

一方向FRMの強度とそのばらつきに及ぼす  
母材の強度の影響

Effect of Matrix Strength on the Strength and Its Scatter of  
Unidirectional Fiber Reinforced Metals

1993年

魯 云

(Yun LU)

①

一方向FRMの強度とそのばらつきに及ぼす  
母材の強度の影響

Effect of Matrix Strength on the Strength and Its Scatter of  
Unidirectional Fiber Reinforced Metals

1993年

魯 云

(Yun LU)

# 目 次

第 1 章 緒 論	1
第1.1節 はじめに	1
第1.2節 従来の研究	2
1.2.1 F R Mの強度に関する従来の研究	
1.2.2 F R Mの強度のばらつきに関する従来の研究	
第1.3節 本研究の目的	6
第1.4節 本研究の内容	6
第1章参考文献	7
第 2 章 一方向 F R Mの引張強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響 (熱処理により母材の強度を変化させた場合)	10
第2.1節 はじめに	10
第2.2節 試料および実験方法	10
2.2.1 試料	
2.2.2 熱処理条件	
2.2.3 F R Mおよび抽出繊維の引張試験方法	
2.2.4 強度とばらつきの評価方法	
2.2.5 母材の組織観察および硬度測定	
第2.3節 実験結果	19
2.3.1 F R Mの強度とそのばらつき	
2.3.2 抽出繊維の強度とそのばらつき	
2.3.3 母材の顕微鏡組織と硬度	
2.3.4 熱処理による母材の残留応力	
2.3.4.1 残留応力の測定方法	
2.3.4.2 F R Mの強度とそのばらつきに及ぼす残留応力の影響	

第2.4節	考察	．．．．．	36
2.4.1	母材強度の役割		
2.4.2	強度のばらつきをもたらす要因		
第2.5節	母材に埋め込まれた状態での繊維強度を考慮したFRMの強度の計算式の提案	．．．．．	42
2.5.1	母材に埋め込まれた状態での繊維強度を考慮した複合則の修正式		
2.5.2	修正した複合則の適用		
第2.6節	まとめ	．．．．．	47
第2章	参考文献	．．．．．	50
第3章	一方向FRMの引張強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響 (高温加熱により母材の強度を変化させた場合)	．．．．．	54
第3.1節	はじめに	．．．．．	54
第3.2節	試料および実験方法	．．．．．	54
3.2.1	FRMの高温引張試験		
3.2.2	抽出繊維の引張試験		
3.2.3	純Alの高温引張試験		
第3.3節	実験結果	．．．．．	58
3.3.1	FRMの高温強度とそのばらつき		
3.3.2	抽出繊維の強度とそのばらつき		
3.3.3	純Alの高温強度		
第3.4節	考察	．．．．．	66
3.4.1	修正した複合則の適用		
3.4.2	熱処理を受けたFRMの強度およびばらつきとの比較		
第3.5節	まとめ	．．．．．	69
第3章	参考文献	．．．．．	70

第 4 章	弾塑性有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによる一方向FRMの引張強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響の検討	71
第4.1節	はじめに	71
第4.2節	シミュレーションのモデルおよび手法	71
4.2.1	有限要素モデルと要素分割	
4.2.2	シミュレーションの手順	
4.2.3	シミュレーションに用いたFRMの材料定数	
第4.3節	一方向FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響	79
4.3.1	シミュレーションの結果	
4.3.2	複合則、修正した複合則および実験結果との比較	
第4.4節	母材の強度特性を変化させたときのFRMの破壊過程と強度およびばらつきとの相関	86
4.4.1	シミュレーションの結果	
4.4.2	FRMの強度とそのばらつきに及ぼす破壊過程の影響についての考察	
第4.5節	母材の強度特性を変化させたときの破断した繊維の近傍の応力分布からの考察	91
4.5.1	応力分布の計算手法	
4.5.2	繊維の耐荷能力およびFRMの破壊過程と応力分布との関係	
4.5.3	FRMの強度のばらつきと応力集中の範囲	
第4.6節	まとめ	98
第4章参考文献		100

第 5 章 総 括	・ ・ ・ ・ ・	101
付 録 1~4	・ ・ ・ ・ ・	105
公表論文	・ ・ ・ ・ ・	115
謝 辞	・ ・ ・ ・ ・	117

## 第1.1節 はじめに

繊維強化金属（Fiber Reinforced Metal, 以下FRMと記す）は、比強度および比剛性が大きく、耐摩耗性および耐特殊環境性（高真空、放射線、原子状酸素中など）にすぐれ、熱および電気の良導体であるために、新素材として注目され、その特徴を生かしてディーゼルエンジン用ピストン、シリンダーライナ、人工衛星用構造部材継手などに近年実用されてきた。また、この材料は強化繊維の方向と体積含有量を変えることによって、発現する性質を調整できること、すなわち設計できるために、機械設計技術者により広い設計の自由度を提供している。FRMは従来の金属材料に比べて、強度のばらつきの大きいことが、構造材料としての広範な応用の大きな障害となっている。構造用FRMの性能としては、今一層、強度を上昇させてなおかつ強度のばらつきを小さくすること、すなわち、強度の信頼性向上が要求されている。この要求にこたえ、そして設計技術者がこの材料を安心して利用するためには、強度とそのばらつきに寄与する要因が、まず材料科学的に解明され、つづいて複合素材の特性からFRMの特性が定量的に予測されなければならない。

この研究では、FRMの強度とそのばらつきに着眼し、複合素材のうちの母材の強度が、それらにどのような寄与をするかを明らかにするため、二種類の方法で母材の特性を変化させ、FRMの強度とそのばらつきを実験的に調査した。つづいて、有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによって、FRMの強度とそのばらつきの予測を試みるとともに、強度の信頼性に影響を及ぼす要因を母材の特性から考察しようとしたものである。以上の実験と計算機シミュレ

ーションを通じて、母材の強度特性の観点からFRMの強度と信頼性向上に資するものである。

## 第1.2節 従来の研究

### 1.2.1 FRMの強度に関する従来の研究

FRMの強度特性に影響を及ぼす材料要因は(1)繊維の特性、(2)界面の特性および(3)母材の特性、に大別される。この中で、(1)と(2)に関しては、ミクロ、マクロ的な観点から多くの理論的および実験的研究が行なわれている<sup>(1-1~10)</sup>。まず、繊維の強度特性および界面の特性を改善するために、新しい繊維が開発され、繊維の改質(表面メッキ、特定成分リッチ層の形成など)<sup>(1-1~4)</sup>が施されつつある。FRMに用いられる代表的な繊維とその特性例<sup>(1-5)</sup>を表1-1に示す。また、界面の特性を改善するため母材の合金化が数多く研究されてきた<sup>(1-6~10)</sup>。

さらに、FRMの強度を高くする一つの手法として繊維の体積率を向上することがとりあげられた。SiC/Al合金のワイヤ状FRMの開発にあたって繊維の体積率を高くすることによって強度が大幅に上昇したことが報告された<sup>(1-11)</sup>。しかし、繊維の体積率を向上するのは限界があり、六方の配列では $V_f^{\max}=0.9$ 、四方の配列では $V_f^{\max}=0.79$ <sup>(1-12)</sup>となり、また、繊維の体積率が高くなるほどFRMの強度は期待したほど高くなり、FRMの破断伸びと破壊じん性は逆に小さくなってしまふことがある。

一方、FRMの構成材の一つである母材は、FRMの破壊に先立って繊維が破壊した後の応力緩和に重要な役割を果たすことが指摘されている<sup>(1-13~15)</sup>。しかし、従来の研究では金属母材に必要な特性として繊維との濡れ性<sup>(1-16)</sup>、反応性<sup>(1-17)</sup>あるいはFRMの成形性<sup>(1-18)</sup>などに注目されたものが多く、母材の機械的性質のみを抽出して、その特性がFRMの強度に及ぼす影響を調べる報告は極めて少ない。著者の調べた範囲において、母材の機械的性質のみを要因として実験的にFRMの強度特性を調べたのは香川ら<sup>(1-19)</sup>の論文の一つしか見あたらなかった。

表1-1 FRMに用いられる代表的な強化繊維とその特性例<sup>(1-5)</sup>

繊維 (メーカー)	引張強度 (Kg/mm <sup>2</sup> )	弾性率 (10 <sup>3</sup> Kg/mm <sup>2</sup> )	密度 (g/mm <sup>3</sup> )	直径 (μm)	備考	
ボロン系(CVD法)						
B on W (AVCO,CTI)	350	40	2.46	100,140,200	単繊維	
B on C (AVCO)	330	37	2.23	100,140		
Borsic(SiC coated B/W) (CTI)	300	40	2.58	100,145		
B4C coated B/W (AVCO)	400	37	2.27	145		
炭化ケイ素系						
SiC on W(CVD法) (AVCO)	315	43	3.16	100,140	単繊維	
SiC on C(CVD法) (AVCO)	330	40	3.07	100	単繊維	
SiC(ポリマー焼成法) (日本カーボン)	250	18	2.55	10-15	繊維束	
炭素系						
PAN系 高強度タイプ (*)	350-700	24-30	1.70-1.77	7-9	繊維束	
	高弾性率タイプ(*)	230-300	35-80	1.82-1.87		7-9
ピッチ系 P55 (U.C.C)	210	39	2.02	5-10		
	P75 (U.C.C)	210	53	2.06		5-10
	P100 (U.C.C)	210	70	2.10		11
アルミナ系						
Fiber FP (Du Pont)	150	39	3.90	20	繊維束	
住化アルミナ (住友化学)	180	21	3.20	9		

\*：例えば、東レ

た。この研究によると、母材の破壊じん性が高い場合では、FRMは累積的な破壊を示し、強度の向上が期待できる。また、繊維の強度特性を発揮させるために必要な母材の特性としては高い破壊じん性が必要となると指摘された。ほかに、前川ら<sup>(1-20)</sup>がFRPの強度特性に及ぼす母材の破壊じん性の影響について調べた結果によると、破壊じん性が高い母材の使用はFRPの強度を向上させる。彼らの結果によると、複合材料の強度への母材の機械的性質の寄与は、母材の強度そのもののみではなく、繊維の強度特性を発揮させることがより重要なのである。しかしながら、彼らは母材の機械的性質としては破壊じん性だけを取りあげ、母

材の強度特性について触れていない。

F R Mの高温強度については多くの報告がある<sup>(1-21~26)</sup>。今井<sup>(1-21)</sup>、大西<sup>(1-22)</sup>および平野<sup>(1-23)</sup>の報告では、F R Mの高温強度の低下は母材の高温強度の低下と同じ傾向となり、母材強度の低下に起因する応力伝達能力の低下によるものと述べたが、いずれも応力伝達能力がどのようにF R Mの強度特性に影響を与えるかについて詳しく検討していない。なお、計算機シミュレーションを用いると各要因を独立に変化させてF R Mの強度特性を調べることができるので、これを用いた研究が数多く行なわれている<sup>(1-27~34)</sup>。このなかで、母材の強度特性を要因としてF R Mの強度を調べた研究がいくつかある。奥野ら<sup>(1-34)</sup>は繊維末端の応力集中にいち早く注目し、有限要素法による計算で繊維の臨界長さを求めた。しかし、この研究では応力集中や臨界長さをF R Mの強度と関連させて検討していない。落合ら<sup>(1-27)</sup>はシアラグモデルを用いてF R Mの強度についてシミュレーションを行ない、母材の破壊じん性と降伏応力を影響要因として、破断した繊維の無効長さや応力集中を求めてF R Mの強度を考察した。この研究では、母材の破壊じん性が十分高いときは、母材の降伏応力の増加とともにF R Mの強度が上昇している。ただし、降伏応力の低いときは無効長さが長いため、また、降伏応力の非常に高いときには破断繊維による隣接繊維への応力集中が高いため、繊維の強化効率は低下すると指摘した。このように応力集中および無効長さに基づく繊維の強化効率あるいは耐荷能力という観点で母材の機械的性質の寄与に関する取り扱いが現在もつづいている。しかし、いずれの研究者もF R Mについて、重要な性質である強度のばらつきとの関連において検討しておらず、実験的に検証をもしていない点に今日、問題が残されている。

Kelly-Tyson<sup>(1-35)</sup>は不連続繊維で強化された複合材料の強度について複合則の計算式を提案している。この計算式では、繊維は臨界長さの概念を用いて、繊維耐荷能力を母材のせん断降伏応力の関数とみなすことができる。森本ら<sup>(1-36)</sup>はこのKelly-Tysonの複合則をSiC ウィスカ強化アルミニウム合金の強度に適用したところ、実験結果がよく再現できたと報告した。臨界長さを有する繊維強度という概念、つまり、繊維の耐荷能力を母材のせん断降伏応力の関数とする、このような概念がF R Mについても有用なものと考えているが、延性母材が連続繊維で強

化されたFRMへの適用の可能性が残されている。上述により一方向FRMの強度特性に及ぼす母材の強度特性の影響について実験するとともに、その原因と機構について解明しておかなければならない。

一方、FRMの強度特性が破壊過程と関連すると指摘されている<sup>(1-19,37)</sup>。香川ら<sup>(1-19)</sup>の報告では、母材の破壊じん性が高いときFRMは累積的な破壊を示し、母材の強度が高く破壊じん性が低いとき、初期破断した繊維の破壊が材料全体の破壊を引き起こし、非累積的な破壊を示すと指摘した。向後ら<sup>(1-37)</sup>もFRMの強度とそのばらつきは破壊の様式と関係があると報告している。しかし、破壊様式が母材の強度にどのように影響されるかは明らかにされていない。破壊過程に影響する要因を究明するのはFRMの強度特性の影響要因を解明するのに役立つと思われる。

### 1.2.2 FRMの強度のばらつきに関する従来の研究

FRMの強度のばらつきを論じた報告が少なくないが、そのほとんどは繊維の強度特性<sup>(1-38~40)</sup>、界面特性<sup>(1-30)</sup>を影響要因としての実験結果を述べることにとどまり、実験結果についての考察、理論的取り扱いが少なく、また、その多くは計算機によるシミュレーションに関するものである。FRMの強度の信頼性に影響する要因、そのメカニズムを解明するにはまだまだ多くの研究が必要であると思われる。

Coleman<sup>(1-41)</sup> は単繊維の強度のばらつきと繊維束の強度のばらつきについて理論的に取り扱ったが、構成素材の力学的特性から複合材料の強度のばらつきを理論的に論じる報告はまだ見あたらない。K.Godara<sup>(1-29)</sup> はシアラグモデルを用いてB/AIの高温強度特性を計算機でシミュレートした。この研究によると、高温になり母材の降伏応力が低下すると、FRMの強度が低下するとともに、強度のばらつきが大きくなり、強度のばらつきと母材の強度特性が関連することを指摘し、その要因については破断した繊維に起因する応力集中の範囲と関係があると推測

した。向後ら<sup>(1-37)</sup>はSiC繊維強化ガラス複合材料の破壊挙動と強度のばらつきについて報告した。彼らは破壊強度が破壊過程に依存するために、その結果として強度のばらつきが変わると指摘した。また、藤井ら<sup>(1-42)</sup>はFRPの強度のばらつきが母材の強度に若干影響されることを報告した。

以上のように、従来の研究によれば複合材料の強度のばらつきに母材の力学的特性が何らかの影響を与えていることは明らかである。しかし、何がどのような機構で複合材料の強度のばらつきに影響を与えているのかを考えると、強化繊維はもとより、母材までも強度がばらつく性質のセラミックスやエポキシ樹脂が用いられており、また、母材の力学的特性が系統的に変化させられていないため、その原因を明らかにすることができない。FRMは母材が金属で、強度がほとんどばらつかないうえ、その強度を熱処理や高温加熱によって系統的に変化させることができるので、これを利用した実験ならびに考察によって複合材料の強度をばらつかせる要因のいくつかを的確には握できることが期待できる。強度をばらつかせる要因の解明は、強度の信頼性を改善する複合材料の創製に資するので、本研究では母材の強度特性がどのようにFRMの強度のばらつきに影響を与えるかについて系統的に実験しその要因を明らかにしようとした。

### 第1.3節 本研究の目的

前述のように、FRMの強度とその信頼性について実験的、理論的にまだ明らかにされていないことが多く、工業的応用に対し問題が残されている。本研究では実験と計算機シミュレーションによってFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響を明らかにすることを目的とする。

### 第1.4節 本研究の内容

本論文は緒論および総括を含め5章からなっている。以下各章の概略を記述する。

第1章は緒論であり、従来の研究をまとめるとともに本研究の目的と意義について述べた。

第2章では、3種類の SiC/Al 合金のFRMを用いて熱処理により母材を軟・硬化させ、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響について実験をするとともに、Rosenモデルを用いて複合則を修正することによって繊維強化効果から母材強度の寄与について検討した。また、本実験範囲内では、熱処理による残留応力はFRMの強度とそのばらつきに影響を与えないことを確認した。

第3章では、2種類の SiC/Al 合金のFRMを用いて高温加熱により母材の強度を変化させ、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響について実験をするとともに、母材の高温引張試験を行ない、修正した複合則の適用によって母材強度の寄与について検討した。

第4章では、弾塑性有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによってFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響について計算機シミュレーションを行なうとともに、FRMの強度特性と破壊過程を関連づけ、母材の強度特性の影響を調べた。また、繊維の無効長さ、破断した繊維のまわりの応力分布を調べ、母材の強度がFRMの強度とそのばらつきに影響する機構について考察した。

第5章は総括であり、本研究で得られた結果を要約した。

## 第1章参考文献

- (1-1) K. Honjo and A. Shindo, Proc. Ist. Intern. Conf. on Composite Interfaces, (1986), Elsevier, P.101.
- (1-2) 福永、機械の研究、39(1987), 6, P.677.
- (1-3) 金・ほか3名、日本複合材料学会誌、9(1983), 1, P.22.
- (1-4) 森田、金属、48(1978), P.2.
- (1-5) 坂本、日本熔接学会誌、56(1987),P.20.
- (1-6) D. Bechet ・ほか5名、日本複合材料学会誌、14(1988), P.16.

- (1-7) L. S. Gyzei, *Fiz. Khim. Obrab. Mater.*, 2(1980), P.132.
- (1-8) 今井・ほか3名、鉄と鋼、76(1990), 1, P.65.
- (1-9) 近藤・ほか3名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1463.
- (1-10) 手塚・ほか3名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1470.
- (1-11) 今井・ほか3名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1555.
- (1-12) 香川、繊維強化複合金属、(1985), P.8, シーエムーシ.
- (1-13) D. Hull, *An Introduction to Composite Materials*, Cambridge Univ. Press, Cambridge, (1981), P.136.
- (1-14) A. S. Argon, *Treaties on Materials Science and Technology 1*, Ed. by H.Herman, Academic Press, New York, (1972), P.79.
- (1-15) 香川、繊維強化複合金属、(1985), P.143, シーエムーシ.
- (1-16) W. H. Sutton, *Whisker Technology*, Ed. by A.P.Levitt, Wiley-Interscience, New York, (1970), P.273.
- (1-17) S. Ochiai and K. Osamura, *J. Mater. Sci.*, 23(1988), P886.
- (1-18) A. Mortensen, et al., *Met. Trans.*, 19A(1988), P.709.
- (1-19) 香川、日本金属学会誌、53(1989), 3, P.339.
- (1-20) 前川・ほか4名、日本複合材料学会誌、17(1991), 4, P.155.
- (1-21) 今井・ほか3名、軽金属、40(1990), 3, P.202.
- (1-22) 大西、第4回次世代産業基盤技術シンポジウムー金属・複合材料技術ー予稿集、(1986), P.335.
- (1-23) 平野、日本機械学会材料力学講演会講演論文集、(1990), P.174.
- (1-24) 松田・ほか4名、構造強度に関する講演会講演集、33(1991), P.206.
- (1-25) 正木、第4回次世代産業基盤技術シンポジウムー金属・複合材料技術ー予稿集、(1986), P.343.
- (1-26) K. B. Park and I. G. Greenfield, *Proc. Inter. Symp. on Comp. Mater. and Struc.*, (1986), P.1051.
- (1-27) 落合・長村、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1730.

- (1-28) 合田・福永、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1761.
- (1-29) K. Goda and H. Fukunaga, *Comp. Sci. Tech.*, 35(1989), P.181.
- (1-30) I. Kimpara, et al., *Proc. Japan-U.S. CCM-V*, (1990), Tokyo, P.521.
- (1-31) S. Ochiai, et al., *Proc. Japan-U.S. CCM-V*, (1990), Tokyo, P.505.
- (1-32) K. P. Oh, *J. Comp. Meter.*, 13(1979), P.311.
- (1-33) 奥野・三浦、日本金属学会誌、42(1978), 7, P.736.
- (1-34) 奥野・三浦、日本金属学会誌、37(1973), 9, P.1031.
- (1-35) A. Kelly and R. Tyson, *High Strength Materials*, (1965),  
John Wiley & Sons, P.578.
- (1-36) 森本・大内、軽金属、38(1988), 10, P.658.
- (1-37) 向後・香川、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1769.
- (1-38) 合田、広島大学博士学位論文、(1989).
- (1-39) 合田・ほか2名、日本機械学会誌、54(1988), 500, P.753.
- (1-40) 合田・福永、第9回設計における信頼性工学シンポジウム前刷集  
(日本材料学会)、(1989), P.146.
- (1-41) B. D. Coleman, *J. Mech, Phys, Solids*, 7(1958), P.60.
- (1-42) 藤井・ほか1名、材料、27(1978), 303, P.57.

## 第2章 一方向FRMの引張強度とそのばらつきに及ぼす

### 母材の強度の影響

(熱処理により母材の強度を変化させた場合)

#### 第2.1節 はじめに

第1章で述べたように、本研究の目的はFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響を明らかにすることである。この目的を達成するためには、ほかの要因をできるだけ変化させずに母材の強度のみを変化させて実験する必要がある。母材の強度を変化させる方法としては、熱処理、あるいは高温下での試験などいくつか考えられるが、本章では、熱処理によってSiC/pure-Al、SiC/Al-5.7% Ni およびSiC/Al-4.0%Cu の3種類のFRMにおける母材を軟・硬化させることで、母材の強度を変化させた。FRMの引張試験を行なったのち、FRMの強度への母材の強度の寄与については、母材に埋め込まれた状態での繊維強度を用いて従来の複合則を修正することによって考察した。また、母材の強度の影響を検討するにあたって熱処理による残留応力の影響が無視できることを実験的に確認した。

#### 第2.2節 試料および実験方法

##### 2.2.1 試料

試料には強度のばらつきを調べるため多数の試料の引張試験が容易に実施できるワイヤ状FRM(日本カーボン製(株))を用いた。これは約500本の連続SiC繊維束にAl合金を溶浸して作られた直径0.5mmのFRMである。連続SiC繊維<sup>(2-1)</sup>(商品名Nicalon)は日本カーボン(株)において製造されたもので、微細

な  $\beta$ -SiC 結晶から成っている。この繊維は、ポリカルボシラン(Poly-Carbosilane; PCS)を紡糸—不融化処理—焼成して製造され、主として、Si, C, O の3成分からなり、その組成比がほぼ  $\text{Si}_3\text{C}_4\text{O}$  である。SiC 繊維の一般的特性を表2-1に示す。ワイヤ状FRMは図2-1に示すように、熔融金属浸透法<sup>(2-2)</sup>によって製造され、その製造プロセスは次のとおりである。

表2-1 SiC (ニカロン) 繊維の一般的特性<sup>(2-1)</sup>

Property	Value
Filament diameter	14 $\mu\text{m}$
Shape of cross section	Round
Filament / Yarn	500
Tex	210 g/Km
Density	$2.55 \times 10^3 \text{ Kg/m}^3$
Tensile strength	2.5~3.0 GPa
Elastic modulus	180~200 GPa
Maximum usable temperature	1500 K
Coefficient of thermal expansion	$3.1 \times 10^{-6} / \text{K}$

- (1) 繊維供給：ヤーン状の素材 SiC 繊維の撚りを除きながら紙管から連続的に引き出して工程に導入する。
- (2) サイジング剤除去：繊維の保護や取り扱い性のための熱分解タイプのサイジング剤（集束剤）を高温雰囲気中で連続的に通過させて取り除く。
- (3) 溶湯浸透：繊維束を熔融 Al 合金中に連続的に浸せきし通過させながら、十分に開織した繊維間に液相の金属を浸透させ複合化を行なう。
- (4) 引き上げ：ノズルの小孔を通して引き上げ余剰の溶湯を絞り出す。
- (5) 凝固および巻取り：母材の Al 合金を凝固させ、ドラム上に巻き取って

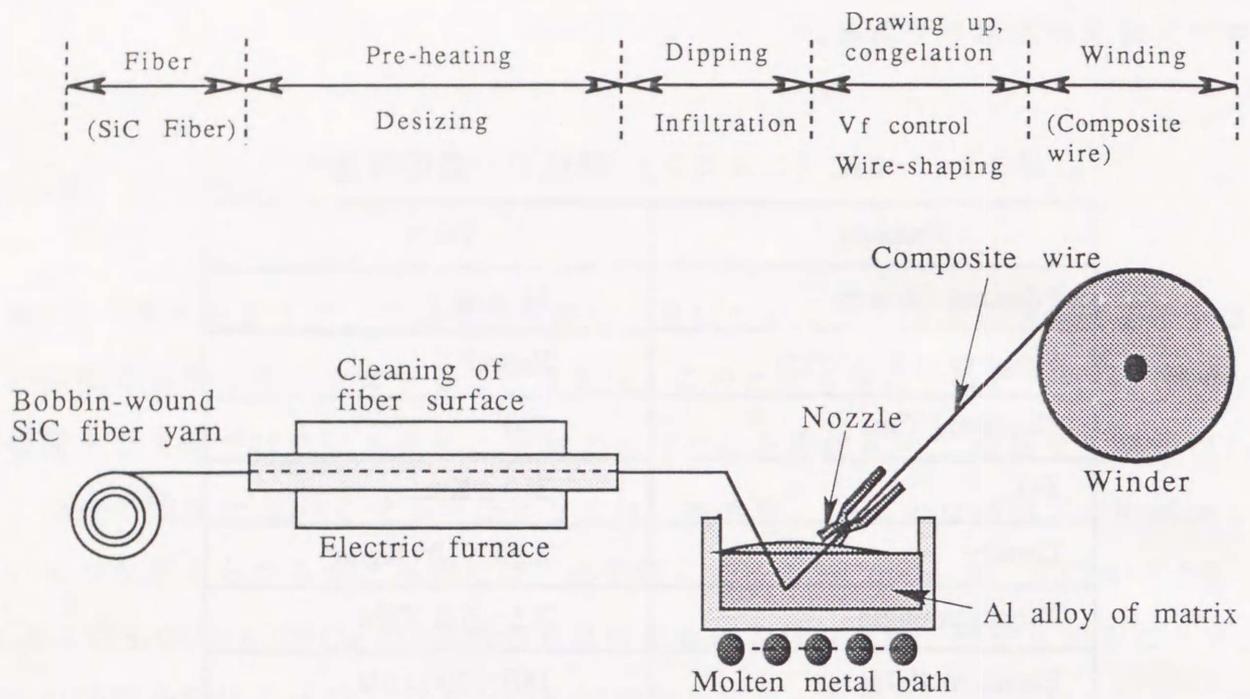


図2-1 連続式の熔融金属浸透法による SiC/Al 合金FRMの製造プロセス

ワイヤ状FRMとする。

表2-2に純 Al 母材のワイヤ状FRMの一般的特性を示し、図2-2 (a)および (b) に、それぞれ、ワイヤ状FRMの外観および横断面顕微鏡組織を示す。このワイヤ状FRMは、このまま工業的に一部利用されるが、一般的には、ホットプレス成形法の間接素材として複合製品の製造に用いられる<sup>(2-3)</sup>。

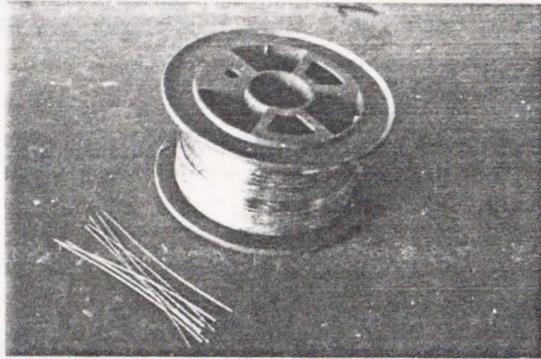
なお、上のような製造プロセスを経て、納入された状態の試料を本実験では受入れ材と呼ぶ。

表2-2 純 Al 母材のワイヤ状FRMの一般的特性

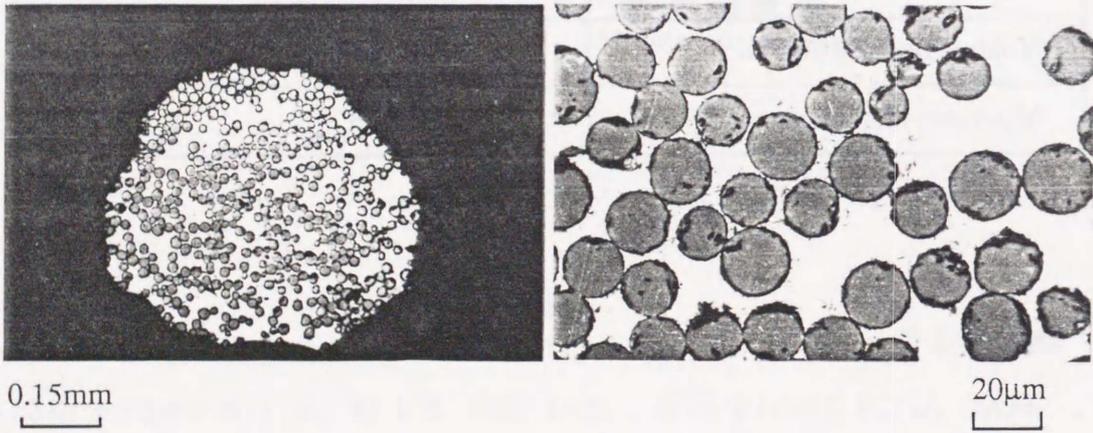
Shape of cross section	Round
Diameter	0.5 mm
Wire weight	0.50 g/m
Tensile strength	1.2 GPa
Elastic modulus	130 GPa
Volume fraction of fiber	40 vol%
Minimum loop diameter	30 mm

### 2.2.2 熱処理条件

母材は、純Al、Alに5.7%Niを添加したAl合金およびAlに4.0%Cuを添加したAl合金の3種類であり、実験に用いたワイヤ状FRMを熱処理することによって母材の組織や強度特性を変化させることができる。以下、これらのFRMをそれぞれ、SiC/pure-Al、SiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuと記す。熱処理はいずれもアルゴン雰囲気の中で200℃～600℃の範囲で行ない、加熱保持時間は10minとした。加熱保持後、ただちに水中に焼き入れし母材の組織を安定させた。また、SiC/Al-4.0Cuについては高温加熱（500℃以上）後急冷して、溶体化処理したのち、



(a) ワイヤ状FRMの外観



(b) ワイヤ状FRM (SiC/Al) の横断面顕微鏡組織

図2-2 ワイヤ状FRMの外観および横断面組織写真

時効硬化させた。時効硬化条件としては2024のAl-Cu合金（3.9～5.0%Cu含有）の時効硬化プロセス<sup>(2-4)</sup>に参考して室温で72時間放置として、その後引張試験を行った。

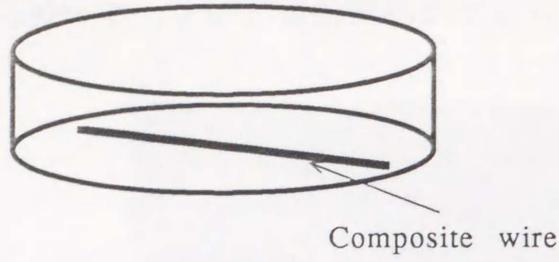
### 2.2.3 FRMおよび抽出繊維の引張試験方法

FRMの引張試験はインストロン形引張試験機（島津製、AUTOGRAPH IS-5000）にエアーチャックを取付けて行ない、荷重はロードセルの信号を動ひずみアンプを介してペンレコーダーに記録した。なお、エアーチャックのはさみ部分にAl板を張り付け、引張試験片にはタブをつけていない。試験条件としてゲージ長さは50mm、引張速度は0.5mm/minを採用し、エアーチャックの空気圧は2.5Kg/mm<sup>2</sup>とした。試料本数は強度のばらつきを調べるため各試験条件につき40本とした。

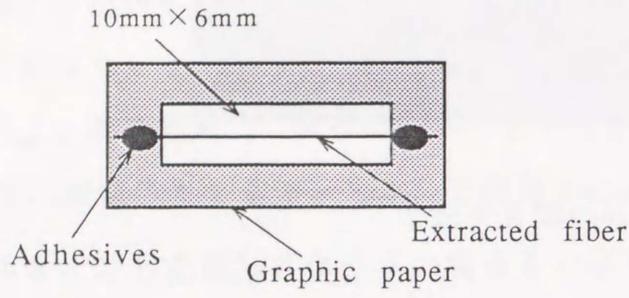
抽出繊維の引張試験片の作製要領は図2-3に示す。まず、熱処理を受けたFRMの母材のAl合金を10%NaOH水溶液で溶かし、溶け残った繊維束を水で数回洗い、室温で乾燥させてからSiC繊維を1本ずつ引き出し、10mm×6mmの穴あきの方眼紙の中央線に沿って一直線になるように接着剤で張り付けて単繊維の引張試験用の試料（図2-3の（2））とした。この試料をチャックに取付けてから、線香で両側の方眼紙を焼き切って引張試験を行なった（図2-3の（3））。試験条件として、試料本数は繊維強度のばらつきを調べるため各条件につき60本、引張速度は0.2mm/min、ゲージ長さは10mmとした。また、繊維直径を測定するにあたって、レーザー外径測定器（アンリツ製、Model M550A）を用いた。測定は一定の間隔をおいて3点測定し、その平均値を繊維直径とした。

### 2.2.4 強度とばらつきの評価方法

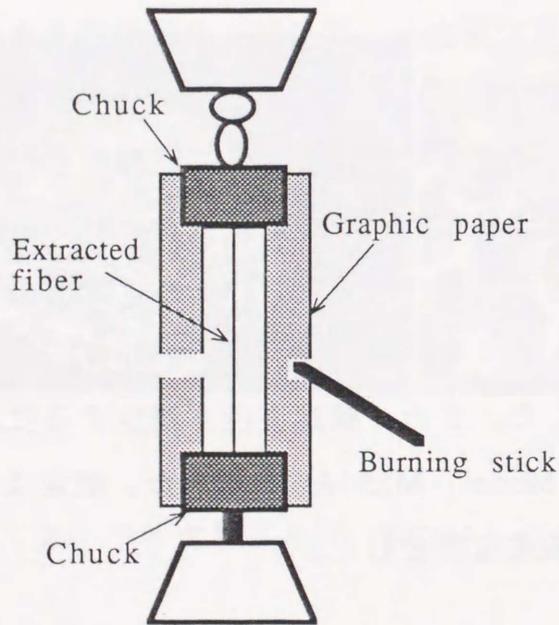
セラミックス繊維の強度の分布は2母数ワイブル分布によく適合するとした多くの報告がある<sup>(2-5)</sup>。具体的に、SiC繊維の強度についてはGodaら<sup>(2-6)</sup>、Kagawa



(1) Extracting of fiber



(2) Tensile test piece



(3) Tensile test

図2-3 抽出繊維の試料作製と引張試験

ら(2-7)および Simon ら(2-8)によって、2母数ワイブル分布によく適合することが確認されている。また、セラミックス繊維強化金属のFRMの強度についても、同様に2母数ワイブル分布によってよく整理されることがすでに示されている(2-9~12)。そこで、本研究ではSiC繊維とFRMの強度の分布は2母数ワイブル分布を用いて評価することとした。

2母数ワイブル分布  $F(\sigma)$  は一般に次式で表される。

$$F(\sigma) = 1 - \exp\{-(\sigma/\sigma_0)^m\} \quad (2-1)$$

ここで、 $m$  および  $\sigma_0$  は、それぞれ、ワイブル形状母数およびワイブル尺度母数である。本実験では得られた強度のデータに対し、式(2-1)で最尤法(2-13)を用いて形状母数と尺度母数の推定を行なった。式(2-1)の尤度関数  $L_F$  は一般的に次式のように与えられる。

$$L_F = \prod_{i=1}^n f(\sigma_i) \quad (2-2)$$

ここで、 $n$  はサンプル数、 $f(\sigma)$  は式(2-1)の確率密度関数である。式(2-1)において尤度  $L_F$  を最大にする  $m$  と  $\sigma_0$  が最尤推定量である。したがって、これらを求めるための尤度方程式は次式のように表すことができる。

$$\frac{1}{m} + \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln \sigma_i - \frac{\sum_{i=1}^n \sigma_i^m \cdot \ln \sigma_i}{\sum_{i=1}^n \sigma_i^m} = 0 \quad (2-3)$$

$$\sigma_0 = \left( \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sigma_i^m \right)^{1/m}$$

式(2-3)では、Newton-Raphson法によって第1式の  $m$  を求め、これを第2式に代

入して  $\sigma_0$  を求めた。

異なるゲージ長さの繊維またはFRMの強度を比較するとき、同じゲージ長さの強度に換算する必要がある。ゲージ長さを変化させた場合の2母数ワイブル分布は、寸法効果によって次式のように表されている<sup>(2-6)</sup>。

$$F(\sigma) = 1 - \exp\{-L/L_0(\sigma/\sigma_0)^m\} \quad (2-4)$$

ここで、 $L$  はゲージ長さ、 $L_0$  はワイブル母数の推定の時に用いられたゲージ長さである。

式(2-4)により、ゲージ長さ  $L$  をもつ繊維のワイブル平均強度は次のように計算される。

$$\begin{aligned} \sigma_L &= \int_0^{\infty} \{1-F(\sigma)\} d\sigma \\ &= \left(\frac{L_0}{L}\right)^{1/m} \sigma_{0L_0} \Gamma\left(1+\frac{1}{m}\right) = \left(\frac{L_0}{L}\right)^{1/m} \sigma_{L_0} \end{aligned} \quad (2-5)$$

ここで、 $\Gamma$  はガンマ関数である。

なお、実験で得られた強度のデータをワイブルプロットするときは、次式に示される平均ランク法<sup>(2-14)</sup>を用いた。

$$F(\sigma) = \frac{j}{n+1} \quad (2-6)$$

ここで、 $j$  は強度のデータの順序統計量の順序数、 $n$  はサンプル数である。また、式(2-1)の両辺の対数を2度とると、

$$\ln \ln\left(\frac{1}{1-F(\sigma)}\right) = m \cdot \ln \sigma + \text{const.} \quad (2-7)$$

となるので、ワイブル形状母数  $m$  は、強度のデータのワイブルプロットの傾きであり、強度のばらつきを示すパラメーターとなっている<sup>(2-15~17)</sup>。

### 2.2.5 母材の組織観察および硬度測定

熱処理による母材の組織と強度の変化を調べるため、顕微鏡組織の観察と硬度の測定を行なった。顕微鏡組織は粒度の異なる数種のダイヤモンド研磨材を用いてFRMを注意深く研磨し、5%HFの水溶液を腐食液として組織を出現させた。また、10本のFRMの横断面の顕微鏡組織写真から繊維本数を数えてその平均値をワイヤ状FRMの繊維本数  $N$  として次式<sup>(2-18)</sup>によって繊維体積率  $V_f$  を算出した。

$$V_f = \frac{N \cdot d_f^2}{d_w^2} \times 100 \quad (2-8)$$

ここで、 $N$  : 繊維本数、 $d_f$  : 繊維直径、 $d_w$  : ワイヤ状FRMの直径、本実験ではレーザー外径測定器を用いて測定した抽出繊維の直径の平均値を繊維直径  $d_f$  とし、ワイヤ状FRMの直径  $d_w$  は0.5mmとした。

一方、母材硬度の測定方法として、ビッカース微小硬度計（松沢製、MHT-1）を用いて、顕微鏡組織の観察のために研磨したFRMの横断面上で繊維を避けて、荷重10g、負荷時間 25sec で20点を測ってその平均値を母材の硬度とした。本章では母材の硬度から、母材の降伏応力および強度を推定した。

## 第2.3節 実験結果

### 2.3.1 FRMの強度とそのばらつき

図2-4 (a), (b) および (c) はそれぞれ熱処理を受けたSiC/pure-Al, SiC/Al-5.7Ni およびSiC/Al-4.0Cuの引張強度をワイブル確率紙上にプロットしたものである。この図から、それぞれ強度の分布はほぼ直線性を示し2母数ワイブル分布によって良好に整理できることがわかる。図2-5は熱処理を施した3種類のFRMの平均強度と熱処理温度の関係を示す。この図から、400℃まで3種類の試料の平均強度はほとんど変化していないことがわかる。しかし、熱処理温度が400℃を超えるとそ

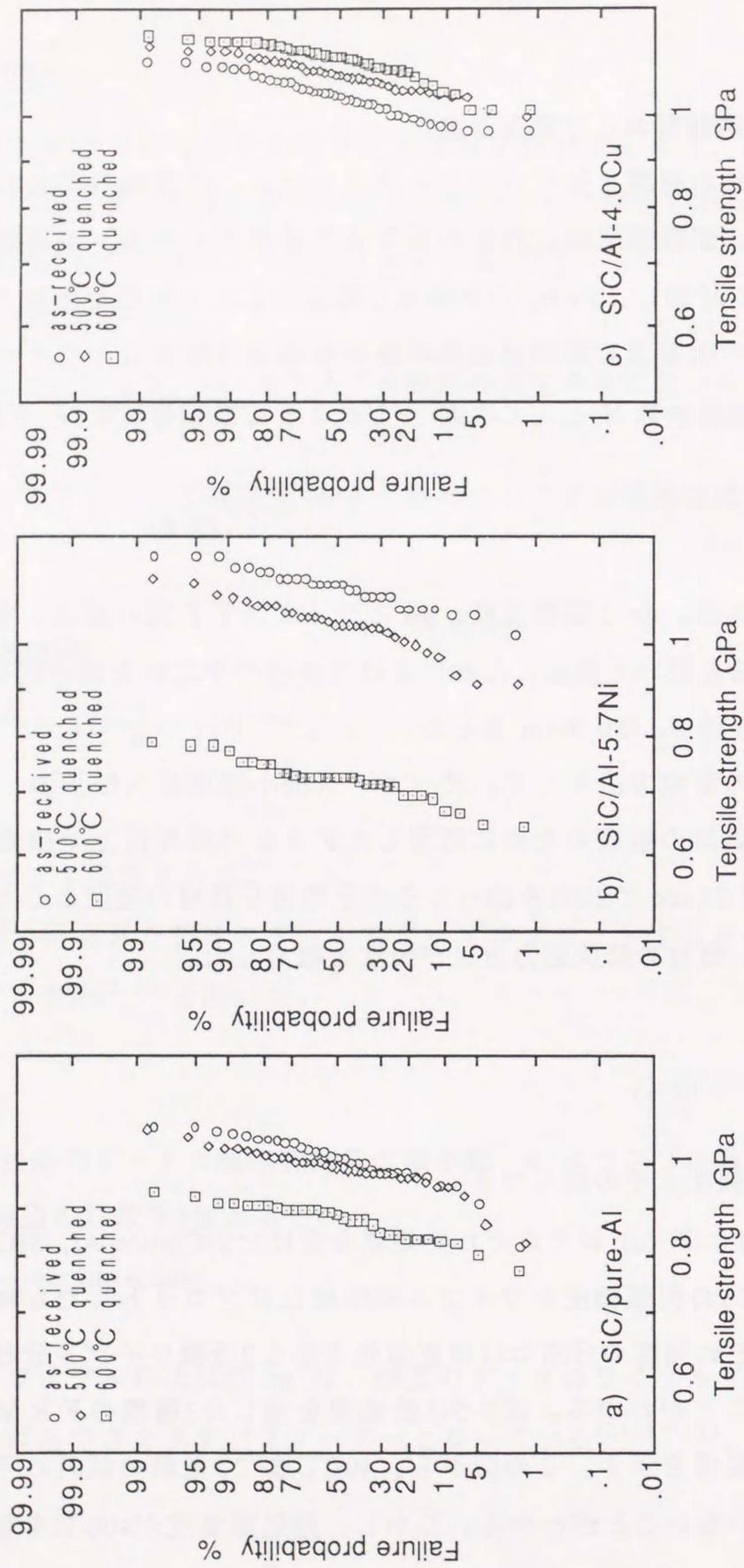


図2-4 熱処理を受けたSiC/pure-Al, SiC/Al-5.7Ni および SiC/Al-4.0Cu の引張強度のワイブルプロット

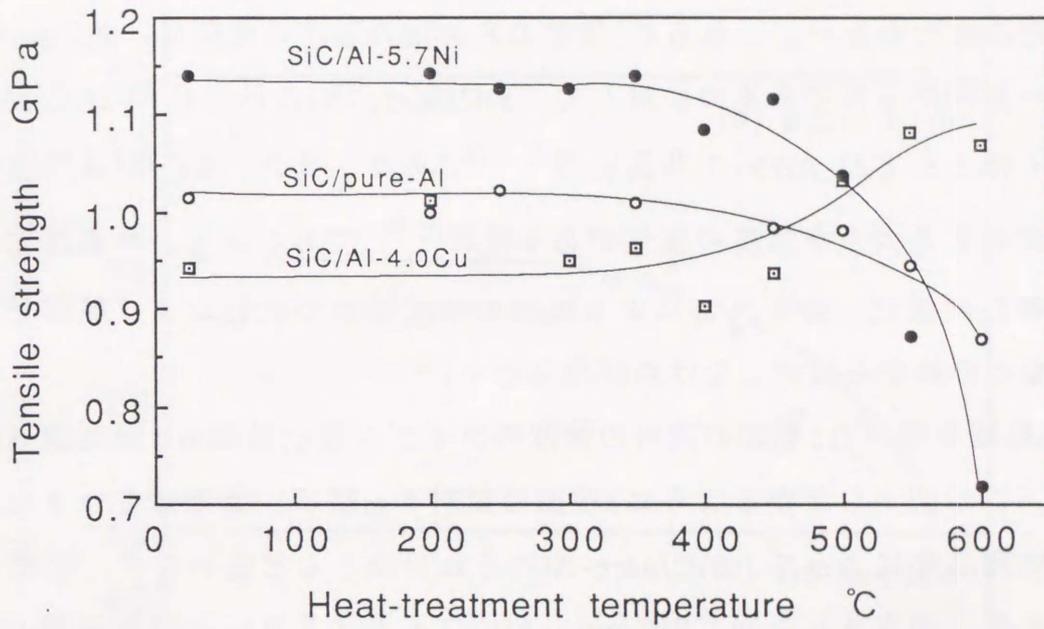


図2-5 熱処理を受けたSiC/pure-Al, SiC/Al-5.7Ni および SiC/Al-4.0Cu の平均強度と熱処理温度の関係

れぞれ挙動が異なる。すなわち、SiC/pure-Al と SiC/Al-5.7Niの平均強度は低下し、また、SiC/Al-5.7Niの平均強度の低下がSiC/pure-Alのそれより大きい。例えば、600℃の平均強度はSiC/pure-Alが受入れ材より15%低下したのに対して、SiC/Al-5.7Niは37%低下した。また、それらに対し、SiC/Al-4.0Cuの平均強度は熱処理温度とともに上昇し、例えば、受入れ材に対し600℃の平均強度は14% 高くなった。

熱履歴を受けたFRMの強度について多く報告されているが<sup>(2-19~21)</sup>、熱処理を受けたあと、FRMの強度が上昇するのは、本研究でのSiC/Al-4.0Cuの結果のほかに、まだみあたらない。これらの3種類のFRMの強度の変化は、SiC/pure-Alの母材が単一のAlの $\alpha$ 相であるのに対して、SiC/Al-5.7Niの母材はAl-Ni合金の共晶成分に近くほとんどAl-Al<sub>3</sub>Niの共晶組織<sup>(2-22)</sup>であり、また、SiC/Al-4.0Cuの母材は時効硬化による大きな強度の変化がある材料<sup>(2-23)</sup>であるから、熱処理による母材の強度特性の変化、界面反応による繊維の強度特性の変化および熱履歴による残留応力などの点から検討しなければならない。

図2-6は熱処理を受けた3種類の試料の強度のワイブル形状母数 $m$ と熱処理温度の関係を示す。この図からわかるように3種類の試料の $m$ 値は、若干ばらつきはあるものの、熱処理温度によって、SiC/pure-Alのそれはほとんど変わらず、平均で27であり（この値は報告された同じSiC/pure-Alのワイヤ状FRMの引張試験の結果と同じである<sup>(2-19)</sup>）、それに対し、SiC/Al-5.7Niの $m$ 値は熱処理温度の上昇とともに小さくなり、逆に、SiC/Al-4.0Cuの $m$ 値は大きくなる傾向にある。すなわち、熱処理温度の上昇によって、SiC/pure-Alの強度のばらつきがほとんど変わらないのに対し、SiC/Al-5.7Niのほうは熱処理温度の上昇とともに強度のばらつきは大きくなり、SiC/Al-4.0Cuのほうは小さくなる傾向にある。これらの結果に対する要因として、上述したFRMの強度に影響する要因と同じように、熱処理による母材の強度特性の変化、界面反応による繊維の強度特性の変化および熱履歴による残留応力などが考えられる。

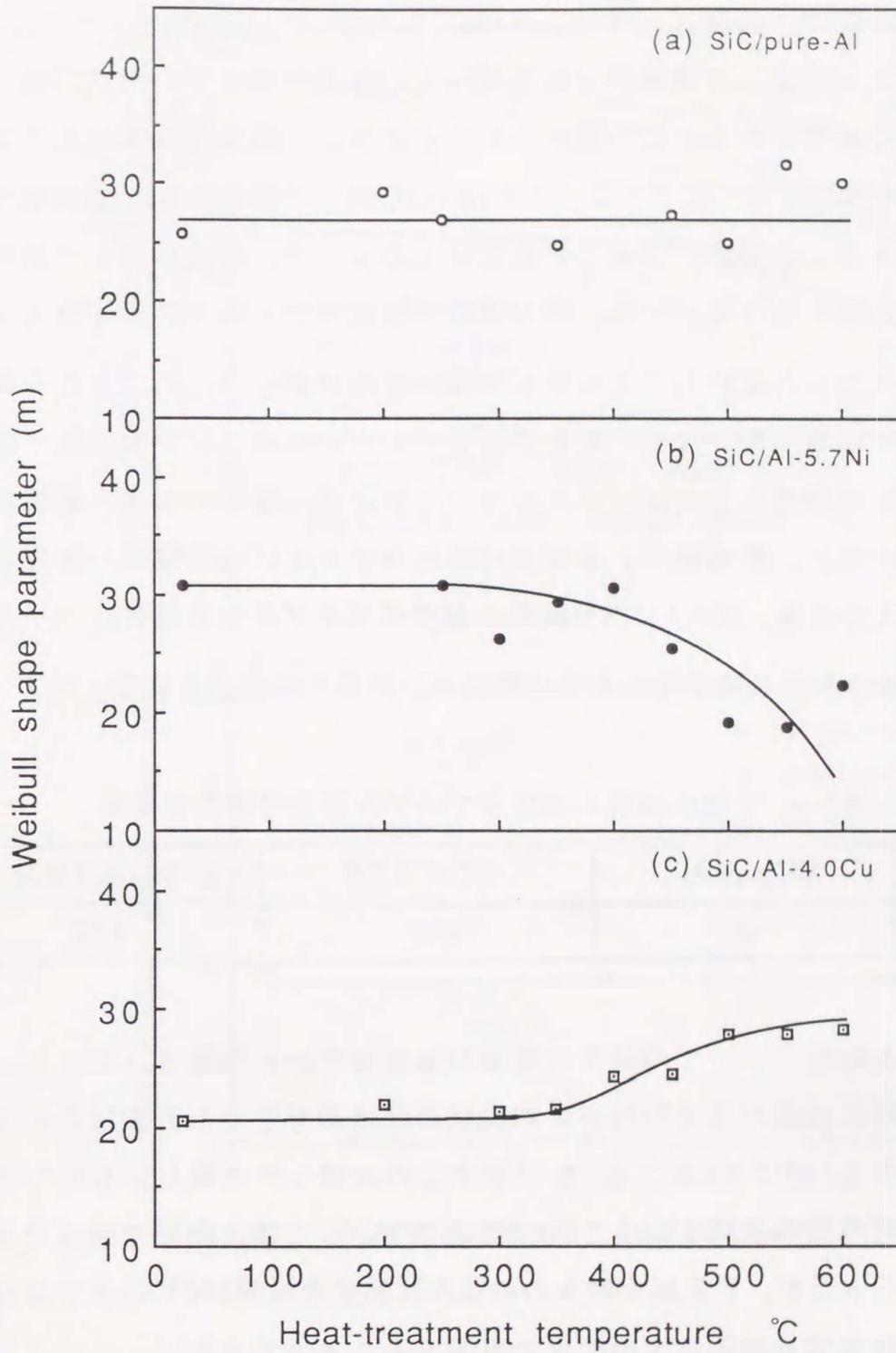


図2-6 熱処理を受けた SiC/pure-Al, SiC/Al-5.7Ni および SiC/Al-4.0Cu の引張強度のワイブル形状母数

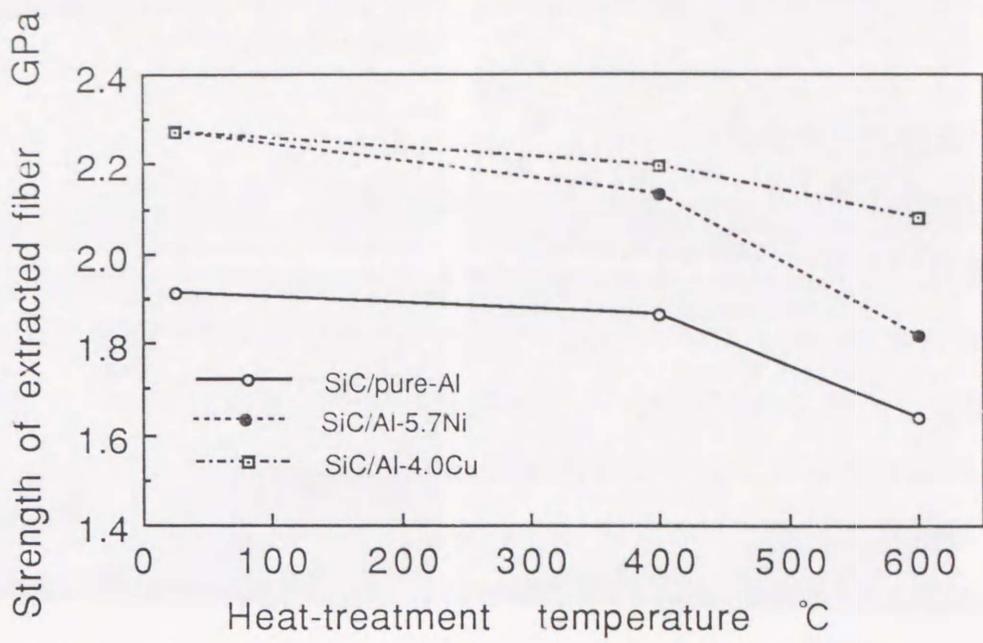
### 2.3.2 抽出繊維の強度とそのばらつき

図2-7 (a)および (b) は受入れ材および400℃と600℃で10min加熱して水冷した3種類のFRMから抽出した繊維の平均強度および強度のワイブル形状母数を、それぞれ、示したものである。この図からわかるように、熱処理温度が高くなるにつれ繊維の平均強度は若干低下する。これは400℃以上で母材とSiC繊維がわずかに反応しはじめることに起因する繊維の弱化によるもので、前述したFRMの強度変化の一要因と考えられる。一方、抽出繊維の強度のワイブル形状母数 $m_f$ は熱処理温度に対しほとんど変化しておらず、繊維の表面に新しい欠陥を与える界面反応層はほとんど生成していないことを示唆している。このことから上述の熱処理を受けたFRMの強度とそのばらつきの変化は界面反応層そのものの影響によるものとは考えがたく、熱処理による母材の強度特性および強化繊維の強度低下が主な原因と考えられる。表2-3に抽出繊維の強度のワイブル形状母数 $m_f$ の平均値を示す。従来、複合材料の強度特性が主に繊維の強度特性に支配されると考えられ、

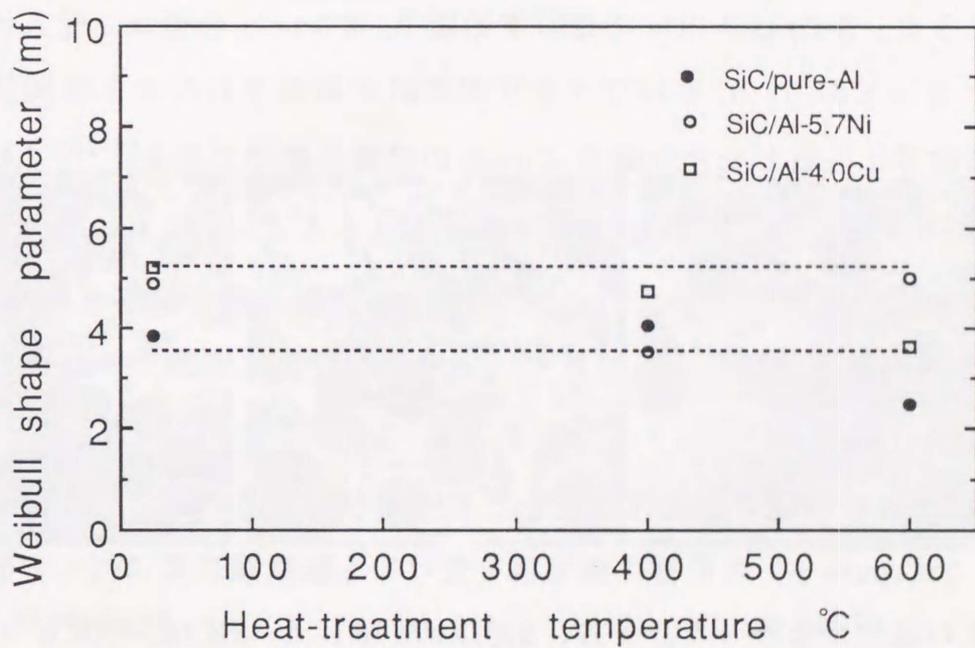
表2-3 抽出繊維の強度のワイブル形状母数の平均値

Sample	SiC/pure-Al	SiC/Al-5.7Ni	SiC/Al-4.0Cu
$m_f$	3.46	4.46	4.50

複合材料の強度特性についての研究は繊維の強度特性から議論されてきた。ところが、上述の抽出繊維の強度特性から本実験の熱処理を受けたFRMの強度とそのばらつきの変化（図2-5と図2-6）を説明するのは明らかに難しいものである。例えば、熱処理温度の上昇によってSiC/Al-4.0Cuからの抽出繊維の強度は若干低下する傾向にあったが、FRMそのものの強度は熱処理温度500℃以後では大きくなっている実験事実を繊維強度の変化で説明することはできない。このことは、母材そのものは引張荷重をわずかしか負担できないが<sup>(2-24)</sup>、複合したとき母材の強度特性が何らかの形でFRMの強度特性に無視できない影響を与えていること



(a)



(b)

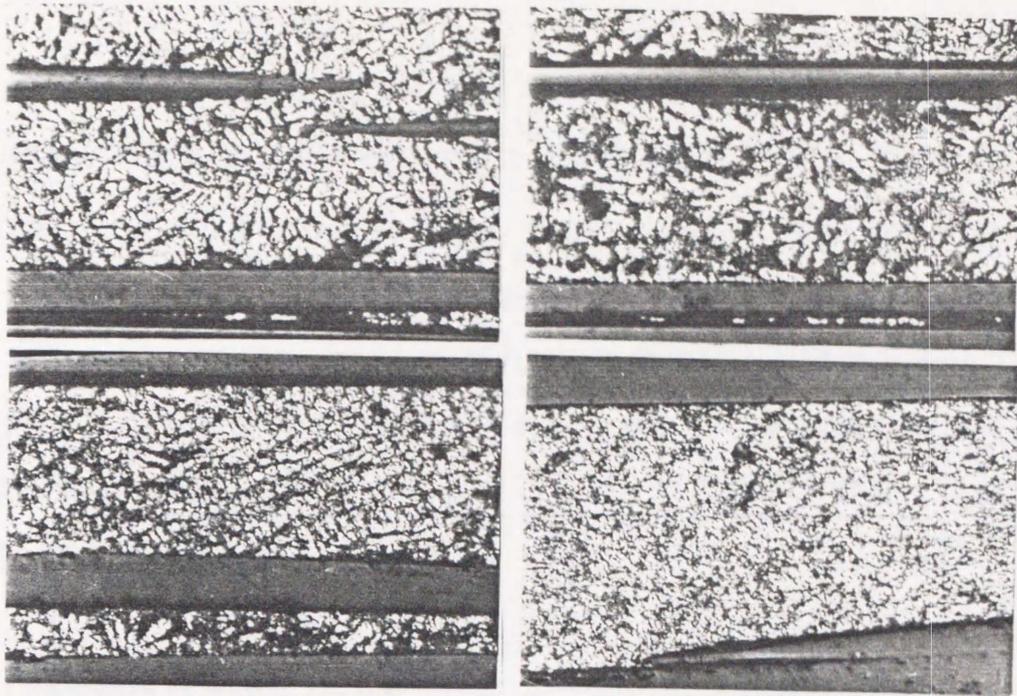
図2-7 抽出繊維の平均強度と強度のワイブル形状母数

を示唆している。

### 2.3.3 母材の顕微鏡組織と硬度

図2-8 (a)および (b) は、それぞれ、熱処理を受けたSiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuの母材の顕微鏡組織である。図2-8 (a) から、SiC/Al-5.7Niの母材であるAl-5.7%Ni合金は、共晶Al-Al<sub>3</sub>Niの成分に近い<sup>(2-22)</sup>から (Al-Ni合金の状態図<sup>(2-22)</sup>を付録1に示す)、受入れ状態ではワイヤ状FRMが製造されたとき熔融状態から凝固した共晶組織であるが、熱処理温度が350℃から共晶組織が消滅しはじめ、600℃になると観察されなくなることがわかる。Al-Niの共晶合金では、焼きなましにより共晶組織は細かく粒状化されることおよび粒状化が進むにつれ強度は低下することが報告されている<sup>(2-25)</sup>。したがって、熱処理を受けたSiC/Al-5.7Niの母材の強度の変化は共晶組織の粒状化によるものと考えられる。一方、図2-8 (b) からわかるように、SiC/Al-4.0Cuの母材であるAl-4.0%Cu合金は、受入れ状態では網状組織となっており、これはワイヤ状FRMが製造されたとき熔融状態から凝固して結晶粒界に生成した化合物のCuAl<sub>2</sub>の組織と推定できる<sup>(2-26)</sup> (Al-Cu合金の状態図<sup>(2-23)</sup>を付録1に示す)。加熱温度が高くなるにつれ、化合物のCuAl<sub>2</sub>が固溶され網状組織が次第にくずれ、600℃になると網状組織が観察されなくなる。Al-Cu合金は熱処理硬化型合金系であり、一般には溶体化処理とその後の時効硬化処理で強度が上昇する<sup>(2-23)</sup>。

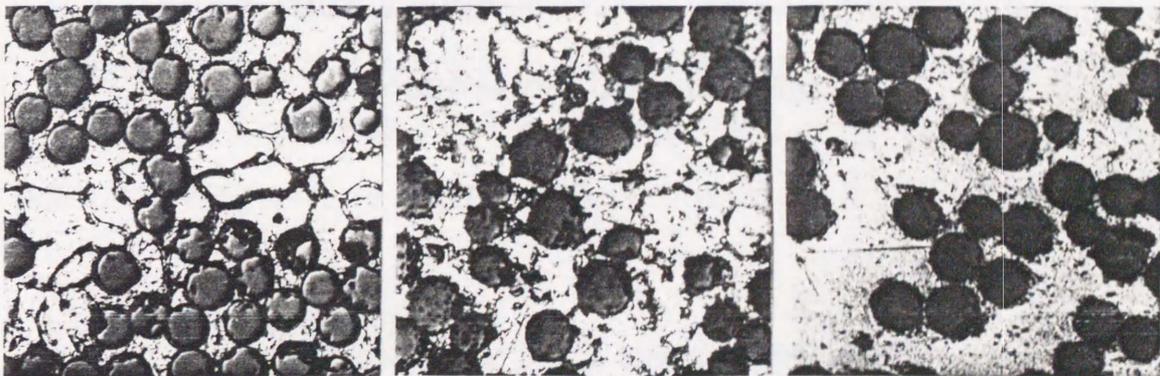
図2-9は母材の硬度を熱処理温度とともに示したものである。この図からわかるように、SiC/pure-Alの母材は熱処理を受けても顕微鏡組織に何らの変化もないため、硬度の変化がなかった。一方、SiC/Al-5.7NiとSiC/Al-4.0Cuの母材硬度は400℃までほとんど変化していないが、400℃以上ではSiC/Al-5.7Niの母材硬度は、母材の共晶組織が粒状化されるにしたがい硬度が低下した。それに対し、SiC/Al-4.0Cuの母材硬度は、固溶体から化合物のCuAl<sub>2</sub>が細かく析出することによる硬化、いわゆる、時効硬化により大きく上昇した。



a) as-received	b) 350°C
c) 500°C	d) 600°C

20μm

(a) SiC/Al-5.7Ni



a) as-received

b) 400°C

d) 600°C

20μm

(b) SiC/Al-4.0Cu

図2-8 熱処理を受けたFRMの顕微鏡組織

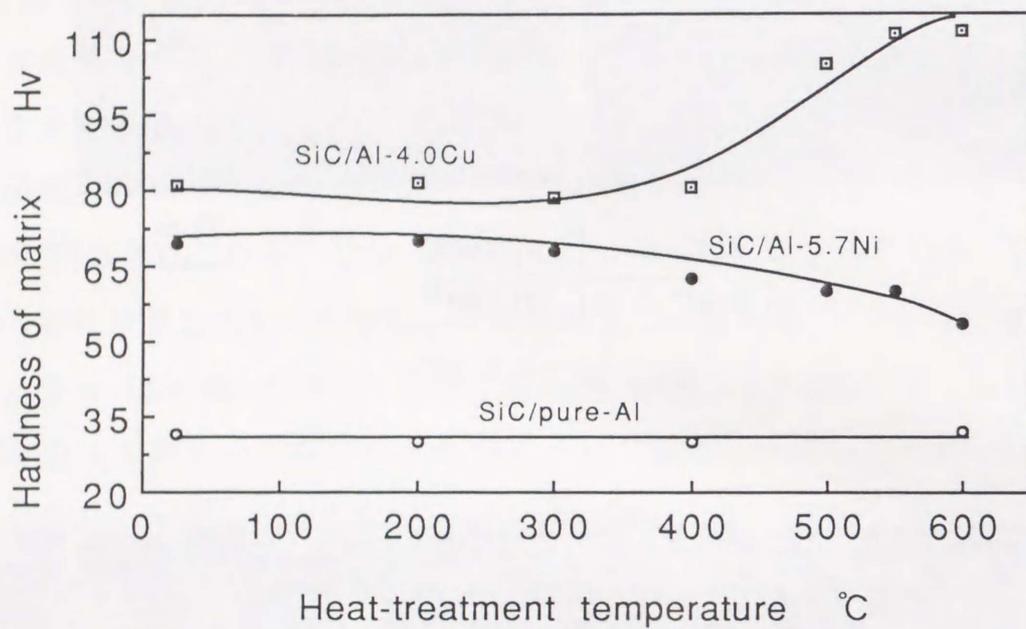


図2-9 熱処理を受けたFRMの母材の硬度

なお、金属材料の硬度は、変形を与えられるとき呈する抵抗の大小を示す尺度で、他の機械的性質をおおよそ推定することができる<sup>(2-27,28)</sup>。図2-10 (a) および (b)はアルミニウムハンドブック<sup>(2-29)</sup>から引用したもので、それぞれ、純Al(1060)とAl-Cu (2024、3.8~4.9%Cu含有)の強度および降伏応力を硬度とともにプロットしたものである。この図から Al 合金の強度と降伏応力が硬度と良好な直線性を示し、比例する関係をもつことが認められる。そこで、本実験では母材の強度と降伏応力は母材の硬度に比例するものとして硬度の変化から強度と降伏応力の変化を推測して考察に用いた。

#### 2.3.4 熱処理による母材の残留応力

本実験で用いたFRMでは、SiC 繊維の熱膨張係数が  $3.1 \times 10^{-6}/\text{K}$ <sup>(2-1)</sup>、純Al (1050) のそれが  $24 \times 10^{-6}/\text{K}$ <sup>(2-30)</sup>で、その差が大きい。したがって、本実験で熱処理を行なった後、FRMには残留応力が必ず発生する。FRMの変形や比例限に対する残留応力の影響についていくつかの報告<sup>(2-31~33)</sup>があるが、破壊強度とそのばらつきに及ぼす残留応力の影響についての報告は、まだ見当たらない。そこで、熱処理によるFRMの強度変化を考察する前に、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす残留応力の影響を調べておく必要があるので、以下の実験を行なった。残留応力の測定には、その方法が確立しているX-ray 回折法を用いた。

##### 2.3.4.1 残留応力の測定方法

X-ray 回折により格子面の間隔の変化率を測定し、残留応力を計算することができる。本実験ではJDX-11PのX-ray 回折装置(日本電子製)を用いて平行ビーム法の並傾法<sup>(2-34)</sup>(Iso-Inclination Method)でFRMの残留応力の測定を行なった。測定装置の校正には標準粉末Si 試料を用いた。図2-11にX-ray による残留応力測定における並傾法を示す。この図において $\psi_0$ はX-rayの入射角で、 $\eta$ の値は $(180-2\theta)/2$ で、 $\theta$ は測定する格子面の回折角である。表2-4にFRMの残留応力の測定条

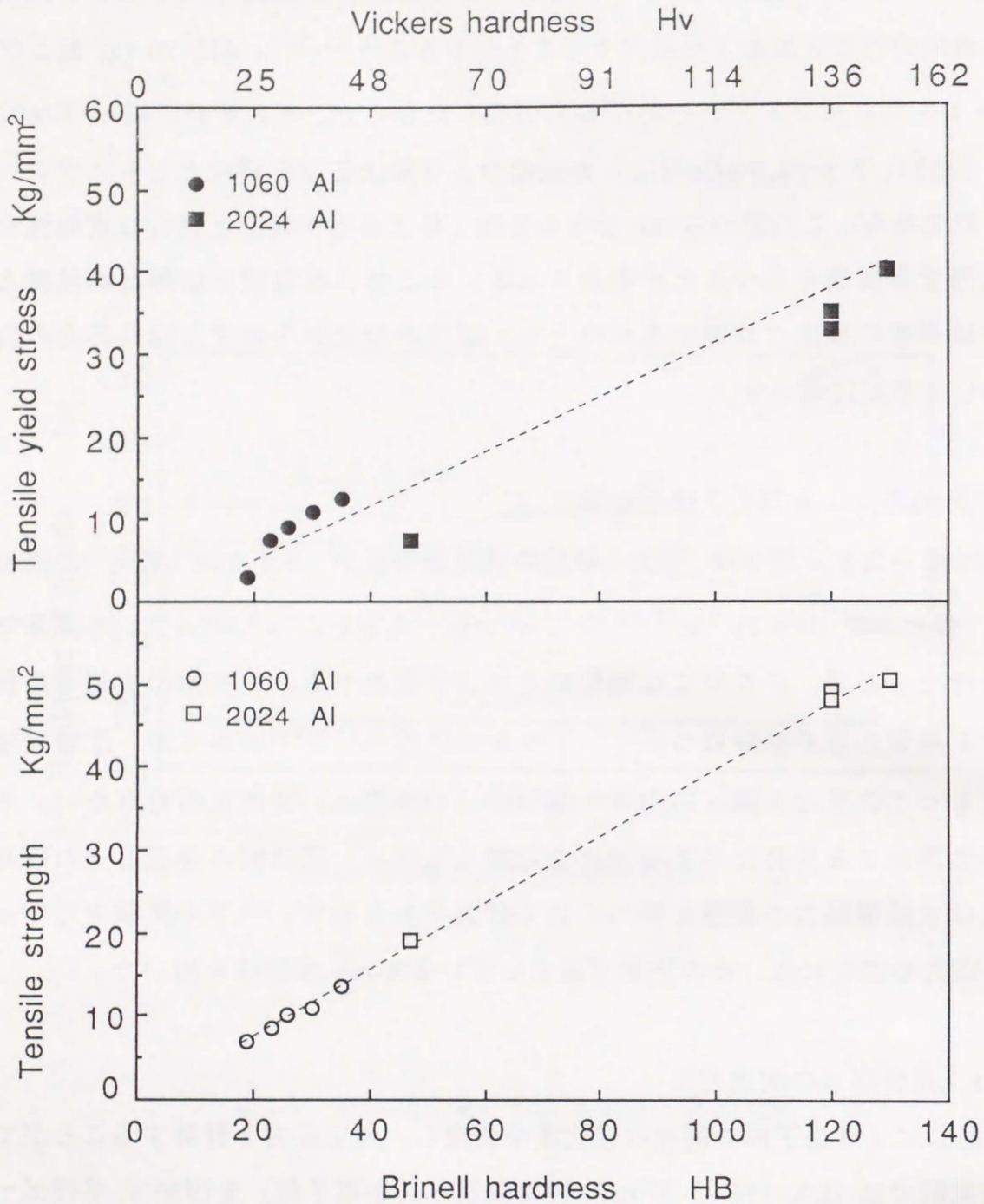


図2-10 純 Al と Al-Cu 合金の強度および降伏応力と硬度との関係<sup>(2-29)</sup>

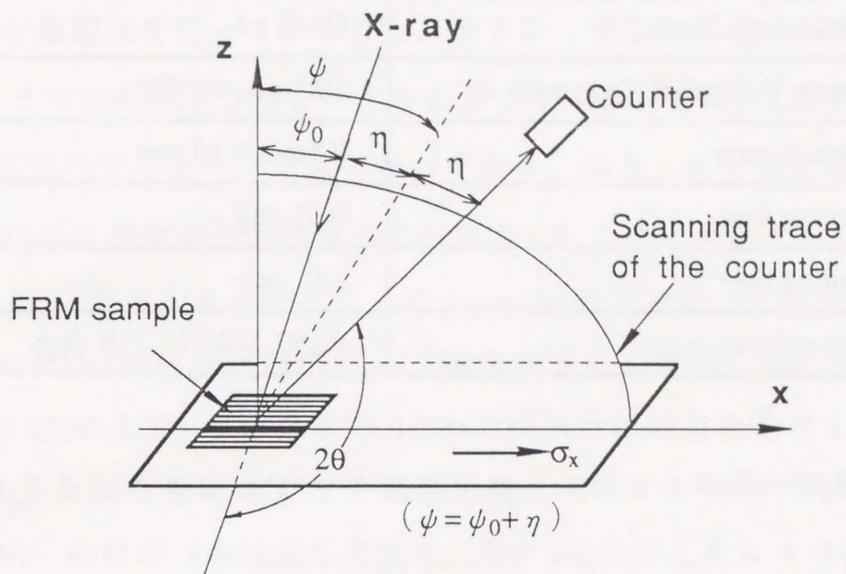


図2-11 X-ray による残留応力測定法 (並傾法)

件を示す。また、母材のAl- $\alpha$ 相の(422)格子面の回折ピークの測定を行ない、ピーク位置決定法としては半価幅法<sup>(2-35)</sup>を、母材のAl- $\alpha$ 相の標準試料としては直径0.5 $\mu$ mの焼鈍された純Al粉末試料を用いた。

表2-4 X-rayによる残留応力の測定条件

Characteristic X-ray	Cu-K $\alpha$ 1
Current, Voltage of X-ray tube	100 mA, 40 KV
Irradiated area	0.5mm $\times$ 10 mm
Counting step	0.01 deg
Counting time	1.0 sec
X-ray incident angle	90,97,104,111,118 deg.

残留応力の計算は一般によく用いられる次式<sup>(2-35)</sup>で行なった。

$$\sigma_r = -KM \quad (2-9)$$

ここでは、Kは応力係数、Mは $2\theta - \sin^2\psi$ 線図の傾きである。すなわち、

$$K = \frac{E}{2(1+\nu)} \cot\theta_0 \quad (2-10)$$

$$M = \frac{\partial(2\theta)}{\partial \sin^2\psi} \quad (2-11)$$

ただし、Eは弾性係数、 $\nu$ はポアソン比、 $\theta$ は(422)格子面のX-rayの回折角、 $\theta_0$ は無ひずみ状態の(422)格子面のX-rayの回折角である。 $\theta_0$ として本実験では、純Al粉末試料の(422)格子面の回折角を用いた。また、X-ray弾性係数 $E/(1+\nu)$ は報告された純Alの(422)格子面の実験値である $52.1 \pm 1.9$  GPa<sup>(2-36)</sup>を用いた。また、測定に際してはワイヤ状FRMを粘着テープ上に20本(長さ20mm $\times$ 幅10mm)並べたものをX-ray回折試料とした。

#### 2.3.4.2 F R Mの強度とそのばらつきに及ぼす残留応力の影響

##### 2.3.4.2-1 残留応力の測定結果

図2-12はAl粉末および400℃で熱処理を受けたSiC/pure-Alと SiC/Al-5.7Niの $2\theta$ - $\sin^2\psi$ 線図を示したものである。この図からわかるように、実験値は $2\theta$ - $\sin^2\psi$ 線図上で良好な直線性を持っていること、および、標準Al粉末試料の $2\theta$ - $\sin^2\psi$ 線図の傾きはゼロで残留応力のないことを示している。また、2種類のF R M試料の $2\theta$ - $\sin^2\psi$ 線図の傾きはマイナスとなっており、焼き入れと焼きなましを受けたF R Mの軸方向には母材が引張残留応力を受けていることがわかる。式(2-9)により計算すると、焼き入れを受けたSiC/pure-Alの母材は23.9MPa、SiC/Al-5.7Niの母材は27.4GPaの引張残留応力を、焼きなましを受けたSiC/pure-Alの母材は17.1MPa、SiC/Al-5.7Niの母材は17.1GPaの引張残留応力を受けている。

図2-13はF R Mの残留応力を熱処理温度とともにプロットしたものである。SiC/Al-5.7Niの母材は共晶成分に近く、第2.3節に示したように400℃以上で熱処理をすると共晶組織は粒状化されることによる組織の変化があるので、熱処理温度400℃まで測定した。この図からわかるように、2種類のF R Mは熱処理の冷却速度にかかわらず、熱処理を受けると残留応力はプラス、すなわち、母材が引張残留応力を受けていることがわかる。また、焼き入れを受けたものは300℃まで、焼きなましを受けたものは200℃まで熱処理温度の高くなるにつれ、残留応力がほぼ直線的に大きくなるが、それぞれ300℃、200℃以上になると残留応力はほとんど一定になる。なお、焼き入れを受けたものの残留応力は焼きなましを受けたもののそれよりやや大きい。

##### 2.3.4.2-2 残留応力のF R Mの強度とばらつきへの影響

第2.3節の図2-7(a)に示したように熱処理を受けたF R Mから抽出した繊維の引張強度は、400℃以上の熱処理を受けると若干低下し、また、図2-13に示したように、残留応力は熱処理温度が400℃以上ではほとんど一定となっているので、熱処

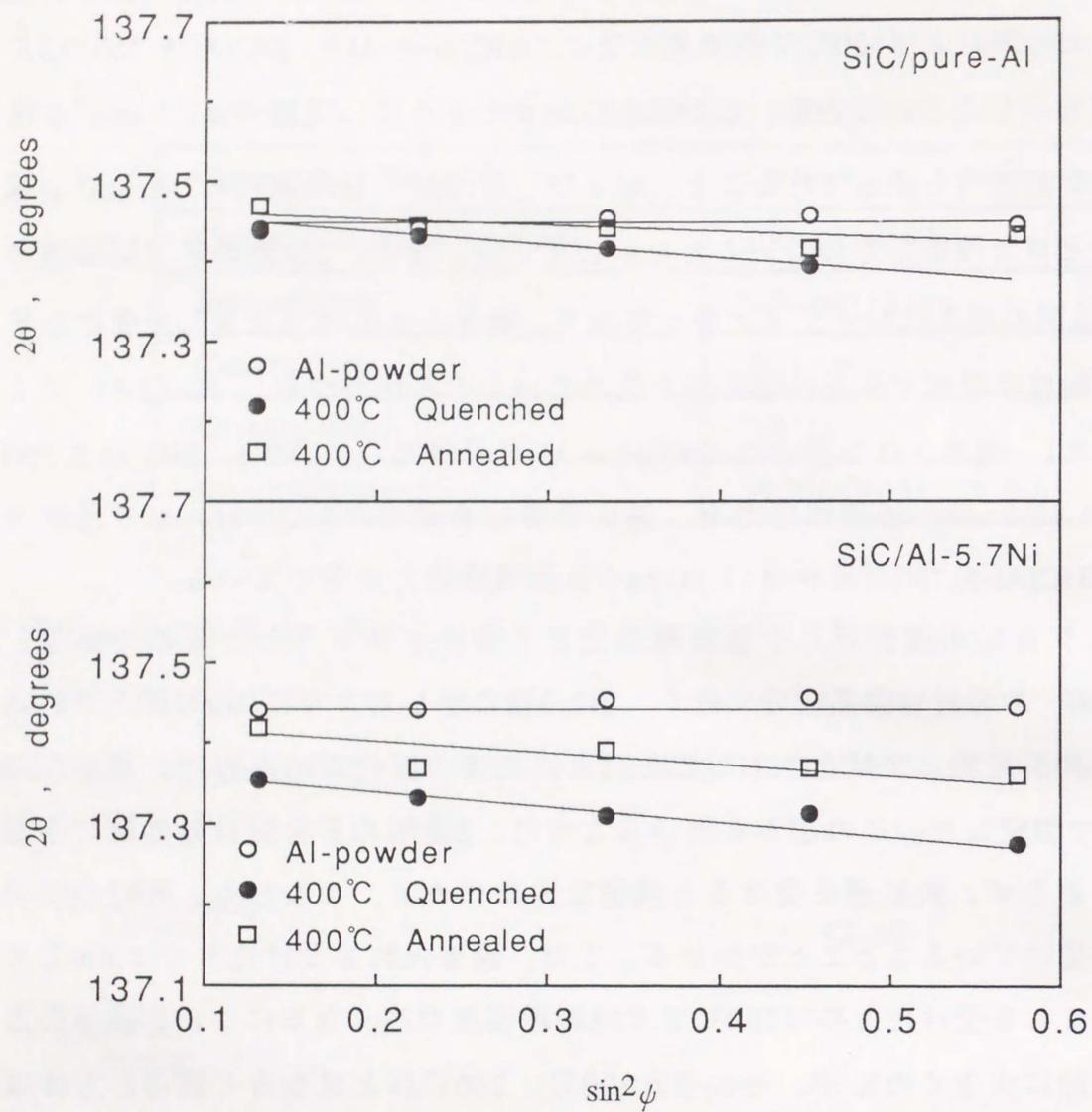


図2-12 Al粉末と400°Cの熱処理を受けたFRMの $2\theta$ - $\sin^2\psi$ 線図

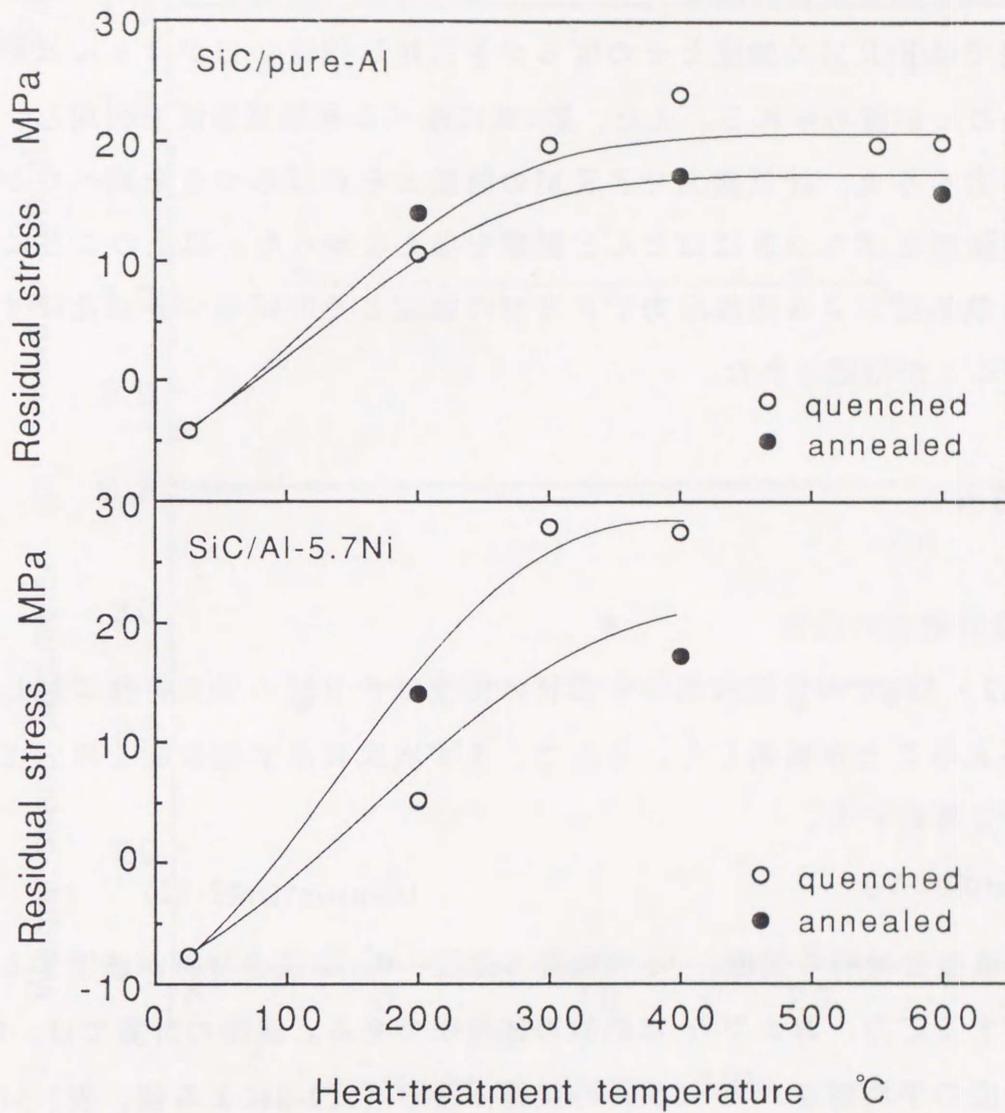


図2-13 X-ray回折測定によるFRMの残留応力と熱処理温度のプロット

理温度としては400℃までで残留応力を変化させた試料を引張試験した。図2-14および図2-15は、それぞれ、SiC/pure-Al および SiC/Al-5.7Niの平均引張強度とワイブル形状母数を残留応力に対してプロットしたものである。これらの図から、本実験の範囲ではFRMの強度とそのばらつきに対し残留応力がほとんど影響を与えていないことが認められる。また、第4章に述べる有限要素法を利用し、あらかじめ残留応力を与え、計算機上でFRMの強度とそのばらつきを調べたが、残留応力は破壊強度とばらつきにほとんど影響を与えなかった。以上のことによって、本実験では熱処理による残留応力がFRMの強度とそのばらつきに及ぼす影響を無視できることが確認された。

## 第2.4節 考察

### 2.4.1 母材強度の役割

本章の第2・3節での実験結果から母材の強度はFRMの強度特性に対し、大きな影響を与えることが判明した。そこで、まず次式に示す複合則を用いて母材強度の寄与分を考察する。

$$\sigma_c = \sigma_f V_f + \sigma_m^* (1 - V_f) \quad (2-12)$$

ここで、 $\sigma_c$ は複合材料の強度、 $\sigma_f$ は繊維の強度、 $\sigma_m^*$ は複合材料が破壊するときの母材の負担する応力、および $V_f$ は繊維の体積率である。実際の計算では、 $\sigma_f$ に抽出繊維の強度の平均値を、 $V_f$ に試料の繊維体積率（式2-8による値、表2-5に示す）をそれぞれ用いた。また、pure-Alの母材は、焼きなまし状態の工業用純Al（1050材）を第3章で述べる実験方法によって実際に引張試験して得た強度83MPaを $\sigma_m^*$ としてを用いた。これに対し、Al-5.7%NiとAl-4.0%Cuの母材は文献値<sup>(2-37,38)</sup>を参考にし、常温でそれぞれ130MPaおよび150MPaとして $\sigma_m^*$ を見積った。ただし、これらの母材強度は熱処理温度によって変化するが、熱処理後の母材強度はすでに述べたように硬度と比例するので、図2-9に示したFRMの母材の硬度の測定結果

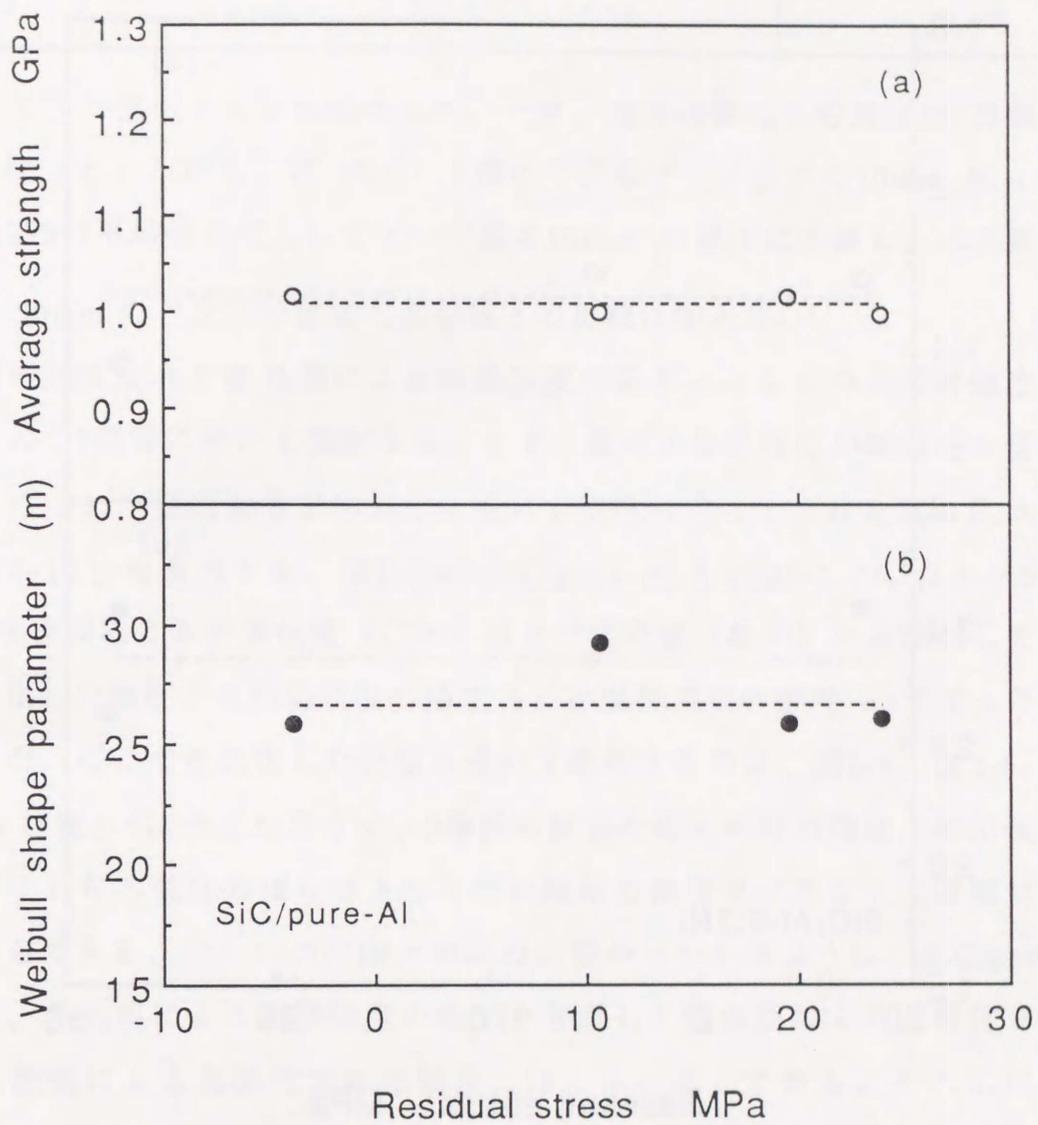


図2-14 熱処理を受けたSiC/pure-Alの強度とワイブル形状母数への残留応力の影響

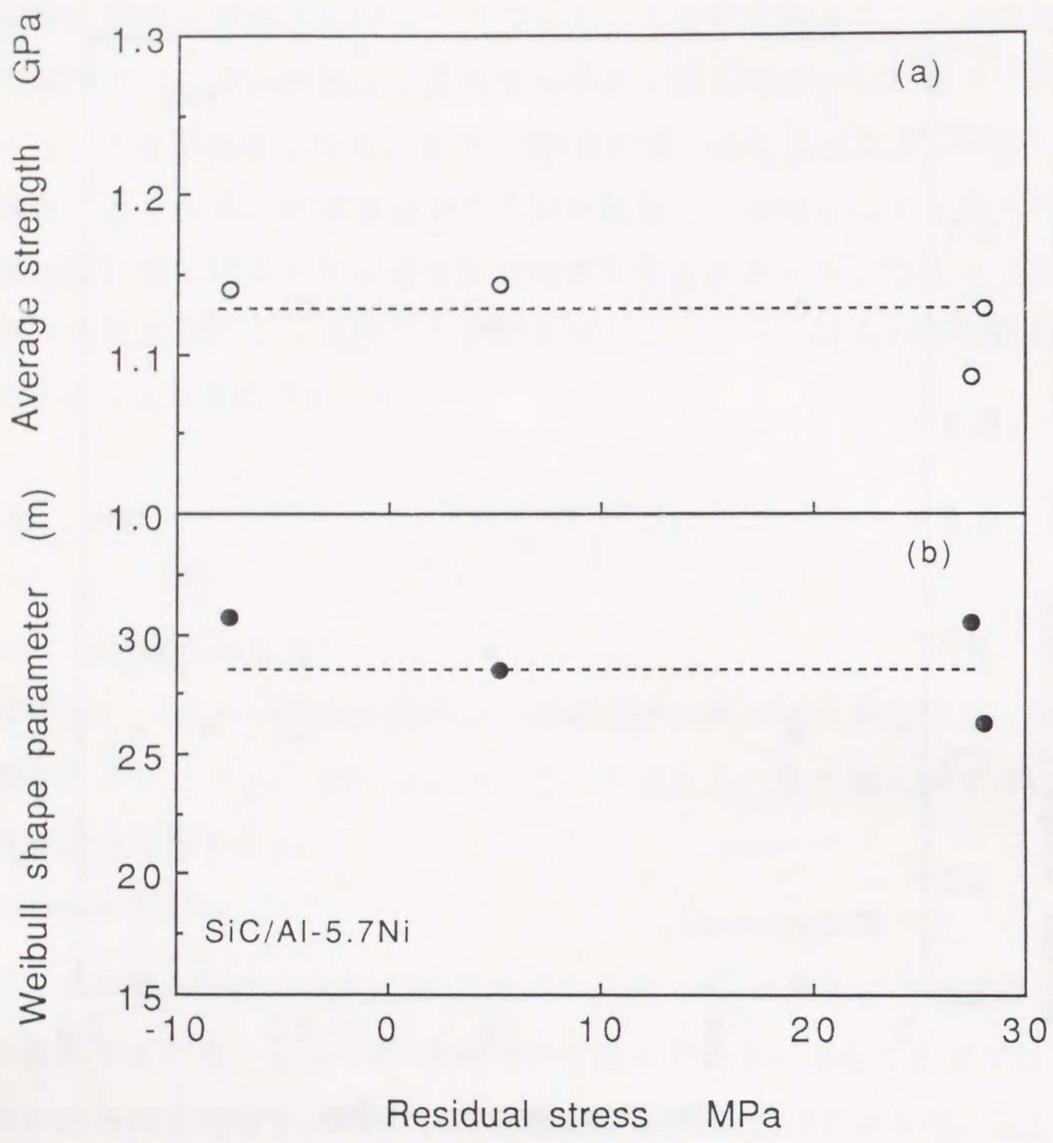


図2-15 熱処理を受けたSiC/Al-5.7Niの強度とワイブル形状母数への残留応力の影響

表2-5 F R Mの断面写真から測定した繊維の体積率

Sample	SiC/pure-Al	SiC/Al-5.7Ni	SiC/Al-4.0Cu
$V_f$	34.9%	32.7%	30.4%

を利用して得た値をそれぞれ採用した。一方、抽出繊維の平均強度は2母数ワイブル分布に従うとしたから、式(2-5)を用いて引張ゲージ長さの10mmを $L_0$ とし、 $m_f$ には表2-3の平均値を代入してゲージ長さ50mmの強度に換算し、本実験でのゲージ長さ50mmのFRMの強度の実験値との比較に備える。

FRMの強度変化を熱処理による繊維強度の低下によるものと母材強度の変化によるものの2要因に分けて検討する。まず、最初に母材強度が熱処理を受けても不変なものとし、繊維強度が熱処理を受けて変化したことだけを取り入れ、複合則の式(2-12)を適用する。図2-16にSiC/pure-Al, SiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuの複合則による計算強度(○印)および実験値(●印)を基準化して示す。この基準化した強度とは熱処理後の強度 $\sigma_t$ を熱処理前の強度 $\sigma_r$ で割ったものであり、また、ここで基準化した強度を用いて考察するのは、図2-5、図2-6、図2-7、表2-3および表2-5に示したように、3種類の試料の受入れ材の強度、抽出繊維の強度およびそれらの強度のばらつきならびに繊維の体積率が異なって直接に比較しがたいからである。図2-16の○印と●印の比較からわかるように、SiC/pure-Alについては、熱処理による繊維強度の低下を考慮して複合則による基準化された強度は、実験値による基準化された強度とほとんど同じである。それに対して、SiC/Al-5.7NiとSiC/Al-4.0Cuについては実験値による基準化された強度とかなり異なる。ここで実験値による基準化された強度と複合則によるそれと違うのは、熱処理による母材強度の変化を取り入れていないから当然のことである。

つぎに、熱処理による繊維強度と母材強度の2要因の変化を取り入れ複合則の式(2-12)に適用する。その結果を同じ図2-16に△印で示す。この図からわかるように、熱処理による繊維強度と母材強度の2要因の変化を同時に取り入れても、なおかつ、熱処理による母材強度の変化のあるSiC/Al-5.7NiとSiC/Al-4.0Cu材は複合

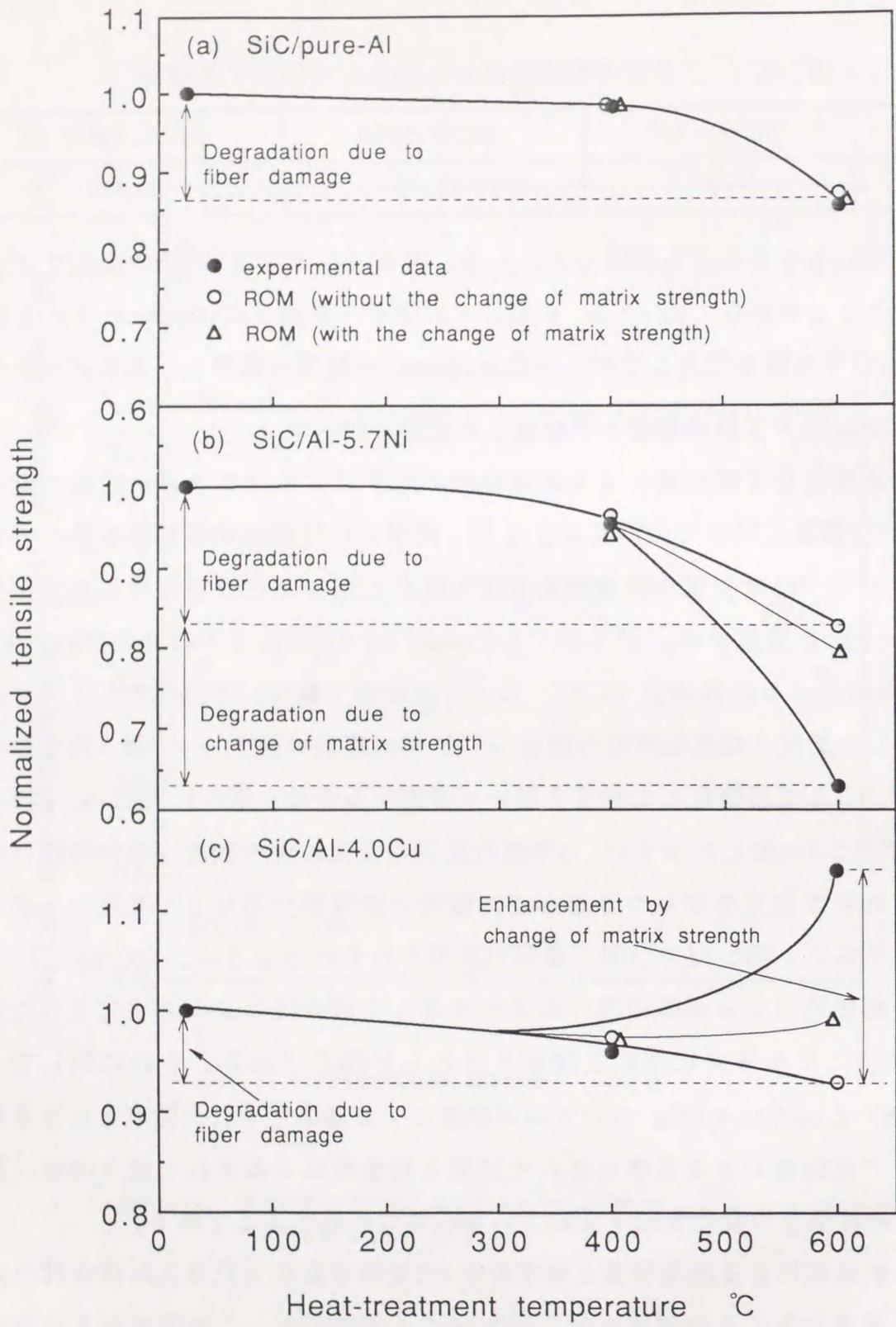


図2-16 FRMの複合則による基準化された強度と実験による基準化された強度

則による基準化された強度（△印）と実験値による基準化された強度（●印）とかなり違う。このことから、FRMの強度に対する母材強度の寄与は母材強度と体積率の積、つまり、母材強度の変化分そのものより大きいことが明らかである。いわば、従来の複合則はFRMの強度に対する母材強度の寄与を正確に評価していないので、その要因を本論文で明らかにしていく。

#### 2.4.2 強度のばらつきをもたらす要因

ぜい性材料の破断強度がばらつくのは、材料にある多種類の欠陥に起因すると考えられる<sup>(2-39,40)</sup>。FRMは繊維、母材および界面で構成されるが、もともと強化材としてのセラミックス繊維の強度がばらつくので、FRMの強度のばらつきが大いに繊維強度のばらつきの影響を受けていると考えられる。ところで、本研究に用いたSiC/Al合金FRMは、図2-7 (b) に示したように本実験条件の範囲では界面反応による強化繊維の強度のばらつきの変化がほとんどないので、繊維強度のばらつきから図2-6に示した3種類の試料のFRMの強度のばらつきの変化を説明するのは無理がある。とくに、SiC/Al-4.0Cuは熱処理を受けて強度のばらつきが小さくなったのに対し、抽出繊維の強度のばらつきがほとんど変化しなかったため、対応がつかない。それに対して、熱処理により試料の母材の強度が大きく変化したので、FRMの強度のばらつきは母材強度と関連があると考えられる。これまで複合材料の強度のばらつきに対する繊維強度のばらつきの影響についてはいくつかの研究が報告されている<sup>(2-16,41~44)</sup>が、母材強度の影響についての報告はきわめて少ない。藤井ら<sup>(2-45)</sup>は複合則にもとづいてFRPの強度とそのばらつきへの影響要因を検討し、母材が弱くなるとFRP（繊維強度プラスチック）の強度のばらつきは大きくなる結果を得ている。また、合田ら<sup>(2-46)</sup>はシアラグモデルを用いて高温での母材のせん断降伏強度の低下にともなうFRM強度の変化をモンテカルロシミュレーションによって推定し、高温になるにしたがって強度が低下し、そのばらつきが大きくなることを指摘した。そして、強度のばらつき

の変化の原因について破断した繊維に起因する応力集中に関係すると推測した。なお、香川ら<sup>(2-47)</sup>は炭素繊維強化アルミニウムの強度のばらつきに及ぼす繊維体積率の影響について実験し、繊維体積率が大きくなるとFRMの強度のばらつきが大きくなり、繊維自体の強度のばらつきに近い値となっていると報告し、その原因については繊維の体積率の増加とともに母材の応力緩和能力が小さくなったために、FRMの中の弱い繊維が破壊してから即座に最終破壊に至り、FRMの強度のばらつきが繊維の強度のばらつきに近くなったと考えている。また、向後ら<sup>(2-48)</sup>と香川ら<sup>(2-49)</sup>はFRMの強度のばらつきが破断過程と関連すると指摘した。本実験結果は上述のようにFRMの強度のばらつきの変化も母材の強度の変化と関連することを示している。このFRMの強度のばらつきへの母材強度の影響は第3章での高温加熱による母材の強度を変化させたとき実験的に確かめ、さらに第4章でコンピューターによるシミュレーションの結果と合わせてその原因について考察する。

## 第2.5節 母材に埋め込まれた状態での繊維強度を考慮したFRMの強度の計算式の提案

### 2.5.1 母材に埋め込まれた状態での繊維強度を考慮した複合則の修正式

従来の複合則、式(2-12)は、繊維の強度と繊維が破断した時の母材の応力にそれぞれの体積率を乗じて加算したものであり、単純かつ物理的意味が明瞭であるため、しばしば複合材料の強度予測に用いられている<sup>(2-45,50~51)</sup>。とくに、FRMにおいては、達成すべき強度の目標値として採用されることがあった<sup>(2-52~53)</sup>。しかし、この複合則は2本棒モデル、すなわち、繊維と母材間の接合力をまったく考慮していない状態で成立する性格のものである。このことは、母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力は母材の強度特性とまったく無関係とされている。また、この複合則を使うとき、繊維の強度として、平均強度を用い

るのか、束強度を用いるのか、さらに繊維強度のゲージ長さをいくらとするのかについて決定する根拠に欠ける。また、セラミックス繊維の強度の統計的性質も記述できていない。このような問題のため、前節で述べたように、従来の複合則はFRMの強度に対する母材の強度の寄与を正当に評価しているとは言えない。

この節では、どのようにすればFRMの強度に対する母材の強度の寄与を比較的正確に評価できるかを検討する。ここでは、ぜい性繊維が延性母材に埋め込まれ、良好な界面接合を有する、すなわち界面で母材からの荷重が完全に伝達されるFRMを想定する。連続繊維が引張荷重方向に平行に入っているとき、従来の複合則では、繊維、母材、および複合材料のひずみが等しいとして式(2-12)で表されている。一般に、式(2-12)の中の繊維強度 $\sigma_f$ については母材の強度と無関係に繊維束試験から得られた強度<sup>(2-52)</sup>、あるいは単繊維試験から得られた平均強度<sup>(2-54)</sup>が用いられてきたが、ここでは繊維が母材に埋め込まれた状態であることを考慮して繊維の耐荷能力と母材強度の関連に着眼して検討する。

連続繊維強化複合材料が破壊するまでに多くのところで繊維がすでに破断していることはすでに実証されている<sup>(2-55)</sup>。Rosen<sup>(2-56)</sup>モデルによると複合材料は繊維の間を母材が埋めているため、破断した繊維の端末から軸方向にある程度離れたところでその繊維の耐荷能力は回復する。Rosenは、図2-17に示すように、その耐荷能力が発揮できない長さを無効長さ $\delta$  (ineffective length) と呼び、破断した繊維の影響はこの無効長さ $\delta$ の範囲に限られると考えられた。そして、複合材料が無効長さ $\delta$ を有する繊維束を一つのリンク(link)としたチェーン(鎖)によってモデル化できると考えた。このモデルによると、連続繊維強化複合材料内のあるリンクの損傷がすすみ、与えられた荷重をもはや支えきれなくなったときにそのリンク内ですべての繊維が破断し、それを複合材料の破壊とみなしている。

いま、この無効長さ $\delta$ を求めるために、次式に示す Kelly-Tyson の式<sup>(2-57)</sup>を利用する。

$$L_c = d_f \sigma_f / 2\tau \quad (2-13)$$

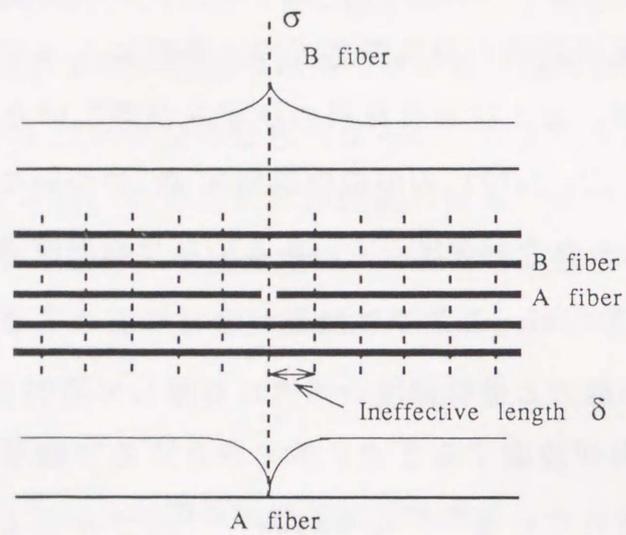


図2-17 破断した繊維近傍の応力分布

ここで、 $L_c$ は臨界長さと呼ばれ、 $d_f$ は繊維直径、 $\sigma_f$ は繊維強度、 $\tau$ は界面せん断強さである。ただし、 $\sigma_f$ は一般に繊維が引張試験されたときの値とされている。しかしながら、その値は繊維の寸法効果のため、引張試験片のゲージ長さによって大きく異なってくる。そこで、繊維は式(2-5)より無効長さ $\delta$ に対応する強度 $\sigma_{f(\delta)}$ を用いることを考えた。

F R Mが破壊するときは母材がすでに十分に降伏し<sup>(2-58)</sup>、なお、界面で母材からの荷重が完全に伝達されるとしたので、界面せん断強さ $\tau$ は母材のせん断降伏応力 $\tau_m$ に置き換えられる。すなわち、式(2-13)は次式となる。

$$\delta = d_f \sigma_{f(\delta)} / 2\tau_m \quad (2-14)$$

また、 $\sigma_{f(\delta)}$ は強度平均値の式(2-5)より次式で与えられる。

$$\sigma_{f(\delta)} = \sigma_{f(L_f)} (\delta / L_f)^{-1/m_f} \quad (2-15)$$

式(2-14)と(2-15)から無効長さ $\delta$ は次式のように求められる。

$$\delta = \left[ \sigma_{f(L_f)} L_f^{1/m_f} d_f / 2\tau_m \right]^{1/(1+1/m_f)} \quad (2-16)$$

ここで、 $L_f$ 、 $m_f$ 、および $\sigma_{f(L_f)}$ は、それぞれ、F R Mから抽出した繊維の引張試験におけるゲージ長さ、ワイブル形状母数および引張強度の平均値である。同様に式(2-14)と(2-15)からリンク長さ $\delta$ を有する繊維強度 $\sigma_{f(\delta)}$ を求めると次式となる。

$$\sigma_{f(\delta)} = \sigma_{f(L_f)} \left\{ L_f \left[ \sigma_{f(L_f)} L_f^{1/m_f} d_f / 2\tau_m \right]^{1/(1+1/m_f)} \right\}^{1/m_f} \quad (2-17)$$

式(2-17)によれば $\sigma_{f(\delta)}$ はリンク長さに対応する繊維の強度すなわち耐荷能力であり、母材せん断降伏応力 $\tau_m$ の関数となっている。したがって、複合則の式(2-12)の繊維強度 $\sigma_f$ の代わりに $\sigma_{f(\delta)}$ を代入することによって、母材の寄与を考慮した $\delta$ のリンク長さを有するF R Mの強度が評価できる。そこで、修正した複合則の計算式として次式を提案する。

$$\sigma_{c(\delta)} = \sigma_{f(\delta)} V_f + \sigma_m (1 - V_m) \quad (2-18)$$

一般にリンク長さ  $\delta$  が小さいので、実験値と比較するためにFRMの引張試験をするときのゲージ長さに換算する必要がある。ぜい性繊維強化延性母材のFRMの破壊強度はワイブル分布によって比較的よく整理されるので、式(2-5)により引張試験でのゲージ長さが  $L_t$  とすると、FRMの強度は次式によって計算される。

$$\sigma_{c(L_t)} = \sigma_{c(\delta)} (L_t/\delta)^{-1/m_t} \quad (2-19)$$

ここで、 $L_t$  と  $m_t$  はそれぞれ試験した複合材料のゲージ長さと引張試験による強度のワイブル形状母数である。

### 2.5.2 修正した複合則の適用

上述の複合則の修正式(2-18)では、強化繊維の耐荷能力を母材の強度の関数とすることによって複合材料の強度に対する母材の強度の寄与を評価できるようにした。ここではこの複合則の修正式による計算結果を従来の複合則による計算値および実験結果と比較する。

計算には抽出繊維の強度を用いるため、その平均強度として図2-7(a)のデータから回帰計算により得られた次式を用いる。

SiC/pure-Al:

$$\sigma_{f(L_f)} = 1.894 + 6.432 \times 10^{-4} T - 1.783 \times 10^{-6} T^2 \quad (2-20)$$

SiC/Al-5.7Ni:

$$\sigma_{f(L_f)} = 2.263 + 3.522 \times 10^{-4} T - 1.707 \times 10^{-6} T^2 \quad (2-21)$$

SiC/Al-4.0Cu:

$$\sigma_{f(L_f)} = 2.268 + 9.384 \times 10^{-5} T - 6.788 \times 10^{-7} T^2 \quad (2-22)$$

ここで、 $T$  は熱処理温度(°C)である。なお、母材のせん断降伏応力は材料降伏の最大せん断応力説により  $\sigma_m = 2\tau_m$  とし、また、第2.4節と同じように母材の強度と降伏応力が硬度と比例するものとして図2-9の母材の硬度の測定結果を利用して算出した。繊維直径はレーザー外径測定器で測定した平均値の  $15 \mu\text{m}$  を使い、FRMのワイブル形状母数は図2-6の実験結果を用いた。

図2-18は式(2-16)を用いて計算した平均リンク長さ  $\delta$  と母材のせん断降伏応力のプロットである。この図から母材のせん断降伏応力が高いほど平均リンク長さ  $\delta$  が短くなることがわかる。図2-19に修正した複合則の式(2-18) (式(2-19)によってゲージ長さを換算した) および従来の複合則の式(2-12)による計算結果を示す。この図からわかるように、修正した複合則と従来の複合則によるFRMの強度を比較してみると、修正した複合則は、FRMの強度に対する母材のせん断降伏応力の影響がより大きく現われていることがわかる。修正した複合則は母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力を取り入れることによって母材の強度の寄与を評価したためである。図2-20は熱処理を受けた3種類の試料の平均引張強度、修正した複合則による計算値および従来の複合則による計算値を示したものである。この図から修正した複合則による計算値は実験値よりやや高いが、傾向としては実験値とかなりよく一致していることがわかる。一方、従来の複合則による計算値にはFRMの強度への母材の強度の寄与がよく評価されていないことが指摘できる。なお、修正した複合則による計算値と実験値が完全に一致していないのは、計算に用いた最終のモデルは非累積的な破壊であるが、実際のFRMの破断は累積的な破壊をともなっていること、また、破断した繊維による応力集中を考慮していないことが主な原因と考えられる。また、実験に用いたワイヤ状FRMの試料に関しては強化繊維が必ずしも一方向に整列していないことも不一致の一因と考えられる。上述の修正した複合則による計算値と実験値の比較により、母材強度の複合材料の強度への寄与は、母材が強くなると母材に埋め込まれた状態での繊維の無効長さ、すなわちFRMのリンク長さが短くなることで繊維の耐荷能力が上昇する結果として現われたと考えられる。

## 第2.6節 まとめ

熱処理によりSiC/pure-Al、SiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuの3種類のFRMの

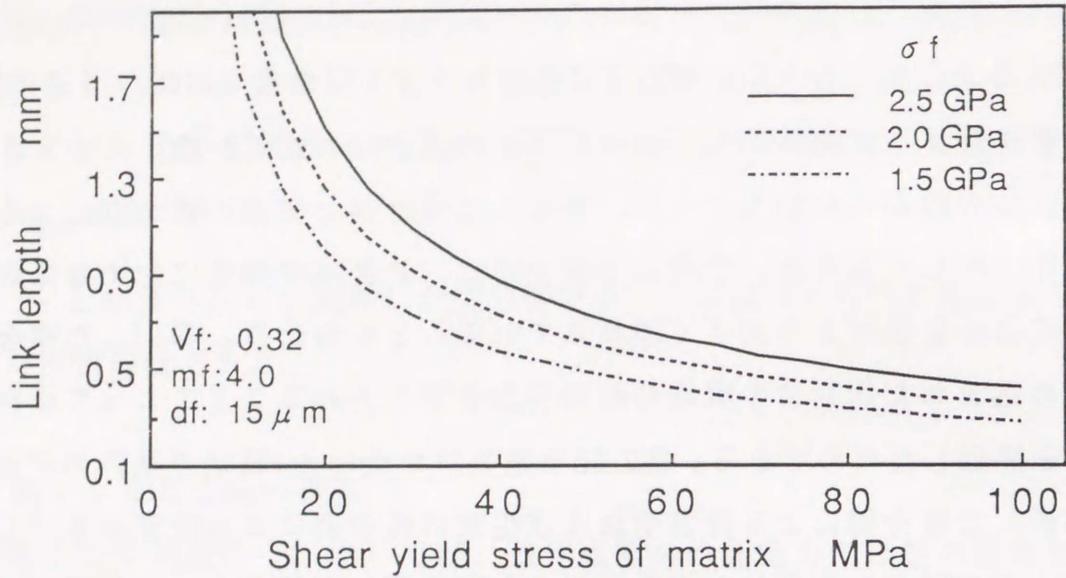


図2-18 式(2-7)を用いて計算したFRMのリンク長さおよび母材のせん断降伏応力の関係  
( $V_f, m_f$ および $d_f$ は3種類の試料の各パラメーターの平均値を用いた)

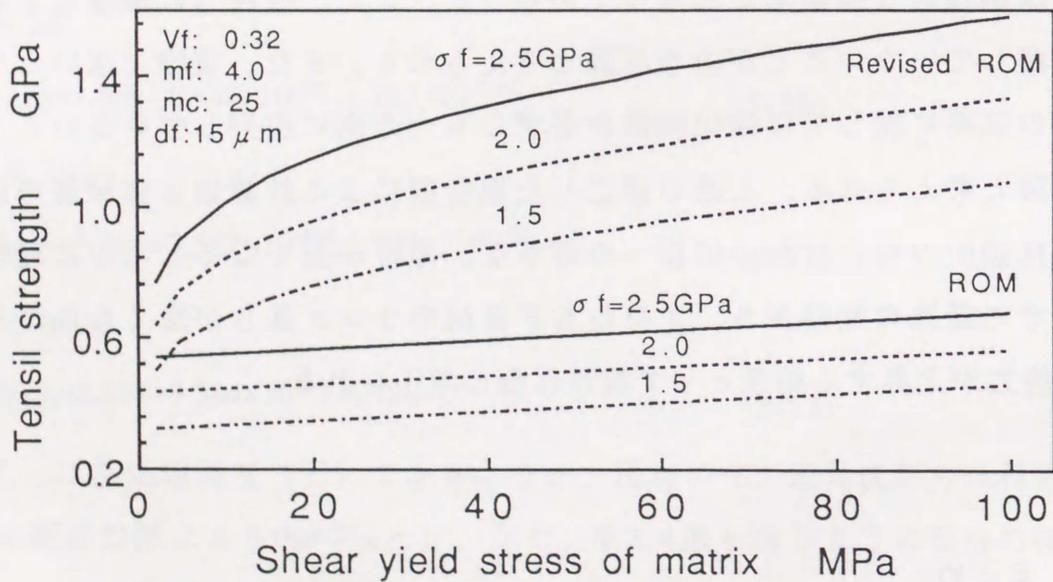


図2-19 複合則と修正した複合則によるFRMの強度と母材のせん断降伏応力の関係  
( $V_f, m_f$ および $d_f$ は3種類の試料の各パラメーターの平均値を用いた)

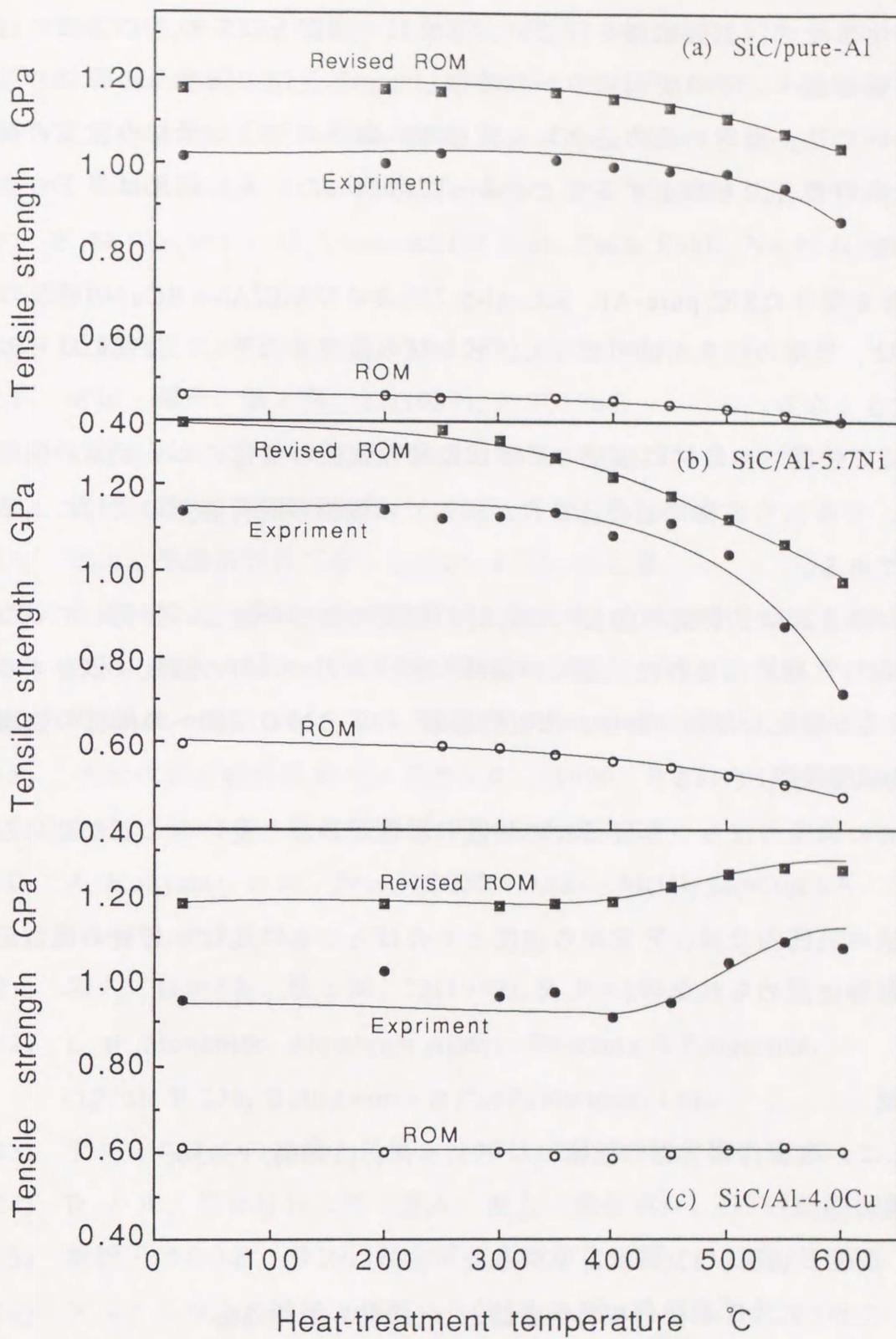


図2-20 引張試験、複合則および修正した複合則によるFRMの強度

母材を軟・硬化させて、引張試験を行ない、FRMの強度とばらつきに及ぼす母材の強度の影響を調べ、その要因について考察した。FRMの強度への母材の強度の影響については、母材に埋め込まれた状態での繊維の強度は母材の強度の関数と考え、従来の複合則を修正することによって考察した。その結果は以下のよう要約される。

- (1) 熱処理を受けたSiC/pure-Al、SiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuの3種類のFRMは、母材の強度が低くなると、FRMの強度が低下し、強度のばらつきが大きくなる。
- (2) FRMの強度への母材の強度の影響は母材の強度の変化による繊維の強化効果、すなわち母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力の変化によるものである。
- (3) 従来の複合則はFRMの強度への母材の強度の寄与を適正に評価していない。母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力が母材の強度に依存すると考えて修正した複合則は、比較的正確にFRMの強度への母材の強度の寄与を評価している。
- (4) FRMの強度のばらつきは母材の強度の影響をかなり受けることが認められる。
- (5) 本実験の範囲内では、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の残留応力の影響は認められない。

## 第2章参考文献

- (2-1) たとえば、次世代複合材料技術ハンドブック、(1990)、P.356、日本規格協会。
- (2-2) 中田、塑性と加工、22(1981)、P.799。
- (2-3) 今井・ほか5名、日本複合材料学会誌、16(1990)、1、P.36。
- (2-4) アルミニウムハンドブック、(1990)、P.9、軽金属学会。
- (2-5) たとえば、J. W. Hitchon and D. C. Phillips, Fib. Sci. Tech.,

- 12(1979), P.217., 日和・ほか2名、材料、34(1985), 376, P.59.
- (2-6) K. Goda and H. Fukunaga, J. of Mater. Sci., 21(1986), 12, P.4475.
- (2-7) Y. Kagawa and E. Nakata, Proc. Jpn. Cong. Mater. Res., 27(1984), P.159.
- (2-8) G. Simon and A. R. Bunsell, J. Mater. Sci., 19(1984), P.3649.
- (2-9) E. M. Wu and S. C. Chou, ASTM Spec. Tech. Publ., No.964(1988), P.104.
- (2-10) 近藤・ほか3名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1463.
- (2-11) 合田・福永、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1763.
- (2-12) 三木・ほか2名、材料、37(1988), 420, P.1022.
- (2-13) 牧野・野中、信頼性工学、(1981), P.45, 日科技連.
- (2-14) 市川、構造信頼性工学、(1988), P.28, 海文堂.
- (2-15) 合田・福永・東原、日本機械学会論文集、52(1986), 480, P.1848.
- (2-16) 合田・糸永・福永、日本機械学会論文集、54(1988), 500, P.753.
- (2-17) Y. Imai, et al., Proc. 20th SAMPE, Minnesota, (1988), P.1-12.
- (2-18) 次世代複合材料技術ハンドブック、(1990), P.871, 日本規格協会.
- (2-19) 今井・ほか3名、軽金属、40(1990), 3, P.202.
- (2-20) A. Kohyama, et al., Proc. ICCM(VI)&ECCM(II), London UK, 2(1989), P.2.245.
- (2-21) 和久・ほか4名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1563.
- (2-22) L. F. Mondolfo, Aluminum Alloys: Structure & Properties, (1976), P.338, Butterworth & Co(Publishers) Ltd..
- (2-23) アルミニウムの組織と性質、(1991), P.192, 軽金属学会.
- (2-24) D. ハル、複合材料入門 (宮入・池上・金原訳)、(1984), P.120, 培風館.
- (2-25) 柳沢・ほか2名、第10回軽金属技術講演会概要、(1984), P.22.
- (2-26) アルミニウムの組織と性質、(1991), P.81, 軽金属学会.
- (2-27) 松尾・ほか4名、機械材料、(1988), P.95, 朝倉書店.
- (2-28) 金属便覧、(1990), P.427, 日本金属学会.

- (2-29) アルミニウムハンドブック、(1990)、P.31-32、軽金属学会。
- (2-30) アルミニウムの組織と性質、(1991)、P.414、軽金属学会。
- (2-31) L. N. McCartney and T. A. E. Gorley, Mech. Phys. Behav. Metallic. Ceram. Compos.,(1988), P.439.
- (2-32) B. D. Zahl and M. R. Mcmeeking, Acta. Metall. Mater., 39(1991), 6, P.1117.
- (2-33) I. Dutta, Comp. Sci. Tech., 41(1991), 2, P.193.
- (2-34) X線応力測定法標準、(1982)、P.18、日本材料学会。
- (2-35) X線応力測定法標準、(1982)、P.24、日本材料学会。
- (2-36) 池内・ほか2名、材料、38(1989), 429, P.623.
- (2-37) L. F. Mondolfo, Aluminum Alloys: Structure & Properties, (1976), P.339, Butterworth & Co(Publishers) Ltd..
- (2-38) アルミニウムの組織と特性、(1991)、P.452、軽金属協会。
- (2-39) 市川、構造信頼性工学、(1988)、P.50、海文堂。
- (2-40) 合田・福永・東原、日本機械学会論文集(A編)、52(1986), 480, P.1848.
- (2-41) 合田・山本・福永、日本機械学会論文集(A編)、54(1988), 502, P.1191.
- (2-42) 合田・福永、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1761.
- (2-43) 奥野・三浦、日本金属学会誌、42(1978), 7, P.736.
- (2-44) S. Ochiai and K. Osamura, J. Mater. Sci., 23(1988), 3, P.886.
- (2-45) 藤井・前川、材料、27(1978), 303, P.57.
- (2-46) K. Goda and H. Fukunaga, Comp. Sci. Tech., 35(1989), P.181.
- (2-47) 香川・大蔵、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1719.
- (2-48) 向後・香川、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1769.
- (2-49) 香川・B. H. Choi、日本金属学会誌、53(1989), 3, P.339.
- (2-50) 宮入・ほか6名、複合材料の事典、(1991)、P.51、朝倉書店。
- (2-51) 福田・邊、複合材料の力学序説、(1989)、P.218、古近書院。
- (2-52) 手塚・ほか3名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1470.

- (2-53) 和久・ほか4名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1563.
- (2-54) 山森・ほか2名、軽金属、40(1990), 11, P.845.
- (2-55) S. Ochiai, et al., Proc. Japan-U.S. CCM-V, Tokyo, (1990), P.505.
- (2-56) B. W. Rosen, AIAA Journal, 2(1964), P.1985.
- (2-57) A. Kelly and W. R. Tyson, High Strength Materials, (1965), P.578,  
John Wiley & Sons.
- (2-58) 林、複合材料工学、(1975), P.27, 日科技連.

## 第3章 一方向FRMの引張強度とそのばらつきに及ぼす

### 母材の強度の影響

(高温加熱により母材の強度を変化させた場合)

#### 第3.1節 はじめに

第2章で熱処理によって母材を軟・硬化させてFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響について実験し、母材の強度がFRMの強度とそのばらつきにかなり大きな影響を与えることを認め、その要因について考察を行なった。しかし、熱処理による母材の強度の変化幅には制限があった。本章では、母材の強度を大幅に変化させるため、SiC/pure-AlとSiC/Al-5.7Niの2種類のワイヤ状FRMについて、高温加熱によって母材の強度を変化させた状態で引張試験を行ない、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材強度の影響を調査した。SiC/pure-Alの強度については、純Al母材の高温引張試験を行なって修正した複合則を適用し、FRMの強度への母材強度の寄与について考察した。

#### 第3.2節 試料および実験方法

##### 3.2.1 FRMの高温引張試験

FRMの高温引張試験片は、第2章と同じように強度のばらつきを調査するため多数の試料の引張試験が容易に実施できるワイヤ状FRM(日本カーボン製(株))を用いた。試料は第2章で用いたものと同じで、SiC繊維強化純AlおよびAl-5.7%Niの2種類で、以下、SiC/pure-Al、SiC/Al-5.7Niと記す。入手した試料を250mmの長さに切断し数百本をたばね、まきぐせなどによるひずみを除去するた

めに、引張試験前に200℃で10minの焼きなましを施した。

高温引張試験は、ワイヤ状FRMの試験片の外側に内径3mm、長さ100mmの環状電気炉を設け、試料をエアーチャックでつかみ（チャック間距離150mm）、ゲージ長さを50mmとして大気中で行なった。つかみ部にはタブを設けなかった。また、SiC/pure-Alについては室温から500℃まで、SiC/Al-5.7Niについては、室温から400℃までの温度範囲で引張試験を行なった。加熱に用いた環状電気炉は5℃以内の均熱帯がほぼ50mmで、炉内の温度分布を図3-1に示す。荷重はロードセルの信号を動ひずみアンプとA/Dコンバータを介し、パソコンで記録した。引張速度は0.5mm/min、高温引張試験前の加熱時間は5minとし、環状電気炉の5℃以内の均熱帯である50mm内で破断したものを有効なものとした。引張試験は1条件につき40本を行ない、得られた引張強度を2母数ワイブル分布で整理した。

### 3.2.2 抽出繊維の引張試験

高温加熱による繊維の強度特性の変化を調べるため、また、本実験条件においては繊維と母材との界面反応が無視できるかどうかを確認するため、FRMを高温引張試験と同じ温度と保持時間で加熱してから水冷し、抽出した繊維の引張試験を行なった。繊維の引張試験方法および試験条件は第2.2節で述べたものと同じである。ただし、試料本数は、繊維の強度特性と試料本数との関連をあわせて調べるため、各条件につき108本とした。

### 3.2.3 純Alの高温引張試験

母材強度の寄与を考察するためにSiC/pure-Alについては母材だけの高温引張試験を行なった。高温引張試験片にはSiC/pure-Alの母材と同じ工業用純Al（1050）の丸棒を、図3-2に示す形状および寸法に機械加工したものをを用いた。また、高温引張試験の前に200℃×30minの焼きなまし処理を行なった。試験条件としては、温度は室温～500℃の温度範囲で、引張速度は0.5mm/min、加熱保持時間は30minとした。高温引張試験機としては、半割れ環状電気炉と差動トランス式高温伸び

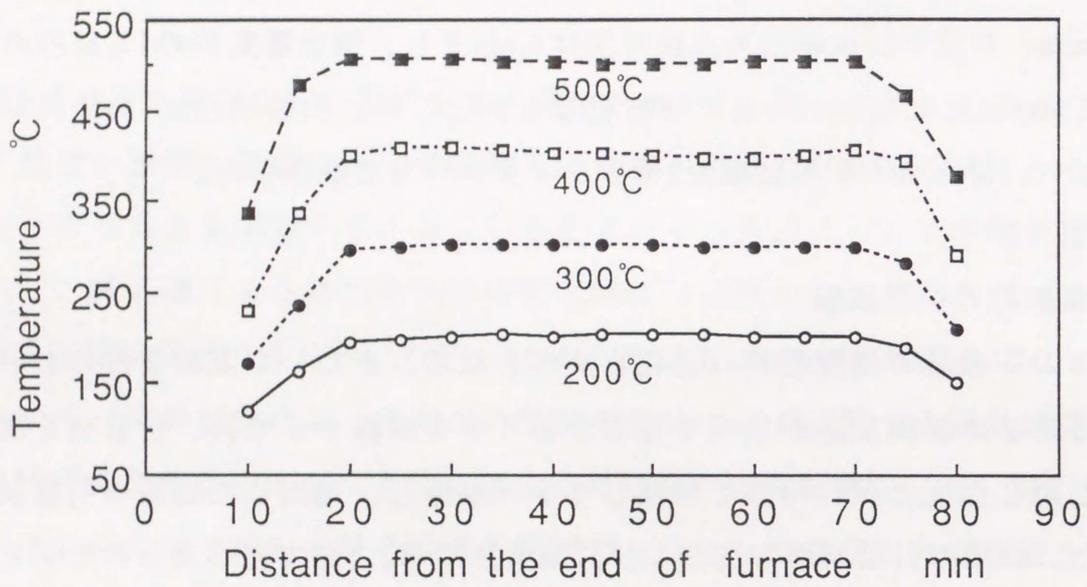
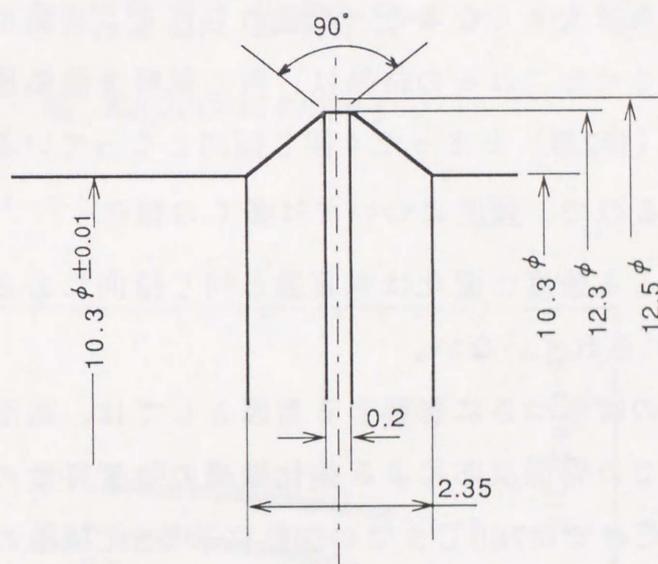
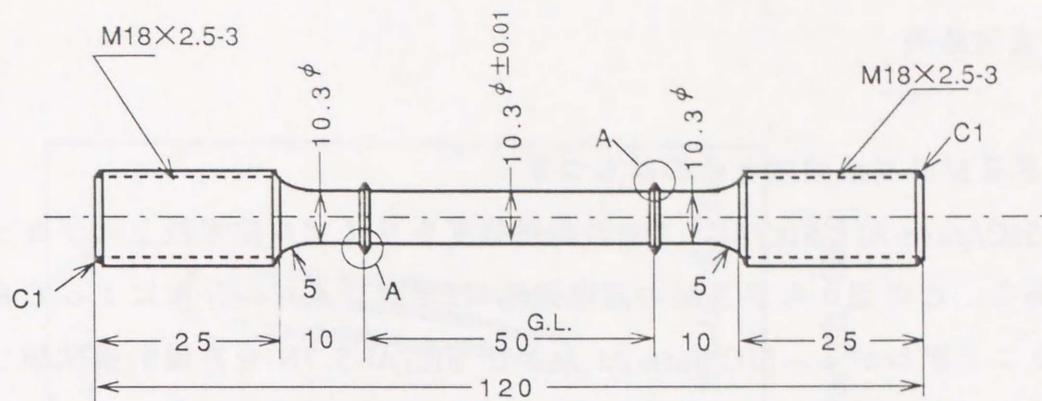


図3-1 高温加熱炉内の温度分布



A部拡大

图3-2 純Al高温引張試験片

計がついたインストロン型引張試験機（島津製、AG-25TA）を用いた。

### 第3.3節 実験結果

#### 3.3.1 FRMの高温強度とそのばらつき

図3-3はSiC/pure-AlとSiC/Al-5.7Niの高温強度をワイブル確率紙上にプロットしたものである。この図からFRMの高温強度は2母数ワイブル分布によって良好に整理されることがわかる。SiC/pure-Al および SiC/Al-5.7Niを高温引張試験したときの平均強度と強度のワイブル形状母数を、それぞれ、図3-4 (a), (b)および図3-5 (a), (b) に示す。これら図から、試験温度が高くなるにつれ、いずれのFRMとも強度は低下し、ワイブル形状母数は若干ばらつきはあるものの小さくなる、すなわち、強度のばらつきは大きくなることが認められる。高温加熱によって母材の強度を系統的に変化させたこれらの結果は、同じ試料を熱処理し母材の強度を変化させた場合の結果（第2章）とまったく同じ傾向となっている。なお、FRMは高温強度が優れているので、強度については多くの報告<sup>(3-1~5)</sup>があり、いずれの報告でも試験温度による強度の変化は本実験と同じ傾向にあるが、高温強度のばらつきについては触れられていない。

FRMの高温強度とそのばらつきに影響する要因としては、高温加熱による母材強度の低下および高温での界面反応による強化繊維の強度特性の変化が考えられる。なお、空気中加熱だけでは700℃までの加熱によるSiC繊維の強度特性そのものの変化は無視できることはすでに確認されている<sup>(3-6~8)</sup>。

#### 3.3.2 抽出繊維の強度とそのばらつき

図3-6はSiC/pure-Alの抽出繊維の強度をワイブル確率紙上にプロットしたものである。この図から抽出したSiC繊維の強度はワイブル確率紙上でほぼ直線性を示し、2母数ワイブル分布によって整理されることがわかる。図3-7 (a)および(b) に、それぞれ、抽出繊維の平均引張強度および強度のワイブル形状母数を試験温度と

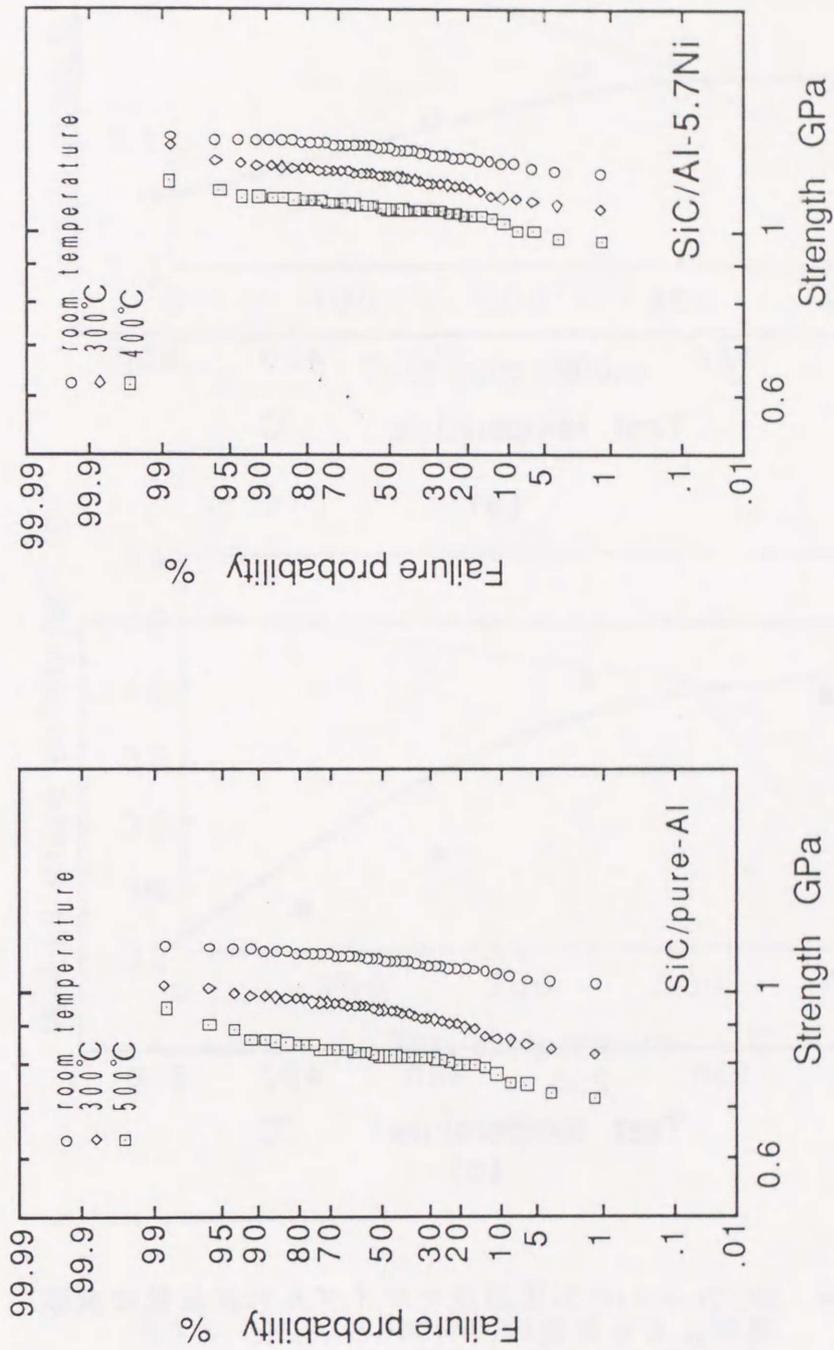
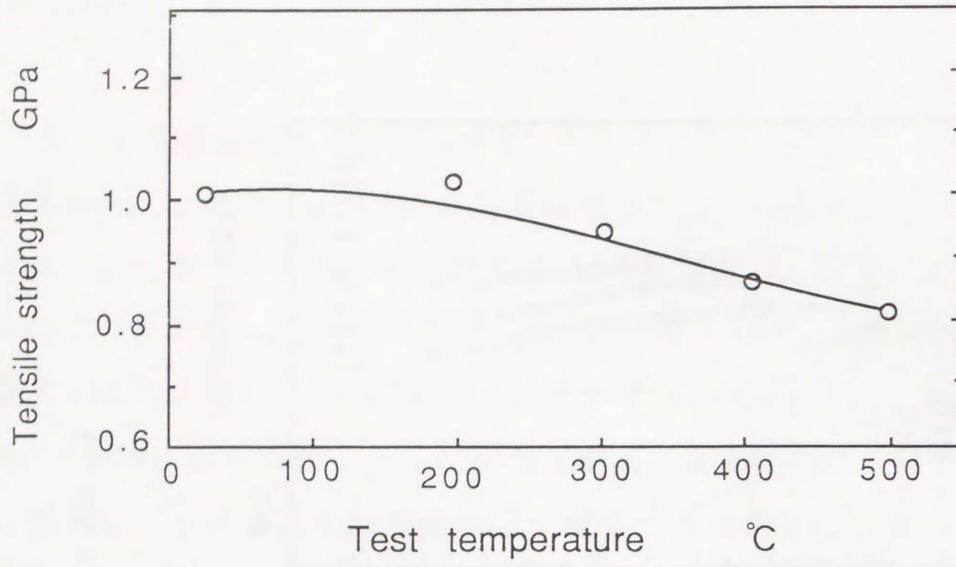
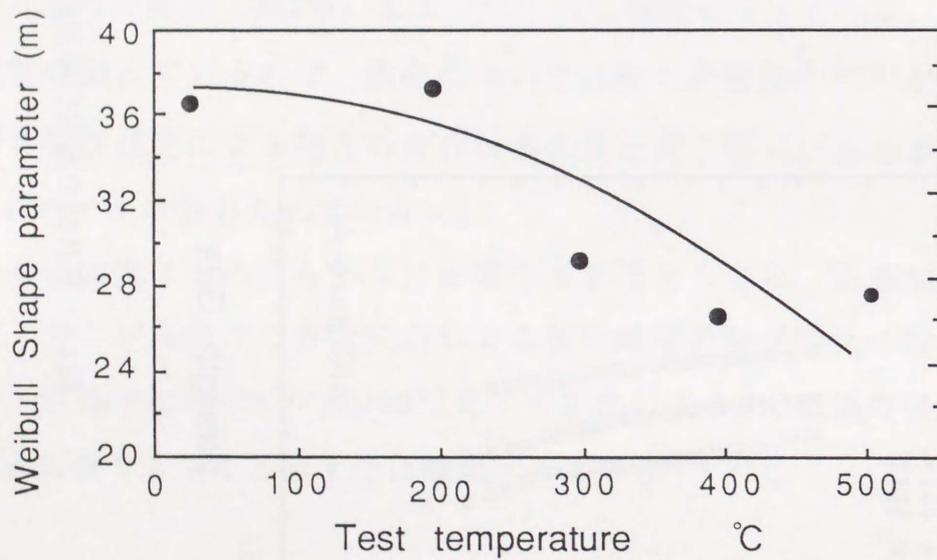


図3-3 FRMの高温引張強度のワイブルプロット

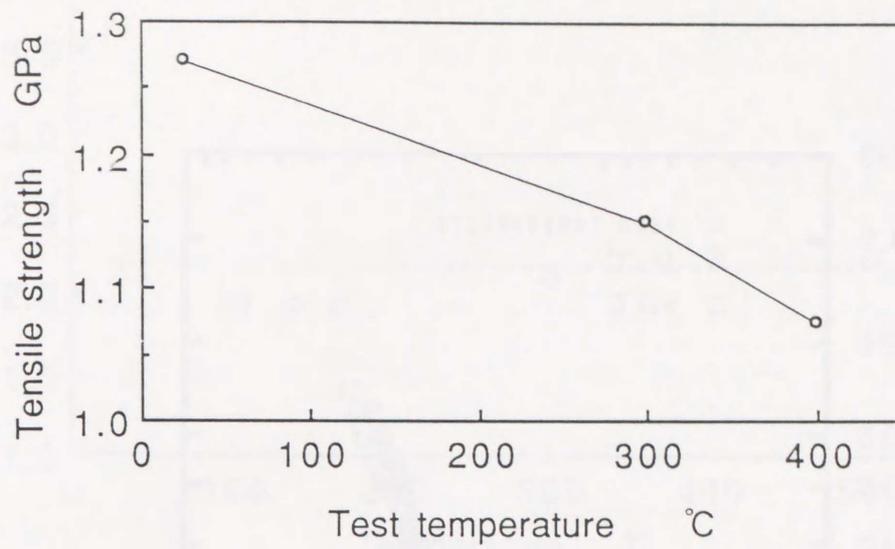


(a)

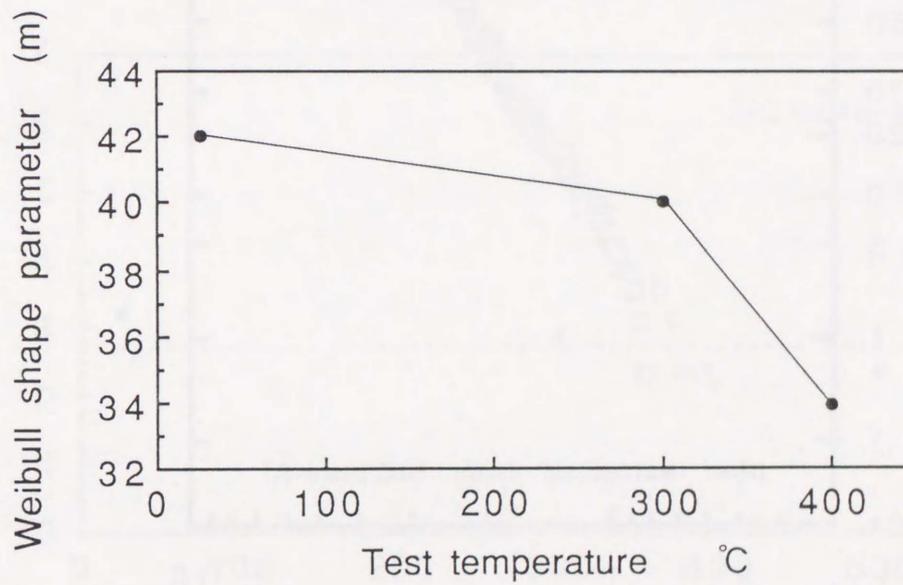


(b)

図3-4 SiC/pure-Alの引張強度とワイブル形状母数の試験温度による変化



(a)



(b)

図3-5 SiC/Al-5.7Niの引張強度とワイブル形状母数の試験温度による変化

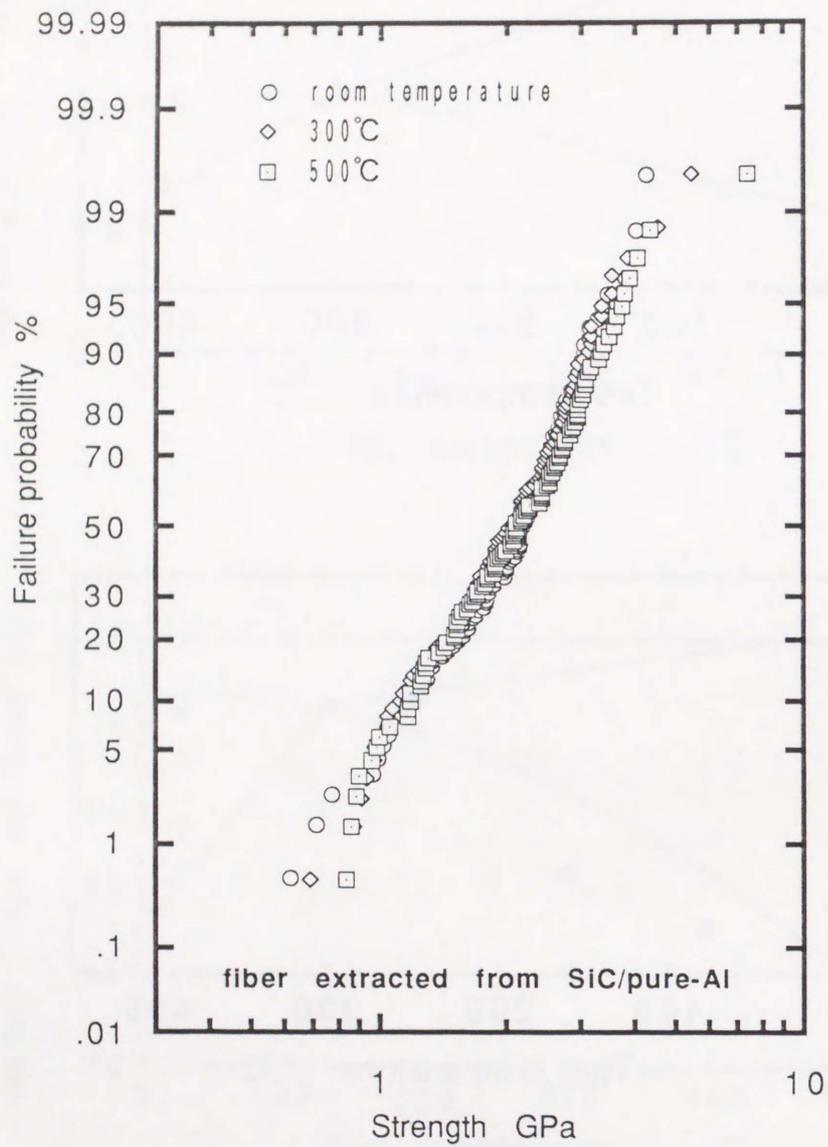
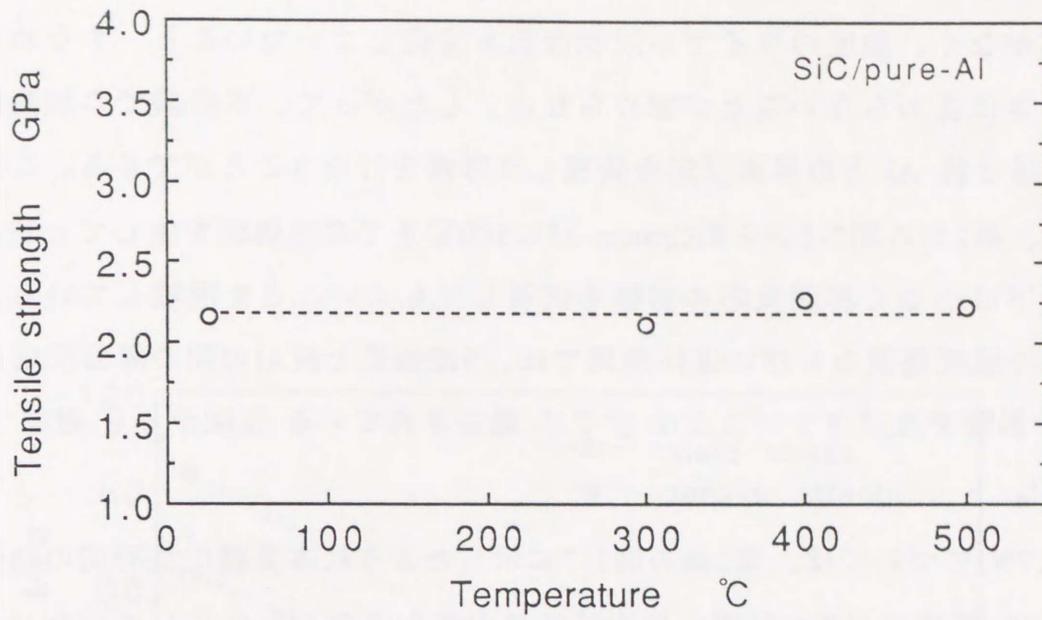
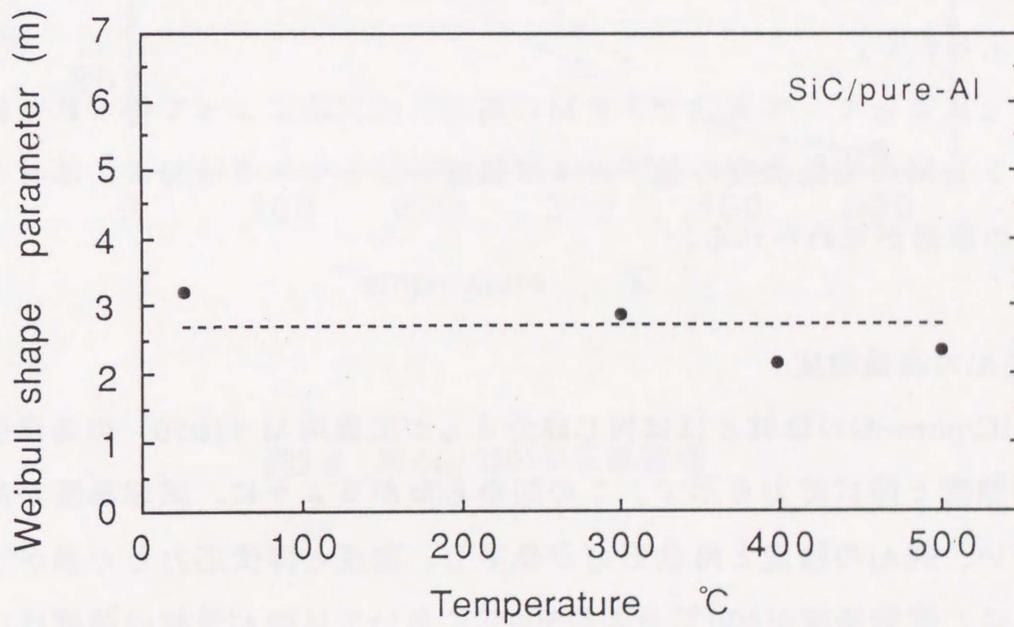


図3-6 SiC/pure-Al からの抽出繊維の強度のワイブルプロット



(a)



(b)

図3-7 SiC/pure-Alからの抽出繊維の平均強度とワイブル形状母数

もに示す。この図から、本実験条件ではFRMの高温加熱によって強化繊維の強度には変化がなく、強度のワイブル形状母数も変化していないこと、すなわち強度とばらつきは変わらないことが認められる。したがって、本実験での加熱条件ではSiC繊維と純Alとの界面反応を無視して考察を行なうことができる。このことは、また、第2章の図2-5からSiC/pure-Alに500℃までの熱処理を施してもFRMの強度の低下は小さく界面反応の影響を無視してもよいことを示唆している。なお、本実験の温度範囲ならびに保持時間では、SiC繊維と純Alの間の界面反応がとくに強度に影響を及ぼさないことはすでに報告されている実験からも確認できる(3-3,9~10)。

SiC/Al-5.7Niについては、第2章の図2-7に示したように本実験で長時間の熱処理を受けても400℃まではSiC繊維の強度特性に大きな変化をもたらしていないことから、400℃までの範囲ではSiC/Al-5.7Niの界面反応による繊維特性の変化は無視できると考えられる。

上述のことによって、本実験でFRMの高温引張試験によって得られた結果、すなわち、FRMの高温強度の低下および強度のばらつきの増加は、母材の強度の低下にその原因が求められる。

### 3.3.3 純Alの高温強度

図3-8はSiC/pure-Alの母材とほぼ同じ成分をもつ工業用Al(1050)の高温引張試験から得た強度と降伏応力を示す。この図からわかるように、試験温度が高くなるにしたがい、純Alの強度と降伏応力が低下し、強度と降伏応力との差が小さくなる。とくに、試験温度が400℃および500℃においては純Al母材の強度は10MPa以下に低下し、強度と降伏応力の差はほとんどなくなる。この結果はアルミニウムハンドブック<sup>(3-11)</sup>に記載されている工業用Al(1050)の高温での強度と降伏応力の値とほぼ同じで、その変化は同じ傾向にある。以上の結果により、本実験ではSiC/Alの母材の強度をかなり大幅に、かつ系統的に変化させることができたと考えられる。

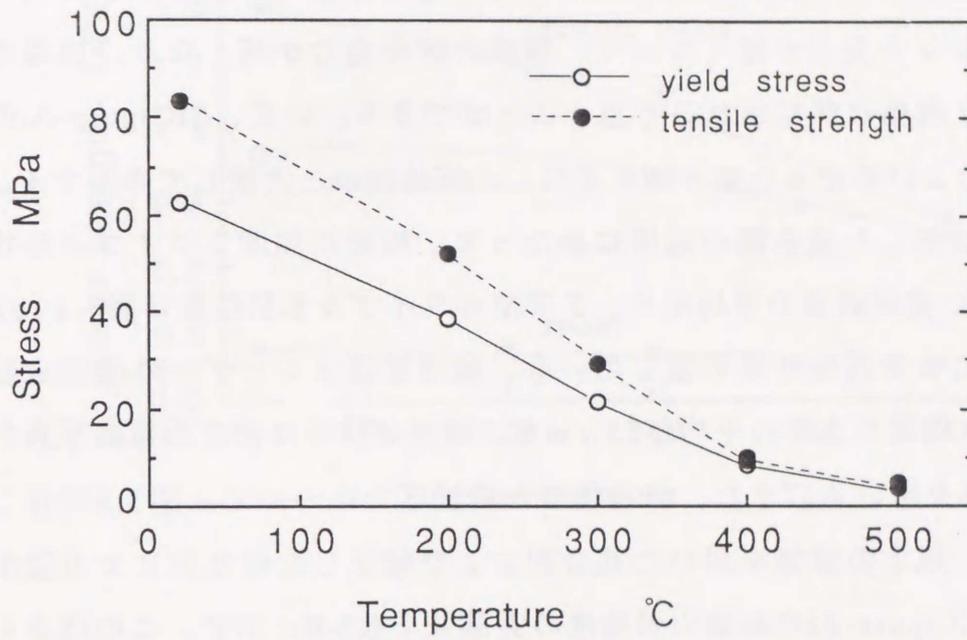


図3-8 純Al(1050)の高温強度

### 第3.4節 考察

#### 3.4.1 修正した複合則の適用

第2章ですでに RosenモデルおよびKelly-Tyson式を用いることにより、母材に埋め込まれた状態での繊維強度を考慮して複合則の修正式を得ている。その考察により、FRMの強度に対する母材強度の寄与は従来の複合則に表される母材強度と母材体積率の積より大きいことがわかった。母材が強くなると、FRMの破壊の単位となるリンク長さが短くなって、繊維の耐荷能力が高くなり、結果として強化繊維がより有効に利用されると言うことができる。いま、SiC/pure-Alの高温強度に複合則および修正した複合則を適用し、実験結果と比較して考察する。

複合則および修正した複合則の適用にあたって、繊維の強度とワイブル形状母数は図3-7に示した実験結果の平均値を、FRMのワイブル形状母数は図3-4 (b) に示した実験結果による回帰計算の値を用いる。繊維直径はレーザー外径測定器により測定した抽出繊維の直径の平均値 $15\mu\text{m}$ を、繊維体積率は横断面組織写真から測定した値34.9%を用いる。また、母材強度と降伏応力については図3-8に示した実験値を用いる。以上の諸値を用いた複合則および修正した複合則による強度の計算値ならびにSiC/pure-Alの高温引張強度の実験値を図3-9に示す。この図からわかるように、修正した複合則による計算値は、実験値より若干高いが、試験温度の上昇に伴い、同じ傾向の変化を示し、従来の複合則による計算値より実験値に近い。このことによって、母材強度のFRM強度に対する寄与には、繊維の耐荷能力の変化が加わっており、FRMの強度に母材強度が加算されるだけの場合よりかなり大きな寄与をしていることが明らかになった。

#### 3.4.2 熱処理を受けたFRMの強度およびばらつきとの比較

高温加熱は熱処理より母材の強度を大きく変化させることができる。そこで、高温引張試験での加熱がFRMの強度とそのばらつきに与える影響は、熱処理の影響より大きくなると期待できる。ここで、FRMの高温での強度とそのばらつ

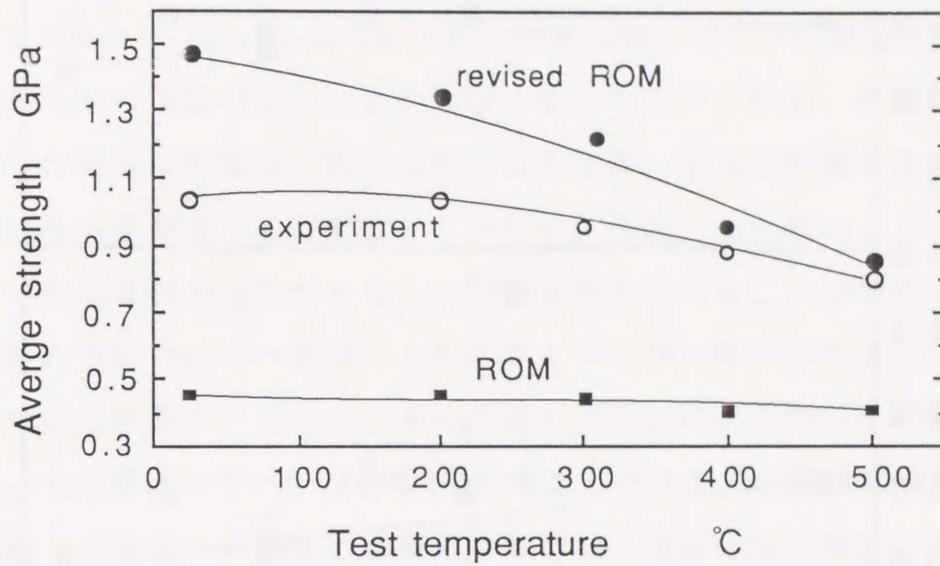


図3-9 複合則、修正した複合則および高温引張による SiC/pure-Alの平均強度

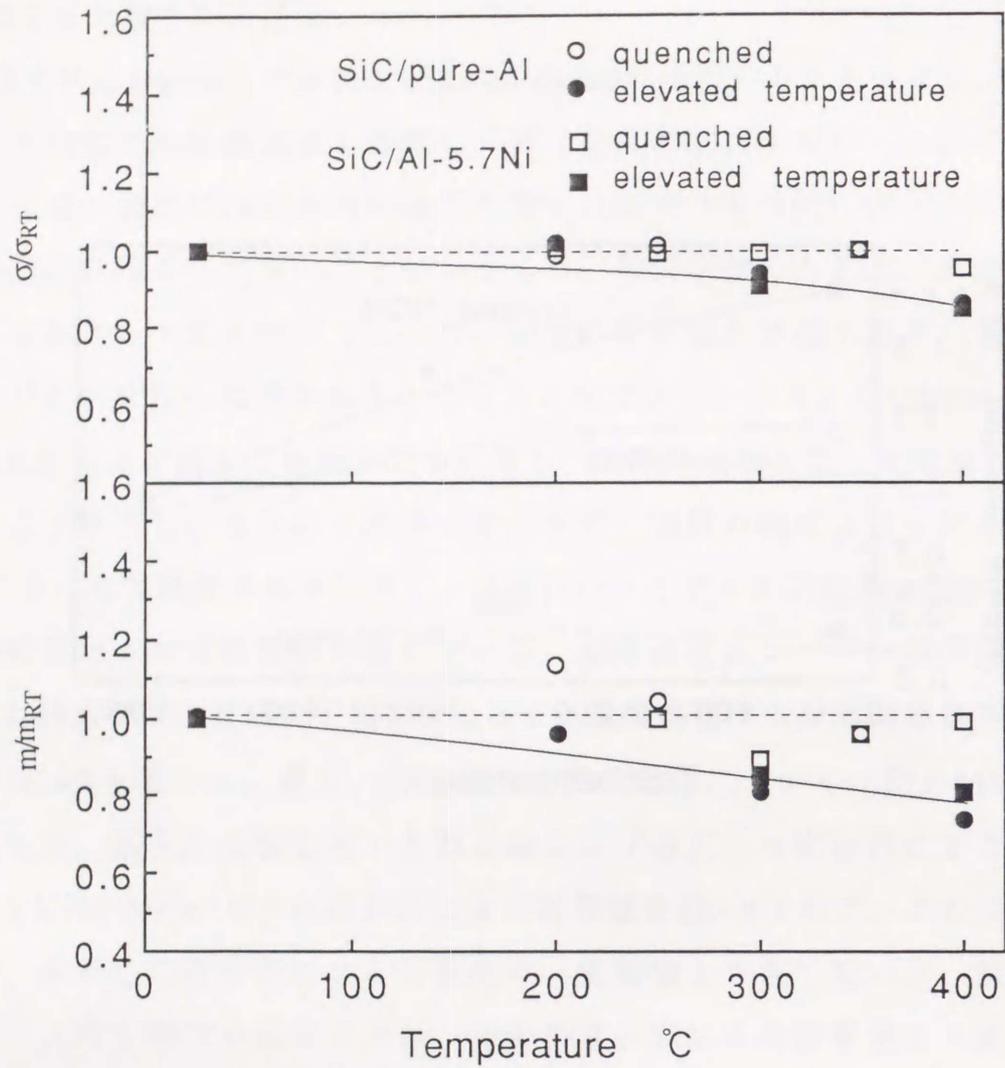


図3-10 FRMの高温での引張強度およびばらつきと熱処理を受けた後の引張強度およびばらつきとの比較

きを熱処理を受けた後のそれらと比較してみる。図3-10にSiC/pure-AlおよびSiC/Al-5.7Niの基準化された強度とワイブル形状母数を示す。基準化された強度とワイブル形状母数を用いたのは、高温引張試験に用いた試料のロットが熱処理を受けたものとは異なり、直接比較しにくいからである。この図からわかるように、高温引張試験から得た強度とワイブル形状母数は予測どおり熱処理を受けたFRMのそれらより大きく変化している。特に、ワイブル形状母数、すなわちばらつきについてみると、図3-10に示した高温引張強度のワイブル形状母数から、高温になるとFRMの強度のばらつきが大きくなることがわかる。それに対して、熱処理を受けた場合は熱履歴を経たものではあるが、室温で引張ったので、FRMの強度のばらつきがほとんど変化していない。これらの比較により、FRMの強度のばらつきに母材の強度がかなりの影響を与えていることがわかる。もともとAl合金母材の強度はばらつかないと考えてよいので、何がどのようにFRMの強度のばらつきに影響を与えるか、その原因を明らかにするのは本研究の目的の一つである。その原因については、第2章に考察したように、母材の強度を変化させると、破断した繊維の無効長さが変化すること、あるいは、破断した繊維に起因する応力集中が変わることがFRMの強度のばらつきに関連するのではないかと推測し、第4章において計算機シミュレーションの結果と合わせて、検討する。

### 第3.5節 まとめ

SiC/pure-AlとSiC/Al-5.7Niを用い、それぞれ500℃および400℃までの高温引張試験を行ない、FRMの強度とばらつきに及ぼす母材の強度の影響を調べた。第2章において修正した複合則を適用し、FRMの強度とそのばらつきへの母材の強度の寄与について考察した結果は次のように要約される。

- (1) SiC/pure-Al と SiC/Al-5.7Niは試験温度が高くなるにしたがい、強度が低下し、そのばらつきが大きくなる。この結果は、それぞれのFRMに熱処理を施し、母材の強度を変化させてFRMの強度とばらつきを調査した

実験結果と一致している。高温におけるFRM強度の低下とばらつきの増大は母材強度の低下によるものである。

- (2) 母材に埋め込まれた状態での繊維強度が母材の強度に依存すると考えて修正した複合則はFRMの強度への母材強度の影響を比較的よく評価している。すなわち、FRMの強度への母材の強度の寄与は、母材による繊維の強化効果、言いかえれば、母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力の変化によるものである。
- (3) 母材の強度がFRMの強度のばらつきに大きく影響を与えることが認められる。この原因については、次章のコンピュータシミュレーションの結果を用いて検討する。

### 第3章参考文献

- (3-1) 今井・ほか3名、軽金属、40(1990), 3, P.202.
- (3-2) 松田・ほか4名、構造強度に関する講演会講演集、33(1991), P.206.
- (3-3) 大西、第7回次世代産業基盤技術シンポジウムー金属・複合材料技術ー予稿集、(1990), P.335.
- (3-4) 和久・ほか4名、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1563.
- (3-5) Y. Favry and A. R. Bunsell, Comp. Sci. Tech., 30(1987), P.85.
- (3-6) 葛西・ほか2名、日本複合材料学会誌、5(1979), 1, P.26.
- (3-7) R. L. Crane and V. J. Krukonis, J. Mat. Sci., 54(1975), 2, P.
- (3-8) M. A. Rigdon and W. S. Hong, Thermal and Mechanical Behavior of Composites, P.116.
- (3-9) 今井、第6回次世代産業基盤技術シンポジウムー金属・複合材料技術ー予稿集、(1989), P.327.
- (3-10) 福永・合田・魯、日本機械学会論文集(A編)、57(1991), 535, P.536.
- (3-11) アルミニウムハンドブック、(1990), P.40, P.215, 軽金属協会.

## 第4章 弾塑性有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによる一方向FRMの引張強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響の検討

### 第4.1節 はじめに

第2章および第3章では、それぞれ、熱処理および高温加熱によってFRMの母材の強度を変化させてFRMの引張強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響について、実験し検討してきた。ところで、実験においては、試料処理についていくら配慮をしても、完全に母材の強度特性のみを独立に変化させることは実現できない。そこで、本章では、FRMの強度とそのばらつきに影響する要因を一つ一つ独立に変化させてその影響を調査するために、計算機シミュレーションを実行した。まず、弾塑性有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによって、母材の強度特性を変えたときのFRMの強度とそのばらつきを求め、第2章および第3章の実験結果と比較し、つづいて、FRMの破壊過程の計算機シミュレーションを行ない、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の影響要因とその機構について検討した。さらに、弾塑性有限要素法による計算を用いて破断した繊維に起因する応力集中を求めて考察を加えた。

### 第4.2節 シミュレーションのモデルおよび手法

#### 4.2.1 有限要素モデルと要素分割

図4-1に本研究で用いた有限要素モデルと要素分割を示す。本モデルは、繊維要素を棒要素、母材要素を平面応力条件に基づく4節点アイソパラメトリック要素で

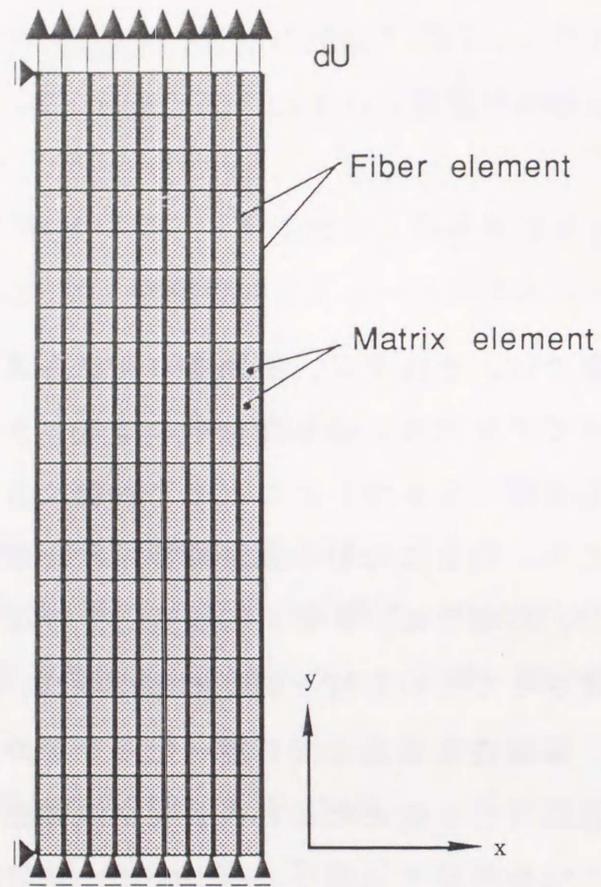


図4-1 有限要素モデルと要素分割

それぞれモデル化し、棒要素を4節点アイソパラメトリック要素のy軸方向の2辺上に組み込むことによって複合化を表すものである(付録2)。柔らかい母地中に埋め込まれた剛性の大きい繊維内では、軸方向の引張に対して、軸方向以外の応力成分がほぼ無視できる<sup>(4-1)</sup>。この結果を利用し、節点数を節約するために棒要素を導入した。なお、繊維要素はぜい性材料であるセラミック繊維を想定しているので、線形弾性体とし、負担する応力がその要素強度に達したときに要素中央で静的に破断し、その後は変形抵抗を全く示さないものとする。母材要素は弾線形硬化体とみなし、破断は考えない。また、強固に接着した界面を想定し、繊維-母材要素の間でははく離は生じないとする。

一方、シミュレーションで用いた要素分割は、10本の繊維からなる単層板を想定し、1本の繊維を20の要素に分割する。結局、節点数210、繊維要素数200、母材要素数180となる。境界条件には、下端をy方向に固定し、上端にy方向に引張の変位境界条件を与える。x方向には、両繊維端の左端の節点が動かず、y方向のみに移動するようにしている。

#### 4.2.2 シミュレーションの手順

本シミュレーションでは、繊維の引張強度 $\sigma$ が次式の2母数ワイブル分布 $F(\sigma)$ に従うと仮定する。

$$F(\sigma) = 1 - \exp\left\{-\frac{L}{L_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{m_f}\right\} \quad (4-1)$$

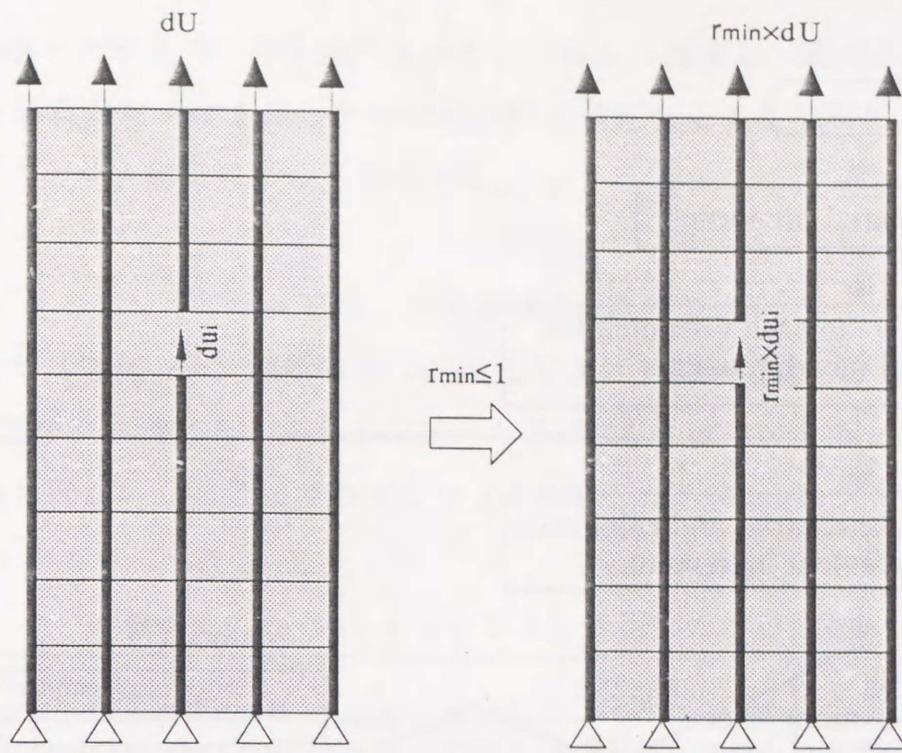
ただし、 $m_f$ は形状母数、 $\sigma_0$ は尺度母数、 $L_0$ は標準ゲージ長さをそれぞれ示す。また、 $L$ は外そうされるゲージ長さを意味し、ここでは繊維要素長さ $\Delta x$ に相当させる。式(4-1)の逆関数形を考えると、繊維要素 $i$ の引張強度 $\sigma_i$ は、次のように見積ることができる。

$$\sigma_i = \sigma_0 \left\{ \frac{L_0}{\Delta x} \ln\left(\frac{1}{1-Z}\right) \right\}^{1/m_f} \quad (4-2)$$

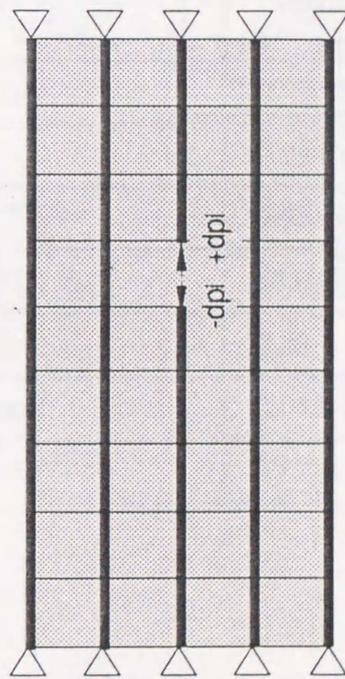
ここで、 $Z$ は0~1間で発生する一様乱数である。

繊維要素は、その要素  $i$  にかかる応力  $\sigma_z$  が固有の強度  $\sigma_i$  に達したときに破断すると考える。このとき、どの繊維要素の破断が優先して生じるかを判断する手段として  $r_{\min}$  法<sup>(4-2)</sup>を利用した。これは図4-2 (a) にその概念を示すように、任意の変位増分  $dU$  を与えて計算した後、繊維要素が破断するまでの応力増分を、仮の応力増分に対する要素強度までの応力増分比  $r$  の最小値  $r_{\min}$  から見積る方法である (付録3)。この方法によって破断の優先順位が決まり、破断直前における各要素の確定した応力を計算することができる。破断後の処理として、破断要素の弾性率をゼロに設定するとともに、図4-2 (b) に示すように、繊維要素に働いていた全荷重分を要素上下の2節点で増分的に ( $m$ 回に分けて) 打ち消すことによって応力分布を推定した。また、本シミュレーションでは母材要素に金属を想定しているため、繊維破断の生じるひずみレベルでは、すでに母材要素の降伏は一様に生じている<sup>(4-3)</sup>。そこで、母材要素の降伏は全要素を対象に一度で行ない、そのあと [D] マトリックスの評価は、ひずみ増分理論に基づいた塑性応力-ひずみマトリックスを用いる通常の手法に従った (付録4)。

以上の手法を取り入れてシミュレーションを行なった。図4-3にそのフローチャートを示す。まず、材料定数を入力したあと、式 (4-2) で与えられたワイブル乱数によって各繊維要素に固有の引張強度を与える。続いて、繊維端に引張方向 ( $y$  方向) の任意変位増分を境界条件として与え、増分法によって解析をすすめる。そして、一つあるいは二つ以上の繊維要素で  $\sigma_z \geq \sigma_i$  が満たされたならば、 $r_{\min}$  から確定応力を求めるとともに、その対象となった要素を破断させる。ひきつづき、境界条件に荷重増分を与えて計算をすすめるが (method②)、荷重増分の総和が破断させる繊維要素の破断荷重に達し、なおかつ  $r_{\min} > 1$  のときは、再び境界条件に任意変位増分を与えて  $r_{\min} \leq 1$  を満たす繊維要素を探索する (method①)。破断荷重に達する前に  $r_{\min} \leq 1$  が満たされたときは、 $r_{\min}$  の対象となった新しい要素の荷重増分を境界条件に設定するとともに、前回の荷重の残り分も今回の境界条件と同時に  $m$ 回に分けて与える (method②)。さらに、繊維破断が連続的に進行し、複合材料の耐荷能力が低下するが、本研究では便宜上最大応力 (引張強度)



(a) method ①



(b) method ②

図4-2 繊維破断に対する計算方法の概念図

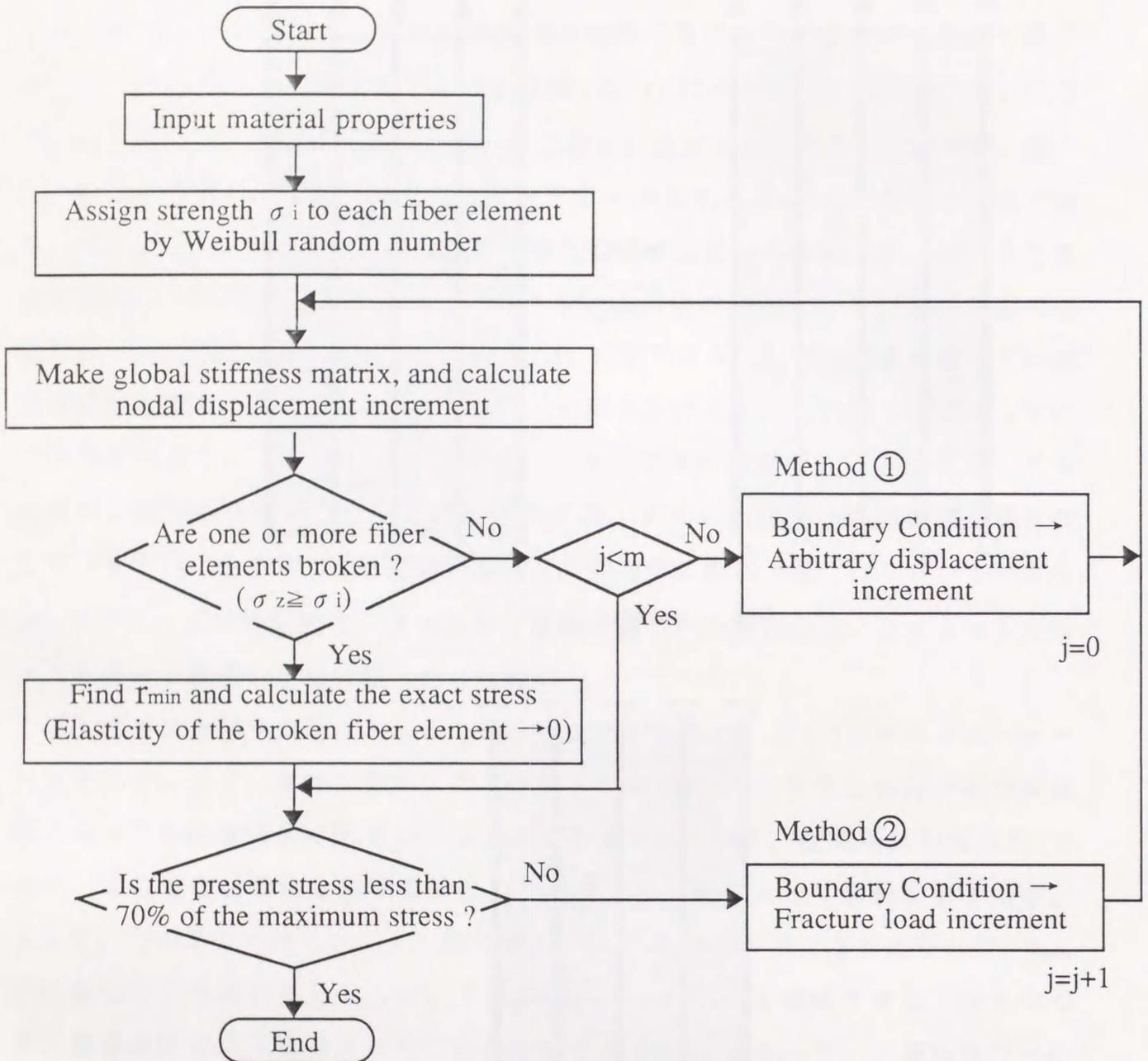


図4-3 シミュレーションのフローチャート

の70%を割った時点で計算を終了させた。これは、経験上、最大応力の70%も低下した複合材料が息を吹き返し、その最大値を逆転するようなことはまずありえないであろうという考えによるものである。

#### 4.2.3 シミュレーションに用いたFRMの材料定数

本研究では連続 SiC 繊維強化 Al と連続ボロン繊維強化 Al (以下 SiC/Al と B/Al と記す) を想定し、これまで述べた手順にしたがってシミュレーションを50回繰り返し行ない、引張強度のばらつきを検討した。表4-1にシミュレーションに

表4-1 シミュレーションで用いた材料定数

Assumed composite	SiC/Al	B/Al
Cross-sectional area of fiber : $A_f$	$7.85 \times 10^{-5} \text{ m}^2$	$0.0154 \text{ mm}^2$
Elastic modulus of fiber : $E_f$	196 GPa	392 GPa
Weibull shape parameter of fiber : $m_f$	3.203	16.3
Weibull scale parameter of fiber : $\sigma_0$	2.405 GPa	3.97 GPa
Standard gage length : $L_0$	10 mm	30 mm
Distance between fiber	0.014 mm	0.14 mm
Element length of fiber : $\Delta x$	0.15 mm	1.5 mm
Elastic modulus of matrix : $E_m$	68.6 GPa	68.6 GPa
Poisson's ratio of matrix : $\nu$	0.33	0.33
Thickness of matrix element	0.014 mm	0.25 mm
Volume fraction of fiber : $V_f$	35.7 %	32.8 %

用いた SiC/Al と B/Al の材料定数を示す。この表の中に繊維と母材の弾性率は文献<sup>(4-4~5)</sup>によるもの、繊維強度のワイブル形状母数と尺度母数は抽出繊維の引張試験によるものである。

母材 Al の引張降伏応力ならびに加工硬化率は1050加工用 Al を実際に引張試験したものを線形近似して得たものであり、また、母材の強度特性を変えるときは引張試験によるAl の引張降伏応力と加工硬化率の値を変化させた。表4-2にシミュレーションに用いた母材 Al の強度特性値を示す。

表4-2 シミュレーションに用いた母材の強度特性

Type	Yield stress of matrix $\sigma_y$	Work hardening rate $H'$
R	52.23 MPa	620.5 MPa
C-1	104.41 MPa	1241.1 MPa
C-2	26.12 MPa	310.3 MPa
C-3	10.45 MPa	124.1 MPa
C-4	5.23 MPa	62.1 MPa

また、前述した繊維破断後の荷重境界条件に対する増分回数 $m$ は、表4-1および表4-2の材料定数を用いて予備的に検討した結果、15回以上になるとほぼ一定の応力分布に収束することが、破断した繊維まわりの応力分布ならびに母材要素において確認された。したがって、本シミュレーションでは $m=15$ としてすべての計算を行なった。

#### 第4.3節 一方向FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響

##### 4.3.1 シミュレーションの結果

図4-4にシミュレーションによる SiC/Al の応力-ひずみ線図の一例を示す。この図から、ひずみ0.076% 付近で母材の降伏による傾きの変化、ひずみ1%以上の繊維破断による応力低下およびFRMの破壊過程がわかる。また、FRMの強

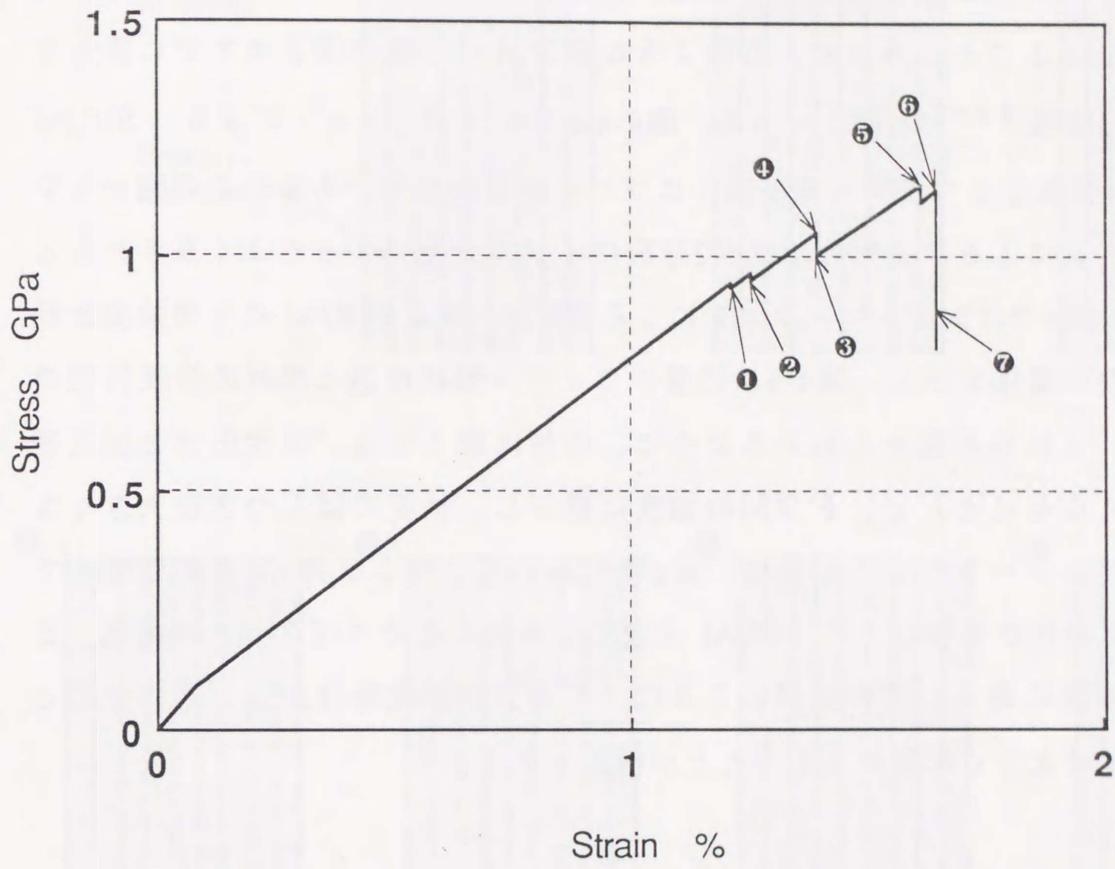


図4-4 シミュレーションによる SiC/Al の応力-ひずみ線図の一例

度はこの応力-ひずみ線図に示される最大応力から決定される。図4-5に図4-4の応力-ひずみ線図と対応した SiC/Al の破壊過程を示す。この図からわかるように、破断した繊維の応力集中による破断と思われるものがあるが、破断した繊維の影響と無関係と思われるものもある。また、FRMの最大応力までに多くの繊維要素が破断していることがわかる。このようなFRMの破壊の様子はすでに報告されている研究結果<sup>(4-6~8)</sup>と同じである。図4-6はシミュレーションによる SiC/Al と B/Al の引張強度をワイブル確率紙上にプロットしたものである。この図からシミュレーションによるFRMの強度も2母数ワイブル分布によってよく表されることがわかる。図4-7はシミュレーションによる SiC/Al および B/Al の平均強度と母材の強度特性の関係を示し、図4-8は強度のワイブル形状母数と母材の強度特性の関係を示す。これらの図からわかるように、母材は弱くなる（降伏応力と加工硬化率が小さくなること）と、FRMの強度は低下し、強度のばらつきは大きくなる。このシミュレーションの結果は、第2章の熱処理でおよび第3章の高温加熱で母材の強度を変化させたときの SiC/Al 合金の平均強度とそのばらつきの変化とまったく同じ傾向にある。この結果により改めて母材の強度特性がFRMの強度とそのばらつきに大きく影響を与えることが確認される。

#### 4.3.2 複合則、修正した複合則および実験結果との比較

FRMの強度に対する母材の強度の寄与について第2章と第3章に複合則および修正した複合則を用いて検討した。ここでは、高温引張試験、複合則、修正した複合則およびシミュレーションによる SiC/Al の高温強度を比較し、FRMの強度への母材強度の寄与について検討する。図4-9に引張試験、複合則、修正した複合則およびシミュレーションによる SiC/Al の高温強度を示す。この図からわかるように、複合則は明らかにFRMの強度を正確に評価していない。それに対して、修正した複合則およびシミュレーションによるものは、引張試験による高温強度と同じ傾向にあり、その値は実験値にかなり近い値を与えている。これは、修正した複合則と弾塑性有限要素法を用いたシミュレーションがかなり正確にFRM

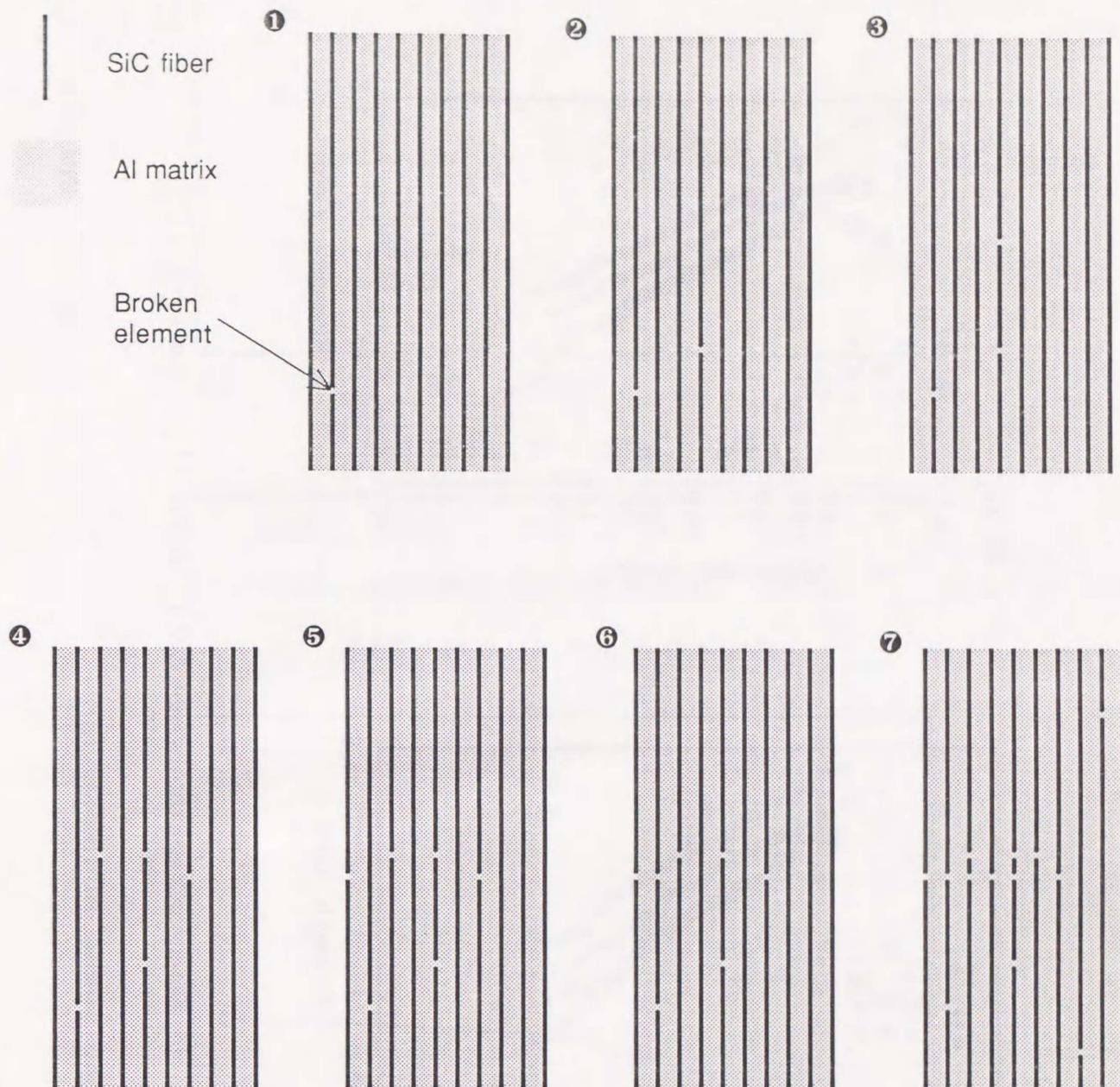


図4-5 シミュレーションによる SiC/Al の破断過程の一例

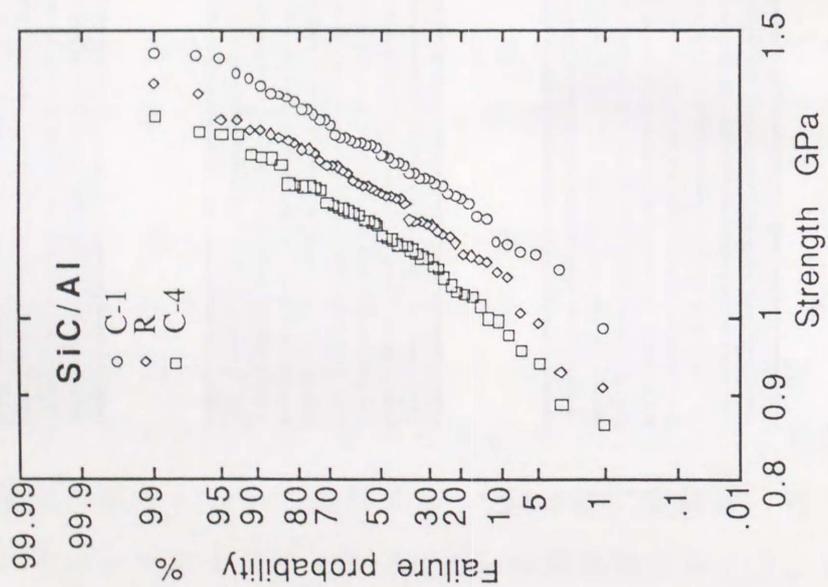
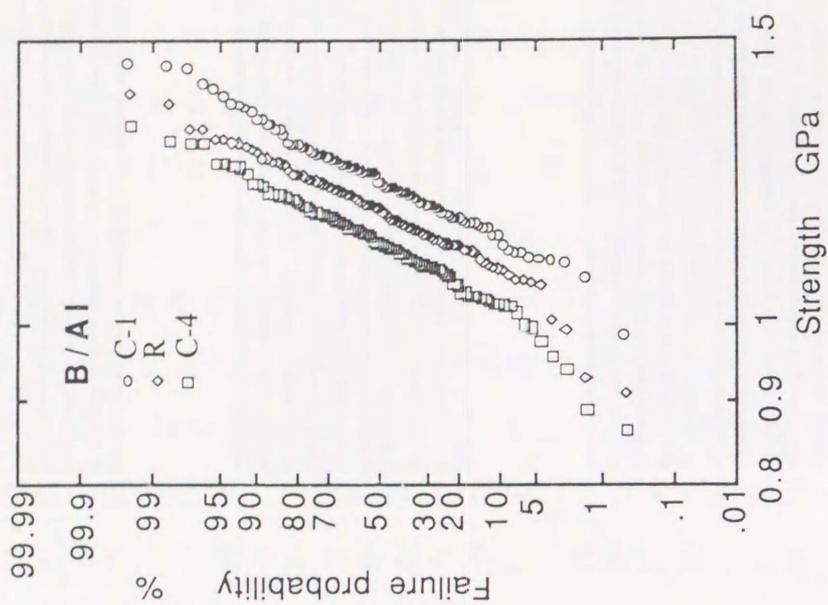


図4-6 SiC/AI と B/AI の強度のワイブルプロット (シミュレーション)

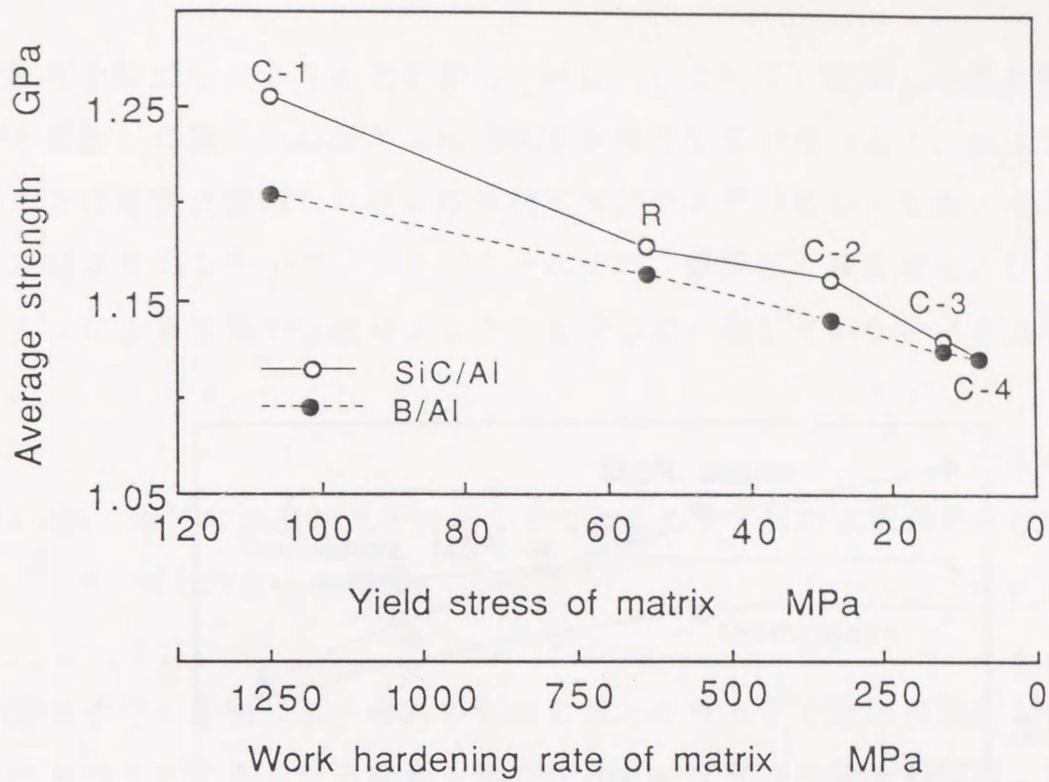


図4-7 SiC/Al と B/Al の平均強度

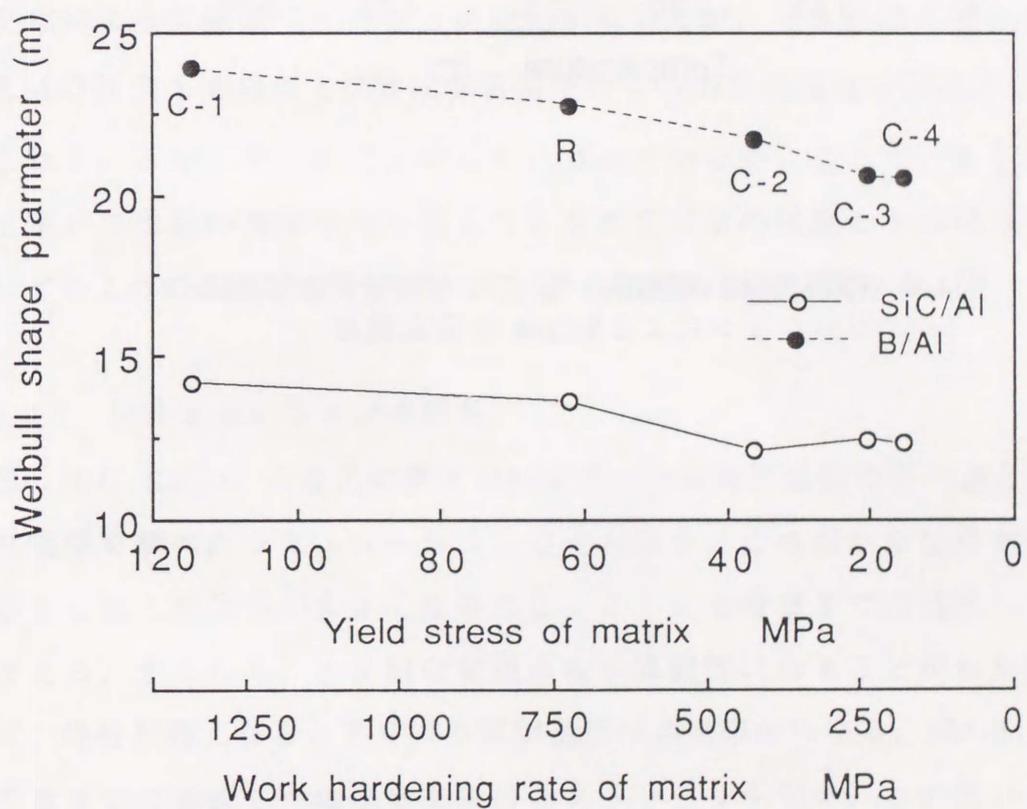


図4-8 SiC/Al と B/Al の強度のワイブル形状母数

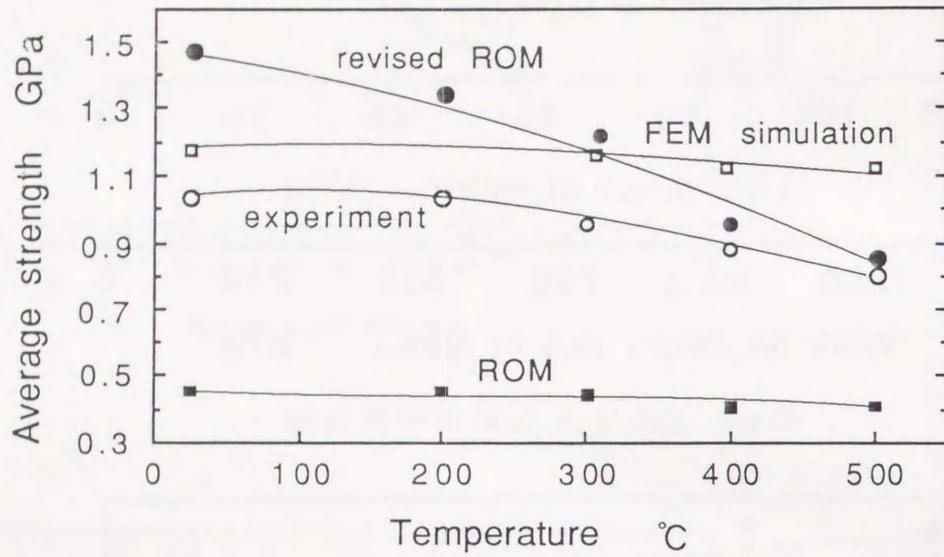


図4-9 引張実験、複合則、修正した複合則およびシミュレーションによるSiC/Alの高温強度

の強度を評価していることを示している。ところで、修正した複合則がFRMの中で破断した繊維に起因する応力集中を考慮していないこと、および本シミュレーションは完全に整列した繊維の板状FRMをモデルとし、なお、モデルが実際のFRMよりかなり小さいことが、それぞれ、修正した複合則および本シミュレーションによる結果が実験によるそれと完全に一致していない主な原因と考えられる。

#### 第4.4節 母材の強度特性を変化させたときのFRMの破壊過程と強度およびそのばらつきとの相関

これまでの実験により母材の強度を低下させるとFRMの強度が低下し、強度のばらつきが大きくなる結果を得た。また、FRMの強度の変化に関する要因については、母材の強度の変化による繊維の無効長さ、つまりFRMのリンク長さの変化によって繊維の耐荷能力が変化することが、主な原因と考えてきた。一方、FRMの強度とそのばらつきはFRMそのものの破壊過程に関連する<sup>(4-9~10)</sup>と指摘されているが、その機構は明らかにされていない。ここで、本シミュレーションを用いて母材の強度特性を変えたときのFRMの強度とそのばらつきが破壊過程とどのように関連するかを調べて、その機構の検討を試みる。

##### 4.4.1 シミュレーションの結果

図4-10に SiC/Al の最大荷重までに破断した繊維要素数の平均値と母材の強度特性の関係を調べたシミュレーション結果を示す。この図から母材が強くなる（降伏応力と加工硬化率が大きくなること）と、最大荷重までの破断した繊維要素数が増える、すなわち、FRMの破壊過程が累積的になることがわかる。言い換えれば、母材が弱くなるとFRMの破壊過程は非累積的になる。図4-11は B/Al の最大荷重までの破断した繊維要素数のヒストグラフを示す。この図からわかるように、B/Al の破壊は、SiC/Al と同じ傾向にある。つまり、母材が弱くなると非累積

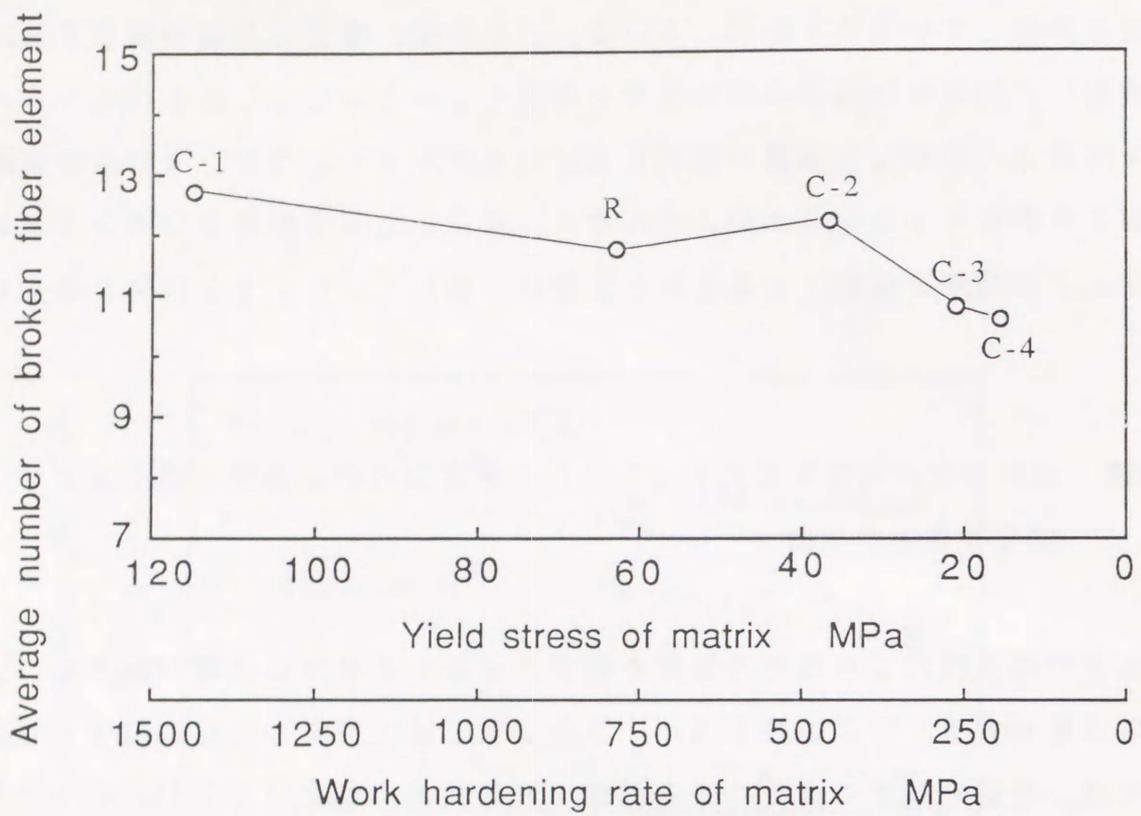


図4-10 SiC/Al の最大荷重までに破断した繊維要素の平均値と母材強度特性

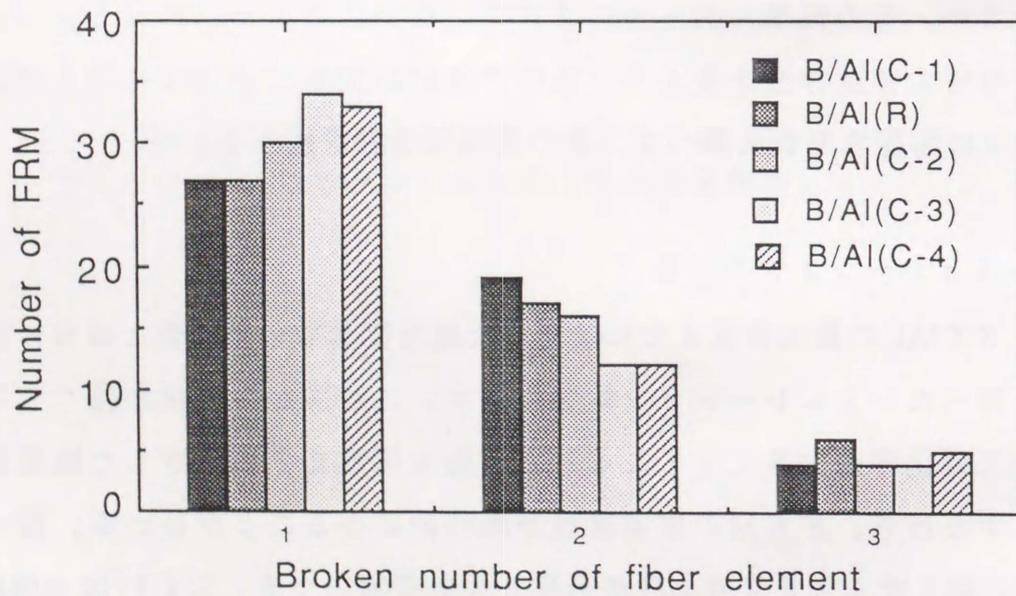
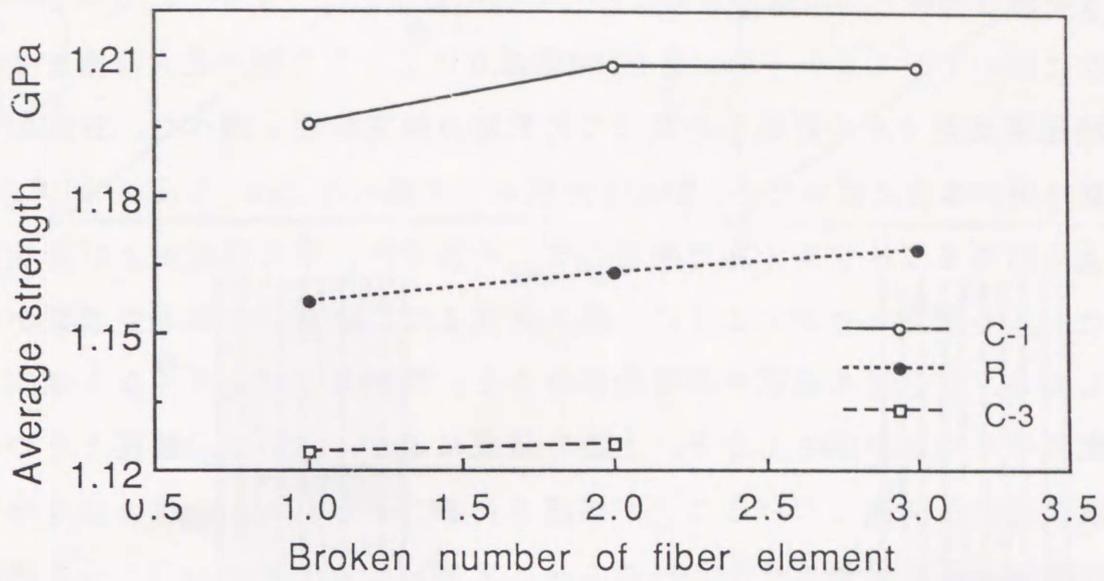
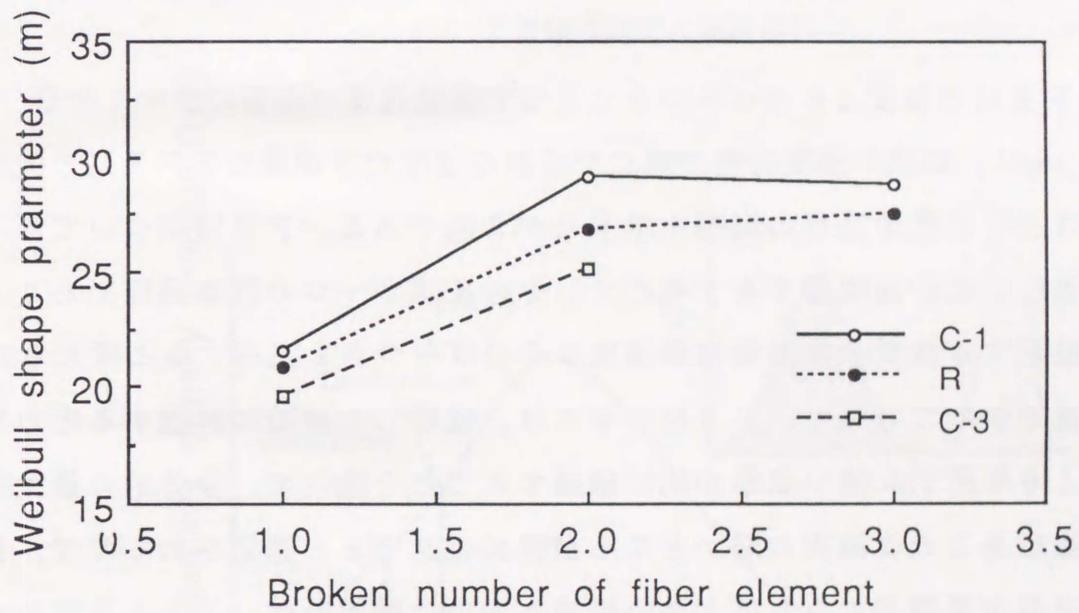


図4-11 B/Alの最大荷重までに破断した繊維要素数で整理した破壊FRMの本数に及ぼす母材強度の影響 (シミュレーション回数: 50)



(a)



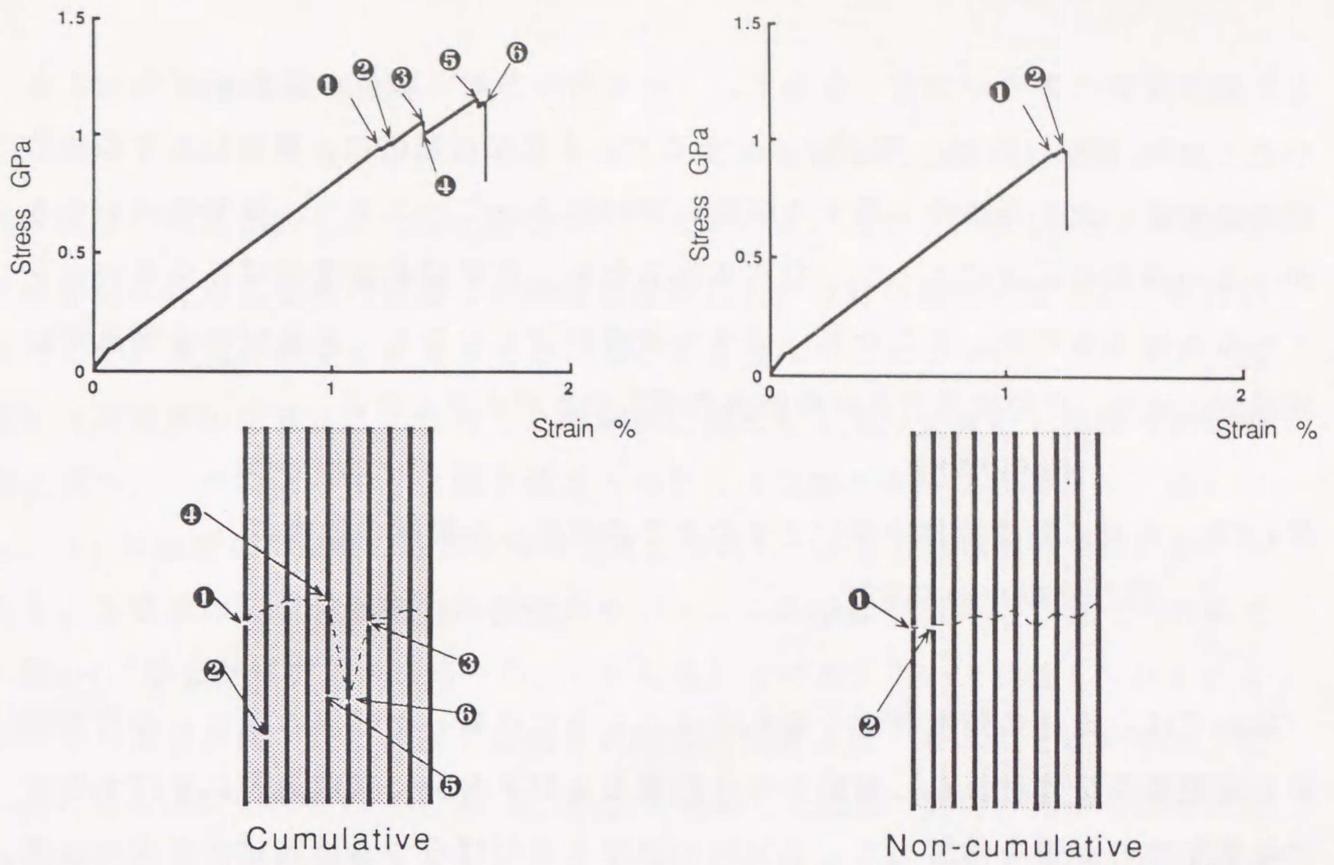
(b)

図4-12 最大荷重までに破断した繊維要素数で整理したB/A1の平均強度と形状母数 (シミュレーション回数: 500)

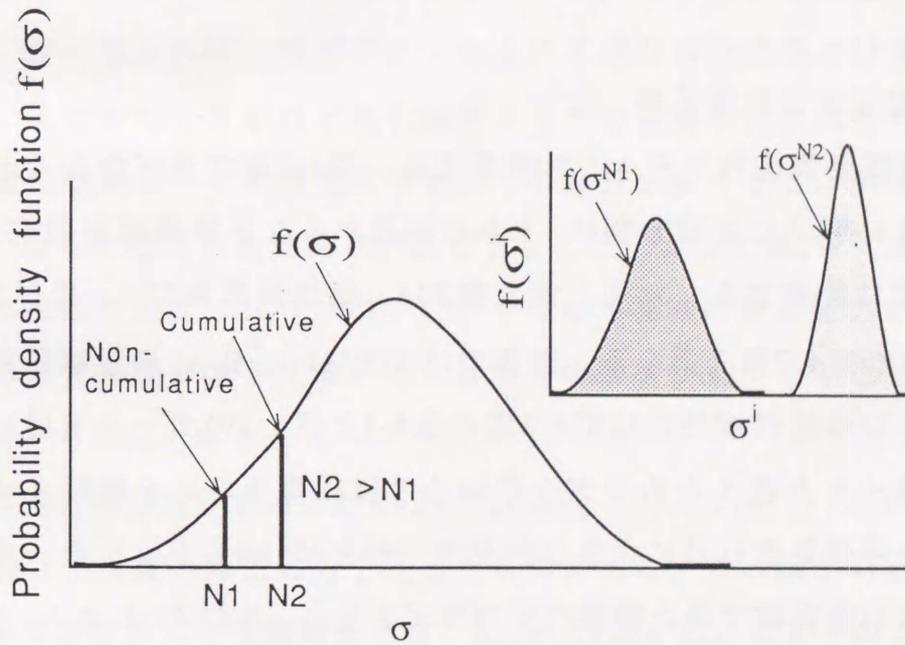
的破壊になり、母材が強くなると累積的破壊になる。そこで、FRMの強度とそのばらつきを破壊過程との関連でさらに詳しく調べるために、 $B/Al$  について一つの材料条件においてシミュレーションを500回繰り返して、FRMの最大荷重までに破断した繊維要素数でその結果を分類してFRMの強度特性を調べた。 $SiC/Al$ の場合は計算時間が非常に長いため、 $B/Al$ を対象にして調べた。図4-12 (a)および (b)には、以上の結果をワイブル分布で整理して、それぞれ、平均強度および形状母数を示した。この図からわかるように、最大荷重までに破断した繊維要素数が増える、すなわち、FRMの破壊が累積的になると、平均強度が大きくなる傾向にあり、強度のばらつきが小さくなる。上述の結果により、FRMの強度とそのばらつきは破壊過程と関連していることが確認される。すなわち、母材の強度特性がFRMの破壊過程を変化させることによってFRMの強度とそのばらつきに影響を与えるといえる。これが母材の強度特性を変化させたときFRMの強度とそのばらつきに影響するもう一つの原因である。

#### 4.4.2 FRMの強度とそのばらつきに及ぼす破壊過程の影響について考察

図4-13 (a)は、繊維の強度特性が同じで母材の強度だけが異なるFRMの強度とばらつきに及ぼす破壊過程の影響を示すモデル図である。FRMについては、強化繊維の強度が統計的性質を有するので、その破壊が一つの確率過程であり、最大荷重で破断する繊維の強度特性が強度とそのばらつきを左右すると考えられる。一般に荷重をかけていくと、FRMの中には、破断した繊維に起因する応力集中の影響により局所的に強い繊維が先に破断することを除いて、全体的に最大荷重まで弱い繊維あるいは繊維の弱いところが先に破断すると想定されるので、FRMの破壊過程が累積的になるほど強い繊維あるいは繊維の強いところの破断がFRMの最大荷重、つまり強度を左右するようになる。よって、FRMは、破壊が累積的になるほど強度が高くなる。つづいて、破壊過程がどのようにFRMの強度のばらつきに影響を与えるかを検討する。繊維強度が確率変数であるので、それを大きさの順に並べたものを順序統計量という。順序統計量の分布理論<sup>(4-11)</sup>に



(a) FRMの強度と破壊過程



(b) FRMの最大荷重における破断した繊維の順序統計量の分布

図4-13 FRMの強度とそのばらつきに対する破壊過程の影響のモデル図

より順序統計の番号が大きくなると、この番号における繊維の強度のばらつきが小さくなる（図4-13 (b) に示す）。そこで、FRMの破壊は、累積的になるほど順序統計量の大きな番号を有する繊維の破断によって、つまり、強度のばらつきが小さい繊維の破断によって、左右されるため、FRMの強度のばらつきが小さくなると考えられる。すなわち、母材の強度が強くなると、FRMの破壊過程は累積的になり、その結果FRMの強度のばらつきが小さくなる。

#### 第4.5節 母材の強度特性を変化させたときの破断した繊維の近傍の 応力分布からの考察

本節では、母材の強度特性を変化させたときの破断した繊維のまわりの応力分布を有限要素法で計算し、繊維の強化効果およびFRMの破壊過程に及ぼす母材の強度特性の影響を検討して、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響について考察する。

##### 4.5.1 応力分布の計算手法

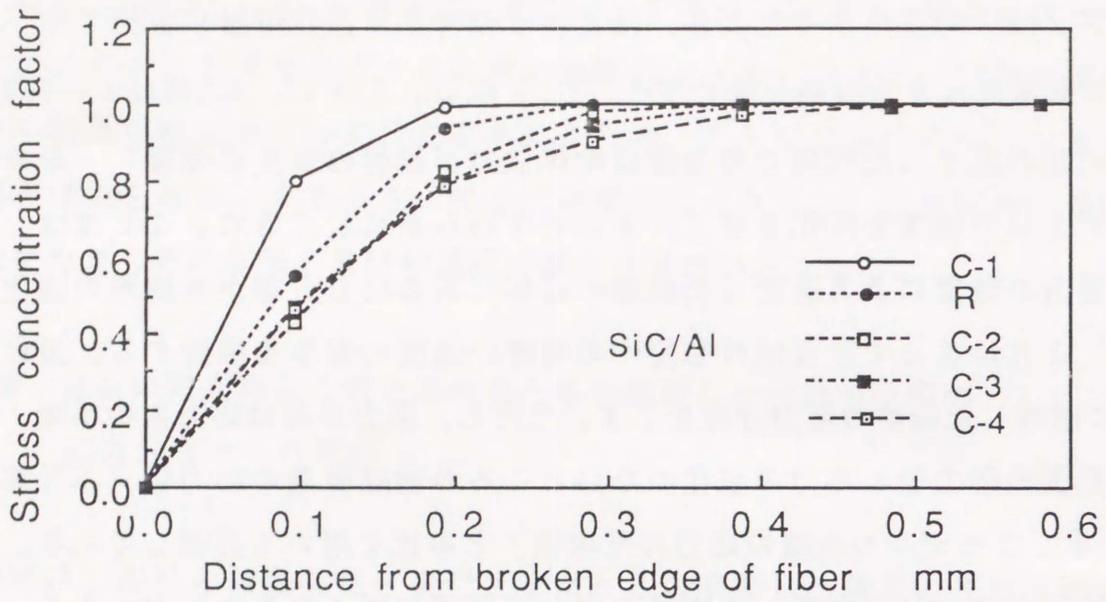
本弾塑性有限要素法のモデルと計算手法は、第4.2節で述べたものと同じである。ただし、計算に用いた要素分割は、9本の繊維からなる単層板を想定し、1本の繊維を31の要素に分割する。結局、節点数288、繊維要素数279、母材要素数248となっている点が第4.2節と異なる。計算ではSiC/AlとB/Alの板状FRMを想定し、材料定数および母材強度特性は第4.2節の表4-1と表4-2のデータを用いた。なお、応力集中をはっきり表すためモデルの中心の繊維要素のみを破断させた。そのために、中心の繊維要素以外に大きな強度値（例えば100GPa）を、中心の要素だけに単繊維の引張実験で得た繊維の平均強度を与え、SiC/AlとB/Alにはそれぞれ2.156GPaと3.14GPaを与えた。

##### 4.5.2 繊維の耐荷能力およびFRMの破壊過程と応力分布との関係

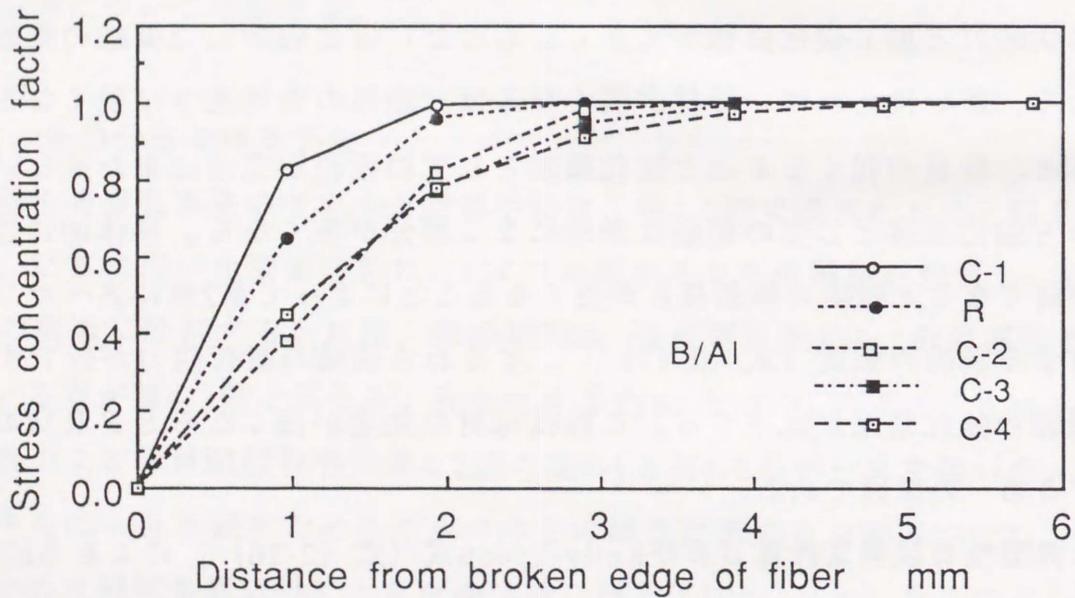
#### 4.5.2.1 繊維の耐荷能力

一般にFRMに荷重をかけたとき、ほとんどの荷重は強化繊維に負担され、母材は繊維に荷重を伝える役割を果たす<sup>(4-12)</sup>とされる。しかし、第2章および第3章では母材に埋め込まれた状態での繊維は耐荷能力が母材の強度に依存し、その結果としてFRMの強度を変化させていることを明らかにしてきた。ここでは、弾塑性有限要素の計算による破断した繊維の近傍にある応力分布から繊維の強化効果を調べ、これによってFRMの強度への母材の強度の寄与を検討する。図4-14(a), (b)に破断した繊維の応力分布を示す。ただし、応力分布は応力集中係数、つまり、各要素の応力値と応力の変化のないところの繊維要素の応力値（本計算では図4-1に示したモデルの両端の応力の平均値）との比を用いて評価している。この図から母材が弱いほど破断した繊維の応力の回復は悪くなることがわかる。図4-15と図4-16にそれぞれSiC/AlとB/Alの破断した繊維の応力分布から求めた無効長さを母材の強度特性とともに示す。これらの図からわかるように、母材が強くなる（降伏応力と加工硬化係数が大きくなること）ほど破断した繊維の無効長さは短くなる、言い換えれば、母材が弱くなるほど繊維の無効長さは長くなる。それによると、母材が弱くなるほど強化繊維としての役割が完全に果たせない部分、すなわち強化繊維としての機能は無効になる部分が多くなる。具体的に言えば、母材が弱くなると繊維の無効長さが長くなることによって第2章に述べたリンク長さを有する繊維の強度（式(2-17)）、すなわち繊維の耐荷能力が低下する、つまり、繊維の強化効果が低下する。これは母材の強度が弱くなるとFRMの強度が低下する第一の原因である。

図4-17は弾塑性有限要素計算およびKelly-Tyson式（式(2-16)）によるSiC/Alの繊維の無効長さと母材の降伏応力を示したものである。この図からわかるように、弾塑性有限要素計算による無効長さは、Kelly-Tyson式によるものより短く、母材の降伏応力が大きくなるとKelly-Tyson式によるものとの差が小さくなる。これは、Kelly-Tyson式が母材の加工硬化を考慮していないことで弾塑性有限要素を用いた計算より破断した繊維の応力の回復が悪くなるためと考えられる。また、



(a)



(b)

図4-14 破断した繊維の応力分布

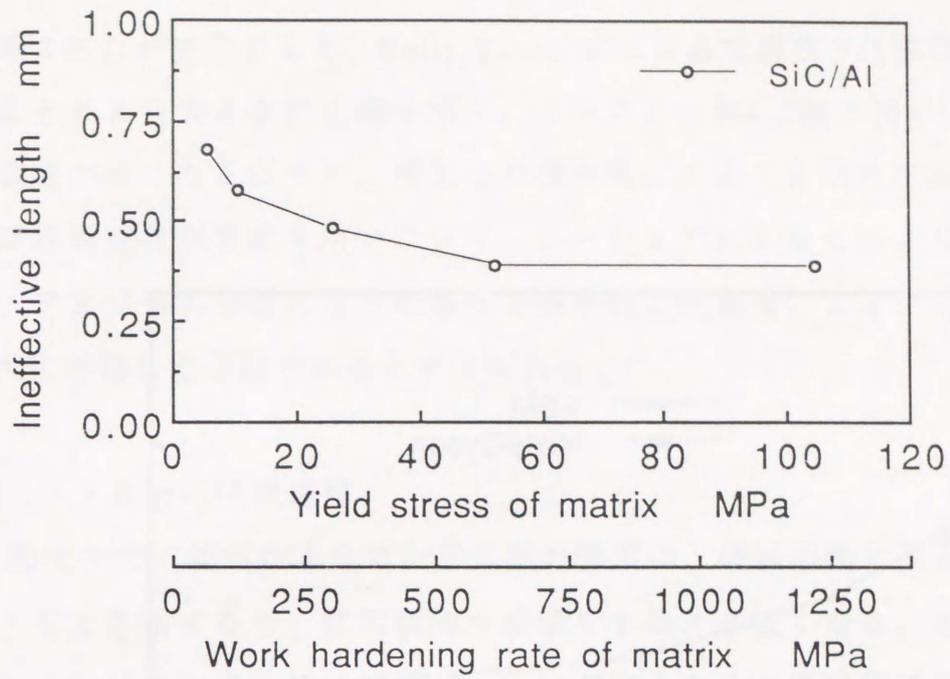


図4-15 FEMによるSiC/Alの繊維の無効長さ

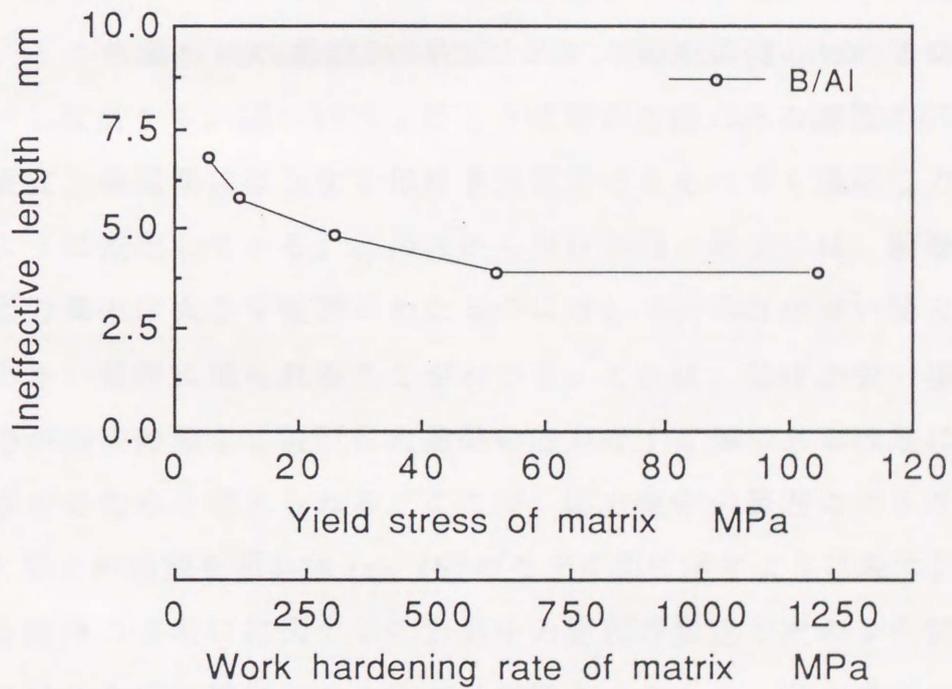


図4-16 FEMによるB/Alの繊維の無効長さ

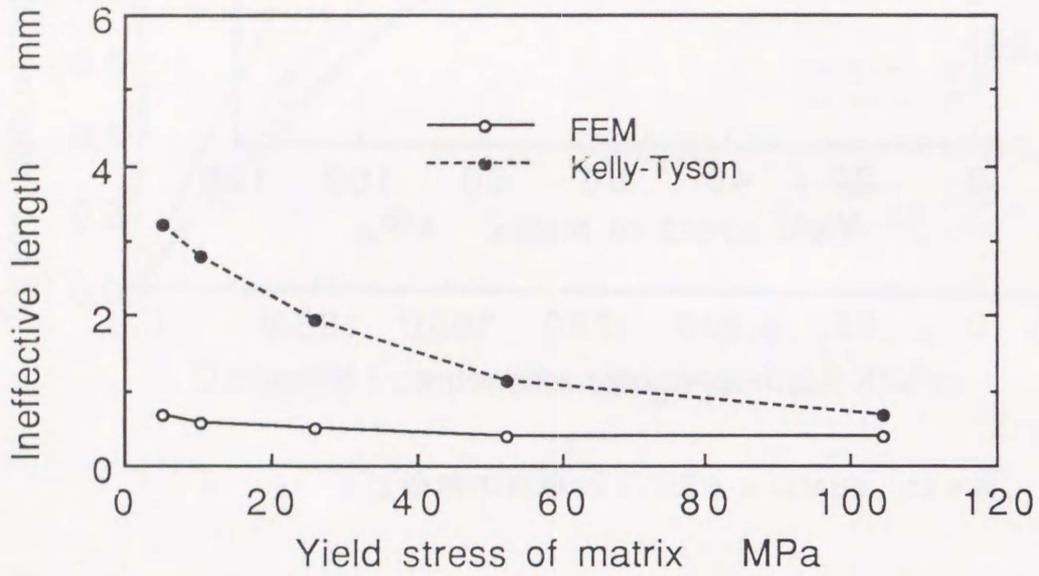
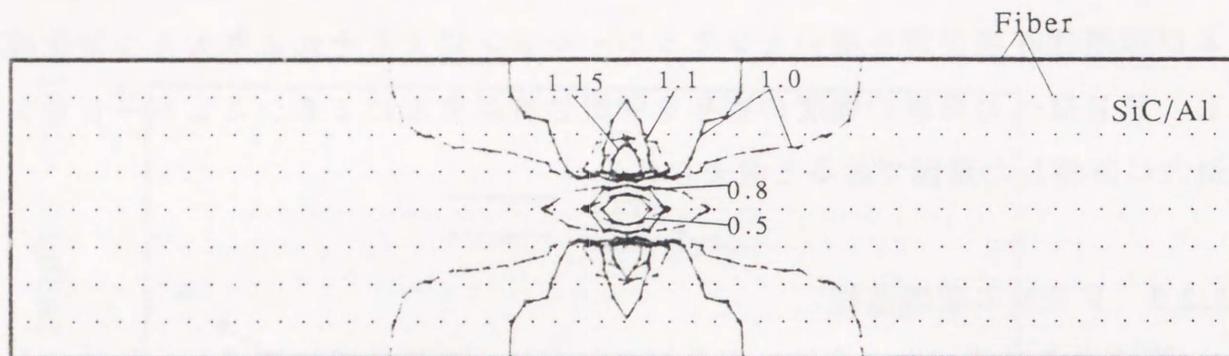


図4-17 FEMと Kelly-Tysonの式による SiC/Al の繊維の無効長さ

母材の降伏応力が変化すると、Kelly-Tyson 式による無効長さは弾塑性有限要素計算によるそれより大きな変化幅を示す。このことは第4.3節で図4-9に示したように試験温度が高くなるにつれ、修正した複合則によるFRMの高温強度が、実験値および弾塑性有限要素を用いたシミュレーションによるそれより大きな変化幅を表し、FRMへの母材の強度の寄与を弾塑性有限要素によるシミュレーションより過大に評価した原因であると考えられる。

#### 4.5.2.2 FRMの破壊過程

第4.4節ですでに述べたように、FRMの強度は、破壊過程に関連し、累積的な破壊をするとき高くなり、非累積的な破壊をするとき低くなる。また、FRMの破壊過程は母材の強度特性に関連し、母材が強くなると累積的破壊になり、母材が弱くなると非累積的破壊になる。一方、FRMの破壊過程は、繊維の欠陥の性状（種類、大きさなど）に関係するが、与えられたFRM、すなわち繊維の欠陥の性状が決まった場合には破断した繊維の近傍にある応力集中に関連すると考えられる。ここでは、FRMの破壊過程と母材の強度特性との相関を応力分布の計算結果から検討する。図4-18に破断した繊維の近傍にある繊維の応力分布を示す。また、便宜上繊維間に存在する母材要素部分にもあたかも繊維応力が分布しているかのように表記している。この図から母材が弱い場合には、破断した繊維に起因する応力集中は大きな範囲にわたるのに対して、母材が強い場合にはその応力集中は小さい範囲に限られることがわかる。これは、母材が強い場合には応力伝達的能力が高く効率よく破断した繊維の応力をすぐ側にある繊維に伝達し、荷重を負担させるためと考えられる。ここで、応力集中の範囲の大きさとFRMに存在する欠陥との相関を図4-19 (a), (b) のモデル図に示すように表すと、FRMの破壊過程を繊維の破断に起因する応力集中の範囲の変化と次のように関連づけられる。FRMの中に何種類かの欠陥が必ず存在するから、応力集中の範囲が大きい場合ではその応力集中の範囲にある欠陥の種類が多くなり、また、大きな欠陥の存在する確率も大きくなるため、一本の繊維が破断すればFRMに与える負荷を

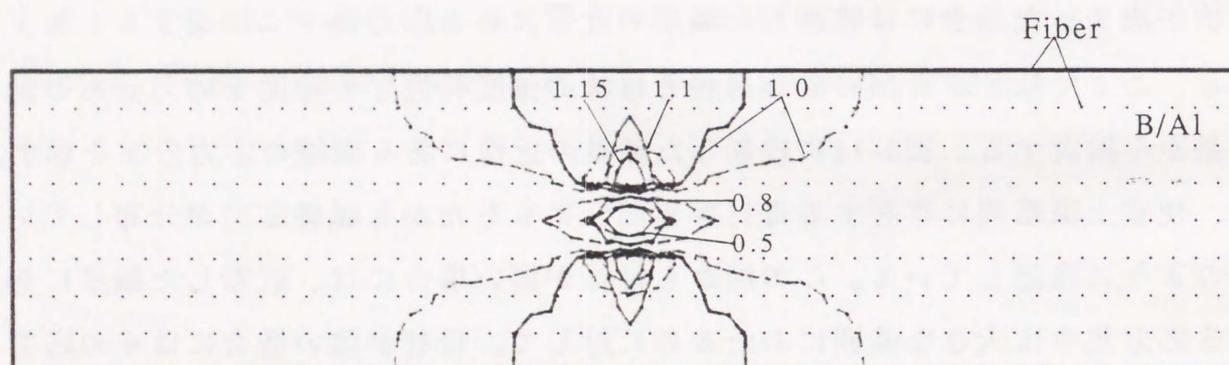


Data in the graph: stress concentration factor

C-1 —————

C-4 - - - - -

(a)



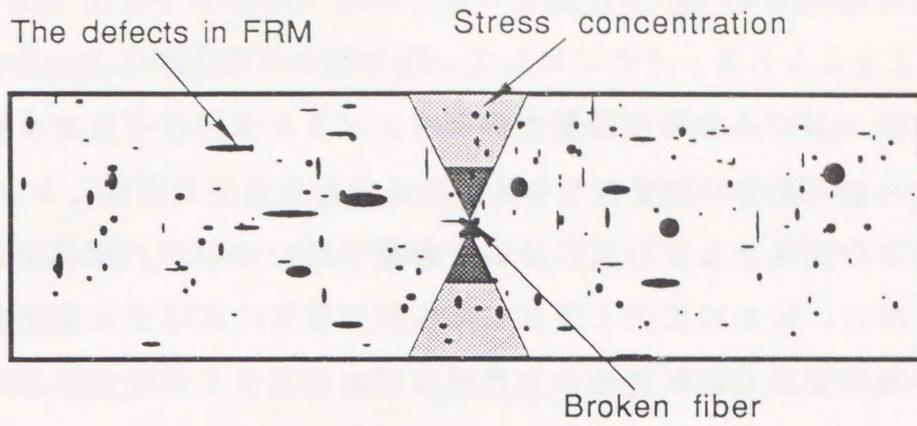
Data in the graph: stress concentration factor

C-1 —————

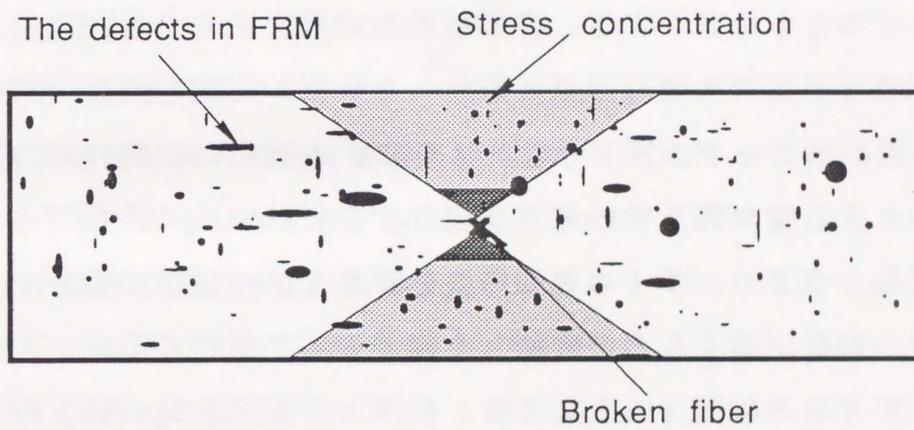
C-4 - - - - -

(b)

図4-18 破断した繊維の近傍の応力分布



a) 母材が強い、応力集中の範囲が小さい場合



b) 母材が弱い、応力集中の範囲が大きい場合

図4-19 破断した繊維の応力集中の範囲の大きさとFRMの欠陥のモデル図

増加しなくても（あるいは、ひずみ増分を与えなくても）その応力集中でつぎつぎにほかの繊維を破断させ、最大荷重までFRMは非累積的な破壊となる（図4-19 (a)に示す）と考えられる。それに対して、応力集中の範囲が小さい場合にはその応力集中の範囲における欠陥の種類が少なく、大きな欠陥の存在する確率も小さくなるため、一本の繊維が破断してもFRMに与える負荷を増加しなければ（あるいは、ひずみ増分を与えなければ）その応力集中だけでほかの繊維を破断させるのは無理で、次に、新たに負荷を増加して繊維の破断に起因する応力集中の範囲の以外の弱い繊維要素を破断させ、FRMは最大荷重まで累積的な破壊過程をとっていくことになる（図4-19 (b)に示す）。

#### 4.5.3 FRMの強度のばらつきと応力集中の範囲

第4.4節ですでに述べたように、FRMの強度のばらつきは、破壊過程に関連し、累積的な破断をするとき小さくなり、非累積的な破断をするとき大きくなる。ここでは、この現象をFRMの破壊過程と破断した繊維に起因する応力集中との関係で検討する。図4-19のモデル図に示したように、破断した繊維の応力集中の範囲が大きくなると大きな欠陥を含む確率が増加するだけでなく多種類の欠陥を含む確率も多くなる、つまり、多くの種類の欠陥がFRMの破壊に寄与するようになる。すなわち、母材が弱くなると破断した繊維の応力集中の範囲が大きくなり多種類の欠陥がFRMの破壊のもとになり、結果としてFRMの強度のばらつきが大きくなると考えられる。

#### 第4.6節 まとめ

弾塑性有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによって、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響を調査し、第2章および第3章の実験結果と比較して母材の強度特性の寄与を総合的に検討した。さらに、弾塑性有限要素法を用いて母材の強度特性を変化させたときの繊維の破断に起因す

る応力分布を計算し、繊維の強化効果、FRMの破壊過程および応力集中の範囲からFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響について考察を加えた。その結果は次のように要約される。

- (1) 母材の強度が低くなると、FRMの強度が低下し、強度のばらつきが大きくなる。また、母材の強度が変化するとFRMの破壊過程が変化する。すなわち、母材が強くなると累積的な破壊過程となり、弱くなると非累積的な破壊過程となる。
- (2) 母材の強度が低くなると破断した繊維の応力の回復が悪くなるため、繊維の無効長さが長くなり、繊維の耐荷能力が低下する、すなわち、繊維の強化効果が低下する。このことがFRMの強度に及ぼす母材の強度特性の影響を説明する主な原因である。
- (3) FRMの強度とそのばらつきは破壊過程の累積の程度に関係がある。累積的な破壊過程ではFRMの強度が高く、強度のばらつきが小さくなる。非累積的な破壊過程ではFRMの強度が低く、強度のばらつきが大きくなる。母材の強度特性の変化は破壊過程の変化をもたらすことによってFRMの強度とそのばらつきを変化させる。これはFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響を説明するもう一つの原因である。
- (4) 破断した繊維のまわりの応力集中の範囲の大きさは、母材の強度特性に影響され、母材の強度が高くなると応力集中の範囲の大きさが小さく、母材の強度が低くなるとそれが大きくなる。FRMの破壊過程は破断した繊維のまわりの応力集中の範囲の大きさに関係があり、応力集中の範囲が大きくなれば非累積的な破壊、応力集中の範囲が小さくなれば累積的な破壊となる。また、FRMの強度のばらつきは応力集中の範囲の大きさに関係があり、応力集中の範囲が大きくなると大きな欠陥あるいは異なった種類の欠陥を含む確率が大きくなるため、結果としてFRMの強度のばらつきが大きくなると考えられる。

#### 第4章参考文献

- (4-1) 浅岡・三浦、日本金属学会誌、40(1976), 6, P.644.
- (4-2) 鷲津・ほか4名、有限要素法ハンドブックII・応用編、(1981), P.245, 培風館.
- (4-3) 林、複合材料工学、(1975), P.27, 日科技連.
- (4-4) アルミニウムハンドブック、(1990), P.31, 軽金属学会.
- (4-5) 次世代複合材料技術ハンドブック、(1991), P.307, P.358, 日本規格協会.
- (4-6) S. Ochiai and K. Osamura, J. Mater. Sci., 23(1988), 3, P.886.
- (4-7) 合田・福永、第9回設計における信頼性工学シンポジウム・前刷集 (材料学会)、(1989), P.146.
- (4-8) 奥野・三浦、日本金属学会誌、42(1978), 7, P.936.
- (4-9) 向後・香川、鉄と鋼、75(1989), 9, P.1769.
- (4-10) 香川・B. H. Choi, 日本金属学会誌、53(1989), 3, P.339.
- (4-11) 竹内、数理統計学、(1978), P.140, 東洋経済新報社.
- (4-12) S. B. Batdorf, J, Rein, Plas. Comp., 1(1982), P.153.

本論文では、母材の強度を変化させFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度の影響について調べた。FRMに対して熱処理を施し、常温および高温引張試験を行なうとともに、計算機シミュレーション実験を行なって、母材の強度特性がFRMの強度に大きな影響を与えることを明らかにした。とくにFRMの強度のばらつきは母材の強度特性によってかなり影響されることおよび熱処理による母材の強化によってFRMの強度が上昇することを見いだした。なお、複合則を修正する一式を提案し、弾塑性有限要素法によるシミュレーション結果と比較してFRMの強度に母材の強度特性が影響する原因が母材に埋め込まれた繊維の耐荷能力の変化であることを明らかにした。また、母材の強度特性を変化させたときのFRMの破壊過程と破断した繊維の近傍の応力集中を調べて、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響要因を考察した。本論文での研究成果はFRMの強度と信頼性の向上に資すると思われる。

本論文の内容を各章ごとに要約すると、つぎのようになる。

第1章では、本研究の背景を述べ、この分野における従来の研究を紹介して本研究の位置づけを行なうとともに本研究の目的を述べた。

第2章では、熱処理によりSiC/pure-Al、SiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuの3種類のFRMの母材を軟・硬化させて、引張試験を行ない、FRMの強度とばらつきに及ぼす母材の強度の影響を調べ、その要因について考察した。FRMの強度への母材の強度の影響については、母材に埋め込まれた状態での繊維の強度は母材の強度の関数と考え、従来の複合則を修正することによって考察した。その結果は以下のように要約される。

1) 熱処理を受けたSiC/pure-Al、SiC/Al-5.7NiおよびSiC/Al-4.0Cuの3種類の

F R Mは、母材の強度が低くなると、F R Mの強度が低下し、強度のばらつきが大きくなる。

2) F R Mの強度への母材の強度の影響は母材の強度の変化による繊維の強化効果、すなわち母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力の変化によるものである。

3) 従来の複合則はF R Mの強度への母材の強度の寄与を適正に評価していない。母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力が母材の強度に依存すると考えて修正した複合則は、比較的正確にF R Mの強度への母材の強度の寄与を評価している。

4) F R Mの強度のばらつきは母材の強度の影響をかなり受けることが認められる。

5) 本実験の範囲内では、F R Mの強度とそのばらつきに及ぼす母材の残留応力の影響は認められない。

第3章では、SiC/pure-Alと SiC/Al-5.7Niを用い、それぞれ500℃および400℃までの高温引張試験を行ない、F R Mの強度とばらつきに及ぼす母材の強度の影響を調べた。第2章において修正した複合則を適用し、F R Mの強度とそのばらつきへの母材の強度の寄与について考察した結果は次のように要約される。

1) SiC/pure-Al と SiC/Al-5.7Niは試験温度が高くなるにしたがい、強度が低下し、そのばらつきが大きくなる。この結果は、それぞれのF R Mに熱処理を施し、母材の強度を変化させてF R Mの強度とばらつきを調査した実験結果と一致している。高温におけるF R M強度の低下とばらつきの増大は母材強度の低下によるものである。

2) 母材に埋め込まれた状態での繊維強度が母材の強度に依存すると考えて修正した複合則はF R Mの強度への母材強度の影響を比較的よく評価している。すなわち、F R Mの強度への母材の強度の寄与は、母材による繊維の強化効果、言いかえれば、母材に埋め込まれた状態での繊維の耐荷能力の変化によるものである。

3) 母材の強度がFRMの強度のばらつきに大きく影響を与えることが認められる。この原因については、次章のコンピュータシミュレーションの結果を用いて検討する。

第4章では、弾塑性有限要素法を用いたモンテカルロ・シミュレーションによって、FRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響を調査し、第2章および第3章の実験結果と比較して母材の強度特性の寄与を総合的に検討した。さらに、弾塑性有限要素法を用いて母材の強度特性を変化させたときの繊維の破断に起因する応力分布を計算し、繊維の強化効果、FRMの破壊過程および応力集中の範囲からFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響について考察を加えた。その結果は次のように要約される。

1) 母材の強度が低くなると、FRMの強度が低下し、強度のばらつきが大きくなる。また、母材の強度が変化するとFRMの破壊過程が変化する。すなわち、母材が強くなると累積的な破壊過程となり、弱くなると非累積的な破壊過程となる。

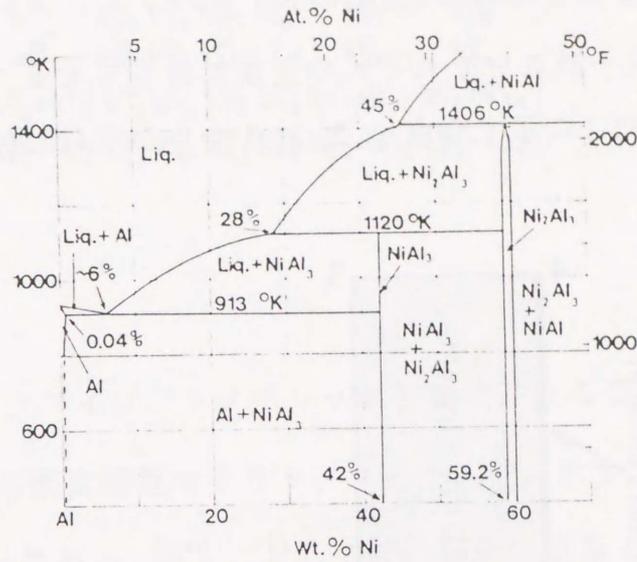
2) 母材の強度が低くなると破断した繊維の応力の回復が悪くなるため、繊維の無効長さが長くなり、繊維の耐荷能力が低下する、すなわち、繊維の強化効果が低下する。このことがFRMの強度に及ぼす母材の強度特性の影響を説明する主な原因である。

3) FRMの強度とそのばらつきは破壊過程の累積の程度に関係がある。累積的な破壊過程ではFRMの強度が高く、強度のばらつきが小さくなる。非累積的な破壊過程ではFRMの強度が低く、強度のばらつきが大きくなる。母材の強度特性の変化は破壊過程の変化をもたらすことによってFRMの強度とそのばらつきを変化させる。これはFRMの強度とそのばらつきに及ぼす母材の強度特性の影響を説明するもう一つの原因である。

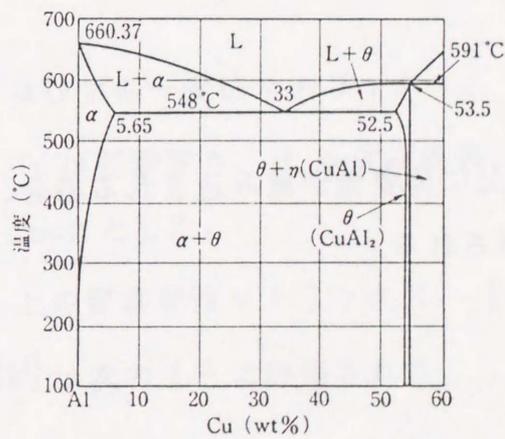
4) 破断した繊維のまわりの応力集中の範囲の大きさは、母材の強度特性に影響され、母材の強度が高くなると応力集中の範囲の大きさが小さく、母材の強度が低くなるとそれが大きくなる。FRMの破壊過程は破断した繊維のまわりの応力

集中の範囲の大きさに関係があり、応力集中の範囲が大きくなれば非累積的な破壊、応力集中の範囲が小さくなれば累積的な破壊となる。また、FRMの強度のばらつきは応力集中の範囲の大きさに関係があり、応力集中の範囲が大きくなると大きな欠陥あるいは異なった種類の欠陥を含む確率が大きくなるため、結果としてFRMの強度のばらつきが大きくなると考えられる。

第5章では、前章までに得られた結果を総括した。



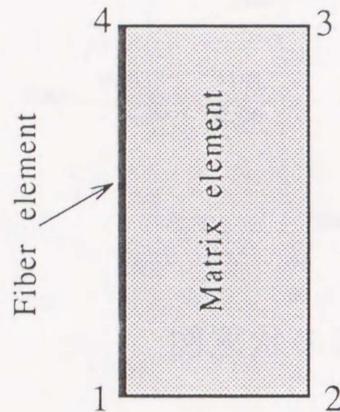
Al-Ni合金の状態図



Al-Cu 合金の状態図

## 付録2 要素の節点の共有による複合化を表す方法

本研究では、繊維の棒要素を母材の4節点のアイソパラメトリック要素の Y 軸方向の2辺上に組み込んで同一節点をそれぞれの要素に共有させることによって複合化を表した。例えば、図F2-1に示す節点 1, 2, 3, 4 からなる4節点アイソパラメト



図F2-1 繊維要素と母材要素の組み込み

リック要素内の節点 1, 4 上に棒要素が組み込まれる場合、その要素剛性マトリックス  $[k]$  は次式のように表される。

$$[k] = [k^m] + [k^f] = \begin{bmatrix} k_{11}^m + k_{11}^f & k_{12}^m + k_{12}^f & k_{13}^m & k_{14}^m & k_{15}^m & k_{16}^m & k_{17}^m + k_{13}^f & k_{18}^m + k_{14}^f \\ k_{21}^m + k_{21}^f & k_{22}^m + k_{22}^f & k_{23}^m & k_{24}^m & k_{25}^m & k_{26}^m & k_{27}^m + k_{23}^f & k_{28}^m + k_{24}^f \\ k_{31}^m & k_{32}^m & k_{33}^m & k_{34}^m & k_{35}^m & k_{36}^m & k_{37}^m & k_{38}^m \\ k_{41}^m & k_{42}^m & k_{43}^m & k_{44}^m & k_{45}^m & k_{46}^m & k_{47}^m & k_{48}^m \\ k_{51}^m & k_{52}^m & k_{53}^m & k_{54}^m & k_{55}^m & k_{56}^m & k_{57}^m & k_{58}^m \\ k_{61}^m & k_{62}^m & k_{63}^m & k_{64}^m & k_{65}^m & k_{66}^m & k_{67}^m & k_{68}^m \\ k_{71}^m + k_{31}^f & k_{72}^m + k_{32}^f & k_{73}^m & k_{74}^m & k_{75}^m & k_{76}^m & k_{77}^m + k_{33}^f & k_{78}^m + k_{34}^f \\ k_{81}^m + k_{41}^f & k_{82}^m + k_{42}^f & k_{83}^m & k_{84}^m & k_{85}^m & k_{86}^m & k_{87}^m + k_{43}^f & k_{88}^m + k_{44}^f \end{bmatrix} \quad (F2-1)$$

ここで、 $[k^m]$  は4節点アイソパラメトリック要素における要素剛性マトリックス、 $[k^f]$  は棒要素における要素剛性マトリックスをそれぞれ示す。また、 $k_{ij}^m$  および  $k_{ij}^f$  はそれらの  $(i,j)$  成分である。 $[k^m]$  に対しては、局所座標系  $(\xi, \eta)$  による変数変換を施し、ガウス-ルジャンドルの積分公式によって数値的に積分点上の値を評価する通常の手法に従った。すなわち、

$$\begin{aligned} [k^m] &= \iint [B(x,y)]^T [D] [B(x,y)] t dx dy = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [B(\xi,\eta)]^T [D] [B(\xi,\eta)] t d\xi d\eta \\ &\equiv \sum_i^n \sum_j^n H_i H_j [B(\xi_i, \eta_j)]^T [D] [B(\xi_i, \eta_j)] t |J| \end{aligned} \quad (F2-2)$$

である。ここで、 $[B(\xi_i, \eta_j)]$  はひずみ-変位マトリックス、 $[D]$  応力-ひずみマトリックス、 $|J|$  はヤコビアン、 $t$  は要素厚さ、 $H$  は重み係数、 $n$  は積分次数、をそれぞれ示す。本計算では  $H=1, n=2$  とした。

一方、 $[k_z^f]$  を局所座標  $z$  上の要素剛性マトリックス、 $[T]$  を全体座標への変換マトリックスとすると、 $[k^f]$  は次のように評価される。

$$[k^f] = [T]^T [k_z^f] [T] \quad (F2-3)$$

ただし、

$$[k_f] = \frac{EA}{\Delta x} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{F2-4})$$

$$[T] = \frac{EA}{\Delta x} \begin{bmatrix} \cos\alpha & \sin\alpha & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \cos\alpha & \sin\alpha \end{bmatrix} \quad (\text{F2-5})$$

ここで、E：繊維の弾性率、A：繊維の断面積、 $\alpha$ ：棒要素の x 軸からの傾き、である。

本研究では、強制変位を増加させていくと繊維の破断や母材の降伏が生じ、このような場合に、どの状態変化が優先して生じるかを判定し、要素が一つずつ状態変化するように変位増分を制御する方法としてr<sub>min</sub>法を用いた。以下にその手順を述べる。

まず、繊維要素に対し、

(i) i番目のステップでの任意変位増分{du}<sub>i</sub>に対し、全体剛性マトリックスを用いて、各要素の変位増分{du}<sub>i</sub>を求める。このとき応力増分は、

$$(\sigma_z)_i^* = (\sigma_z)_{i-1} + (d\sigma_z)_i \quad (\text{F3-1})$$

(ii) ある繊維要素の応力(σ<sub>z</sub>)<sub>i</sub>がその繊維強度Xを越えている場合、X以降を過大評価しているので、Xまで戻さなければならない。その倍率をrと置くと(F3-1)式より、

$$(\sigma_z)_{i-1} + r \cdot (d\sigma_z)_i = X \quad (\text{F3-2})$$

これをrについて書き直すと、

$$r = \frac{X - (\sigma_z)_{i-1}}{(d\sigma_z)_i} \quad (\text{F3-3})$$

この手順を母材要素に対しても行なう。

(i) 母材要素の応力増分を求める。

$$(\sigma_x)_i^* = (\sigma_x)_{i-1} + (d\sigma_x)_i$$

$$(\sigma_y)_i^* = (\sigma_y)_{i-1} + (d\sigma_y)_i$$

$$(\tau_{xy})_i^* = (\tau_{xy})_{i-1} + (d\tau_{xy})_i \quad (\text{F3-4})$$

(ii) rを求める。rと(F3-4)式は次のような関係にある。

$$\{(\sigma_x)_{i-1} + r \cdot (d\sigma_x)_i\}^2 + \{(\sigma_y)_{i-1} + r \cdot (d\sigma_y)_i\}^2 - \{(\sigma_x)_{i-1} + r \cdot (d\sigma_x)_i\} \{(\sigma_y)_{i-1} + r \cdot (d\sigma_y)_i\}$$

$$+3\{(\tau_{xy})_{i-1}+r\cdot(d\tau_{xy})_i\}^2 = Y^2 \quad (\text{F3-5})$$

これは、各応力増分が同じ倍率で変化している、すなわち、線形関係にあることを表している。(F3-5) 式を  $r$  についての2次方程式に整理すると、

$$\begin{aligned} & (d\bar{\sigma})_i^2 \cdot r^2 + \{2(\sigma_x)_{i-1}(d\sigma_x)_i + 2(\sigma_y)_{i-1}(d\sigma_y)_i - (\sigma_x)_{i-1}(d\sigma_y)_i - (\sigma_y)_{i-1}(d\sigma_x)_i \\ & + 6(\tau_{xy})_{i-1}(d\tau_{xy})_i\} \cdot r + (\bar{\sigma})_{i-1}^2 - Y^2 = 0 \end{aligned} \quad (\text{F3-6})$$

ここで、

$$\begin{aligned} A &= (d\bar{\sigma})_i^2 = (d\sigma_x)_i^2 + (d\sigma_y)_i^2 - (d\sigma_x)_i(d\sigma_y)_i + 3(d\tau_{xy})_i^2 \\ B &= 2(\sigma_x)_{i-1}(d\sigma_x)_i + 2(\sigma_y)_{i-1}(d\sigma_y)_i - (\sigma_x)_{i-1}(d\sigma_y)_i - (\sigma_y)_{i-1}(d\sigma_x)_i + 6(\tau_{xy})_{i-1}(d\tau_{xy})_i \\ C &= (\bar{\sigma})_{i-1}^2 - Y^2 = (\sigma_x)_{i-1}^2 + (\sigma_y)_{i-1}^2 - (\sigma_x)_{i-1}(\sigma_y)_{i-1} + 3(\tau_{xy})_{i-1}^2 - Y^2 \end{aligned} \quad (\text{F3-7})$$

とおくと、2次方程式の根の公式より、

$$r = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (\text{F3-8})$$

$A > 0$  であり、弾性要素に対しては  $C < 0$  なので、

$$r = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (\text{F3-9})$$

となる。

以上のように、 $r$  をすべての繊維要素と母材要素について求めた後、

(iii) 一つのステップでの強制変位増分、応力増分、ひずみ増分、荷重増分はそれぞれ比例関係にあることから、 $r$  の最小値を  $r_{\min}$  とすると、図4-2にその概念を示すように、各要素の確定した応力成分が次のように求まる。

繊維要素について、

$$(\sigma_z)_i = (\sigma_z)_{i-1} + r_{\min}(d\sigma_z)_i \quad (\text{F3-10})$$

母材要素については、

$$\begin{aligned}
 (\sigma_x)_i &= (\sigma_x)_{i-1} + r_{\min}(d\sigma_x)_i \\
 (\sigma_y)_i &= (\sigma_y)_{i-1} + r_{\min}(d\sigma_y)_i \\
 (\tau_{xy})_i &= (\tau_{xy})_{i-1} + r_{\min}(d\tau_{xy})_i
 \end{aligned}
 \tag{F3-11}$$

任意に与えた変位増分境界条件は、 $r_{\min}(du)_i^t$ となる。必要に応じて、ひずみや変位についても確定値を求めればよい。

(iv)  $r_{\min}$ を与えた要素の状態を変化させる。すなわち、 $r_{\min}$ を与えた要素が繊維要素であった場合には、繊維を破断させる。マトリックス要素であった場合には、 $[D]$ マトリックスの代わりに $[D^P]$ マトリックスを使用する。なお、第4章で述べたように、本シミュレーションでは、母材要素にアルミニウムを想定しているため、繊維の間隔にばらつきがない場合、繊維破断の生じるひずみレベルより小さなひずみレベルで、母材要素の降伏が一様に生ずる。そのような場合には、母材要素の降伏を全要素を対象に一度に行なった。

ひずみ増分理論によれば塑性域における応力増分  $\{d\sigma\}$  とひずみ増分  $\{d\varepsilon\}$  の関係は次式<sup>(F4-1)</sup>で与えられる。

$$\{d\sigma\} = \left[ \begin{array}{c} [D] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D] \\ [D] - \frac{[D] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D]}{H' + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} \end{array} \right] \{d\varepsilon\}$$

$$\equiv [D^P] \{d\varepsilon\} \quad (\text{F4-1})$$

ここで、 $[D]$  は弾性域における応力-ひずみマトリックス、 $f$  は塑性ポテンシャル、 $H'$  は加工硬化係数である。ここで、 $f$  はミーゼスの降伏関数を用いると次式で与えられる。

$$f = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2) \}} \quad (\text{F4-2})$$

平面応力条件の場合に対して、応力増分とひずみ増分は、

$$\{d\sigma\}^T = \{ d\sigma_x \quad d\sigma_y \quad d\tau_{xy} \} \quad (\text{F4-3})$$

$$\{d\varepsilon\}^T = \{ d\varepsilon_x \quad d\varepsilon_y \quad d\gamma_{xy} \} \quad (\text{F4-4})$$

また、

$$\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T = \left\{ \frac{3\sigma_x'}{2\bar{\sigma}} \quad \frac{3\sigma_y'}{2\bar{\sigma}} \quad \frac{3\tau_{xy}}{\bar{\sigma}} \right\} = \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{ \sigma_x' \quad \sigma_y' \quad 2\tau_{xy} \} \quad (\text{F4-5})$$

となる。ここで、 $\sigma_x'$ 、 $\sigma_y'$  および  $\bar{\sigma}$  は、それぞれ、偏差応力および相当応力で次式で与えられる。

$$\sigma_x' = \sigma_x - \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y) \quad , \quad \sigma_y' = \sigma_y - \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_x^2 - \sigma_x\sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2} \quad (\text{F4-6})$$

なお、

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D] &= \frac{3}{2\bar{\sigma}} \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \begin{array}{ccc} \sigma_x' + \nu\sigma_y & \sigma_y' + \nu\sigma_x & (1-\nu)\tau_{xy} \end{array} \right\} \\ &= \frac{3}{2\bar{\sigma}} \left\{ \begin{array}{ccc} \frac{E}{1-\nu^2} (\sigma_x' + \nu\sigma_y) & \frac{E}{1-\nu^2} (\sigma_y' + \nu\sigma_x) & \frac{E}{1+\nu} \tau_{xy} \end{array} \right\} \\ &= \frac{3}{2\bar{\sigma}} \{ S_1 \quad S_2 \quad S_6 \} \end{aligned} \quad (\text{F4-7})$$

となる。ここで、 $S_1$ 、 $S_2$ および $S_6$ は次式で与えられる。

$$S_1 = \frac{E}{1-\nu^2} (\sigma_x' + \nu\sigma_y') \quad , \quad S_2 = \frac{E}{1-\nu^2} (\sigma_y' + \nu\sigma_x') \quad , \quad S_6 = \frac{E}{1+\nu} \tau_{xy} \quad (\text{F4-8})$$

つぎに、

$$\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} = \frac{9}{4\bar{\sigma}^2} (S_1\sigma_x' + S_2\sigma_y' + 2S_6\tau_{xy}) \quad (\text{F4-9})$$

である。一方、弾性応力-ひずみマトリックス[D]は対称マトリックスなので、

$$[D] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} = [D]^T \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} = \left\{ \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D] \right\}^T \quad (\text{F4-10})$$

が成立する。よって、

$$\begin{aligned} [D] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D] &= \frac{9}{4\bar{\sigma}^2} \begin{pmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_6 \end{pmatrix} \{ S_1 \quad S_2 \quad S_6 \} \\ &= \frac{9}{4\bar{\sigma}^2} \begin{bmatrix} S_1^2 & S_1S_2 & S_1S_6 \\ S_1S_2 & S_2^2 & S_2S_6 \\ S_1S_6 & S_2S_6 & S_6^2 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (\text{F4-11})$$

式 (F4-9) , (F4-11) を式 (F4-1) に代入すると、 $[D^p]$ が次のように求められる。

$$[D^p] = \begin{bmatrix} \frac{E}{1-\nu^2} - \frac{S_1^2}{S} & \frac{\nu E}{1-\nu^2} - \frac{S_1 S_2}{S} & -\frac{S_1 S_6}{S} \\ & \frac{E}{1-\nu^2} - \frac{S_2^2}{S} & -\frac{S_2 S_6}{S} \\ \text{sym.} & & \frac{E}{2(1+\nu)} - \frac{S_6^2}{S} \end{bmatrix} \quad (F4-12)$$

ただし、

$$S = \frac{4}{9} \bar{\sigma}^2 H' + S_1 \sigma_x' + S_2 \sigma_y' + 2S_6 \tau_{xy}$$

である。 $[D^p]$ を塑性域における応力-ひずみマトリックスとして用いた。

付録4の参考文献

(F4-1) 三好・ほか3名、有限要素法、(1990), P.69, 実教出版.

## 本論文に関する公表した文献

1. Hidiharu FUKUNAGA, Yun LU and Jin PAN  
Effect of Matrix Properties on Statistical Strength and Distribution of SiC/Al Alloy Composite Wires  
Proceeding of C-MRS'90, BeiJing China, June 18-22, 1990, P.181-186.
2. Yun LU and Hideharu FUKUNAGA  
X-ray Residual Stress Analysis of Heat-Treated SiC/Al-Alloy Composite Wires  
Proceeding of ICRS-3(The Third International Conference on Residual Stress), Tokushima Japan, July 24-26, 1991, P.40-45(Residual Stress III).
3. Hidiharu FUKUNAGA and Yun LU  
Effect of Matrix Strength on Statistical Strength of SiC/Al Alloy Composite Wires  
Proceeding of RASELM'91(International Conference on Recent Advances in Science and Engineering of Light Metals), Sendai Japan, October 14-16, 1991, P.495-500.
4. 福永秀春、合田公一、魯 云  
SiC/Al合金プリフォームワイヤの強度とそのばらつきに及ぼす熱処理の影響  
日本機械学会論文集 (A編)、Vol.57(1991), No.535, P.64-69.
5. Hideharu FUKUNAGA and Yun LU  
Contribution of Matrix Strength to Tensile Strength of Fiber Reinforced Metals  
Proceeding of APCS-91(Fourth Conference of Asian-Pacific Congress on Strength Evaluation), Beijing China, October 8-10, 1991, Vol.1, P.232-237.
6. 合田公一、魯 云、福永秀春  
モンテカルロ・シミュレーションによる一方向FRMの引張強度の評価 (有限要素法の適用)  
日本機械学会論文集 (A編)、Vol.57(1991), No.543, P.2708-2714.
7. 福永秀春、魯 云  
マトリックスに埋め込まれた状態での繊維強度を考慮したSiC/Al合金複合材料

の引張強度

日本機械学会論文集（A編）、Vol.57(1991), No.544, P.3023-3028.

8. 福永秀春、魯 云、濱田純一

繰返し負荷を与えたSiC/Al合金コンポジットワイヤの残留強度とそのばらつき

日本複合材料学会誌、Vol.19(1993), No.1, P.15-19.

本研究は、広島大学・福永秀春教授の指導のもとに行なわれた。ここに、同教授の熱心なご指導に対し心より感謝の意を表します。また、本研究をまとめるにあたり、多くの有益なご助言ご討論および校閲を頂きました同大学の森正信教授、黒木英憲教授ならびに柳沢 平教授に、厚くお礼申し上げます。なお、日頃より多くの有益なご助言ご援助を頂きました同大学の合田公一助手に厚く感謝いたします。X-ray の回折実験などにあたりご教示を頂きました同大学の中佐啓治郎助教授に心からお礼申し上げます。

また、実験を行なうにあたって当時広島大学学部生、大学院生および研究生・潘 進、細谷史成、加洲政幸、菊原真治、村上 亨および濱田純一氏には実験の遂行にご協力頂き、ここにお礼申し上げます。また、本研究を遂行するにあたり、広島大学工学部第一類（機械系）機械材料工学講座の教職員をはじめ、多くの方々からご支援を頂きました。ここに厚くお礼申し上げます。