \sigma_{fb} < \sigma_f \quad (2)$$

の範囲で決まるが、本モデルではこれをランダムに決定することとした<sup>10)</sup>。

#### (4) 応力分配機構

ロッド内部の繊維の配置を六角格子状と想定した場合、図-4 に示すように、ある繊維が破壊すると、その破壊応力  $\sigma_f$  は繊維とマトリックス樹脂の界面におけるせん断力を介して周囲の繊維に分配されると考える。ただし、破断繊維も界面のせん断力により応力  $\sigma_{fb}$  を分担するため、周囲の繊維が受ける分配応力  $\sigma_{f-add}$  は、

$$\sigma_{f-add} = (\sigma_f - \sigma_{fb}) / N_f \quad (3)$$

となる。ここで、 $N_f$  は周囲の生存繊維数。なお、FRPの場合、一般的に繊維に比べてマトリックス樹脂の弾性係数が非常に小さいため、応力分配の可能範囲は破断繊維の周囲一層のみとした(図-5 (a) 参照)。さらに、応力の分配等によって隣接する二つの繊維のひずみ差が限界量を超えると、その両者間の樹脂が界面の剥離を生じてせん断力が消失すると考えた。したがって周囲にせん断力が無い個所がある場合、繊維破断時の応力分配の対象となるのは、せん断力と生存繊維の二つの条件を満たすことが条件となる(図-5 (b) 参照)。

#### (5) 生存繊維の強度変化

前節のように、生存繊維周囲のマトリックス樹脂

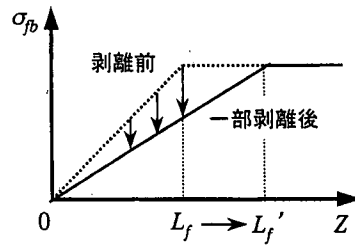


図-6 界面剥離に伴う有効繊維長の変化

表-1 各種 FRP ロッドと繊維の緒元<sup>11)</sup>

	AFRP	GFRP	CFRP
平均引張強度 (MPa)	1656	1656	1313
弾性係数 (GPa)	44.8	51.1	132.6
直径 (mm)	6		
繊維混入率	0.55		
繊維の種類	アラミド繊維	ガラス繊維	炭素繊維
直径 ( $\mu\text{m}$ )	12.15	12.18	6.68
平均引張強度 (MPa)	3810	2540	3230
弾性係数 (GPa)	81.9	83.8	22.3
ワイブル係数 m	14	4.97	6.58
臨界伝達長 ( $\mu\text{m}$ )	600	410	345

が一部剥離あるいは降伏し、界面のせん断力が減少した場合、その繊維の有効繊維長  $L_f$  は大きくなると考えられる(図-6 参照)。本モデルの場合、各繊維の周囲に六つの界面が存在すると考えるため、有効界面数を  $I_{m-f}$  とすれば有効繊維長  $L'_f$  は、

$$L'_f = (6 / I_{m-f}) \cdot L_f \quad (4)$$

となり、それに伴って繊維強度  $\sigma_{f-u}'$  は、

$$\sigma_{f-u}' = (L_f / L'_f)^{1/m} \cdot \sigma_{f-u} = (6 / I_{m-f})^{1/m} \cdot \sigma_{f-u} \quad (5)$$

となる。有効界面数が 0 の場合は、繊維がロッドから抜け落ちたものと見なし、繊維強度も 0 とした。なお、破断繊維の分担応力  $\sigma_{fb}$  もせん断力に依存しているため下式のように表せる。

$$\sigma_{fb}' = (L_f / L'_f) \cdot \sigma_{fb} = (I_{m-f} / 6) \cdot \sigma_{fb} \quad (6)$$

#### (6) 解析結果と考察

以上の各要因を考慮した、各種 FRP ロッド(緒元表-1 参照)についての静的破壊シミュレーション結果を図-7 に示す。計算はロッド全体のひずみをステップ毎に増加させ、個々の繊維についてステップ毎の強度と分担応力の算定、破断の判定を行い、すべての繊維が破断した時点をもロッドの破断とみなしている。なお、繊維破断に伴う分担応力の変化により、各繊維のひずみに差異が生じることになるが、FRP ロッドのような複合材料の場合、断面内におけるこのような局所的な差異が生じ得ると考えられる<sup>11)</sup>。また、各繊維のワイブル係数、有効繊維長については、既往の研究によって実験的に求められた数値を用い

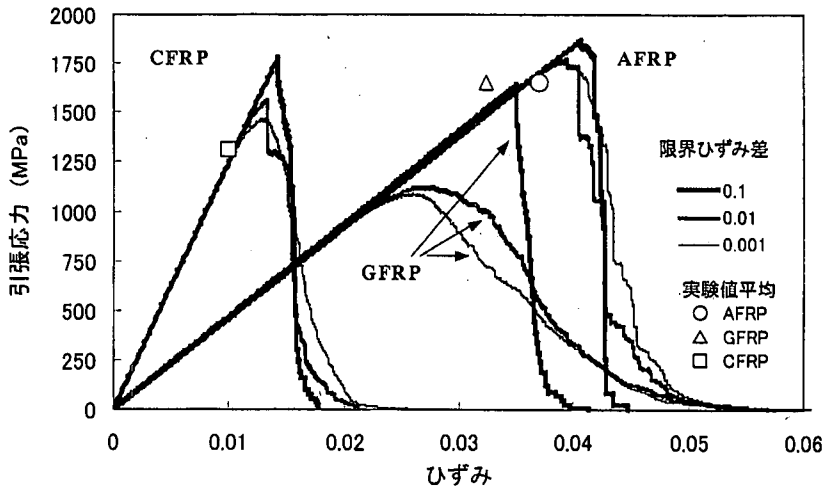


図-7 各種FRPの静的破壊のシミュレーション結果

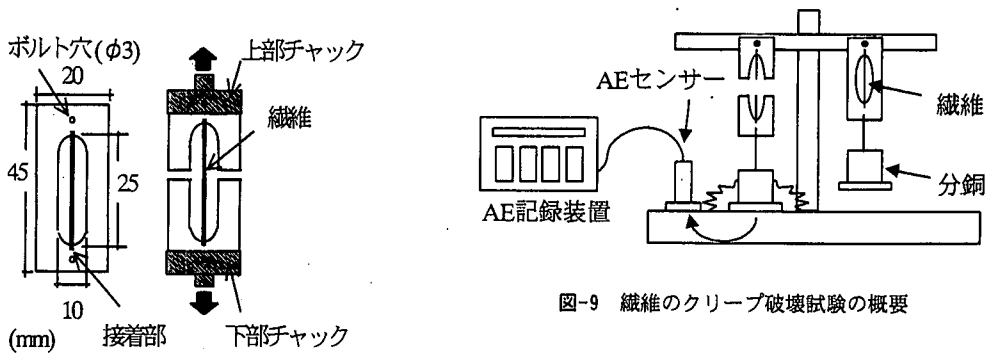


図-8 繊維の試験体

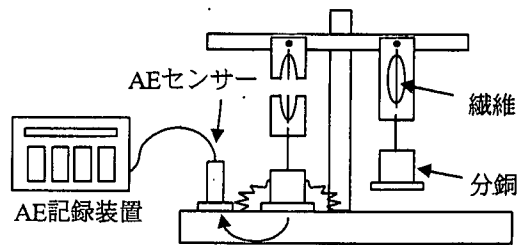


図-9 繊維のクリープ破壊試験の概要

た<sup>11)</sup>。ここで、界面剥離条件の検討のために、樹脂の界面剥離が起きる際の隣接する2本の繊維間の限界ひずみ差として、3種類の条件でそれぞれシミュレーションを行った。なお、各シミュレーション結果の最大値と実験平均値の比較から、CFRP ロッドの場合、最終的な破壊に至る前にロッド内部である程度界面の剥離が生じ、限界ひずみ差が小さい可能性が高く、逆にGFRP ロッドの場合、ほとんど界面の剥離を生じないまま破壊に至る(限界ひずみ差が大)ことが予想できる。また、AFRP および CFRP ロッドの場合、今回の界面剥離条件だけでは実測値との破壊強度の整合がやや低い。これは、本モデルにおいて、界面の破壊が連結し広範囲の繊維がまとめて抜ける現象を加味していないためと考えられる。しかしながら、いずれのFRP ロッドの場合も、実際と同様に脆性的な破壊現象を表現できており、また破壊応力や破壊ひずみ等の整合性も比較的高く、本モデルの妥当性を示していると考えられる。

### 3. 繊維のクリープ破壊モデル

#### (1) 概要

本章では、FRP ロッドのクリープ破壊特性の最も重要な影響要因となる、各種繊維のクリープ破壊に関する実験的な検討を行い、その特性を拡張したワイブル理論を用いて定量的に評価することを試みた。

#### (2) 実験概要

試験には、図-8に示すような試台紙に張り付けた繊維のモノフェラメント(繊維長:25mm)を用い、荷重応力を各繊維の静的引張強度の平均に対する60~100%程度の範囲で設定し、同一荷重条件で30~40本の試験を行った。各繊維の材料特性は表-1に示す。なお、本試験は、図-9に示すように、分銅を用いて一定荷重を加える方法で行い、繊維破壊までの経過時間を分銅の落下音をAEセンサーで記録することにより測定した。

#### (3) 実験結果

繊維の破壊試験から得られた、アラミド繊維とガラス繊維のクリープ破壊時間と荷重応力比の関係を

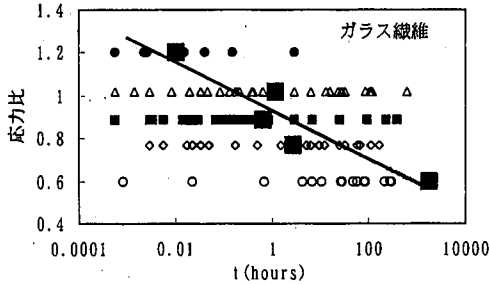
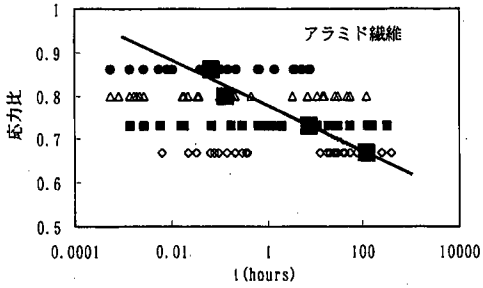


図-10 繊維のクリープ破壊時間

図-10 に示す。ここで、荷重応力比は各繊維の静的な平均引張強度に対する持続荷重応力の比を表している。なお図中には、試験期間中に破壊しなかった繊維も含め、繊維全体の破壊確率が50%となるときの持続時間を併せて示した。どちらの繊維の場合も、荷重応力比が小さくなるにしたがって荷重時間が長くなる傾向があることが分かる。図中の直線は、アラミド繊維とガラス繊維の平均クリープ破壊時間を最小二乗法により求めた近似曲線式であり、それぞれ下式のように表される。なお炭素繊維の場合、今回行った試験期間内にクリープ破壊を生じなかった。

$$\text{アラミド繊維: } \sigma_{app}/\sigma_{ave} = 0.777 - 0.023 \cdot \ln(t) \quad (7)$$

$$\text{ガラス繊維: } \sigma_{app}/\sigma_{ave} = 0.931 - 0.049 \cdot \ln(t) \quad (8)$$

ここで、 $\sigma_{app}$  は荷重応力 (MPa)、 $\sigma_{ave}$  は静的引張強度の平均 (MPa)、 $t$  はクリープ破断時間 (hours) である。各関係式と実験結果の相関係数の2乗はアラミド繊維が0.95、ガラス繊維が0.91となり、各繊維とも良い相関を示している。

これら二つの近似式は、定性的にはAFRPロッド、GFRPロッドのクリープ破壊曲線とほぼ同様の傾向を示している。すなわち、応力比は時間の対数に対して比例的に減少し、ガラス繊維とそれを使用したGFRPロッドの平均破壊時間の方がアラミド繊維とそれを使用したAFRPロッドよりも短くなる傾向がある。しかし、図から分かるように、どちらの繊維

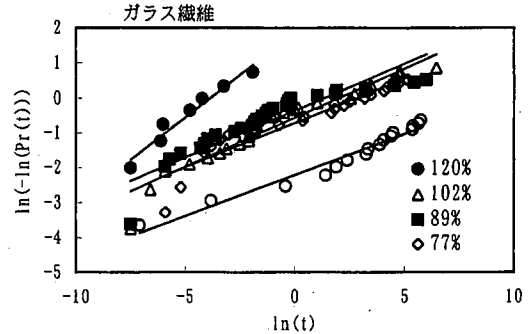
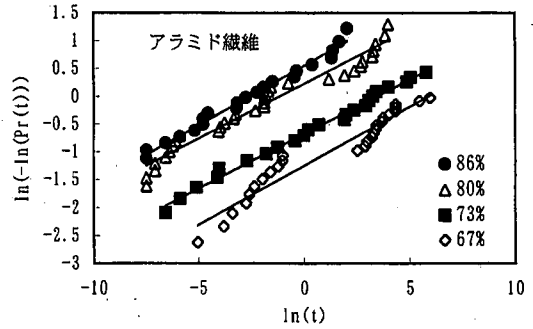


図-11 破壊時間のワイブル分布

の場合も、同一荷重応力比におけるクリープ破壊時間のばらつきが極めて大きいことから、上式のような応力比と平均破壊時間の関係式のみでは繊維の破壊特性を十分に示しているとは言いがたい。つまりFRPロッドのクリープ特性を評価するためには、繊維の破壊特性をより定量的に評価する必要がある。

#### (4) クリープ破壊時間の定量化

##### a) ワイブル理論に基づく破壊時間の推定

繊維のクリープ破壊時間を、ワイブルの理論に基づいて確率的に推定することを試みた。繊維の破壊を有限個の結合部分から成り立っている鎖の破壊として考えた場合、その強度はワイブル分布に従うことが分かっている<sup>12)</sup>。クリープ破壊の場合も静的強度の場合と同様に、繊維全体の寿命は個々の結合部が有する寿命の最小値に一致すると仮定すると、 $t$ 時間後に繊維が破壊する確率は下式のように表せると考えられる。

$$F(t) = 1 - \exp\{- (t/\alpha)^m\} \quad (9)$$

ここで、 $F(t)$ は繊維が $t$ 時間後までに破壊する確率であり、 $\alpha$ および $m$ はワイブル定数である。なお $F(t)$ は、応力荷重の際瞬時に破壊する繊維の破壊確率も含んだ、繊維の母集団全体に対する破壊確率

$F_{fall}(\sigma_c, t)$ でなければならない。このような瞬時に破壊する繊維は、荷重応力以下の引張強度である繊維か、あるいは荷重応力に極めて近い引張強度である繊維である。したがって、対象とする繊維の母集団に対する破壊確率は、クリープ応力を静的に荷重した場合に破壊しない確率に、クリープのみによる破壊確率を乗じることで、繊維群全体に対する破壊確率が算出できる。

$$F_{fall}(\sigma_c, t) = (1 - F_{fs}(\sigma_c)) \cdot F_{fc}(\sigma_c, t) \quad (10)$$

ここで、 $F_{fall}(\sigma_c, t)$ は荷重応力 $\sigma_c$ で $t$ 時間後に破壊した繊維の母集団に対する破壊確率、 $F_{fs}(\sigma_c)$ は応力 $\sigma_c$ の時の静的破壊確率、 $F_{fc}(\sigma_c, t)$ は荷重応力 $\sigma_c$ で $t$ 時間後に破壊した繊維のクリープ破壊確率である。

母集団に対する破壊確率  $F_{fall}$  を式(9)の左辺としたとき、式(10)の両辺の対数を2度とり、

$$\ln(-\ln(1 - F(t))) = m \ln(t) - m \ln(\alpha) \quad (11)$$

のような直線式に表すことにより、直線の傾きおよびy切片から定数 $\alpha$ および $m$ を求めることができる。式(11)を用いてアラミド繊維とガラス繊維の破壊確率を示したものが図-11であり、全ての条件でほぼ直線となっていることから、繊維の時間依存性の破壊確率はほぼワイブル分布に従っているといえる。また、アラミド繊維、ガラス繊維ともに、荷重応力比が大きくなるに従って直線が左に移行しているのが分かる。

これは、静的強度の場合と異なり、荷重応力によって繊維を構成する鎖の破壊対象結合部数 $n$ が変化することを示している。つまり、荷重応力によって繊維内部で破壊する可能性のある結合部数 $n$ が変化すると考えることができ、荷重応力が大きくなるほど繊維は破断し易いことを意味する(図-12参照)。ここで、 $t$ 時間後に、ある一つの結合部が破壊する確率 $f(t)$ を、基準となる経過時間 $t_0$ (ここでは1000時間と設定)に対する比を用いて表すと、

$$f(t) = (t/t_0)^m \quad (12)$$

となり、このとき破壊の対象となる結合部数を $n$ 個とすると、 $t$ 時間後に繊維が破壊しない確率は、

$$1 - F_{fall} = (1 - f(t))^n \quad (13)$$

となるから、式(9)、式(11)、式(12)より、 $t$ 時間後に破壊する可能性のある結合部 $n$ は

$$n = (t_0/\alpha)^m \quad (14)$$

と表せる。図-11と式(11)、式(14)を用いて算定した両繊維の各荷重応力比におけるワイブル定数 $m$ 、 $\alpha$ 、ならびにその時の破壊対象結合部数 $n$ を表-2に示す。また、荷重応力比に対する破壊対象結合部数の変化

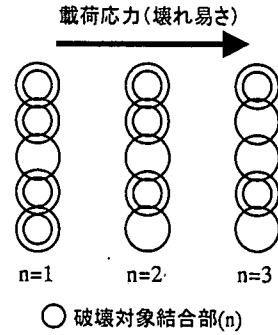


図-12 破壊対象結合部の概念図

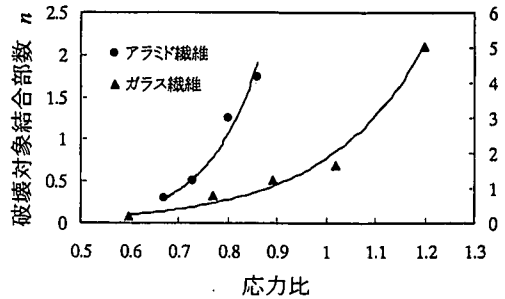


図-13 荷重応力比と破壊対象結合部数の関係

表-2 ワイブル定数と対象結合部数

アラミド	$m$	$\alpha$	$n$
0.60	0.15	7.3E+05	0.2
0.77	0.15	7.4E+00	0.8
0.89	0.12	1.6E-01	1.3
1.02	0.09	1.4E-02	1.7
1.20	0.11	1.6E-06	5.0
ガラス	$m$	$\alpha$	$n$
0.67	0.21	4.4E+02	0.3
0.73	0.20	2.7E+01	0.5
0.8	0.20	3.4E-01	1.3
0.86	0.22	6.8E-02	1.7

を図-13に示す。表に示すように、アラミド繊維、ガラス繊維ともに、破壊時間のばらつき度合いを示す $m$ の値は各応力比でほぼ一定の値を示しているが、破壊対象結合部数 $n$ の値は応力比により大きく変動している。図から分かるように、応力比60%以下では破壊対象結合部数 $n$ がほぼ0であるが、荷重応力の増加に伴い破壊対象結合部数が急激に増加している。これは、アラミド繊維やガラス繊維の時間依存破壊が荷重応力に大きく影響されていること示しており、この傾向は既往の研究によるAFRP、GFRPロッドの平均持続時間が1000時間を越える場合の

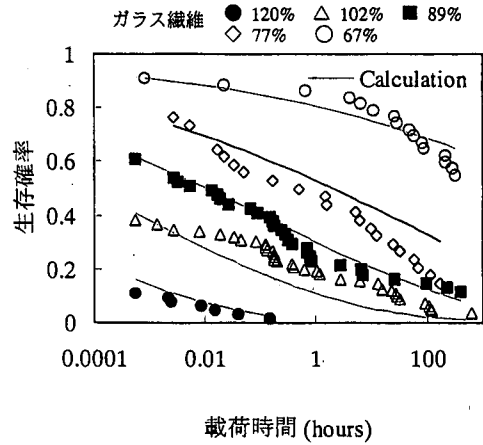
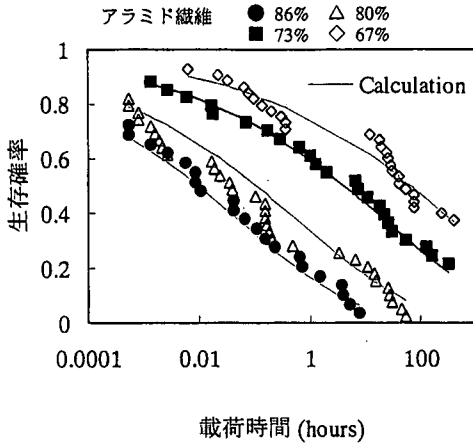


図-14 繊維の生存確率

载荷応力比が60~65%程度であったことと対応していると考えられる<sup>7)</sup>。

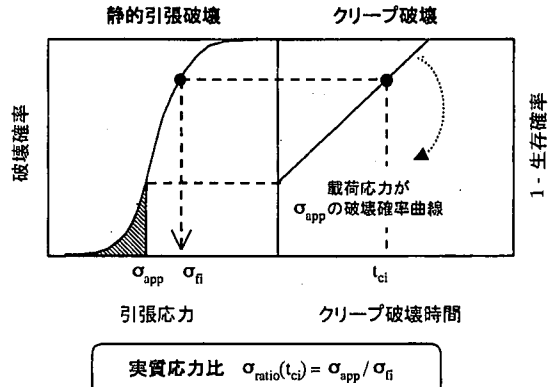
これらの結果から得られた各繊維の载荷応力と破壊対象結合部数  $n$  の関係が、任意の応力状態で成立すると仮定すると、図-13 に示した近似式と式(14)を用いて、任意の応力比での  $n$  および  $\alpha$  を算出し、これを式(9)に代入することにより、ある一定応力下における繊維の生存確率の経時変化を推定できる。生存確率の推定結果を図-14 に示す。なお、ワイブル係数  $m$  の値は、それぞれの繊維ごとの平均値を用いた。アラミド繊維、ガラス繊維のどちらの場合も、実験による生存確率と推定結果はよく対応しており、本手法により繊維単体のクリープ破壊特性を定量的に表現できると言える。

b) 実質応力比と破壊時間の関係

前述のワイブル理論に基づく繊維の生存確率は、任意の一定応力を载荷したときのその応力下における生存確率を示したものであるが、実際のFRP ロッドの破壊を考える上では、先に破壊した繊維等の存在により未破壊繊維にかかる応力は経時的に変化すると考えられる。そこで、応力の変化に伴う、生存確率の連続的な変化を考えやすくするために、個々の繊維の応力比と破壊時間の関係についてより詳細に検討することとした。

繊維の平均応力比と破壊時間の関係は既に示したが、繊維の引張強度にはばらつきがあるため、一定の応力を载荷した場合、個々の繊維の応力比にも同様のばらつきが生じることになる。

ここで、全繊維の弾性係数が一定であり、繊維のクリープ破壊は個々の応力比の大きいものから生じると仮定すると、 $F_{fall}(\sigma_c, t)$  と  $F_{fc}(\sigma_c, t)$  が等しいとき、つまり、クリープ破壊と静的引張破壊のような異なる破壊形態において、破壊した繊維の全繊維に対す



$\sigma_{fi}$ : 载荷応力  $\sigma_{app}$  で  $t_{ci}$  後にクリープ破壊した繊維の推定強度

図-15 繊維の実質応力比算出方法

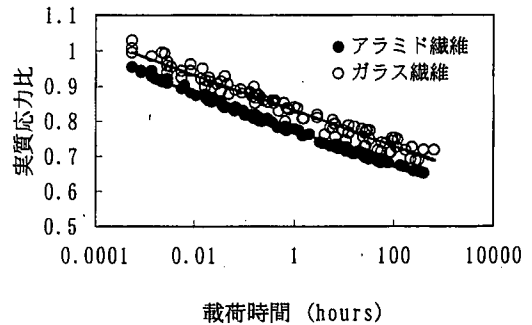


図-16 繊維の実質応力比と载荷時間の関係

る破壊確率が等しいとき、両繊維の引張強度は等しいと考えることができる(図-15 参照)。したがって、ワイブル理論によって求めたクリープ破壊確率を静的破壊確率へ変換することにより、クリープ破壊した個々の繊維の引張強度を推定し、それぞれの繊維の実質载荷応力比を算出することができる。

図-16 にアラミド繊維とガラス繊維の実質応力比

とクリープ破壊時間の関係を示す。図のように、いずれの繊維の場合も、繊維の破壊時間は応力比が小さくなると時間の対数に対してほぼ直線的に長くなっている。繊維のクリープ破壊時間は、応力比ではなく、各々の繊維の強度に応じた実質的な応力比にしたがって変化することが明らかとなった。繊維の実質応力比とクリープ破壊時間との関係を最小二乗法により求めると下式のようなになる。

$$\text{アラミド繊維} : \sigma_{app} / \sigma_{fs} = 0.776 - 0.023 \cdot \ln(t) \quad (15)$$

$$\text{ガラス繊維} : \sigma_{app} / \sigma_{fs} = 0.831 - 0.022 \cdot \ln(t) \quad (16)$$

ここで、 $\sigma_{fs}$  は個々の繊維の推定引張強度 (MPa) である。なお、アラミド繊維に比べ、ガラス繊維の場合、若干のばらつきが生じているが、これは実際のガラス繊維の弾性係数にばらつきが大きいいため、個々の繊維の推定強度に誤差が生じるためであると考えられる。また、式(15)、式(16)の繊維の実質応力比と応力時間の関係式と式(1)、式(2)に示した繊維の平均応力比と平均応力時間の関係式の係数を比較すると、アラミド繊維の場合両式はほぼ等しく、ガラス繊維の場合にはかなり異なる結果となっている。これは繊維のもつ強度分布やクリープ特性等によるものと考えられる。

#### 4. FRP ロッドのクリープ破壊モデル

##### (1) 概要

FRP ロッドのクリープ破壊モデルは、第2章で構築した静的破壊モデルと同様の影響に加えて、第3章で明らかとなった繊維のクリープ破壊現象とマトリックス樹脂の応力緩和現象が並列に進行する影響を考慮する必要がある。以下にそれぞれの考え方を示す。

##### (2) 繊維のクリープ破壊

繊維単体の試験とは異なり、FRP ロッド内部の各繊維は、破断繊維の存在やマトリックス界面のせん断力により個々の繊維の分担応力と繊維強度が経時的に変動する。従って、第3章で得られた繊維のクリープ特性を基に、応力と強度が連続的に変化する場合のクリープ破壊時間を算出する必要がある。

まず繊維の分担応力が変化した場合を考える。この場合、繊維の破壊ひずみは変化せず、応力変化に伴う繊維のクリープひずみの増加速度が変化することになる。クリープひずみの増加をクリープによる損傷度の増加と考えれば、応力時間の経過に伴い繊維の損傷度が増加し、損傷度が破壊曲線に到達した

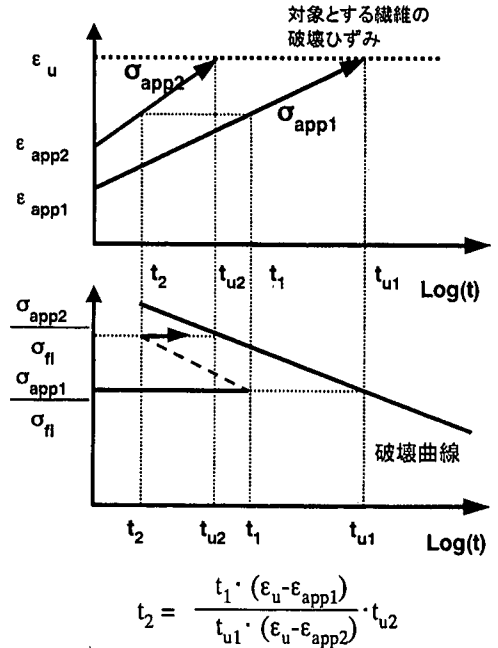


図-17 応力変化後のクリープ破壊時間

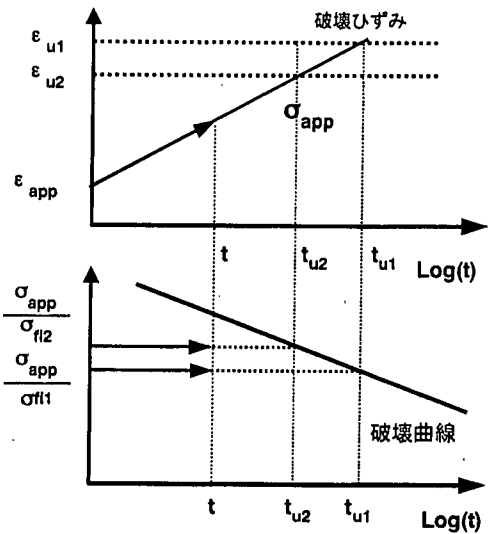


図-18 強度変化後のクリープ破壊時間

時間がクリープ破壊時間となる (図-17 参照)。応力が変化する場合、それまでに蓄積された損傷度を保持しつつ、ひずみの増加速度すなわち損傷の進行速度が変化するから、繊維の損傷は図-17 の下の図に示す矢印のようにジグザグに進行しながら破壊曲線に到達することになる。従って、分担応力が大きくなるとクリープ破壊時間が早まることになる。なお、図中の欄外に示した式は、応力変化前のクリープ応力時間  $t_1$  を、変化後の応力下において損傷度の等し



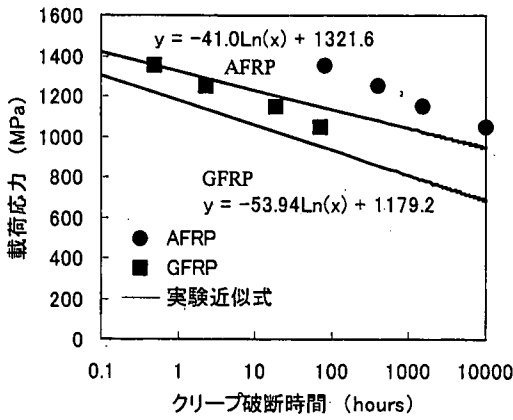


図-19 載荷応力と破壊時間の関係

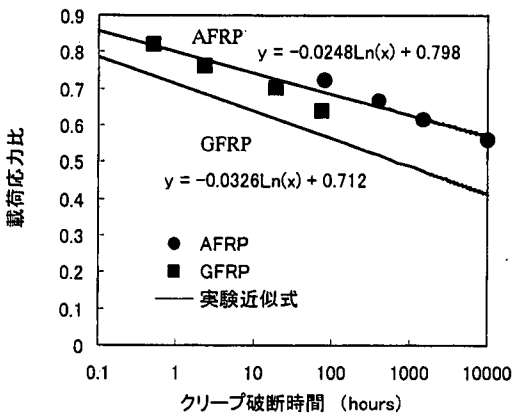


図-20 応力比と破壊時間の関係

いクリープ載荷時間 $t_2$ に変換することを意味する。

次に、有効繊維長の変化に伴い繊維の強度が変化した場合、クリープ速度曲線は変化しないため、クリープ時間を維持したままで、新しい実質応力比に移動する。従って、強度が低下するとクリープ破壊時間が早まることになる(図-18参照)。

以上のように、強度あるいは応力の変化に応じてクリープ破壊時間をその都度再設定し、最終的にクリープ破壊曲線に到達するまでの時間をクリープ破壊時間とすることができる。

### (3) マトリックス樹脂の応力緩和

マトリックス樹脂は繊維に比べてクリープひずみが大いため、FRP ロッド内では逆に応力緩和現象が生じる。すなわち、破断繊維に作用する界面せん断力の緩和により破断繊維の分担応力が減少すると共に、有効繊維長の増加に伴う生存繊維の強度低下が生じ、結果的にロッド全体のクリープ破壊を誘発

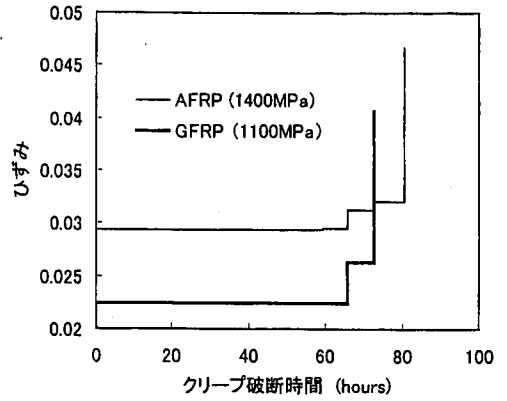


図-21 クリープひずみと時間の関係

することになる。マトリックスの応力緩和は、樹脂のクリープ試験結果を基に、マトリックスの弾性係数が経時的に低下すると想定して表現した。

樹脂のクリープひずみを $\epsilon_{mc}$ 、弾性ひずみを $\epsilon_{me}$ とすると、

$$\sigma_m = E_{mc} \cdot (\epsilon_{me} + \epsilon_{mc}) = E_m \cdot \epsilon_{me} \quad (17)$$

$$E_{mc} = E_m \cdot \epsilon_{me} / (\epsilon_{me} + \epsilon_{mc}) \quad (17)'$$

ここで、界面が剥離していなければ、繊維とその界面におけるマトリックスのひずみは等しいと仮定すれば、 $t$  時間後の各繊維の有効繊維長 $L_f'$ は、

$$L_f' = (1 + (\epsilon_{mc} / \epsilon_f)) \cdot L_f \quad (18)$$

となる。それに伴って繊維強度 $\sigma_{f-u}'$ は、

$$\begin{aligned} \sigma_{f-u}' &= (L_f' / L_f)^{-1/m} \cdot \sigma_{f-u} \\ &= (1 + (\epsilon_{mc} / \epsilon_f))^{-1/m} \cdot \sigma_{f-u} \end{aligned} \quad (19)$$

となる。なお、破断繊維の分担応力 $\sigma_{f-b}$ もせん断力に依存しているため、

$$\begin{aligned} \sigma_{f-b} &= (L_f' / L_f) \cdot \sigma_{f-b} \\ &= (\epsilon_f / (\epsilon_{mc} + \epsilon_f)) \cdot \sigma_{f-b} \end{aligned} \quad (20)$$

となる。

### (4) 結果と考察

以上の要因を考慮した、FRP ロッドのクリープ破壊シミュレーション結果を図-19、図-20に示す。各条件におけるクリープ破壊時間が、ほぼ実現現象に即した結果が得られており、本モデルの妥当性が確認できた。ここで、AFRP ロッドのクリープ破壊時間は、応力比との関係については非常に良い結果を示しているが、載荷応力との関係については、やや整合性が落ちている。これは前述のように、静的強度におけるモデルについて修正すべき点が残されてい

ることによると考えられる。また、GFRP ロッドのクリープ破壊時間は、載荷応力と応力比の二つの関係どちらも同程度の実験値とのずれが認められ、本モデルにおける一般的な破壊条件に修正すべき点があると考えられる。

図-21 に AFRP と GFRP の場合における、クリープひずみと時間の関係を示す。FRP のクリープに特徴的な階段状のひずみ増加が再現されているだけでなく、GFRP の方がより急激に破壊に至る傾向も現れている。この若干の違いは、繊維における有効繊維長と強度の関係の違い、即ち両繊維のワイブル係数  $m$  の差によって生じると考えられる。また、実際の AFRP ロッドの場合は、アラミド繊維のクリープによる曲線的なひずみの増加が認められるが、現段階においてはその影響を加味しなかったため表現できていない。なお、CFRP ロッドの場合は、シミュレーション上でクリープ破壊に至らなかった。これは、実験における CFRP のクリープ破壊が、他のロッドのクリープ破壊形式とは異なり、チャック部における断面方向の変形やそれに伴う応力集中等が原因であることを示唆するものであると考えられる。

## 5. まとめ

FRP ロッドの各構成要素の相互作用を考慮した、複合材料としてのクリープ破壊シミュレーションモデルを構築しその妥当性を検討した。その結果以下の結論を得た。

- (1) FRP ロッドの静的破壊特性は、ワイブルの最弱環理論に基づく繊維単体の静的強度特性、ロッド内部における繊維の応力分担、および繊維間の応力分配機構等の影響を考慮することにより評価可能である。
- (2) アラミドおよびガラス繊維は時間依存的破壊を生じる。また、これらの繊維の時間依存的な破壊確率は、拡張したワイブル理論に基づき、載荷応力に対応した破壊対象結合部数  $n$  を算出することによって推定可能である。さらに、載荷応力および有効繊維長が経時的に変化する場合においても、静的破壊確率を利用した繊維の実質応力比を算出することにより、クリープ破壊確率を推定することが可能である。
- (3) FRP のクリープ破壊特性は、静的破壊の場合と同様の影響に加え、繊維のクリープ破壊モデルとマトリックス樹脂の応力緩和モデルを組み込むことにより構築したクリープモデルにより評価可能である。

- (4) 今後、繊維と樹脂の界面の力学的挙動等の検討をさらに行うことにより、本モデルの精度を向上させることができると考えられる。

謝辞：本論文は、主に東京大学生産技術研究所において行った研究をまとめたものであり、加藤佳孝助手（同研究所）をはじめ、第5部魚本研究室の現役および卒業生の皆様のご協力を頂きました。また、武若耕司助教授（アジア工科大学）には有益なご助言を頂きました。ここに記して感謝の意を表します。

## 参考文献

- 1) 土木学会：連続繊維補強材のコンクリート構造物への適用，コンクリートライブラリー72号，1992。
- 2) 土木学会：連続繊維補強材を用いた構造物の設計・施工指針（案），コンクリートライブラリー88号，1996。
- 3) 魚本健人，西村次男，加藤佳孝：プレストレストコンクリート用 FRP 緊張材の特性(13)，生産研究，第48巻，9号，pp.457-460，1996。
- 4) 丸山武彦：連続繊維補強材（FRP）を用いたコンクリートの現状と将来，コンクリート工学，Vol.35，No.5，1997。
- 5) 魚本健人，西村次男：プレストレストコンクリート用 FRP 緊張材の特性(8)，生産研究，第46巻，1号，pp.23-25，1994。
- 6) 西村次男，魚本健人：FRP ロッドのクリープ破壊に関する基礎的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.1，pp.547-550，1995.6。
- 7) 魚本健人，西村次男，山口明伸，大賀宏行：繊維補強プラスチックロッドの時間依存的特性の評価，土木学会論文集，No.599/V-40，pp.15-22，1998。
- 8) Weibull, W.: A Statistical Distribution Function of Wide Applicability, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.13, pp.293-297, 1951.
- 9) Curtin, W.A.: Theory of Mechanical Properties of Ceramic-Matrix Composites, *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol.74(11), pp.2837-45, 1991.
- 10) Fabeny, B. and Curtin, W.A.: Damage-enhanced Creep and Rupture in Fiber-reinforced Composites, *Acta mater*, Vol.44, No.9, pp.3439-3415, 1996.
- 11) Hodhod, A.A.: Employment of Constituents Properties in Evaluation and Interpretation of FRP Rods Mechanical Behaviour, Doctor Thesis, University of Tokyo, 1992.
- 12) 山口明伸，西村次男，魚本健人：紫外線による各種繊維の劣化現象の評価方法に関する基礎研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.18，No.1，pp.1161-1166，1996。

(1999.10.18 受付)

# CREEP MODEL FOR FRP RODS BASED ON FAILURE STATISTIC THEORY OF FIBERS

Toshinobu YAMAGUCHI, Tsugio NISHIMURA and Taketo UOMOTO

This paper attempts to clarify the failure mechanism of FRP rods used as concrete reinforcement, and proposes a creep simulation model based on failure statistics of each component of FRP rods, such as fibers and matrix resin. FRP rods, made of aramid, glass, or carbon fibers were used. In order to examine the adequacy of the simulation model, the calculation results were compared to experimental data. As a result, it was determined that the proposed simulation method could be used to evaluate static strength, creep failure time, and creep strain of FRP rods quantitatively.