

高性能繊維補強セメント複合材料における
繊維配向性と架橋則に関する研究

2014年 3月

浅野 浩平

高性能繊維補強セメント複合材料における
繊維配向性と架橋則に関する研究

浅野 浩平

システム情報工学研究科
筑波大学

2014年 3月

STUDY ON FIBER ORIENTATION AND BRIDGING
CONSTITUTIVE LAW IN HIGH PERFORMANCE FIBER
REINFORCED CEMENTITIOUS COMPOSITES

Graduate School of Systems and Information Engineering

University of Tsukuba

March, 2014

Kohei Asano

高性能繊維補強セメント複合材料における

繊維配向性と架橋則に関する研究

論文概要

コンクリートの引張強度は圧縮強度と比較してかなり小さく、非常に脆性的な性状を示すため、鉄筋コンクリート（以下 RC）構造物では、コンクリートが圧縮力を負担し、鉄筋が引張力を負担するように考えられている。RC 部材における脆性的な破壊は主にコンクリートの引張破壊に起因することが多い。例えば、コンクリートと鉄筋との一体性が損なわれる付着割裂破壊は、コンクリートという材料の引張靱性が小さいがゆえの挙動である。コンクリートの引張性能を改善するために、モルタルやコンクリートに短繊維を混入して靱性を確保する繊維補強セメント複合材料（以下 FRCC : Fiber Reinforced Cementitious Composites）の研究が行われてきている。

近年では、細径の繊維を利用し、さらなる引張靱性の改善を目指した FRCC が開発されてきている。一軸引張応力下において、初期ひび割れ発生以降に微細なひび割れを多数生じながら、数%の歪まで引張応力が増大（擬似歪硬化性状）する HPFRCC が開発されている。しかしながら、HPFRCC の特長である引張性能のメカニズムは、試験方法の困難さや基礎的性状のバックデータの乏しさに起因して、未解明な点が多い。引張性能の評価方法として一軸引張試験が考えられるが、コンクリートの圧縮試験といった一般的に行われている方法は存在せず、試験体の形状、寸法、境界条件等が各研究機関によって様々であり、一概に同一の結果として比較が行えない現状である。

HPFRCC の高い引張靱性は、繊維が破断することなくマトリックスから引き抜かれる挙動に起因する。その際の引抜荷重は、繊維の破断荷重より小さい必要があり、繊維の種類および寸法、マトリックスの選定、繊維-マトリックス間の付着性状の把握といった材料レベルからの緻密な設計が重要となる。現状では、高引張靱性の HPFRCC の利用は限られており、表面保護や増厚補強といった非構造部材への利用が多く、FRCC の持つ高い性能を活かした構造部材等への適用例は少ない。既存 RC 構造部材では、圧縮強度がコンクリートの材料性能を示す因子であるが、HPFRCC の引張性能を構造設計に取り込むことが出来れば、RC 構造の更なる発展が見込めるだろう。

繊維が破断することなくマトリックスから引き抜かれる挙動、すなわち、ひび割れを架橋する繊維の引張力とひび割れ幅の関係は架橋則と呼ばれている。HPFRCC の特長であるひび割れ幅抑制効果や引張性能は、この架橋則に支配される。架橋則は、もっとも基本となる単繊維の引抜性状に、繊維配向角によるスナビング効果や繊維の有効破断強度を考慮して構築される。現状では、ひび割れ面に架橋する繊維の配向性はランダムと扱われることが一般的であり、架橋則に繊維配向性を考慮した研究は行われていない。

HPFRCC の一軸引張試験や曲げ試験では、試験体の製作における HPFRCC の打設方向によって、

引張強度や終局歪に明確な差異があることが既往の研究において確認されている。HPFRCC の流し込み方向によって繊維がランダム配向ではなく方向性を持ち、架橋則が繊維の配向に影響を受けることが容易に想像し得る。繊維が軸方向に配向することによって、ひび割れを架橋する繊維が多くなり引張性能を向上させる一方で、ひび割れ面に対する角度が小さくなりスナビング効果が薄れて架橋則が小さくなることも考えられる。さらに繊維の有効破断強度も変化することが考えられるため、これらの要因が関連しあって、結果として架橋則が繊維の配向性にどのような影響を受けるのか、明確に報告している研究はない。特に、構造部材のような大断面部材に HPFRCC を適用した場合、繊維配向性によっては目的とする引張性能を発揮することができない可能性が考えられる。

本研究では、HPFRCC の繊維配向性に着目し、単繊維の引抜性状と繊維配向角の確率分布を統合させ、繊維配向性を考慮した架橋則の構築を行い、繊維配向性が架橋則に与える影響を検討する。

なお、HPFRCC には、0.04mm 径の PVA 繊維が用いられることが多いが、前述したように、HPFRCC では複数ひび割れを生じ、元来、直接架橋則を得ることはできない。本研究では、単繊維の引抜試験を実施し、架橋則の構築および引張試験結果との対応を検討するが、その際には複数ひび割れが生じない材料を用いた方が直接的に架橋則を得ることが可能で都合がよい。したがって、単繊維の引抜試験および一軸引張試験では、0.1mm 径の PVA 繊維を用いている。

本論文は、全 5 章から構成される。各章の概要は以下の通りである。

第 1 章は序論であり、本研究の背景と目的を示すとともに、研究対象である HPFRCC の概要および繊維補強セメント複合材料における材料設計の一連の流れをまとめた。

第 2 章では、HPFRCC の架橋則のもっとも基本となる単繊維-マトリックス間の引抜性状を直接把握することを目的とし、配向角 (0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60°) および埋込長 (1、2、3mm) をパラメータとした PVA 単繊維の引抜試験を行い、単繊維の架橋則をトリリニアモデルによってモデル化した。PVA 単繊維の引抜試験は、現在までにいくつかの機関により実験が行われているが、径が 0.1mm 以下の細径の有機繊維の引抜試験自体の実施は容易ではなく、データの数は限られている。本研究では、アクリル板とゴム板を組み合わせた型枠を用い、配向角は試験体を加力装置軸直交方向に対して傾けて設置することによって、引抜試験を実施した。

単繊維引抜試験の結果、埋込長の全長に渡って繊維-マトリックス界面における化学的な付着が剥離する時の第 1 ピーク時荷重 P_a および引抜を示した試験体の最大引抜荷重についてスナビング効果が確認され、繊維径 0.1mm の PVA 繊維のスナビング係数は約 0.7 であった。また、両者におけるスナビング係数はほぼ等しいため、最大荷重 P_{max} は第 1 ピーク時荷重 P_a の定数倍とし、 P_{max} は P_a の 1.32 倍となる結果が得られた。第 1 ピーク荷重時すべり量 s_a および最大荷重時すべり量 s_{max} は実験値にばらつきがあったものの、概ね、 $s_a=0.27\text{mm}$ 、 $s_{max}=0.53\text{mm}$ であった。マトリックス中に埋め込まれた繊維の破断荷重は、既往の研究とは反する結果となった。スナビング効果に

よる引抜荷重の上昇する過程で破断したと予想され、繊維の破断荷重には引張試験で得られた破断荷重の平均値を採用した。

第3章では、HPFRCC 試験体内部の繊維配向性に着目し、試験体寸法の差異による内部での繊維配向性の変化を確認し、その評価を行った。

繊維配向性の評価の対象は、断面寸法が 40、100、240mm である HPFRCC の角柱型曲げ試験体とし、打設時に物理的な拘束を受ける型枠壁面近傍および試験体中央部から試料のコア抜きを実施し、X線 CT スキャンによりコアの断面画像を撮影した。

得られた断面画像について画像処理による 2 値化を行い、画像内から繊維を構成する座標情報を抽出した。各平面について平面画像を格子状に分割し、格子内の繊維座標に対する回帰直線の傾きを繊維配向角として算出し、それぞれの平面について繊維配向角分布を得た。

繊維の配向性を表現する確率密度関数として新たに楕円分布を提案し、楕円の 2 つの径の比で定義する配向強度、および座標軸と楕円の径のなす角度を用いて配向角分布の評価を行った。それらにより、繊維配向性の差異を定量的に評価した。

上記の指標を検討した結果、試験体内の繊維配向性は HPFRCC の打設時の流れの方向に強く依存することが確認された。また、コアの採取位置による繊維配向性の差異は確認できなかった。

第4章では、第2章で構築した単繊維引抜モデルと第3章で得られた繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCC における架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討した。さらに、HPFRCC の一軸引張試験の結果との比較を行い、構築した架橋則の検証を行った。

第3章で得られた配向強度を用いて構築した架橋則は、配向強度による最大架橋応力および最大以降の負勾配の差異を表現することが可能である。第3章の結果より、試験体寸法の違いが配向強度に影響しており、架橋則においてもその影響を考慮した寸法効果が表現できた。

架橋力を担っている繊維を有効架橋繊維と称し、有効架橋繊維本数と単位体積に含まれる理論上の繊維本数の比を繊維有効率と定義した。初期時の繊維有効率は 0.5~0.6 程度で、繊維が軸方向に配向する影響を反映して、3次元ランダムとした理論値である 0.41 より大きくなる。最大架橋応力時の繊維有効率は初期時の繊維有効率よりも小さく、ひび割れ開口にともなう繊維の抜け出しに対応する。ひび割れ幅が 0.2~0.6mm 程度の範囲で繊維が破断し、繊維有効率の減少が顕著に現れる。ひび割れ開口にともなう単繊維の架橋力の増加と、それによる繊維破断での架橋力の喪失が平衡する点で最大架橋応力に達する。繊維の破断は、スナッピング効果により配向角の大きい繊維から順に発生し、ひび割れ幅が最大引抜力時のすべり量を超えると破断する繊維はなくなる。ひび割れ幅が繊維長の半分になった時点で、架橋力が 0 となる。配向強度が 1 の場合の最大架橋応力は、すべての繊維が均一に軸方向に配向し、同時に最大引抜力に達する時の最大架橋応力の 1/2 程度である。

仮想的に配向強度を設定し、配向強度をパラメータとした架橋則の検討を行った結果、繊維配向性は、最大架橋応力および架橋則の最大以降の負勾配に大きく影響する。本検討によるパラメータで、仮にマトリックスのひび割れ強度が 4MPa であるとする、HPFRCC が複数ひび割れを

生じ擬似歪硬化性状を示すためには、配向強度が 6 以上の繊維配向性を有している必要がある。

打設方向をパラメータとした HPRC の一軸引張試験と架橋則の比較を行い、本研究で構築した架橋則の検証を行った。配向強度を想定して構築した架橋則は実験結果をおおむね表現できており、打設方向による引張性状の差が、繊維の配向性に大きく影響されていることがわかる。

第 5 章では、本論文全体をまとめ、最後に今後の課題について述べた。

高性能繊維補強セメント複合材料における

繊維配向性と架橋則に関する研究

目 次

第 1 章 序論

1.1	研究背景	1
1.1.1	繊維補強セメント複合材料	1
1.1.2	様々な繊維補強セメント複合材料とその現状	2
1.2	HPFRCC における材料設計の流れ	4
1.3	繊維の配向性による影響	12
1.4	研究目的	13

第 2 章 単繊維の引抜性状

2.1	はじめに	16
2.2	単繊維引張試験	17
2.3	単繊維引抜試験	19
2.3.1	試験体概要	19
2.3.2	実験方法	21
2.4	実験結果	22
2.4.1	引抜荷重の評価	27
2.4.2	すべり量の評価	28
2.5	単繊維の架橋則のモデル化	29
2.6	まとめ	31

第 3 章 可視化による繊維配向性の評価

3.1	はじめに	32
3.2	使用材料および試験体概要	32
3.3	撮影方法	34
3.4	撮影結果	35
3.5	繊維検出画像解析	36
3.6	繊維配向角の検出	37
3.6.1	繊維配向角の検討領域および座標系の定義	37

3.6.2	繊維配向角の検出方法	41
3.7	繊維配向角分布の評価	43
3.7.1	配向強度の定義	43
3.7.2	繊維配向角の検出結果	45
3.7.3	XY 平面の繊維配向角分布の評価	47
3.7.4	YZ 平面の繊維配向角分布の評価	49
3.7.5	ZX 平面の繊維配向角分布の評価	51
3.8	まとめ	56
第 4 章 繊維配向性を考慮した架橋則の構築		
4.1	はじめに	57
4.2	架橋則の構築	58
4.2.1	構築の方法	58
4.2.2	架橋則の構築結果	61
4.2.3	繊維配向性が架橋則に及ぼす影響	64
4.2.4	構築した架橋則の検証	66
4.3	まとめ	71
第 5 章 結論		
5.1	研究結果のまとめ	72
5.2	今後の課題	74
参考文献		75
謝 辞		77
本研究に関連した既発表論文		78

第1章 序論

1.1 研究背景

1.1.1 繊維補強セメント複合材料

コンクリートの引張強度は圧縮強度と比較してかなり小さく、非常に脆性的な性状を示すため、鉄筋コンクリート（以下 RC）構造物では、コンクリートが圧縮力を負担し、鉄筋が引張力を負担するように考えられている。RC 部材における脆性的な破壊は主にコンクリートの引張破壊に起因することが多い。例えば、コンクリートと鉄筋との一体性が損なわれる付着割裂破壊は、コンクリートという材料の引張靱性が小さいがゆえの挙動である。コンクリートの引張靱性を改善するために、モルタルやコンクリート材料に短繊維を混入することによって靱性の確保をする繊維補強セメント複合材料（以下 FRCC : Fiber Reinforced Cementitious Composites）の研究が長きに渡って現在に至るまで行われてきている。

1970 年代から FRCC に代表される繊維補強コンクリート（Fiber Reinforced Concrete）の研究が活発に行われており、主に繊維長が 40mm 前後、繊維径が 0.5mm~2mm 前後の鋼繊維を用いた FRC は、1990 年代からひび割れ抑制効果に期待した舗装、床版に使用された実績がある[1.1]。1990 年代後半からは、鋼繊維に代わる材料としてポリビニルアルコール（PVA）繊維、ポリプロピレン（PP）繊維、アラミド繊維といった有機繊維が適用され始めた。鋼繊維よりも耐腐食性が高く、軽量といった長所を活かした使用方法が期待でき、トンネルでのコンクリート剥落事故防止を目的とした二次覆工などにおいて普及が見られる。

さらに近年では、細径の繊維を利用し、さらなる引張靱性の改善を目指した FRCC が開発されてきている。一軸引張応力下において、初期ひび割れ発生以降に微細なひび割れを多数生じながら、数%の歪まで引張応力が増大（擬似歪硬化性状）する HPRCC の一種である ECC（Engineered Cementitious Composite）が開発されている[1.2]。しかしながら、HPRCC の特長である引張性能のメカニズムは試験方法の困難さや、基礎的性状のバックデータの乏しさに起因して、未解明な点が多い。これらの FRCC の高い引張靱性は、繊維が破断することなくマトリックスから引き抜かれる挙動に起因する。その際の引抜荷重は、繊維の破断荷重より小さい必要があり、繊維の種類および寸法、マトリックスの選定、繊維-マトリックス間の付着性状の把握といった材料レベルからの緻密な設計が重要となる。現状では、高引張靱性の FRCC の利用は限られており、表面保護や増厚補強といった非構造部材への利用が多く、FRCC の持つ高い性能を活かした構造部材等への適用例は少ない。既存 RC 構造部材では、圧縮強度がコンクリートの材料性能を示す因子であるが、さらに HPRCC の引張性能を構造設計に取り込むことが出来れば、RC 構造の更なる発展が見込めるだろう。

1.1.2 様々な繊維補強セメント複合材料とその現状

時代のニーズに合わせて、セメント系材料の開発、発展が進み、同時に FRCC においても新たな繊維が開発され、従来の FRCC よりも高性能な繊維補強セメント材料の研究開発が各研究機関で盛んに行われるようになった。2001 年には日本コンクリート工学協会（現、日本コンクリート工学会：JCI）により「高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会」が発足し、様々な種類の繊維補強セメント材料における統括的な議論がなされた[1.3]。

図 1-1 に材料の分類を示し、以下に各材料の定義および主な用途について述べる。

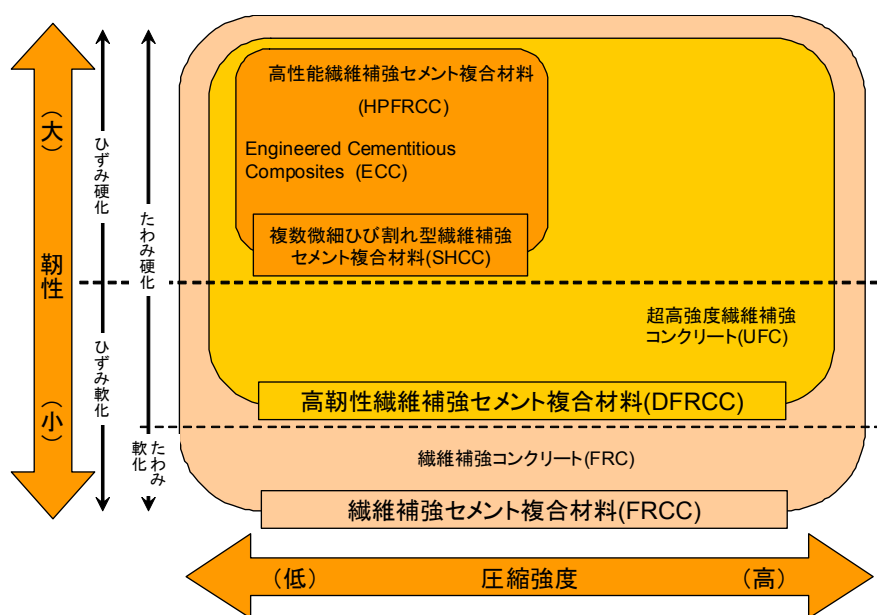


図 1-1 繊維補強セメント材料の分類[1.4]

繊維補強セメント複合材料 FRCC (Fiber Reinforced Cementitious Composite)

セメント系材料を繊維で補強した複合材料全体を指す。従来の繊維補強コンクリート FRC (Fiber Reinforced Concrete) はこの範疇に含まれ、繊維以外の構成材料は一般的なコンクリートと同じである。用途に応じて高強度化が可能な材料ではあるが、後述する材料に比べ引張靱性能は大きくない。

高靱性セメント複合材料 DFRCC (Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites)

セメント系材料を繊維で補強した複合材料であり、曲げ応力下において複数ひび割れを伴いながら応力上昇するたわみ硬化性状を示し、曲げ、引張および圧縮破壊時の靱性が大幅に向上した材料である。超高強度繊維補強コンクリート UFC (Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete) はこの範疇に含まれ、通常のコンクリートに比べて強度、靱性能、耐久性が極めて大きい FRCC である。構成材料は繊維と反応性微粉末からなるセメント質複合材料であり、その圧縮強度は 150～250MPa 程度と極めて大きく、引張強度も 7～9MPa となっている。UFC はその耐久性に期待した利用が多い。

複数微細ひび割れ型繊維補強セメント複合材料 SHCC (Strain Hardening Cementitious Composites)

SHCC は、ひび割れ発生以降、0.1mm 程度以下の微細なひび割れが分散して多数発生し、変形量の増加と共に引張応力も増加する擬似歪硬化性状 (図 1-2) を示す材料である。高性能繊維補強セメント複合材料 HPFRCC (High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composite) や、ECC (Engineered Cementitious Composite) はこの範疇に含まれる材料である。構成材料は短繊維、セメント、フライアッシュ等の結合材、細骨材である。圧縮強度は 30~60MPa 程度、引張強度は 5MPa 程度である。主な利用方法として、SHCC の高い物質浸透抵抗性を活かした、既設コンクリート構造物の中性化および塩害対策のための補修材としての利用、トンネルの覆工コンクリートの剥落防止を目的とした補強材としての利用が多い。

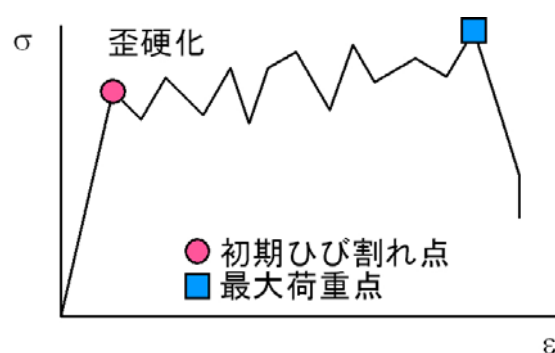


図 1-2 擬似歪硬化性状

上述したように様々な FRCC が開発されているが、各研究機関によっては調合や練り混ぜ手法が異なり、FRCC 全般に関する基礎的力学特性および構造部材への適用といった評価手法の確立が追いついていない。FRCC は「材料ありき」からその適用方法を模索する傾向が強く、そのような背景の元、DFRCC や SHCC は複数微細ひび割れ特性によるひび割れ開口幅低減や、それに伴う耐久性の向上を期待した利用が多く、繊維補強セメント複合材料の特長である引張性能を活かした利用は少ない。

2010 年には日本コンクリート工学会 (JCI) により「繊維補強セメント系複合材料の新しい利用法研究委員会」が発足し、材料設計と構造設計の両者を融合 (シームレス化) し、繊維補強セメント複合材料の新しい利用法の研究を目的として議論がなされた[1.4]。

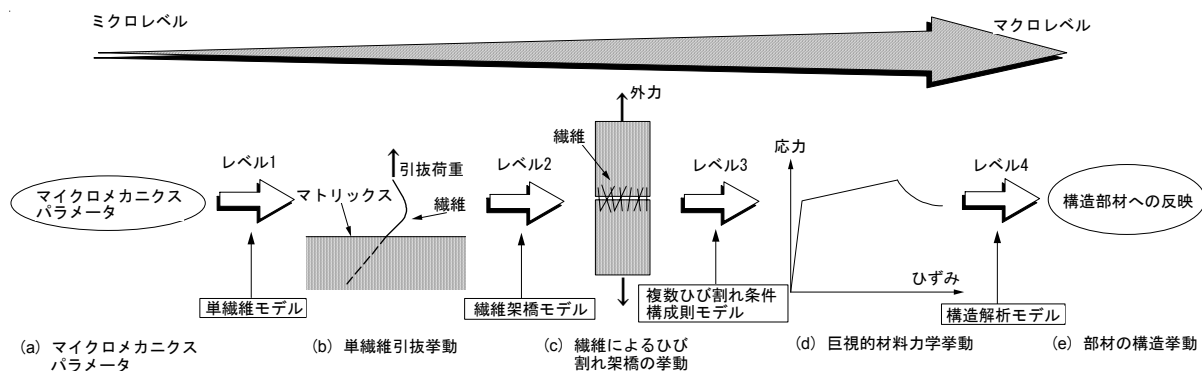


図 1-3 材料設計の流れ[1.5]

1.2 HPFRCC における材料設計の流れ

HPFRCC を構造部材に適用した場合、ひび割れ抑制や引張特性といった特長を活かすことで、構造物の美観、ライフサイクルコスト、高耐力などの様々なニーズに応えることが可能であり、HPFRCC が構造物に与える貢献度は大きいものと予想される。HPFRCC を有効に利用するためには材料設計技術体系の確立が必要であるが、HPFRCC の特性を適切に評価するためにはマイクロレベルからマクロレベルまでを踏襲した材料設計が求められる。本節では構造部材に HPFRCC を適用するまでの一連の評価の流れをマイクロレベルからマクロレベルにわたってまとめる。

これまでの研究より、図 1-3 に示すような一連の流れに沿って、マイクロレベルでの HPFRCC の性能を、部材や構造性能に反映することができる[1.5]。また、各評価スケール間において解析モデルを導入し、評価スケールを結びつけることが重要である。

レベル 1：単繊維引抜挙動

(1) 繊維-マトリックス間の付着モデル

マトリックスに埋め込まれた繊維が引張力を受ける場合、繊維は付着を介して図 1-4 に示すように、せん断応力をマトリックスに伝達することで抵抗する[1.6]。繊維-マトリックス間における付着には、化学付着と摩擦付着によるものがあり[1.6]、化学付着とは繊維とマトリックスが化学的な結合により、両者が一体化することで弾性的な挙動を示す状態である。図 1-4(a)に示すように、界面せん断応力が限界値 (τ_s) に達すると、化学付着の剥離が徐々に進展し、剥離した部分は摩擦付着に置換され、一定の応力 (τ_f) となる。付着剥離が埋め込み長さ全体に及ぶと、図 1-4(b)に示すように摩擦付着のみで引張力に抵抗し、繊維が引き抜かれながら引張荷重が徐々に低下する。

単繊維引抜における引抜荷重 P_0 と変位 s の関係は、マトリックスおよび繊維の弾性係数、繊維径、埋め込み長さ、 τ_s 、 τ_f 、の因子で構成される。PVA 単繊維の P_0-s 関係を模式的に示したものが図 1-5 である。図中の第 1 勾配および第 2 勾配に対応するのが、図 1-4(a)で示された付着剥離進行状態であり、ピーク荷重から急激な荷重低下を生じた点において、図 1-4(b)に示す状態に切り替わることに対応している。図 1-6 左図に示すような単繊維引抜試験を実施することで、 P_0-s 関係を実験的に得ることで、 τ_s 、 τ_f の評価も可能となる。

図 1-6 右図は、既往の研究の繊維引抜試験による P_0-s 関係の実験結果である。直径 $14\mu\text{m}$ の

PVA 繊維を水セメント比 27%、42%、62%のセメントペーストマトリックスに埋め込んだ時の実験結果を示している。W/C=42%、62%の場合、図 1-5 に示すように、模式図に一致するような挙動を示すものの、W/C=27%の場合には荷重が再び上昇する傾向を示している。図 1-4(b)では、摩擦付着強度を一定と仮定しているが、PVA 繊維のような柔らかい有機繊維では、抜け出しが進展するにつれて、周囲のセメント硬化物に繊維表面が荒らされることで見かけ上の摩擦付着強度が大きくなるとされている[1.7]。鋼繊維等の表面が荒らされにくい繊維の場合は、(a)の段階を踏まず、摩擦抵抗のみ作用し(b)の状態から引き抜かれることとなる。低水セメント比マトリックスほどこの傾向は顕著になることが図 1-6 右図からもわかる。

また、 P_0-s 関係に関する解析モデルの研究は非常に多く行われており、破壊力学的な観点から構築された精密なモデルなども提案されている[1.8]。

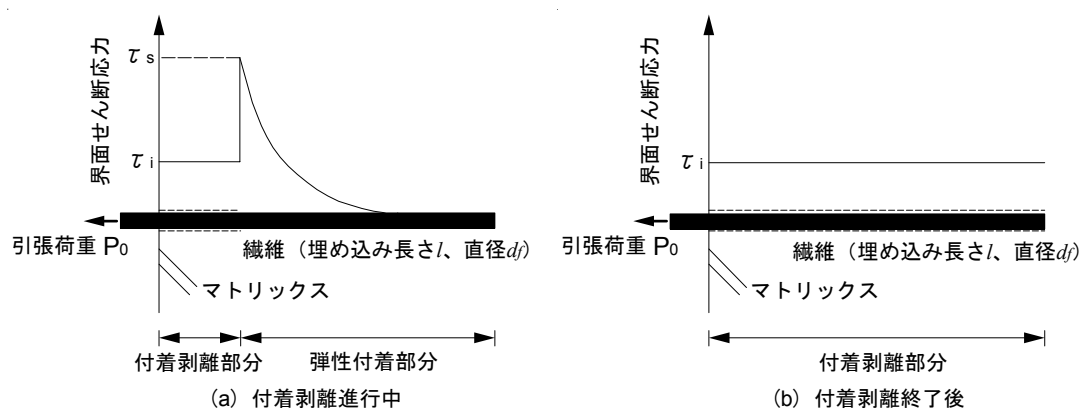


図 1-4 埋め込み繊維の付着モデル[1.6]

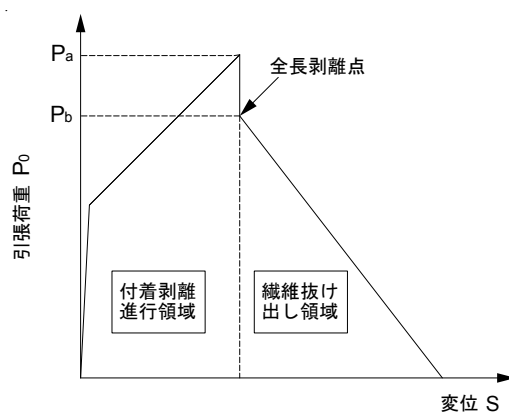


図 1-5 繊維引抜荷重—変位関係の模式図[1.6]

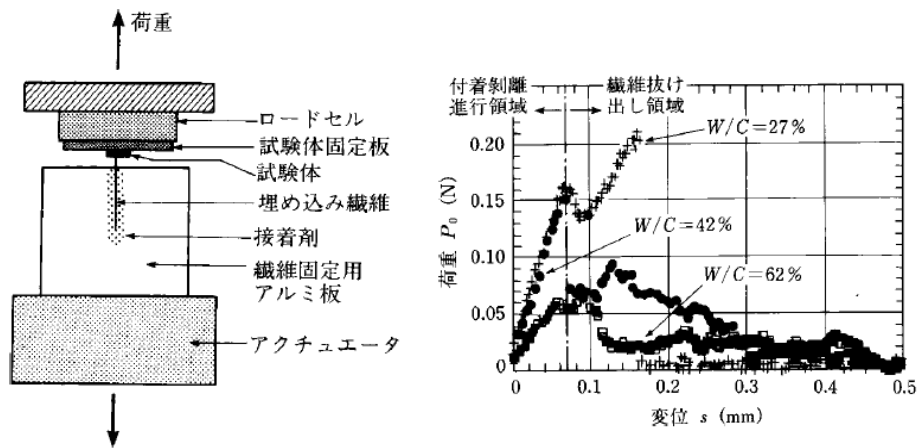


図 1-6 埋め込み繊維引抜試験加力装置図および実験結果[1.9]

(2) 繊維配向角が繊維付着に与える影響

FRCC 中では繊維がランダム配向していると考えられるため、ひび割れ面に対する繊維配向角を考慮する必要がある。図 1-7 左図は、配向角 θ で埋め込まれた繊維の引抜抵抗機構を表している。繊維が配向角を有する場合、図 1-4 と異なる点は、埋め込み口部でのマトリックスからの反力の存在である。この反力の存在により、その部分での界面摩擦が強化され、全体的に引抜抵抗力が向上することが知られている。この見かけの向上効果は配向角が大きいほど増大し、これを簡易的に表現するためにスナビング係数 f が導入されており、実験式として式(1.1)で表現されている[1.10]。

$$P = P_0 \cdot e^{f \cdot \theta} \tag{1.1}$$

P : 引抜荷重

P_0 : 配向角 0° の場合での引抜荷重

図 1-8 は、この配向角による向上効果を示す実験結果である。左図はナイロン繊維とポリプロピレン繊維（共に繊維径 $500\mu\text{m}$ ）による結果である。横軸である配向角が大きくなるほど引抜荷重が大きくなっているのがわかる。このときのスナビング係数は、ナイロン繊維では 0.994、ポリプロピレン繊維では 0.702 と算出されている。

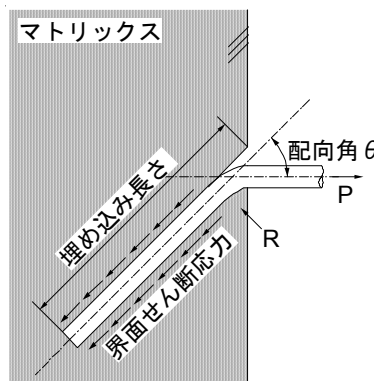


図 1-7 配向角を有した繊維の引抜抵抗機構

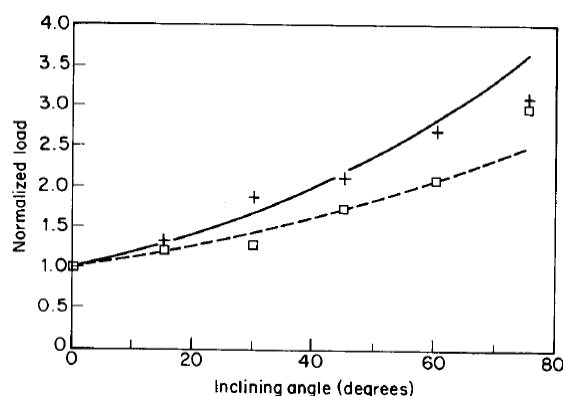


図 1-8 配向角が引抜抵抗荷重に与える影響[1.10]

(+ : ナイロン繊維、□ : ポリプロピレン繊維)

(3) 複合材料中での繊維破断

配向角を有する埋め込み繊維は、引張力による繊維応力が引張強度を超えると破断する。しかしながら、この引張強度はメーカー公称値よりもかなり小さくなる傾向があることが知られている。これは、強度公称値の測定試験と図 1-7 におけるような場合では、大きく境界条件が異なることが原因とされている。大きな要因として、配向角による曲げ応力、繊維抜け出し時における繊維表面の損傷が繊維の見かけ上の強度を低下させることが既往の研究で明らかとなっている [1.9]。

マトリックス中での繊維強度試験は図 1-6 で示したものと同様の加力方法で行い、図 1-9 で示すような試験体を用いて行う。試験体は、繊維に配向角を設けてマトリックスに埋め込み、繊維が抜け出すことがないように十分な定着 (20mm~) をとり、破断を先行させるようにしたものである。

図 1-10 は埋め込み繊維強度試験の結果を示している。使用された繊維は直径 14 μm の高強度 PVA 繊維である。見かけの繊維強度 σ_{fu} (破断時荷重を繊維面積で除した値) は、配向角がない場合で公称値よりも 20%程度低く、配向角が大きいほど見かけの繊維強度は低下している。配向角 0° での埋め込み強度 σ_{fu}^n および配向角の関数として σ_{fu} を回帰することで以下に示す式(1.2)で表現し、見かけの繊維強度低減係数 f' は定義されている [1.10]。

$$\sigma_{fu} = \sigma_{fu}^n \cdot e^{-f' \cdot \theta} \quad (1.2)$$

前述したスナビング係数が引張抵抗力の向上効果を表すのに対して、見かけの繊維強度低減係数は抵抗力を低下させる効果を表している。

これらを組み合わせることで配向角による引張抵抗力の向上効果の適用範囲を定めることができ、式(1.3)で表現される。

$$P(s, l, \phi) = \begin{cases} P_0 e^{f\phi} & \text{for } P < \frac{\pi d_f^2}{4} \sigma_{fu} \\ 0 & \text{for } P > \frac{\pi d_f^2}{4} \sigma_{fu} \end{cases} \quad (1.3)$$

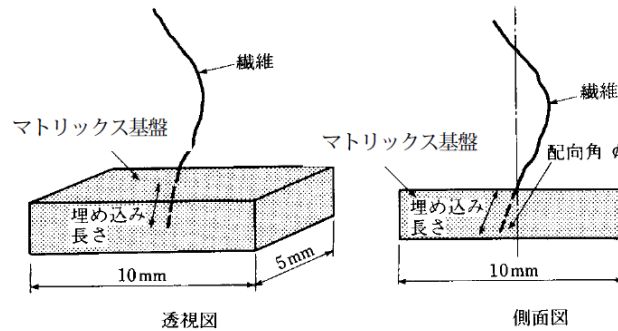


図 1-9 埋め込み繊維強度試験の試験体[1.9]

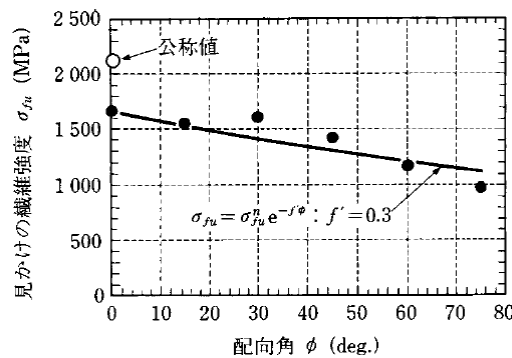


図 1-10 埋め込み繊維強度試験の結果[1.9]

レベル 2 : 繊維によるひび割れの架橋挙動

レベル 1 で得られた単繊維の引張抵抗を基にして、ひび割れにランダムに配置された繊維の架橋性能へと発展させる。HPFRCC のひび割れを架橋する繊維は図 1-11 に示すような、各々が異なる埋め込み長さや配向角を有することとなる。埋め込み長さおよび配向角に確率分布を仮定し、各々の単繊維の引張抵抗を総和することで、マクロレベルにおける架橋応力 σ_c とひび割れ開口変位 δ の関数が式(1.4)のようになることが知られている[1.11]。

$$\sigma_c = \text{func.}(\delta; \alpha_1 \sim \alpha_i, \beta_1 \sim \beta_j, \chi_1 \sim \chi_k) \quad (1.4)$$

この式は一般的に架橋則と呼ばれ、 α はマトリックス性能に関するパラメータ、 β は繊維性能に関するパラメータ、 χ は繊維-マトリックス界面に関するパラメータに対応している。表 1-1 に示す各パラメータは、直径 40 μm の PVA 繊維を W/C=28% のマトリックスに混入した場合の値である。これらを上式の架橋則に代入することで、図 1-12 に示すような架橋則を得ることができる。

表 1-1 架橋則の入力パラメータ一覧[1.11]

種類	マイクロメカニクスパラメータ	パラメータ値
繊維	繊維長 L_f (mm)	12
	繊維径 d_f (mm)	0.04
	繊維弾性係数 E_f (GPa)	21.8
	見かけの繊維強度 σ_{fu}^n (MPa)	806
	繊維混入量 V_f (%)	2.0
マトリックス	マトリックス弾性係数 E_m (GPa)	23
	マトリックス破壊靱性 K_m (MPa m ^{0.5})	0.33
繊維-マトリックス界面	摩擦付着強度 τ_1 (MPa)	2.21
	化学付着強度 τ_2 (MPa)	31.3
	スナビング係数 f	0.5
	見かけの繊維強度低減係数 f'	0.3

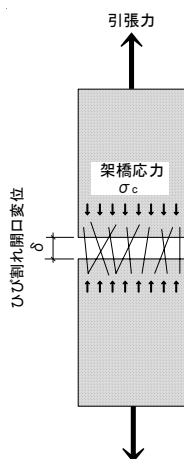


図 1-11 繊維架橋のモデル化

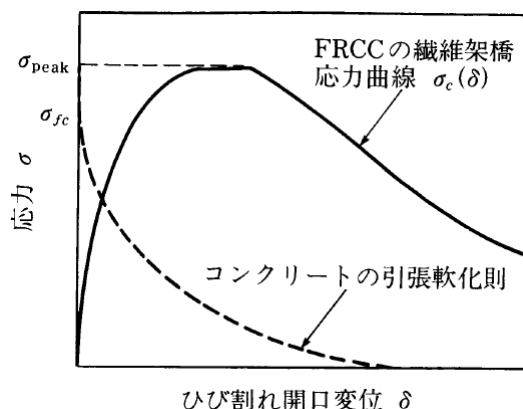


図 1-12 繊維架橋応力曲線（架橋則）[1.11]

レベル3：HPFRCCの成立条件および巨視的力学挙動

(1) HPFRCCが成立する条件

HPFRCCが高い引張靱性能力を実現することが可能であるのは、冒頭でも紹介した疑似歪硬化性状によるものであり、すなわちFRCCがHPFRCCとして成立するためには疑似歪硬化性状の発現が必須となる。図1-13(a)に示すような引張荷重を受けるHPFRCCを想定すれば、疑似歪硬化性状による高靱性化のメカニズムは以下のように説明される。引張荷重による引張応力がHPFRCCの初期ひび割れ強度を上回ると、図1-13(b)に示すように一本のひび割れが生じる。一般的に通常のコンクリートや既存FRCCでは、このひび割れが拡大し、破壊に至る。しかしながら、HPFRCCでは繊維によるひび割れ面を架橋する性能が高いため、初期ひび割れが破壊に至らず、図1-13(c)に示すように荷重増加に伴い次のひび割れが生じることになる。これを繰り返すことで、見かけ上大きな引張歪が生じても大きな荷重に耐えることができる。この疑似歪硬化性状を発現

するための条件として、以下の式(1.5)および(1.6)を満たすことが必要である。

$$\sigma_{peak} \geq \sigma_{fc} \tag{1.5}$$

$$J'_b \geq J_{tip} \tag{1.6}$$

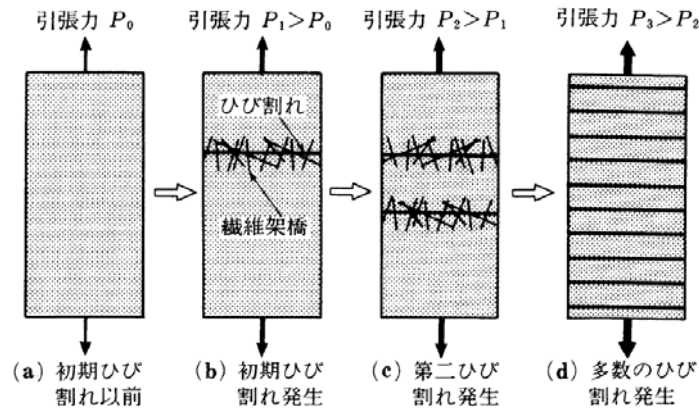


図 1-13 複数ひび割れによる高靱性化のメカニズム[1.12]

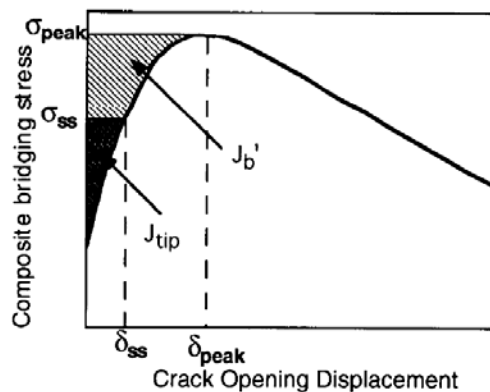


図 1-14 SSC の発生条件[1.13]

ここで、 σ_{fc} は初期ひび割れ強度、 σ_{peak} は架橋則における最大値、 J_{tip} はひび割れ先端のマトリックス破壊靱性、 J'_b は架橋則の全コンプリメンタリエネルギーである。(1.5)式は、当然のことながら、最大繊維架橋応力が初期ひび割れ強度よりも大きなくてはならないことを示している。この式を満たさない場合、初期ひび割れが拡大し破壊に至る。(1.6)式は、Steady State Cracking (SSC) と呼ばれる特殊なひび割れ進展を担保するための条件である。通常での引張荷重下におけるひび割れ進展は、特にひび割れ初期発生部におけるひび割れ幅増大を伴うため、ひび割れ長さが大きくなるにつれて架橋応力が低下することとなる。これに対して、SSC では一定の荷重下でひび割れ幅が一定を保持したままひび割れが進展するため、ひび割れ長さが大きくなっても架橋応力を保持することができる。これにより他の面でのひび割れの発生が可能となる。図 1-14 は(1.6)式の条件を模式的に表したものである。SSC が生じるときは、架橋則でのコンプリメンタリエネルギーが J_{tip} と等しくなり、この時の架橋応力およびひび割れ開口変位をそれぞれ σ_{ss} および δ_{ss} と表している。SSC を生じるためには、供給可能なエネルギーである J'_b が必要エネルギー J_{tip} を上回る必要があるとなる。

(2) HPFRCC の巨視的力学挙動

HPFRCC を用いた構造部材の挙動を評価するためには応力-歪関係といった巨視的な材料挙動の解明が必要である。図 1-14 は実験で得られた応力-歪曲線をバイリニアモデルで近似したものである。例えば、HPFRCC の弾性係数 E_c を既知とすると、バイリニアモデルを定めるためには、初期ひび割れ応力 σ_{fc} および終局時応力 σ_{peak} と終局時歪 ϵ_{cu} を知る必要がある。既往の算定式より σ_{fc} は求めることができ、 σ_{peak} は架橋則の最大応力として評価可能である。残す未知数として ϵ_{cu} があるが、発生する複数ひび割れそれぞれに対応する架橋則が等しいとする仮定のもとで、ひび割れ開口変位とひび割れ間隔の比で表すことが可能である。図 1-16(a) に示す応力歪曲線の終局点では図 1-16(b) に示すような開口変位 δ_{peak} の複数ひび割れが均一なひび割れ間隔 x_d^{est} で分布すると仮定する。これは図 1-16(c) において、 σ_{peak} に対応するひび割れ開口変位が δ_{peak} と表されるからである。以上より、式(1.7)で ϵ_{cu} は表されている[1.12]。

$$\epsilon_{cu} = \delta_{peak} / x_d^{est}. \tag{1.7}$$

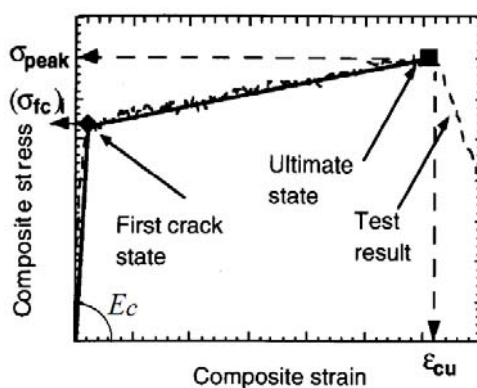


図 1-15 σ - ϵ 関係のモデル化[1.12]

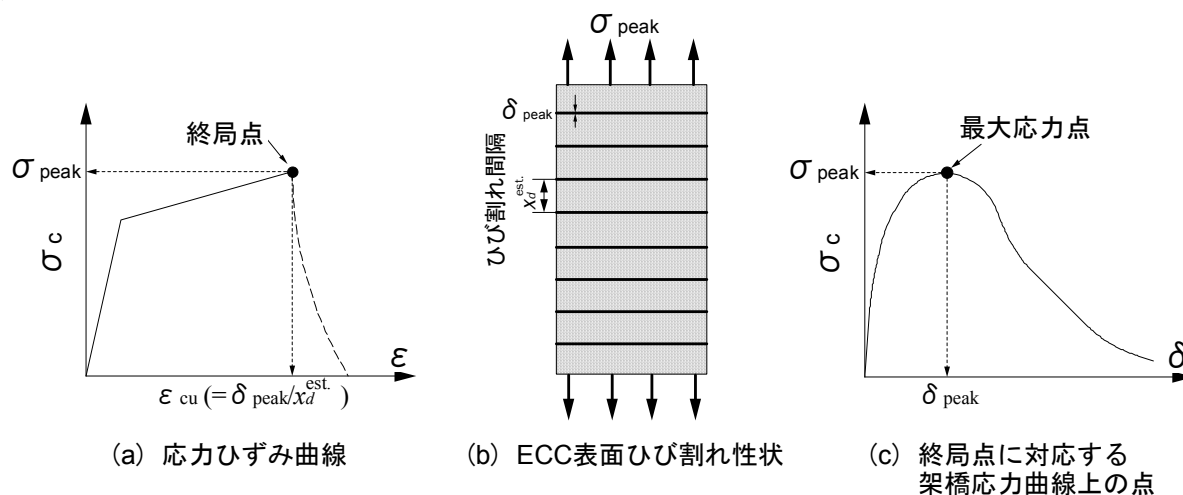


図 1-16 終局点歪の予測[1.12]

1.3 繊維の配向性による影響

前節までに、HPFRCC の材料設計における一連の流れを示した。HPFRCC の引張性状を支配するのは架橋則であり、さらに架橋則を支配するのは単繊維の引抜性状である。材料設計において、配向角を有する単繊維の引抜性状について引抜抵抗力が増大するといったスナビング効果を考慮しているにも関わらず、ひび割れ面を架橋する繊維の配向性はランダムと扱われることが一般的である。これは根底として、HPFRCC を含む FRCC といった材料は、練り混ぜの段階においてマトリックス中に繊維が均一に分散するという仮定の下、外力に対して等方性の抵抗を示す材料であるという認識があるためだと考えられる。仮に、練り混ぜ段階において繊維が均一に分散している場合においても、打設時にマトリックスの流動に沿って繊維が配向することが想定され、型枠に充填後の HPFRCC について配向性をランダムと仮定した場合、HPFRCC の適正な評価ができない可能性がある。

経験的に打設方向による引張性状の差は知られている。例えば、既往の研究[1.14]における打設方向を意識した HPFRCC の引張試験体の型枠形状を図 1-17 に示す。引張試験の結果を図 1-18 に示す。横打ち試験体に比べ、縦打ち試験体は引張強度で 7 割程度であり、最大荷重点時の引張歪は 2%程度の差が確認できる。繊維配向性によって引張性状に大きな影響を及ぼしていることがわかる。

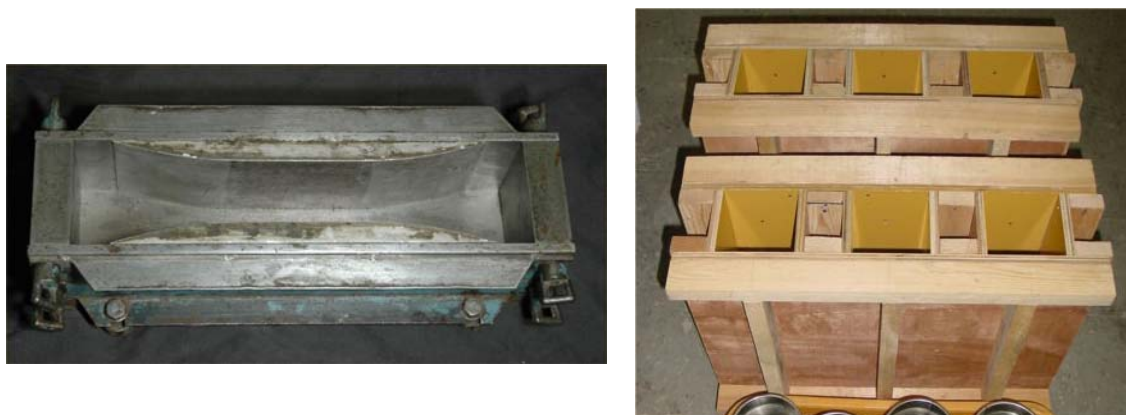


図 1-17 引張試験体型枠形状（左：横打ち 右：縦打ち）[1.14]

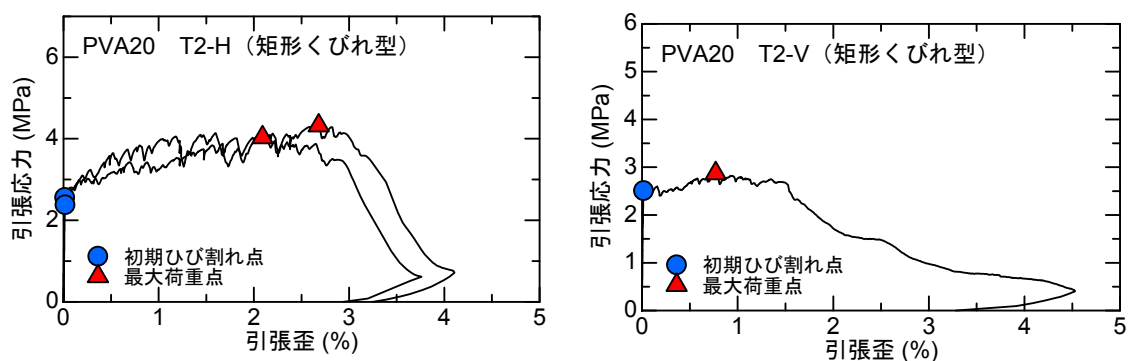


図 1-18 引張試験結果（左：横打ち 右：縦打ち）[1.14]

1.4 研究目的

コンクリート構造物に対する社会のニーズの多様化および高度化により、多種多様な繊維補強セメント複合材料 (FRCC) が開発され、補修材料および補強材料、構造部材などへの利用も行われてきている。FRCC を構造物に適用した場合、その様々な特性によって構造物の高耐久、長寿命化が期待できる。しかしながら、環境抵抗性能に関する材料性能や、構造性能に対する評価手法が明確になっていない。

FRCC を構造物に適用した場合、その特長であるひび割れ抑制効果や引張性能が材料性能および構造性能に反映される必要があり、設計に架橋則 (繊維架橋応力-ひび割れ幅関係) の導入が不可欠である。FRCC の特長であるひび割れ幅抑制効果や引張性能は、前節までに述べたように、ひび割れ面における繊維の架橋応力とひび割れ幅関係で表される架橋則に支配される。架橋則は、もっとも基本となる単繊維の引抜性状に、繊維配向角によるスナビング効果や繊維有効強度係数を考慮して構築されるが、ひび割れ面に架橋する繊維の配向性はランダムと扱われることが一般的であり、繊維配向性を考慮した研究は行われていない。

本研究では、FRCC の中でも近年多く用いられている PVA 繊維を用いた高性能繊維補強セメント複合材料 HPFRCC に着目し、単繊維の引抜性状と繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCC における架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討する。

以下に本論文の構成および各章の目的を述べる。

本章では、繊維補強セメント複合材料の概要および歴史や現状について整理するとともに、その特長である引張性状を評価するための架橋則 (繊維架橋応力-ひび割れ幅関係) について、その構築の流れをまとめた。

第2章からは、FRCC の中でも高性能な引張性状を示す HPFRCC に着目する。HPFRCC を含め全ての FRCC において、その特長となる引張性状を決定づける根本的な因子は単繊維とモルタルといったマトリックスとの引抜性状である。モルタルマトリックスからの単繊維引抜試験を行い、引抜荷重-すべり量関係といった基礎的性状の把握をする。また、実際の HPFRCC におけるひび割れ面では、繊維はあらゆる配向角を有している。単繊維の引き抜かれる角度によって、引抜抵抗力が増大するスナビング効果が既往の研究によって示されており、主に繊維配向角をパラメータとした引抜試験を行い、スナビング効果についても考慮した評価をする。得られた結果より、パラメータを考慮した引抜荷重-すべり量関係のモデル化を行い、第4章における解析に導入する。単繊維引抜試験は、試験体の製作から加力に至るまで極めて困難な試験であり、本実験で得られた結果は貴重なバックデータと成り得る。

第3章では、HPFRCC のひび割れ面における繊維配向角分布の把握を目的とする。HPFRCC 部材内部では、あらゆる方向に繊維が配向していることが考えられ、ひび割れ発生後の挙動はひび割れに架橋する繊維の架橋状態によって大きく異なる。ひび割れ面に架かる繊維の繊維配向角分布を得るための基礎的資料として、加力後の HPFRCC 曲げ試験体について曲げひび割れ周辺からコア試験体の採取を行う。また、曲げ試験体の断面寸法を 40、100、240mm とし、繊維配向角分布における寸法効果の検証も同時に行う。コア試験体に対して X 線 CT スキャンによる断層撮影を行い、画像処理を経てコア試験体内部における繊維を検出する。繊維配向角分布の構築を行い、

ひび割れ面における繊維配向角分布の把握をする。得られた繊維配向角分布について定量的な評価手法を提案し、考察を行う。

第4章では、第2章で構築した単繊維引抜モデルと第3章で得られた繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCCにおける架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討する。さらに、HPFRCCの一軸引張試験の結果との比較を行い、構築した架橋則の検証を行う。

第5章では、本論文全体をまとめ、最後に今後の課題について述べる。

本論文の構成を図 1-19 に示す。

なお、HPFRCC には、0.04mm 径の PVA 繊維が用いられることが多いが、前述したように、HPFRCC では複数ひび割れを生じ、直接架橋則を得ることはできない。本研究では、第4章で架橋則の構築および引張試験結果との対応を検討するが、その際には複数ひび割れが生じない材料を用いた方が都合がよい。したがって、第2章および第4章では、0.1mm 径の PVA 繊維を用いている。

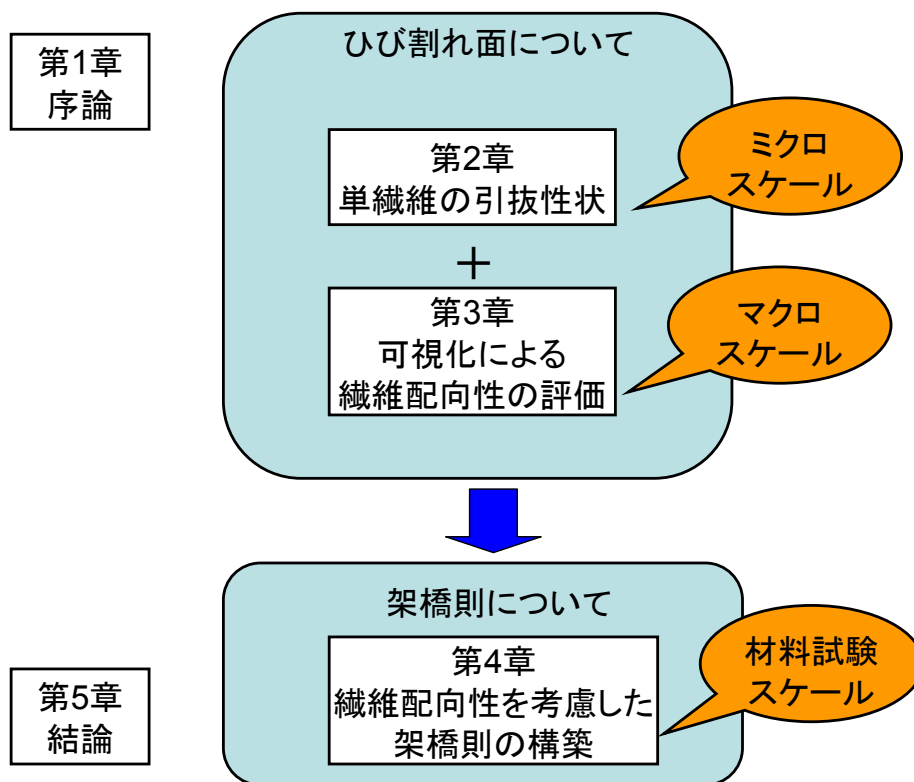


図 1-19 本論文の構成

第2章 単繊維の引抜性状

2.1 はじめに

HPFRCC の引張性状を支配する特性は架橋応力-ひび割れ幅関係（架橋則）であり、HPFRCC の特長である擬似歪硬化性状は、図 2-1 に示すように、引張応力下においてマトリックスのひび割れ以降、ひび割れが生じる毎にそのひび割れに対する架橋則へ移行し、全体の引張挙動を示すこととなる。一軸引張試験によって HPFRCC の擬似歪硬化性状を観測することは可能であるが、複数ひび割れを生じるため、1ヶ所でのひび割れでの引張性状を示す架橋則を得ることは困難である。

本研究では、HPFRCC の引張性状に着目し、その引張性状を支配する架橋則をモデル化し、そのメカニズムの解明を目的としている。先に述べた通り、一軸引張試験による架橋則の検出は困難である。HPFRCC をはじめ FRCC 全般の架橋則の根本とするところは単繊維-マトリックス間の引抜性状である。HPFRCC のひび割れ面には多数の繊維が架橋しており、単繊維の引抜性状を総和することによって架橋則の構築が可能となると考える。

本章では、架橋則を構築する上で重要な情報となる、単繊維-マトリックス間の引抜性状を直接把握することを目的とし、マトリックスに埋め込んだ PVA 単繊維の配向角および埋込長を主なパラメータとした PVA 単繊維の引抜試験を行った。単繊維-マトリックス間における引抜荷重-すべり量関係を得、ひび割れ面に繊維が 1 本配置された場合の架橋則のモデル化を行う。

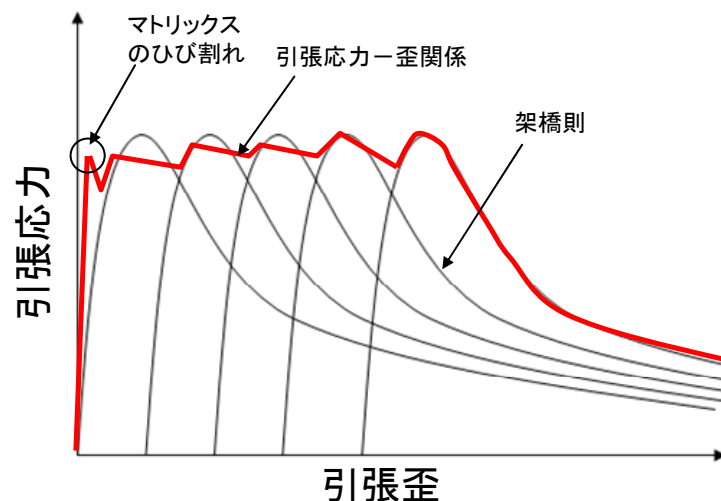


図 2-1 擬似歪硬化性状

2.2 単繊維引張試験

単繊維の引抜試験を行うにあたり、予備試験として PVA 単繊維の引張試験を行った。本実験で用いる治具によって、単繊維の引張性状に与える影響を検討する。

使用した PVA 繊維の径および力学性能を表 2-1 に示す。HPFRCC には、0.04mm 径の PVA 繊維が用いられることが多いが、前述したように、HPFRCC では複数ひび割れを生じ、直接架橋則を得ることはできない。本研究では、第 4 章で架橋則の構築および引張試験結果との対応を検討するが、その際には複数ひび割れが生じない材料を用いた方が都合がよい。したがって、第 2 章および第 4 章では、0.1mm 径の PVA 繊維を用いている。

加力装置のチャックからの引張力を繊維へ伝達するため、図 2-9 に示すように長さ 30mm、内径 0.26mm のガラス管に繊維を通し、瞬間接着剤をガラス管内に充填し、1 日養生することで引張試験を行うための治具（以下、ガラスタブ）とした。試験区間の長さは 5mm とした。引抜試験においても同様のガラスタブを用いる。

加力には万能ネジ式卓上試験機を使用し、変位制御により単調引張载荷を行った。载荷速度は毎分 1.0mm とした。境界条件はピン固定である。引張荷重は容量 20N のロードセル、変位は試験機のヘッド間距離からそれぞれ試験機より出力される電圧を介して検出した。

試験区間内で破断した試験体について、引張試験によって得られた引張応力-歪関係を図 2-10 に示す。図に示すように、実験によって得られたヤング率はメーカーカタログ値と比べて大幅に小さい。これはメーカーの試験方法と異なることが起因していると考えられ、実験によって得られる変形には繊維の試験区間の伸びに加えて、ガラスタブ内での伸びおよび抜け出しが含まれていると考えられる。メーカーカタログ値を参照値とし、実験で得られるヤング率が等価となるような試験区間の長さ L_0 を求め、補正を行う。この L_0 から試験区間 L を差し引いた値がガラスタブ内での変形の影響を表した修正長さ L' となる。これらの結果より求めた修正長さを表 2-2 に示す。また、同表中に破断時応力を示す。引張試験では繊維両端にガラスタブを有しているのに対し、本試験である引抜試験ではガラスタブは荷重端側のみであるため、引抜試験における修正長さは $L'/2$ とする。

表 2-1 PVA 繊維の径および力学性能

繊維径 (mm)	引張強度 (MPa)	ヤング率 (GPa)
0.1	1200	28

*メーカーカタログ値

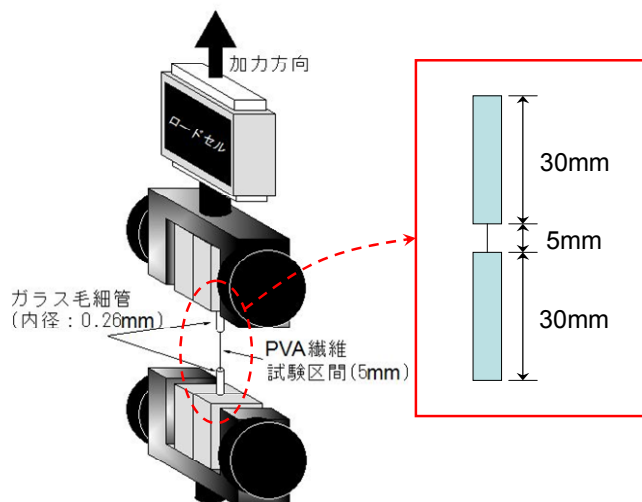


図 2-9 引張試験加力装置

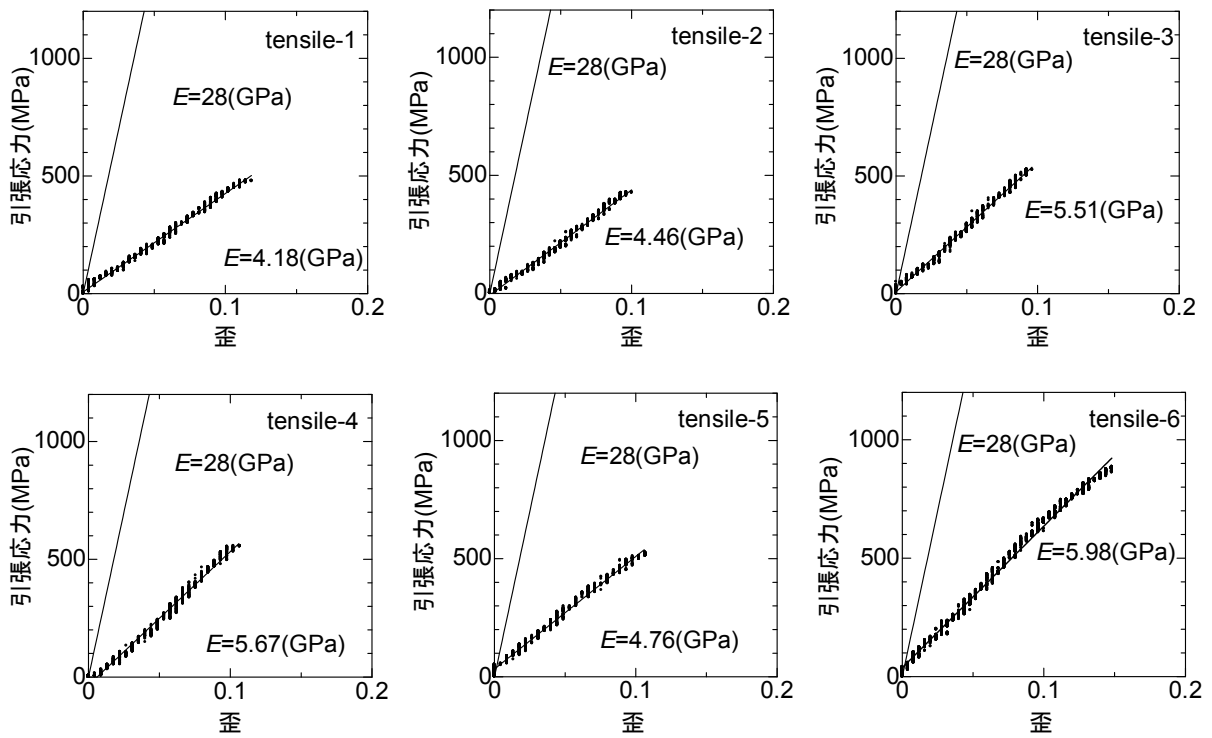


図 2-10 引張応力－歪関係

表 2-2 引張試験結果による修正長さおよび破断時応力

試験体名	L (mm)	L_0 (mm)	$L'/2$ (mm)	破断時応力 σ_u (MPa)
tensile-1	4.9	32.8	14.0	482
tensile-2	5.2	32.6	13.7	431
tensile-3	5.2	24.4	9.6	528
tensile-4	4.5	22.2	8.9	557
tensile-5	4.5	26.5	11.0	527
tensile-6	5.0	24.2	9.6	886
平均値	4.9	27.1	11.1	569

2.3 単繊維引抜試験

2.3.1 試験体概要

引抜試験の試験体形状と型枠形状を図2-11に示す。型枠はゴム板3枚をアクリル板2枚で挟み、ネジで締め付けて構成されている。1本のPVA繊維を断面30×30mmの型枠中心に裁縫針を用いてゴム板を貫通させた後、型枠に設けた打設孔よりスポイトを用いてモルタルを注入する。埋込長は1、2、3mmとなるように中心のゴム板の厚さによって調節する。1週間の気中養生を経て脱型後、荷重端側の繊維に引張試験と同様のガラスタブを取り付ける。ガラスタブの取り付け位置は、試験体表面より5mmの位置とした。引抜試験の主なパラメータは、繊維の埋込長および繊維を引き抜く角度すなわち配向角である。試験体諸元を表2-3に示す。同一パラメータの試験体を各3体作製した。

表 2-3 引抜試験体諸元一覧

試験体名称(各3体)	設計埋込長(mm)	配向角 θ ($^{\circ}$)	モルタルバッチ
PO1-0-1~3	1.0	0	comp-1
PO1-15-1~3		15	comp-2
PO1-30-1~3		30	comp-3
PO1-45-1~3		45	comp-3
PO1-60-1~3		60	comp-4
PO2-0-1~3	2.0	0	comp-1
PO2-15-1~3		15	comp-5
PO2-30-1~3		30	comp-4
PO2-45-1~3		45	comp-3
PO2-60-1~3		60	comp-4
PO3-0-1~3	3.0	0	comp-3
PO3-15-1~3		15	comp-3
PO3-30-1~3		30	comp-5
PO3-45-1~3		45	comp-5
PO3-60-1~3		60	comp-6

使用したモルタルマトリックスの調合を表2-4に示す。結合材には早強ポルトランドセメントおよびフライアッシュ（JIS A 6201に規定するⅡ種）を用いた。Φ50-100mm シリンダーテストピースの圧縮試験より求めた圧縮性能を表2-5に示す。なお、comp-1 および comp-4 については測定不良のため、一覧より除いた。試験体に用いた材料は表2-3に示す使用材料が表2-5に示すバッチ名称に対応している。

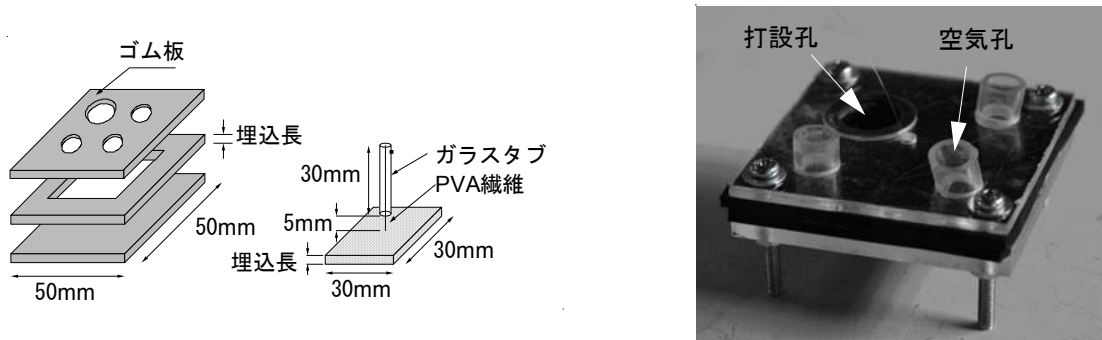


図 2-11 試験体および型枠形状

表 2-4 モルタルマトリックス調合表

W/C (%)	単位量(kg/m ³)				
	水	セメント	珪砂	フライアッシュ	高性能AE減水剤
56.0	380	678	484	291	6

表 2-5 圧縮試験結果

バッチ名称	ヤング率 (GPa)	圧縮強度 (MPa)
comp-1*	—	—
comp-2	18.3	58.9
comp-3	27.3	78.7
comp-4*	—	—
comp-5	17.9	68.3
comp-6	20.3	60.2
平均値	21.0	66.5

* : 測定不良

2.3.2 実験方法

加力装置を図 2-12 に示す。図 2-13 に示すように、試験体をエポキシ系接着剤で鋼板に接着後、鋼板をネジによって加力装置に固定した。配向角を有する加力を行う際は、各配向角毎に用意した設置台に鋼板を設置する。なお、鋼板および設置台の中央部には円孔を設けているため、自由端側の繊維の挙動に影響はない。加力には万能ネジ式卓上試験機を使用し、毎分 1.0mm の载荷速度で繊維を引き抜き、繊維が破断または埋込長の全長が引き抜かれて荷重が喪失するまでの引抜荷重および変位を計測した。引抜荷重は容量 20N のロードセル、変位は試験機のヘッド間距離からそれぞれ試験機より出力される電圧を介して検出した。

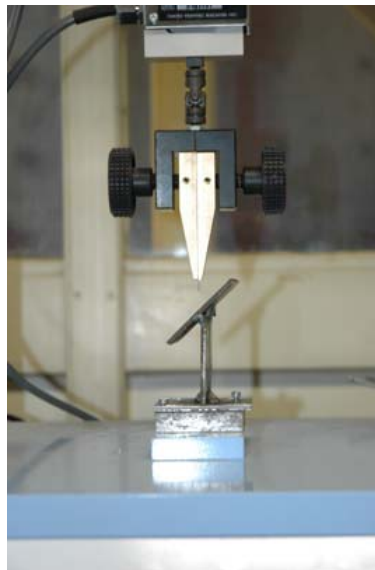
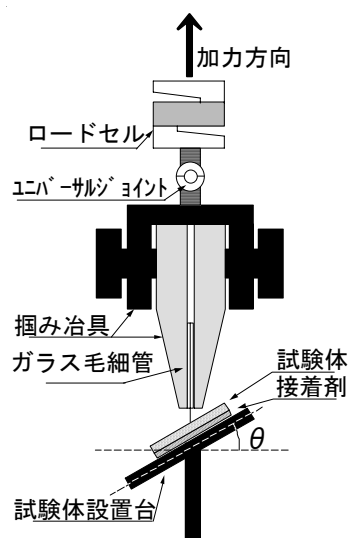


図 2-12 加力装置

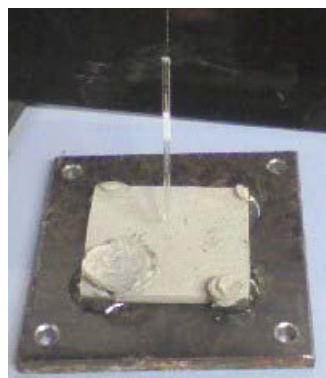


図 2-13 鋼板に接着した試験体

2.4 実験結果

引抜試験より得られる変位には、埋込領域外およびガラスタブにおける繊維の伸びが含まれるため、マトリックスと繊維の相対変位（荷重端すべり量）に補正するために、引張試験より求めた修正長さを用いて、式(2.2)、(2.3)により荷重端すべり量（以下、すべり量）に補正する。引抜試験より得られた補正後の引抜荷重(P)－すべり量(s)関係を図 2-14～図 2-16 に示す。なお、各試験体の加力終了後、繊維孔付近の厚みをノギスによって実測した埋込長を試験体毎に図中に示している。

単繊維引抜の P - s 関係は図 2-17 に示すように 2 つのパターンに大別される。PVA 繊維は、マトリックスとの界面において化学的な付着を有することが知られており[2.1]、この化学的な付着は引抜が進展するに連れて剥離が進み、埋込長全体に及んだ時に一度荷重が低下する。化学的な付着が剥離したことによって繊維表面は多少荒らされ凹凸を有し、凹凸の程度によって引抜に対する摩擦抵抗力は二極化され、①再び荷重が増大し破断する場合、②荷重が緩やかに下がり続けマトリックスから引き抜かれる場合に分けられる[2.2]。ここで、化学的な付着が喪失する時の荷重とすべり量をそれぞれ第 1 ピーク時荷重 P_a 、第 1 ピーク時すべり量 s_a 、最大荷重時 P_{max} のすべり量を s_{max} と定義する。これらの実験値を表 2-6～2-8 に示す。また $s_a = s_{max}$ の場合は s_a を省略し、破壊形式を引抜 (S) と破断 (R) に分類した。破壊形式の判定については、急激な荷重低下後、繊維およびマトリックスを分解し、目視によって確認した。また、破断時には繊維の破断音がするため、参考とした。

$$s = x - \delta \quad (2.2)$$

$$\delta = \frac{P}{E_f \cdot A_f} \left(L_1 + \frac{L'}{2} \right) \quad (2.3)$$

s : すべり量

x : ヘッド間変位

δ : 埋込領域外での伸び

E_f : PVA 繊維のヤング率

A_f : 繊維断面積

L_1 : 試験体表面からガラスタブまでの距離 (=5mm)

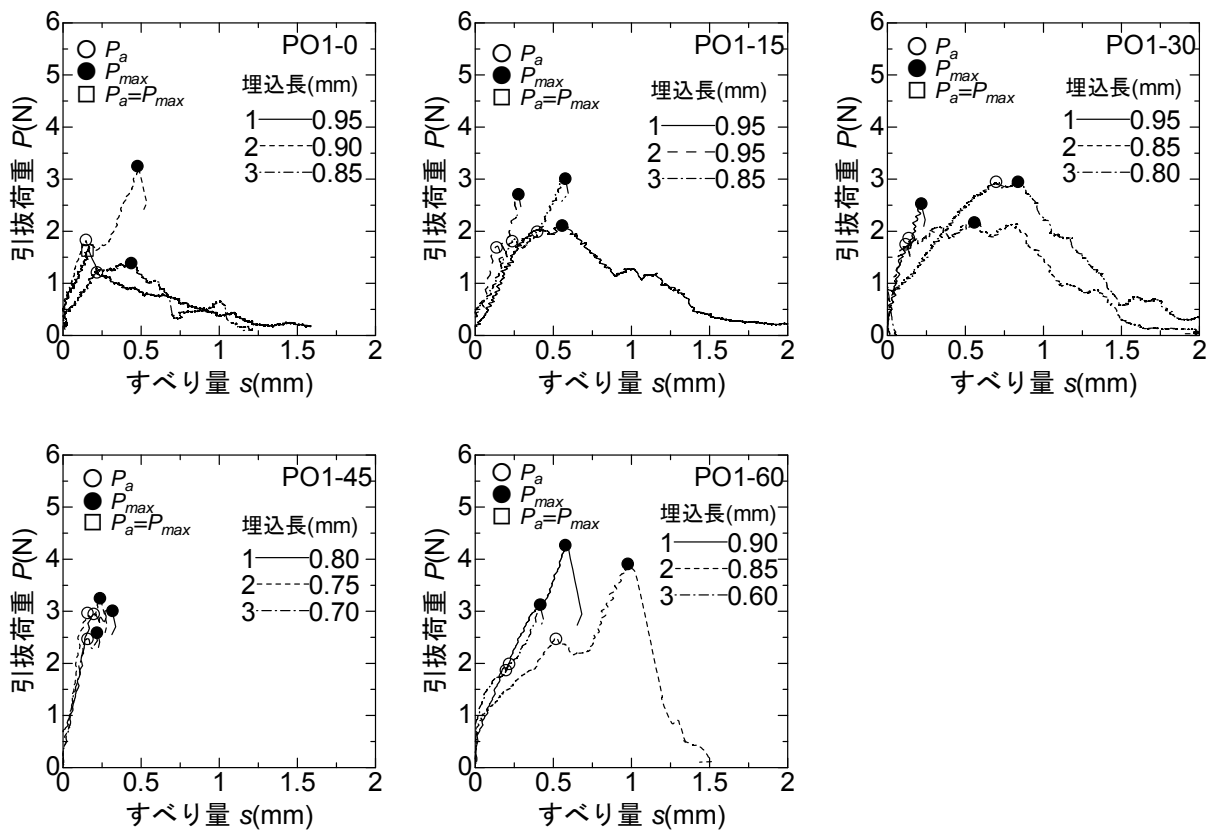


図 2-14 引抜荷重－すべり量関係（埋込長 1mm）

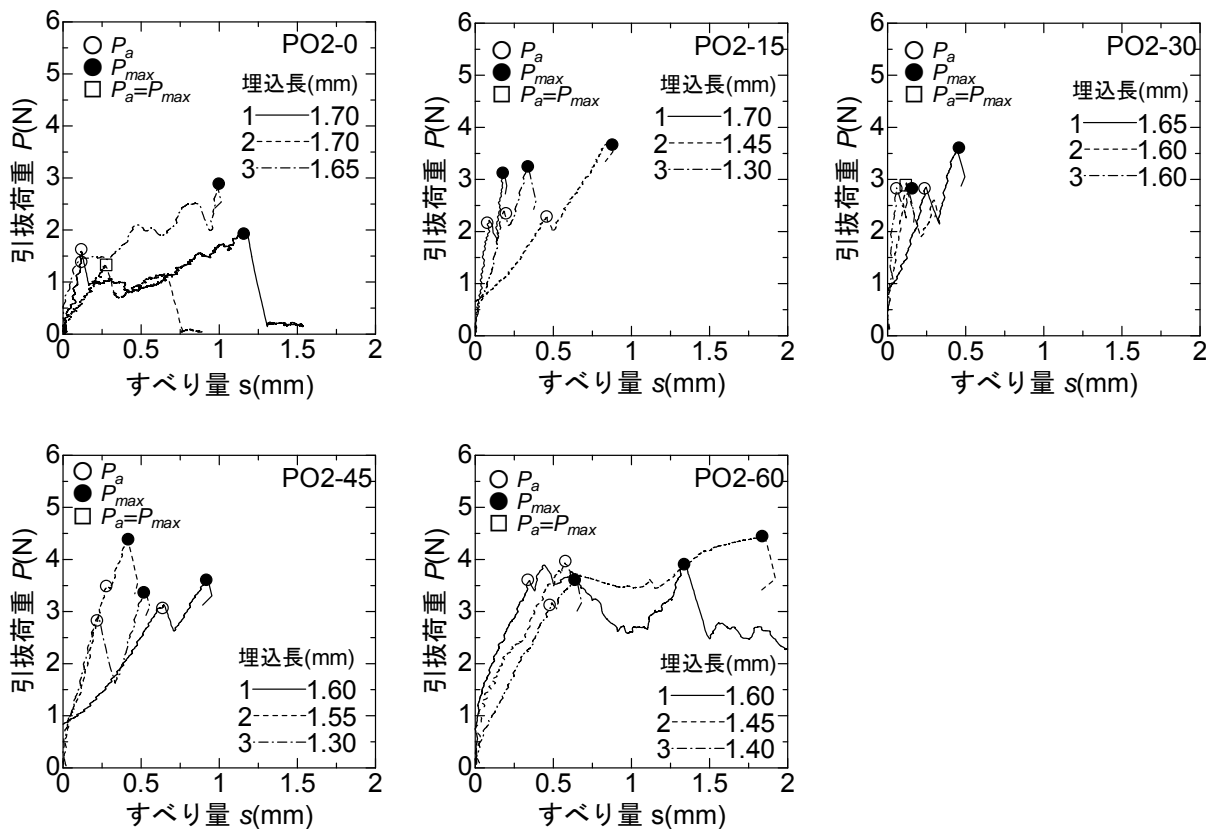


図 2-15 引抜荷重－すべり量関係（埋込長 2mm）

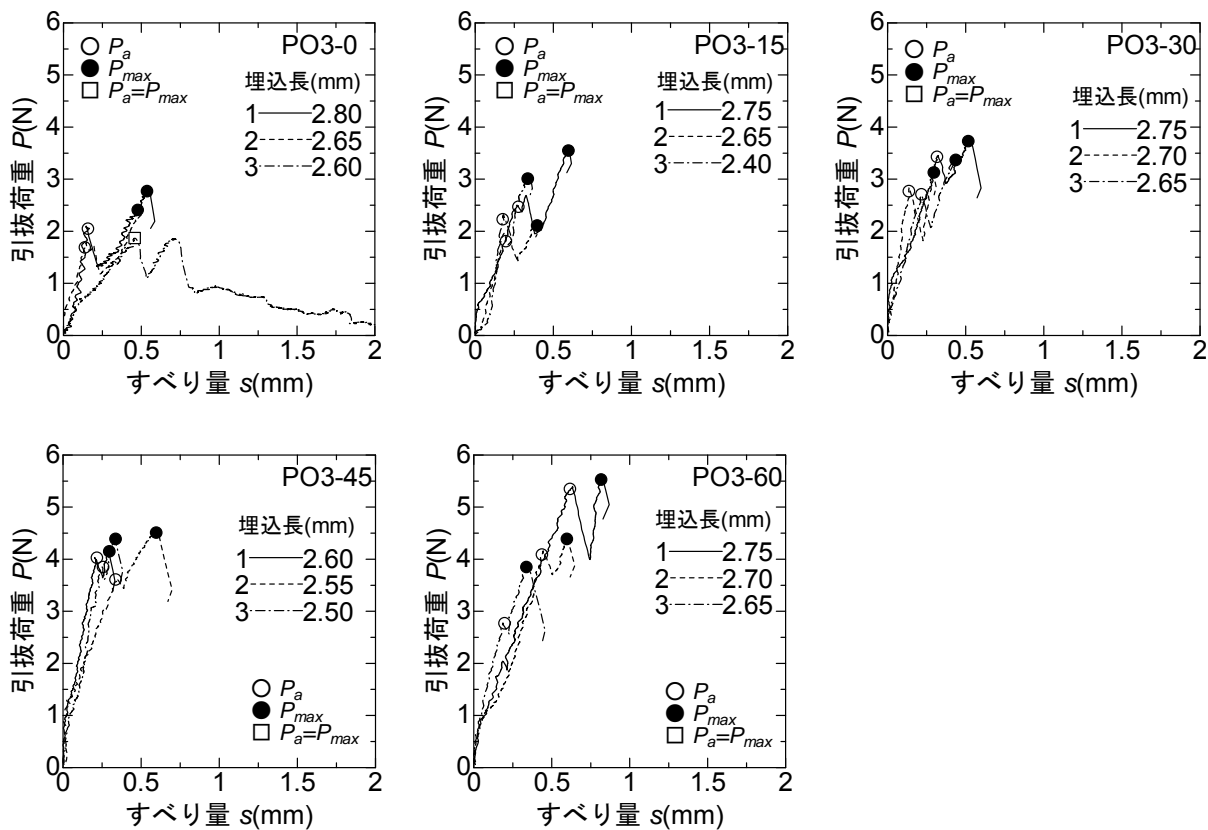


図 2-16 引抜荷重—すべり量関係 (埋込長 3mm)

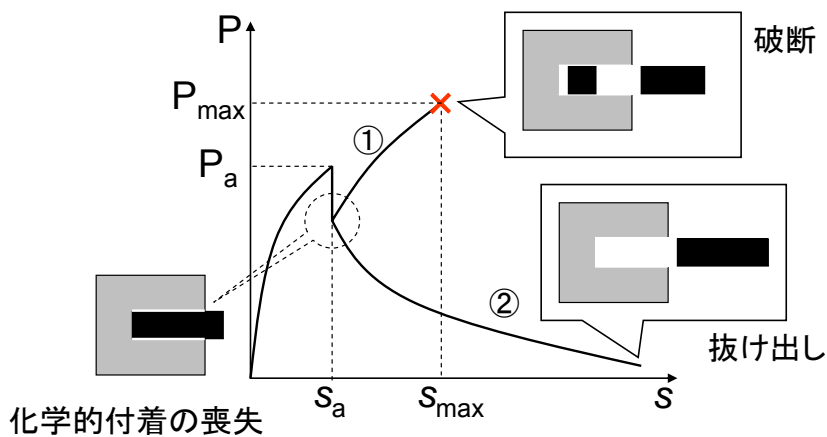


図 2-17 単繊維の引抜機構

表 2-6 引抜試験結果 (埋込長 1mm)

試験体名	配向角(°)	埋込長 (mm)	S_a (mm)	S_{max} (mm)	P_a (N)	P_{max} (N)	破壊 形式
PO1-0-1	0	0.95	—	0.168	1.84	1.84	S
PO1-0-2		0.90	0.148	0.484	1.80	3.23	R
PO1-0-3		0.85	0.240	0.420	1.31	1.61	S
PO1-15-1	15	0.95	0.428	0.436	2.02	2.08	S
PO1-15-2		0.95	0.143	0.268	1.70	2.82	R
PO1-15-3		0.85	0.360	0.577	1.86	3.04	R
PO1-30-1	30	0.95	0.100	0.213	1.69	2.52	R
PO1-30-2		0.85	0.134	0.591	1.62	2.06	S
PO1-30-3		0.80	0.695	0.835	2.93	2.93	S
PO1-45-1	45	0.80	0.203	0.311	2.92	3.07	R
PO1-45-2		0.75	0.166	0.242	2.91	3.22	R
PO1-45-3		0.70	0.156	0.222	2.47	2.61	R
PO1-60-1	60	0.90	0.188	0.594	1.91	4.26	R
PO1-60-2		0.85	0.514	1.012	2.46	3.85	S
PO1-60-3		0.60	0.151	0.416	1.74	3.09	R

表 2-7 引抜試験結果 (埋込長 2mm)

試験体名	配向角(°)	埋込長 (mm)	S_a (mm)	S_{max} (mm)	P_a (N)	P_{max} (N)	破壊 形式
PO2-0-1	0	1.70	0.118	1.151	1.57	2.19	S
PO2-0-2		1.70	—	0.273	1.48	1.48	R
PO2-0-3		1.65	0.200	0.987	1.49	2.89	R
PO2-15-1	15	1.70	0.090	0.180	2.13	3.23	R
PO2-15-2		1.45	0.457	0.870	2.28	3.75	R
PO2-15-3		1.30	0.184	0.339	2.35	3.27	R
PO2-30-1	30	1.65	0.247	0.443	2.83	3.63	R
PO2-30-2		1.60	0.058	0.121	2.78	2.98	R
PO2-30-3		1.60	0.119	0.299	2.87	2.97	R
PO2-45-1	45	1.60	0.644	0.922	3.12	3.58	R
PO2-45-2		1.55	0.283	0.414	3.46	4.43	R
PO2-45-3		1.30	0.227	0.528	2.90	3.38	R
PO2-60-1	60	1.60	0.348	1.355	3.55	3.92	S
PO2-60-2		1.45	0.575	1.840	3.91	4.44	R
PO2-60-3		1.40	0.493	0.646	3.14	3.70	R

表 2-8 引抜試験結果 (埋込長 3mm)

試験体名	配向角(°)	埋込長 (mm)	s_a (mm)	s_{max} (mm)	P_a (N)	P_{max} (N)	破壊 形式
PO3-0-1	0	2.80	0.146	0.552	2.08	2.74	R
PO3-0-2		2.65	0.146	0.496	1.74	2.46	R
PO3-0-3		2.60	—	0.456	1.86	1.86	S
PO3-15-1	15	2.75	0.326	0.602	2.65	3.55	R
PO3-15-2		2.65	0.190	0.391	1.93	2.20	R
PO3-15-3		2.40	0.180	0.354	2.27	3.03	R
PO3-30-1	30	2.75	0.325	0.534	3.41	3.75	R
PO3-30-2		2.70	0.140	0.292	2.79	3.14	R
PO3-30-3		2.65	0.219	0.427	2.65	3.42	R
PO3-45-1	45	2.60	0.202	0.293	3.96	4.20	R
PO3-45-2		2.55	0.349	0.596	3.58	4.51	R
PO3-45-3		2.50	0.248	0.331	3.79	4.43	R
PO3-60-1	60	2.75	0.633	0.823	5.34	5.62	R
PO3-60-2		2.70	0.445	0.597	4.12	4.46	R
PO3-60-3		2.65	0.187	0.349	2.70	3.94	R

2.4.1 引抜荷重の評価

引抜荷重の第1ピーク時荷重 P_a および最大荷重 P_{max} と配向角の関係を、埋込長毎にそれぞれ図 2-18 および図 2-19 に示す。両者とも、配向角が大きいほど荷重が大きくなる傾向が確認できる。HPFRCC を含む FRCC では繊維に配向角 θ がある場合、図 2-20 に示すように、繊維埋込口のエッジによる集中反力 R によって見かけ上引抜抵抗力が増大するといったスナビング効果が既往の研究で報告されている[2.3]。スナビング効果を定量的に表現するための指標として、スナビング係数 f の導入が提案されている。スナビング効果を考慮した最大引抜荷重は、スナビング係数を用いて式(2.4)のように表される。

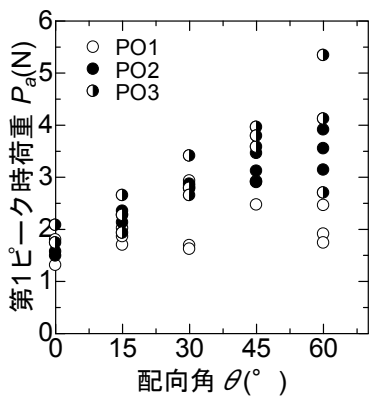


図 2-18 第1ピーク時荷重—配向角関係

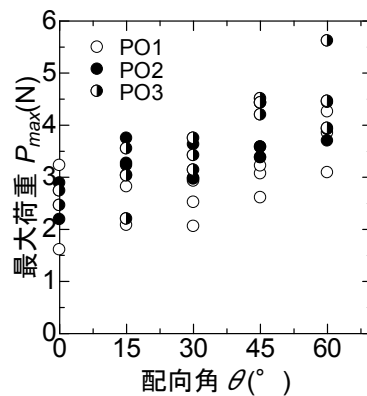


図 2-19 最大荷重—配向角関係

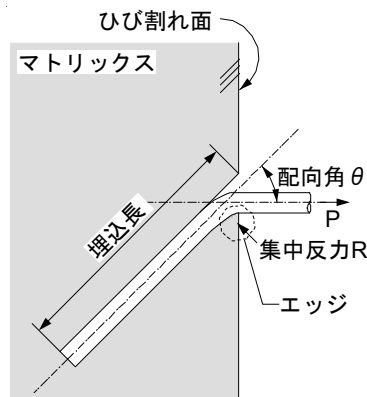


図 2-20 引抜抵抗機構

$$P_{max} = P_0 \cdot e^{f \cdot \theta} \tag{2.4}$$

P_0 : 配向角 0° における最大引抜荷重

式(2.4)に示したように、スナビング係数の定義は、最大引抜荷重についての増加の程度を示す値であり、最大引抜荷重以前に繊維が破断した場合、その荷重値を評価することはできない。実験結果よりスナビング係数を算出する場合、破断荷重は除外する必要がある。しかしながら、表 2-6~2-8 に示したように、ほとんどの試験体で破断の破壊形式を示しているため、スナビング係数を算出するためにはデータ数の不足が危惧される。破壊形式が引抜の場合、最大引抜荷重は第1ピーク時荷重に等しいか近傍であるため、最大引抜荷重は第1ピーク時荷重と強い関係性を持

つと考えられる。したがって、破断した試験体については第1ピーク時荷重 P_a を、引抜の試験体については最大荷重 P_{max} を採用し、配向角 0° の試験体の第1ピーク時荷重 $P_{a,0}$ の平均値で基準化した。基準化荷重と配向角の関係を図 2-21 に示す。図中の曲線は式(2.4)を最小二乗法によって近似した結果で、スナビング係数は 0.67 が得られた。また、破壊形式が引抜の試験体について、基準化荷重と配向角の関係を図 2-22 に示す。この場合、スナビング係数は 0.68 となった。両者においてスナビング係数はほぼ一致しており、スナビング係数を決定付ける因子として第1ピーク時荷重の影響が大きいと考えられる。

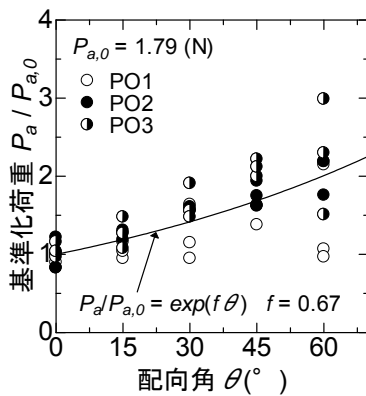


図 2-21 第1ピーク時荷重に関するスナビング効果

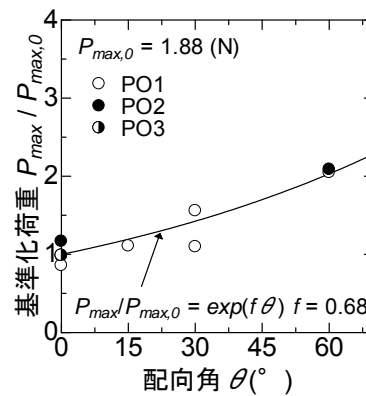


図 2-22 最大荷重（引抜）に関するスナビング効果

2.4.2 すべり量の評価

引抜荷重の第1ピーク時におけるすべり量 s_a および最大荷重時すべり量 s_{max} と埋込長 l_b の関係を図 2-23 に示す。図からは埋込長や配向角に対してすべり量との相関は確認できない。実験値のばらつきが大きくパラメータ毎の評価が困難であり、本研究では各々のすべり量の代表値として全試験体を対象とした平均値を採用し、後述する単繊維引抜性状のモデル化に導入する。

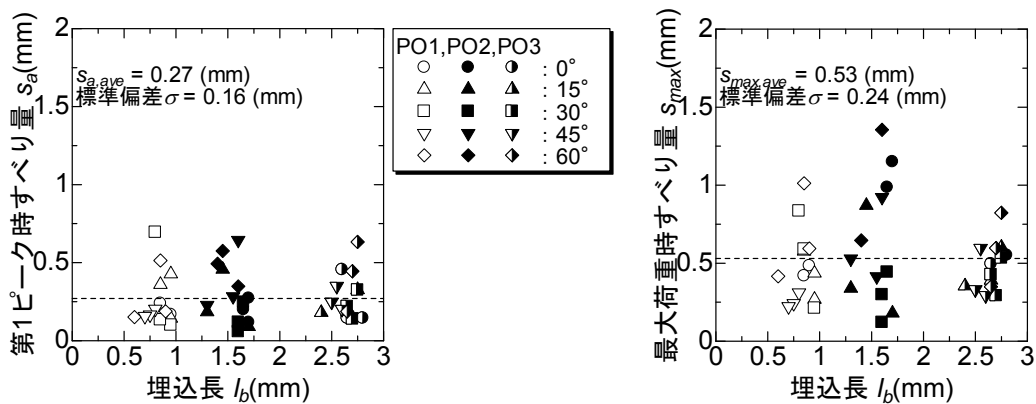


図 2-23 すべり量－埋込長関係

2.5 単繊維の架橋則のモデル化

前節までに示した実験結果から、単繊維の架橋則のモデル化を行う。モデル化された単繊維の架橋則を繊維本数で総和することによって任意の試験体断面における架橋則を算出することが可能となる。単繊維の架橋則は図 2-24 に示すような3直線によるトリリニアモデルによってモデル化を行う。

第1ピーク時荷重 P_a は、単繊維引抜試験において埋込長の全長に渡って化学的付着の剥離が生じた時点での荷重である。第1ピーク以降は摩擦抵抗により荷重が増加し最大荷重 P_{max} に達する。さらに引抜が進行した場合、ひび割れ幅が埋込長 l_b に達した時点で荷重が喪失する。なお、実際に架橋する繊維は両端がマトリックスに埋め込まれている。本研究では、埋込長が短い方から引抜きが先行し、もう一方の埋込側からは引き抜かれないと仮定し、モデル化を行う。

モデルに用いる第1ピーク時荷重 P_a は式(2.4)で表されるスナビング効果に従うこととし、 P_0 に対応する荷重には、配向角 0° の試験体における第1ピーク時荷重の平均値 $P_{a,0}$ を用いる。破断した繊維について、破断荷重-配向角関係を図 2-25 に示す。既往の研究[2.3]では、配向角が大きくなるほど破断荷重は低下すると報告されているが、実験結果は配向角が大きいほど破断荷重は大きくなっている。これは、スナビング効果によって引抜荷重が上昇する過程で繊維が破断したと予想される。

前節までの実験結果から、最大引抜荷重と第1ピーク時荷重についてスナビング係数はほぼ等しいため、式(2.5)のように P_{max} は P_a の定数倍で表すこととする。 P_{max} と P_a の比と配向角の関係を図 2-26 に示す。これにより、モデルに用いる最大引抜荷重 P_{max} は、 P_a の 1.32 倍とした値を用いる。なお、図 2-26 には破断荷重が含まれるため、スナビング効果によって得られる P_{max} に対してモデルは下限値を示す傾向となる。繊維の破断荷重は、既往の研究と同一の評価ができないため、引張試験で得られた破断荷重の平均値を用いる。モデル化された単繊維の架橋則への入力値を表 2-10 に示す。

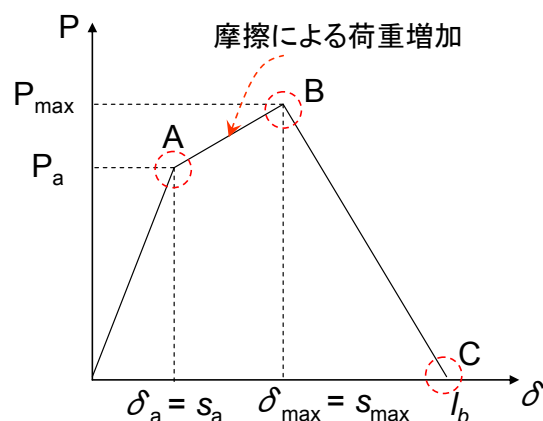


図 2-24 単繊維の架橋則モデル

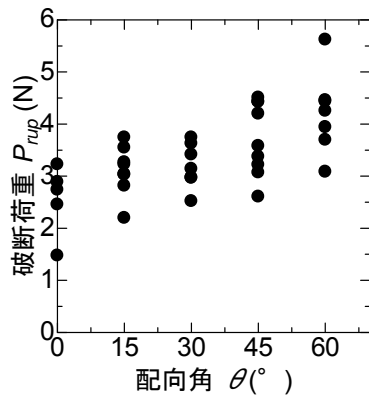


図 2-25 破断荷重—配向角関係

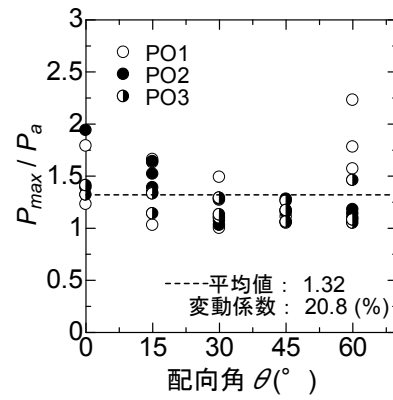


図 2-26 最大荷重と第 1 ピーク時荷重の比較

$$P_{\max} = \alpha \cdot P_a \tag{2.5}$$

表 2-10 架橋則モデルへの入力値

入力項目	
第 1 ピーク荷重時すべり量 δ_a (mm)	0.27
最大荷重時すべり量 δ_{\max} (mm)	0.53
スナビング係数 f	0.7
配向角 0° での第 1 ピーク時荷重 $P_{a,0}$ (N)	1.79
α ($= P_{\max} / P_a$)	1.32
破断荷重 P_{rup} (N)	4.47

2.6 まとめ

HPFRCC の引張応力下におけるひび割れ面での架橋則を把握するための基礎的実験として、単繊維引抜試験を行い、単繊維の架橋則をトリリニアモデルによって構築を行った。

単繊維引抜試験は、埋込長および繊維配向角を実験パラメータとして行った。その結果、埋込長の全長に渡って繊維-マトリックス界面における化学的な付着が剥離する時の第1ピーク荷重 P_a および引抜を示した試験体の最大引抜荷重についてスナビング効果が確認され、繊維径 0.1mm の PVA 繊維のスナビング係数は約 0.7 であった。また、両者のスナビング係数がほぼ等しいため、最大荷重 P_{max} は第1ピーク時荷重 P_a の定数倍とし、 P_{max} は P_a の 1.32 倍となる結果が得られた。第1ピーク荷重時すべり量 s_a および最大荷重時すべり量 s_{max} は実験値にばらつきがあったが、平均値は $s_a=0.27$ mm、 $s_{max}=0.53$ mm であった。

マトリックス中に埋め込まれた繊維の破断荷重は、既往の研究とは反する結果となった。スナビング効果による引抜荷重の上昇する過程で破断したと予想され、繊維の破断荷重には引張試験で得られた破断荷重の平均値を採用した。

第3章 可視化による繊維配向性の評価

3.1 はじめに

本研究では、HPFRCC の繊維配向性に着目し、試験体寸法の差異による内部での繊維配向性の変化を確認し、その評価を行う。打設時に物理的な拘束を受ける型枠壁面近傍および試験体中央部から試料のコア抜きを実施し、X線CTスキャンを用いてコア内に分布する繊維を可視化した2次元画像情報として取得する。取得した2次元画像を3次元画像情報へと構築し、空間的な繊維配向性を確認し、評価を行う。

3.2 使用材料および撮影対象概要

X線撮影用のコア試料は、本研究室で実施したHPFRCCの曲げ試験体[3.1]より、中空円筒形(内径12mm)ドリルビットを用いて採取した。コア採取を行った曲げ試験体は、三等分点加力曲げ試験を実施したものである。使用したPVA繊維の形状および力学性能を表3-1に、HPFRCCのフレッシュ時の空気量および材料試験結果を表3-2に示す。使用した結合材は中庸熟ポルトランドセメントおよびフライアッシュ(JIS A 6201に規定するII種)である。細骨材は、比表面積が $2500\text{cm}^2/\text{g}$ の石灰石砕砂を用いた。PVA繊維の体積混入率は2.0%とした。試験体の打設は、均一かつ連続的に行い、打継ぎによる繊維の不連続性を排除するように行った。養生方法は、打設後に蒸気養生(最高温度 35°C 、8時間)を施し、その後、気中養生を行った。

曲げ試験の試験体形状を図3-1に、試験体一覧を表3-3に示す。断面寸法は $40\times 40\text{mm}$ 、 $100\times 100\text{mm}$ 、 $240\times 240\text{mm}$ である。試験体長さは各試験体ともに、断面寸法一辺の4倍となっている。具体的なコアの採取は、各寸法の試験体より、図3-2に示すように、試験体中央部の曲げひび割れが発生した周辺に関して、断面中央部(V-C)と、断面端部(V-E)から採取を行った。図3-3は採取したコアのサンプルの例である。表3-4にコア一覧を示す。コアの寸法は断面直径が12mm、全長は概ね40mm前後である。座標軸はX軸を曲げ試験体の軸方向、Z軸はコア試験体の軸方向と一致しており、曲げ試験体の表面側を正方向としている。

表 3-1 使用した繊維の形状および力学性能

使用繊維	繊維長(mm)	繊維径(mm)	破断強度(MPa)	弾性係数(GPa)
PVA	12.0	0.04	1690	40.6

表 3-2 フレッシュ時の空気量、圧縮強度、弾性係数

種類バッチ	繊維混入率 V_f (%)	空気量 (%)	圧縮強度(MPa)	弾性係数(GPa)
PVA20-1	2.0	6.7	52.9	18.9
PVA20-2		10.5	48.2	16.1

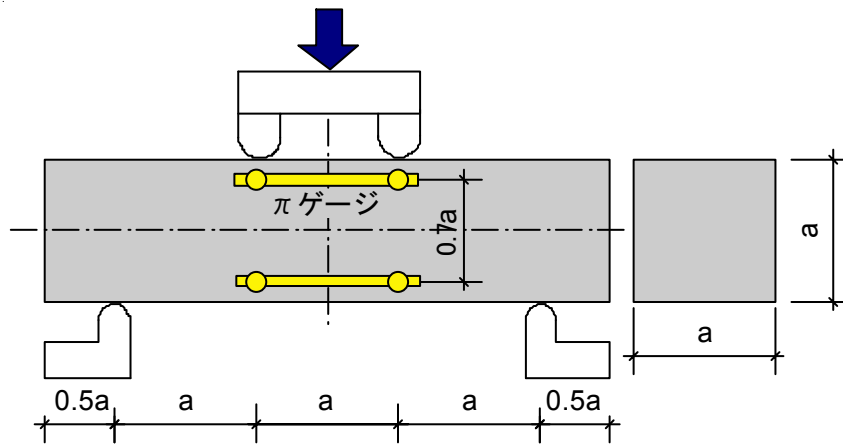


図 3-1 曲げ試験体形状

表 3-3 曲げ試験体一覧

試験体名	使用材料	a (mm)
B40-20	PVA20-1	40
B100-20		100
B240-20	PVA20-2	240

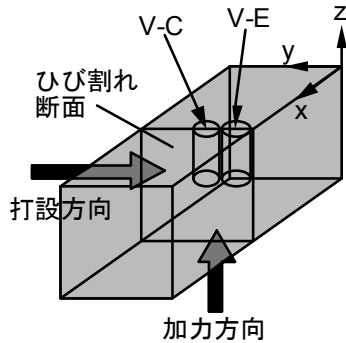


図 3-2 コア採取位置



図 3-3 採取したコアの例

表 3-4 撮影対象コア一覧

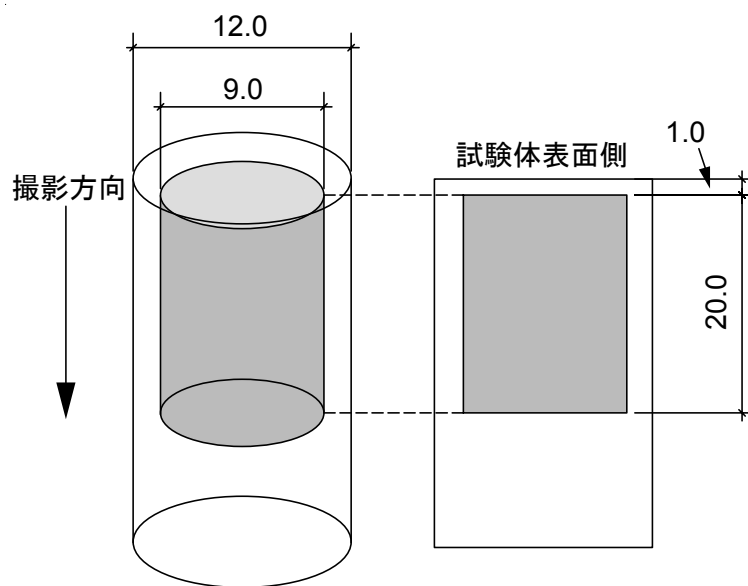
コア名称	採取位置	採取元試験体名	寸法
B40V-C	V-C	B40-20	断面直径×全長 12(mm)×40(mm)程度
B40V-E	V-E	B40-20	
B100V-C	V-C	B100-20	
B100V-E	V-E	B100-20	
B240V-C	V-C	B240-20	
B240V-E	V-E	B240-20	

3.3 撮影方法

表 3-5 に示す仕様により、採取したコア試験体の X 線 CT スキャンを用いた透過撮影を行った。撮影領域を図 3-4 に示す。コアの試験体表面側 1.0mm の位置を撮影開始断面とし、開始断面から下方に向かって 20.0mm の範囲までの XY 断面の撮影を行った。撮影のスライスピッチが 0.0075mm であるため、一つのコア試験体につき 2668 枚の断面画像が出力される。

表 3-5 撮影仕様

項目	仕様
使用装置	マイクロフォーカス X 線 CT システム
焦点寸法	5 (μm)
管電圧	190 (kV)
管電流	0.15 (mA)
スライス幅 / スライスピッチ	0.015 / 0.0075 (mm)



(単位 : mm)

図 3-4 撮影領域

3.4 撮影結果

X線 CT スキャンにより撮影された各コアの XY 断面画像を図 3-5 に示す。例として、ここでは各コアで撮影された 2668 枚の画像の内、図 3-4 で示した撮影領域での中央部断面（撮影開始断面から下方へ 10mm の断面）の画像を挙げている。画像を見てわかるように、空隙、ひび割れが明確に確認されているが、繊維は鮮明には確認できない。このまま繊維配向性を評価するのは困難なため、撮影された画像から空隙、ひび割れを取り除き、マトリックス部分の透過処理を行い、繊維を明確にする。

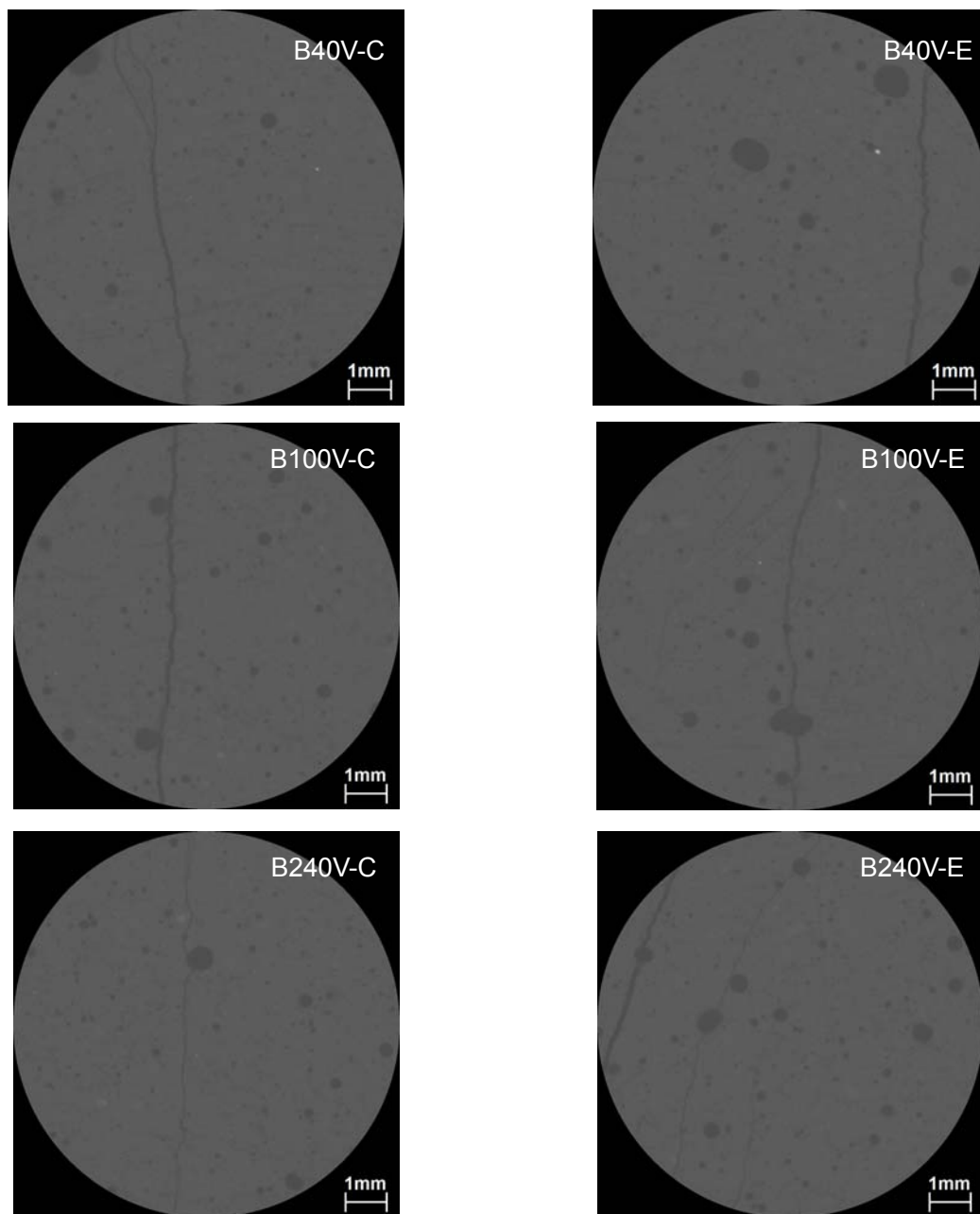


図 3-5 XY 断面画像の例

3.5 繊維検出画像解析

X線CTスキャンで得られた画像は16ビットグレースケールのため、画素値の値域は0~65535である。繊維周辺を構成する画素および繊維ではない要素の画素では、画素値の平均値(μ)、標準偏差(σ)の分布に差異があり、画素値の分布の差異を利用して繊維の可能性のある画素を抽出する。画素の目視により、繊維部分および繊維ではない部分を抽出し、それらの画素値の平均値および標準偏差に関する度数分布を整理したグラフを図3-6に示す。さらに、画素値によるフィルタの結果、抽出された各画素について、周辺要素の輝度勾配のヒストグラムを計算する。計算されたヒストグラムを教師データとして、繊維か否かの判定を行った。検出した繊維座標をプロットし、二値化した画像の一例を図3-7に示す。空隙やひび割れといったノイズとなる情報は、解析対象画像の前後の断面画像の変化を利用して、体積、面積といった形状を元に繊維か否か判別している。図3-5に示した元の画像と比較すると、空隙やひび割れが適切に除去されている。以上の処理を1つのコアから得られたスキャン画像全てについて行い、繊維を構成する座標(X, Y, Z)を得る。繊維と識別された座標情報を三次元空間にプロットした例を図3-8に示す。

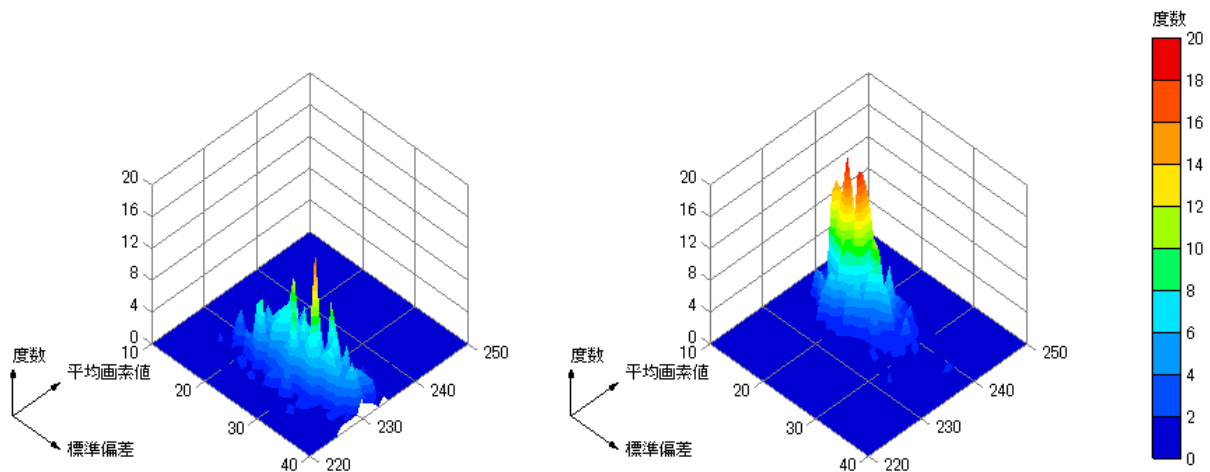


図 3-6 画素値の度数分布

(左図：繊維周辺を構成する画素について、右図：繊維ではない要素の画素について)

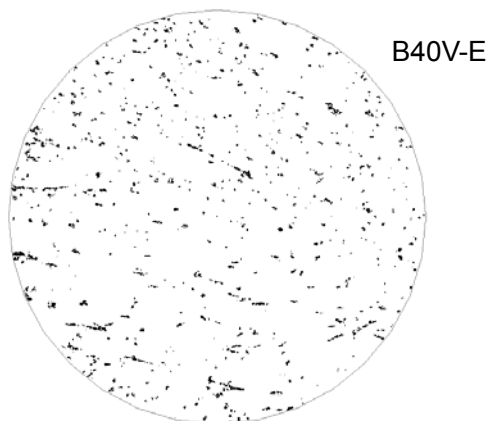


図 3-7 二値化の例

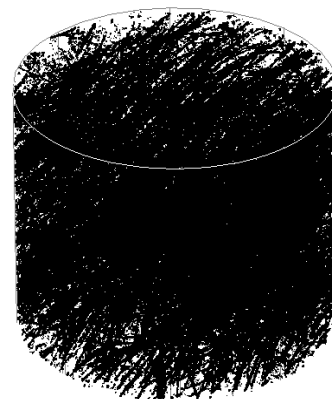


図 3-8 空間的な繊維座標情報の例

3.6 繊維配向角の検出

3.6.1 繊維配向角の検討領域および座標系の定義

繊維の配向性を定量的に表現するために、図 3-8 の繊維座標情報から連続する繊維の座標を抽出し、連続体と認識して三次元空間における配向角を算出することが望ましいが、技術的に困難である。そこで二次元画像上で連続的であるものと認識できる程度の厚みをもった薄板状の領域に対して XY、YZ、ZX 平面上での繊維座標の分布から繊維配向角の傾向を定量的に表現することを試みる。検討対象とした領域を図 3-9 に示す。XY 平面では試験体表面から 5mm 間隔毎の平面 (A~E 断面)、YZ、ZX 平面ではコアの直径を通る断面とし、領域の厚みは後述する処理の関係から、繊維座標が連続的に分布し繊維として認識できる厚さとして 0.5mm とした。検討領域の座標系を図 3-10 に示す。また、各コアでの検討領域の繊維画像情報を図 3-11~図 3-13 に示す。

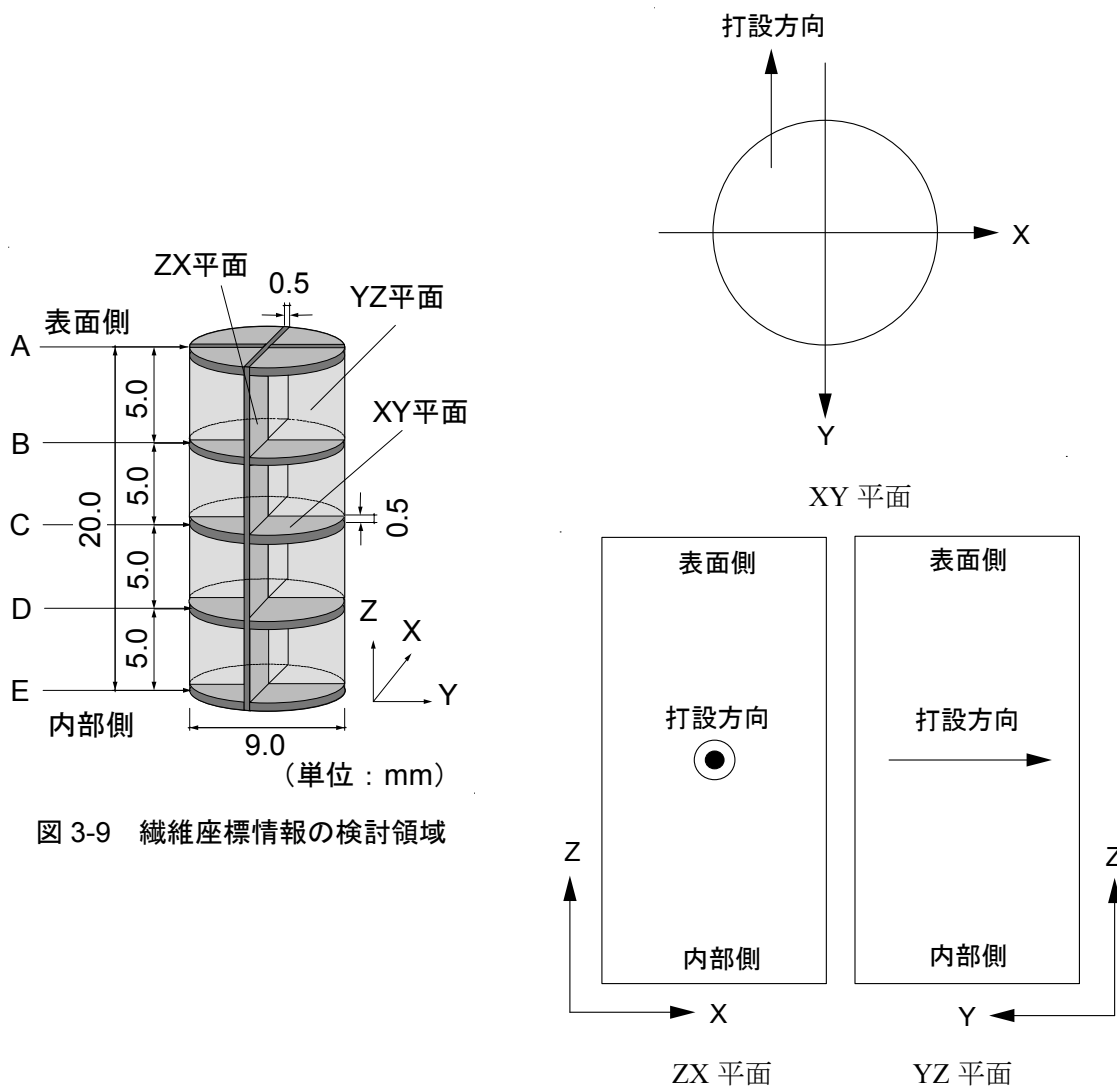


図 3-9 繊維座標情報の検討領域

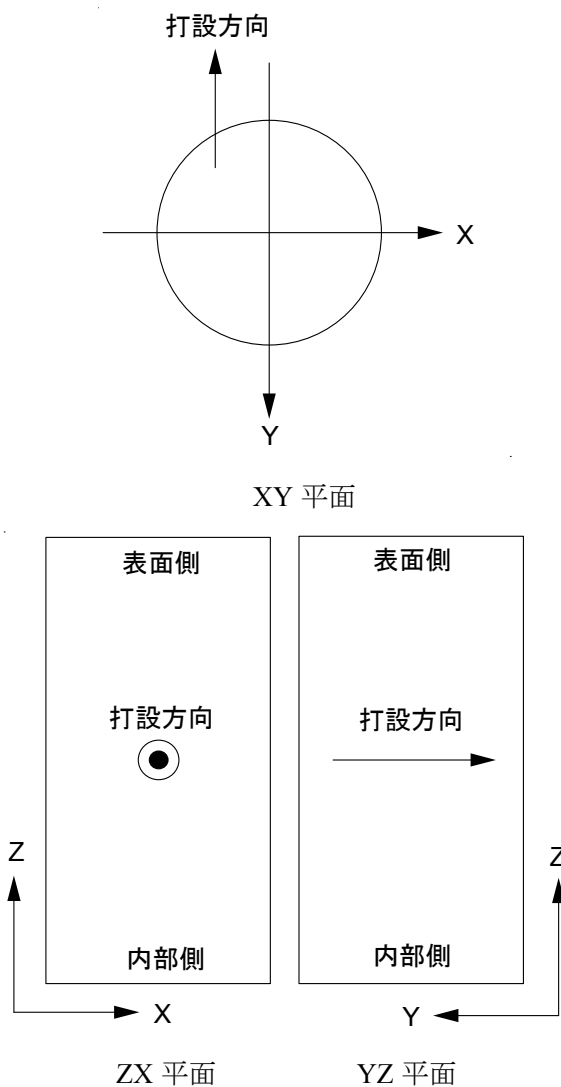


図 3-10 検討領域の座標系

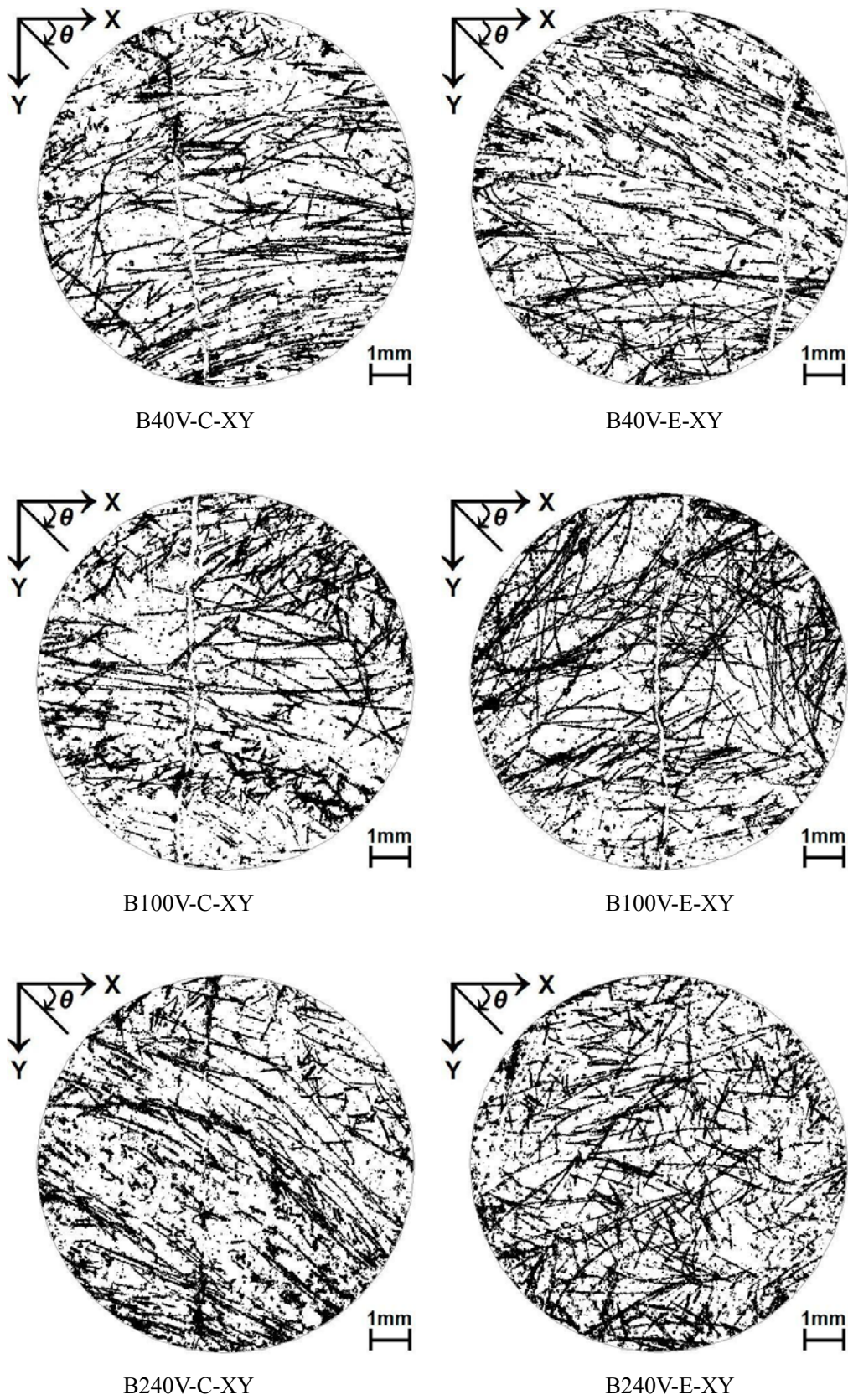


図 3-11 XY 平面の繊維画像情報 (C 断面 : 表面側から 10mm の位置)

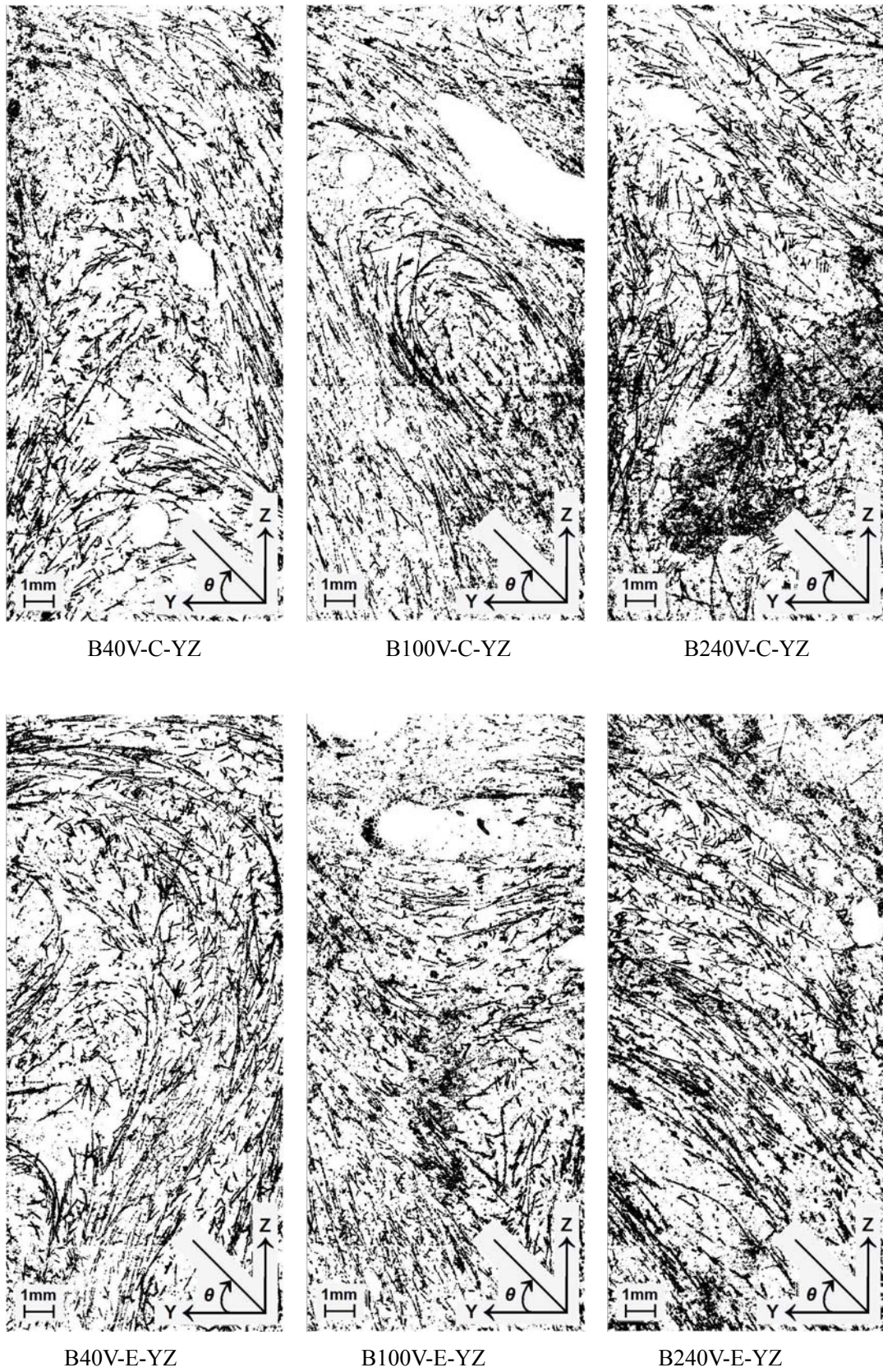
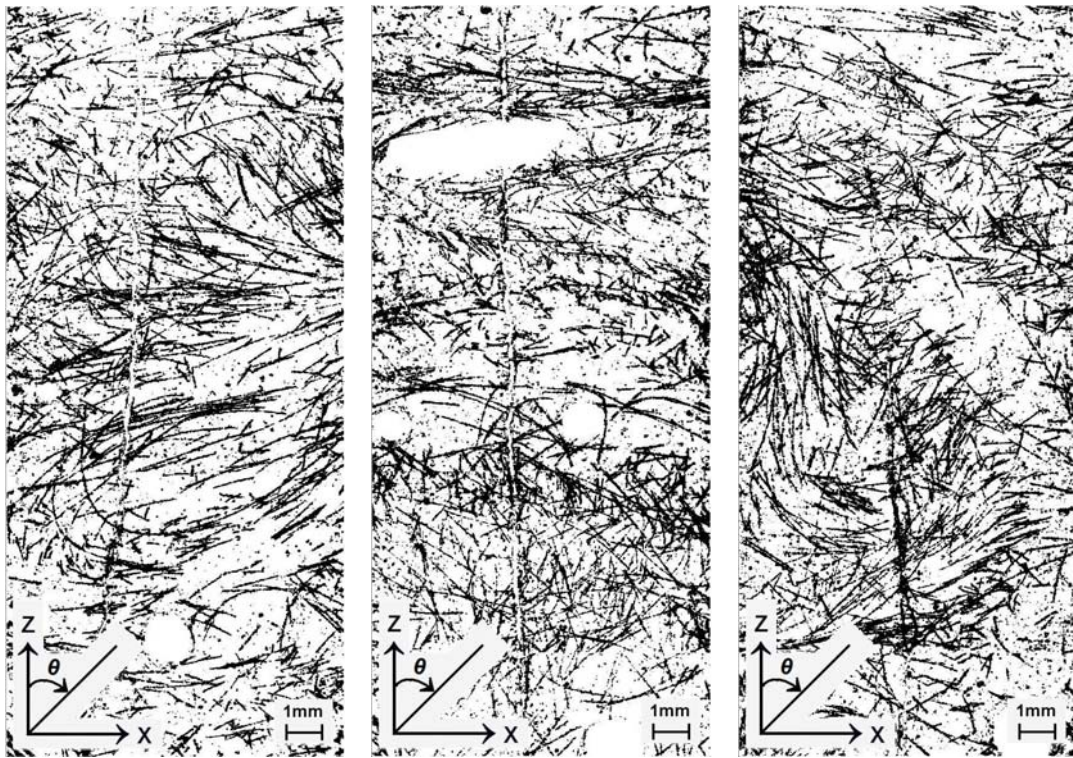


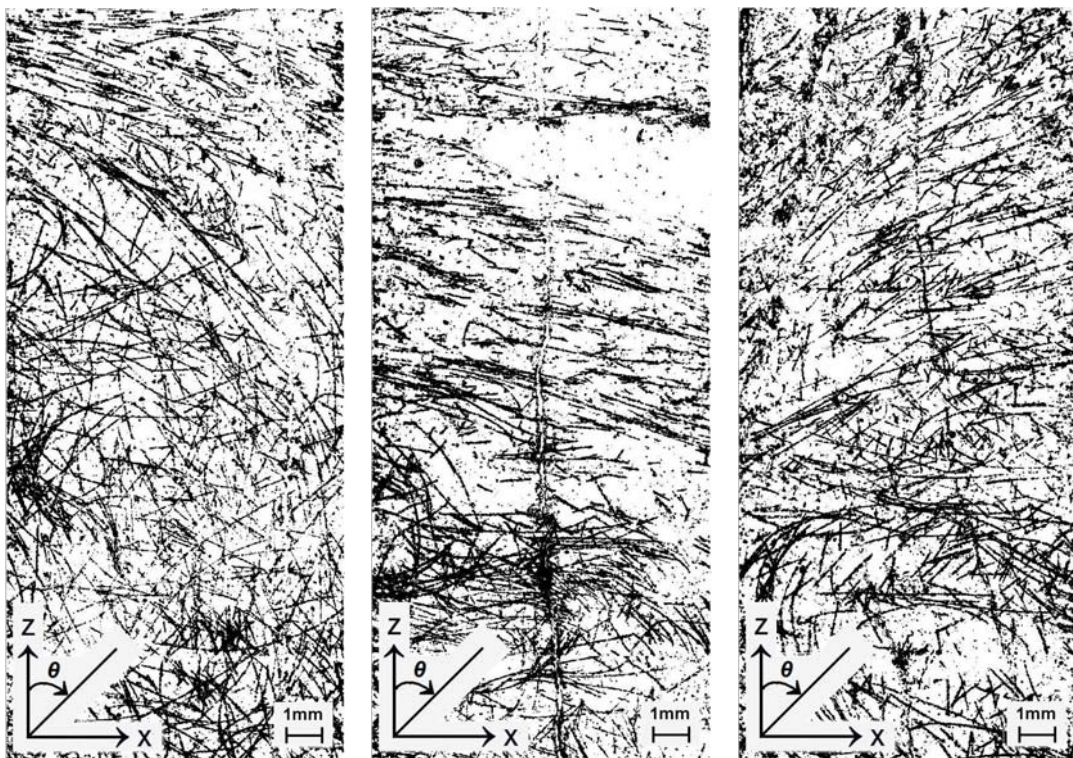
図 3-12 YZ 平面の繊維画像情報



B40V-C-ZX

B100V-C-ZX

B240V-C-ZX



B40V-E-ZX

B100V-E-ZX

B240V-E-ZX

図 3-13 ZX 平面の繊維画像情報

3.6.2 繊維配向角の検出方法

前節で得られた繊維画像情報より、1本1本の繊維を抽出し、各々の繊維について軸方向について配向角を計測することが望ましいが、技術的に困難であるため各検討領域の繊維画像情報を図3-14に示すように、任意のサイズの正方形格子で断面画像を分割する。格子毎に、格子内の繊維座標に対して、各繊維座標と回帰直線の距離の平方和が最小になるような直線をひき、その回帰直線の傾きから角度を算出し、繊維配向角と定義した。傾きは繊維座標を用いて以下に示す式で表現される。

$$S_{xx} = \sum (X_i - \bar{X})^2 \tag{3.1}$$

$$S_{yy} = \sum (Y_i - \bar{Y})^2 \tag{3.2}$$

$$S_{xy} = \sum (X_i - \bar{X})(Y_i - \bar{Y}) \tag{3.3}$$

$$D = (S_{xx} - S_{yy})^2 + 4S_{xy}^2 \tag{3.4}$$

$$a = \frac{S_{yy} - S_{xx} + \sqrt{D}}{2S_{xy}} \tag{3.5}$$

ここで、

- X_i : i番目の画素の横座標
- \bar{X} : X_i の平均
- Y_i : i番目の画素の縦座標
- \bar{Y} : Y_i の平均
- a : 回帰直線の傾き

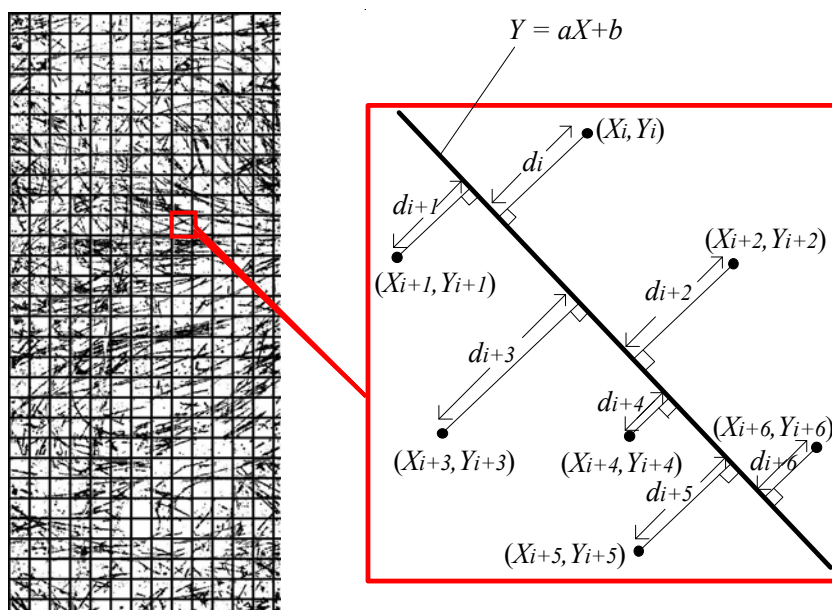


図3-14 繊維配向角の検出方法

次に格子寸法の検討を行う。格子寸法を繊維径の 12.5 倍、7.5 倍、3.75 倍の 0.5、0.3、0.15mm 角の 3 種類で検討し、配向角の算出結果をコンタ図として図 3-15 に示す。例えば、繊維座標が連続し、ある程度の長さを持つ繊維に対して沿う格子同士では、配向角を示す色の程度は同レベルのはずである。元の画像と比較した場合、0.5mm および 0.3mm 角の場合は局所的に配向角が変化する格子が目立っている。1 つの格子内で繊維座標を多く取り過ぎるために、適切な配向角の算出が行われていないと判断した。一方、0.15mm 角の場合、元の画像での繊維形状および配向角を概ね表現できている。したがって、本研究では格子寸法を 0.15mm 角とした。また、算出する配向角の精度を検討するために、本研究では、繊維座標と回帰直線との平方残差に着目し、式(3.6)で示す格子内の回帰直線と繊維座標の距離の二乗和を繊維座標の数で除した値（平均平方残差）を配向角の精度を測る指標として用いた。図 3-16 に平均平方残差の分布の例を示す。本研究では、平均平方残差が 4pix^2 （ピクセル 2 乗： $1\text{pix} \doteq 0.008\text{mm}$ ）以下となる配向角を採用した。

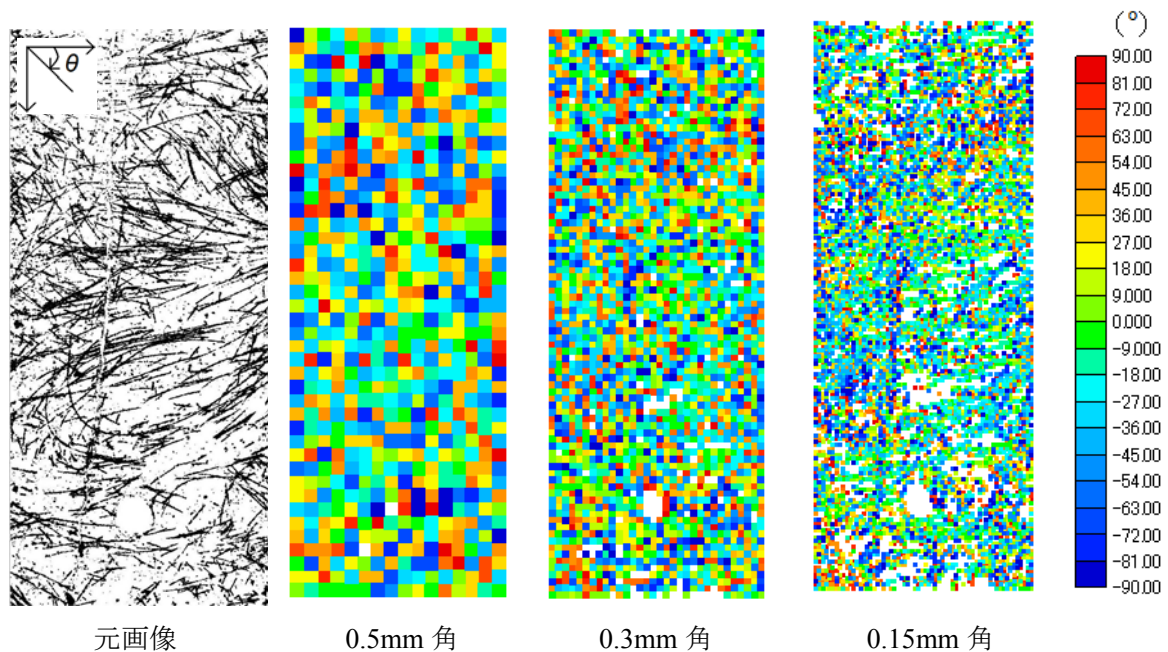


図 3-15 格子寸法による算出配向角の違い

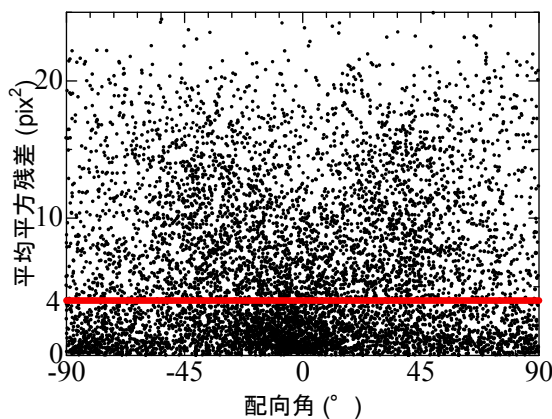


図 3-16 平均平方残差分布の一例

$$\bar{d}^2 = \frac{1}{n} \sum d_i^2 \quad (3.6)$$

\bar{d}^2 : 平均平方残差

d_i : 回帰直線と繊維座標との距離

n : 繊維座標のプロット数

3.7 繊維配向角分布の評価

3.7.1 配向強度の定義

試験体寸法、採取位置、対象平面といった変動因子に対して繊維配向角分布の評価を行うため、新たな評価指標を導入する。

繊維配向角分布の分布形状を定量的に評価するために、和紙における繊維配向性の評価手法 [3.2] を参考とした。図 3-17 に示すように、繊維配向角分布の各階級の相対度数に対して、配向角を偏角とする平面座標に変換する。その後、同図中に示すように、楕円を最小二乗法によって近似を行い、楕円の径 (a および b) と、径と座標軸のなす角 θ_r を得る。なお、 a で示される楕円の径の偏角を θ_r とし、 θ_r のとり得る範囲は $-\pi/4 < \theta_r \leq \pi/4$ とする。ここで、繊維配向角分布の分布形状を表現する指標として、式(3.7)で定義される配向強度 k を導入する。図 3-17 中に示すように、試験体断面に架橋する全ての繊維の繊維配向角分布が一様な場合、配向強度は 1 となり、 $k > 1$ の場合は θ_r について配向性が強いことを示す。このとき、配向角 θ に関する相対度数を与える確率密度関数 (以下、楕円分布) は k および θ_r を用いて式(3.8)で表される。次節以降で示される各変動因子の繊維配向角分布について楕円分布による近似を行い、配向強度 k および θ_r を示し、変動因子による繊維配向角分布の評価を行う。

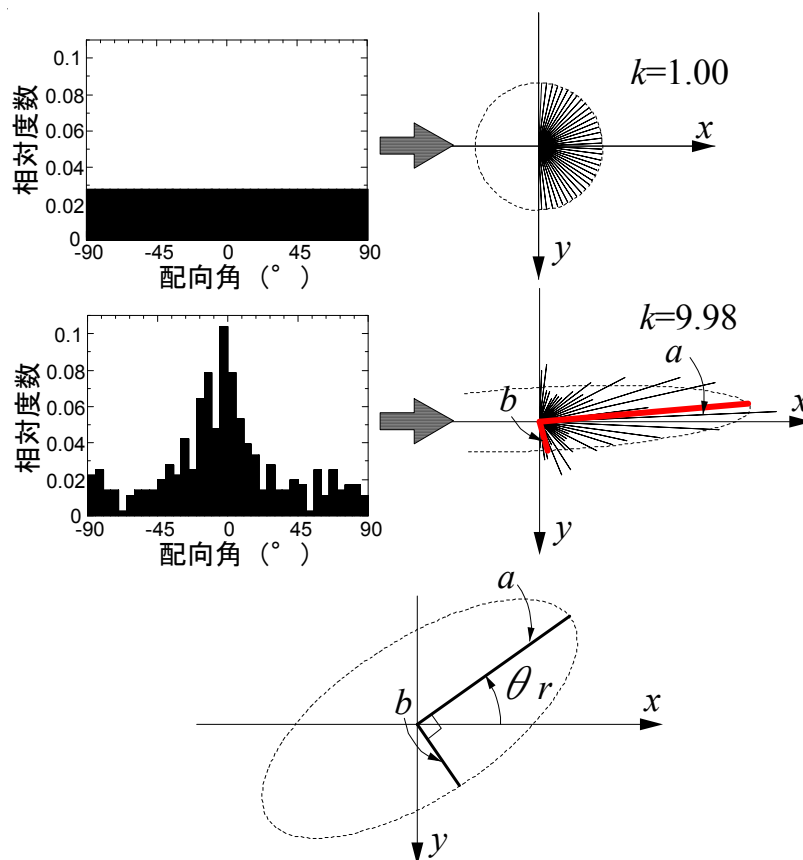


図 3-17 楕円分布の定義

$$k = \frac{a}{b} \tag{3.7}$$

ここで、 a : θ_r を偏角とする楕円の径 b : θ_r に直交する楕円の径

ただし、 $-\frac{\pi}{4} < \theta_r \leq \frac{\pi}{4}$

$$p(\theta) = \frac{\sqrt{k}}{\pi} \cdot \frac{C}{\cos^2 \theta + A \sin \theta \cos \theta + B \sin^2 \theta} \tag{3.8}$$

ここで、

$$A = \frac{(1-k) \sin 2\theta_r}{1+(k-1) \sin^2 \theta_r}, \quad B = \frac{k-(k-1) \sin^2 \theta_r}{1+(k-1) \sin^2 \theta_r}, \quad C = \frac{1}{1+(k-1) \sin^2 \theta_r}$$

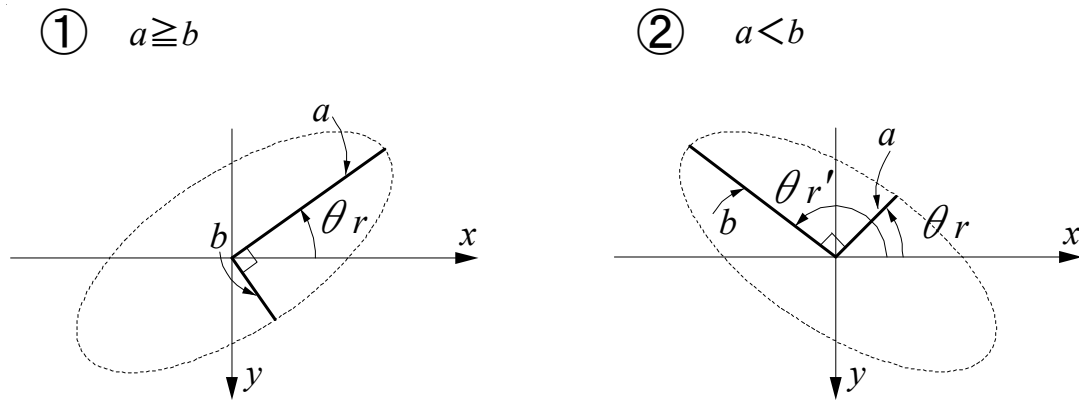


図 3-18 配向強度の定義

また、図 3-18 に示すように、対象となる繊維配向角分布によっては楕円の径の大小関係が逆転する場合が考えられる。①の場合、配向強度 k は式(3.7)に示した通りである。②に示すように、基準となる軸に対してなす配向角をとり $a < b$ となる場合、配向強度は $k < 1$ となり、基準となる軸に対して直交する軸方向への配向性を示すこととなる。ここで、両者の配向強度を同一の尺度で比較するために、②の場合における配向強度を式(3.9)で定義する。

$$k' = \frac{1}{k} = \frac{b}{a} \tag{3.9}$$

ただし、 $\theta_r' = \theta_r + \frac{\pi}{2}$ とし、 $\frac{\pi}{4} < \theta_r' \leq \frac{3}{4} \pi$

3.7.2 繊維配向角の検出結果

コア採取元の試験体の寸法およびコア採取の位置による繊維配向性の差異を、XY 平面、YZ 平面および ZX 平面それぞれの繊維配向角についての相対度数分布（以下、繊維配向角分布）によって確認する。ここで、前節で述べた配向強度は繊維配向角分布の形状によって決定される。また、検討対象領域の大きさによって繊維配向角分布も変化するため、**図 3-19** に示すように平面を試験体の表面側（S）と内部側（I）に分け、8 領域および 2 領域によって検討した。各領域で検出した配向強度および θ_r の例（B40V-C 試験体の ZX 平面）を、**図 3-20** および**図 3-21** に示す。8 領域の場合、配向強度および θ_r の表面側と内部側の各領域の平均値は、2 領域の場合と概ね一致している。しかしながら、配向強度はひび割れ面を架橋する繊維の配向角分布を表現するものであり、対象領域を縮小して局所的に配向角を評価することは本来好ましくない。本研究では、型枠面による繊維配向性の拘束の可能性を留意し、**図 3-22** に示すように、YZ 平面および ZX 平面についてはコア全長を表面側と内部側の 2 領域に分割し、XY 平面に関しては試験体表面から 5mm 間隔毎の断面（A～E 断面）について繊維配向角分布を検討した。繊維配向角分布の対象平面名称の凡例を**図 3-23** に示す。また、繊維配向角の取り方は**図 3-11**～**図 3-13** に示した平面画像の凡例に依る。

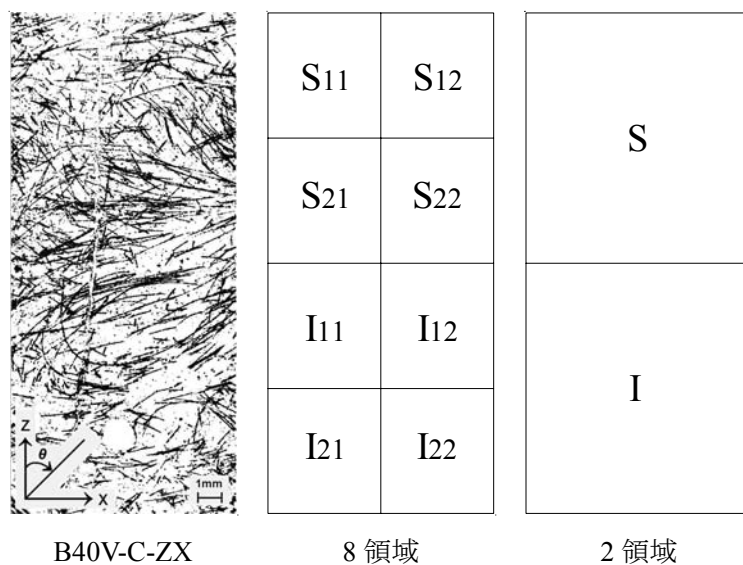


図 3-19 検討対象領域

0.35	0.23	0.30
平均値		
0.41	0.20	0.24
平均値		
0.22	0.08	0.16
平均値		
0.15	0.19	

図 3-20 配向強度の検出結果

-0.5	5.0	-1.0
平均値		
-7.9	2.8	-10.5
平均値		
-32.3	-17.4	-12.2
平均値		
2.0	-1.0	

図 3-21 θ_r の検出結果 (単位 : °)

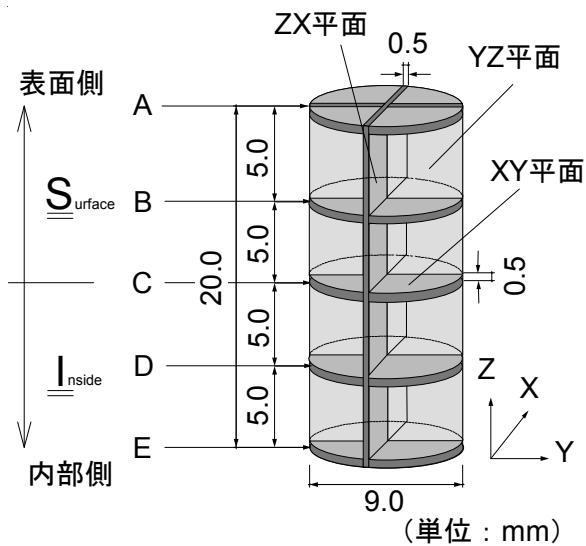


図 3-22 各平面の繊維配向角分布の定義領域

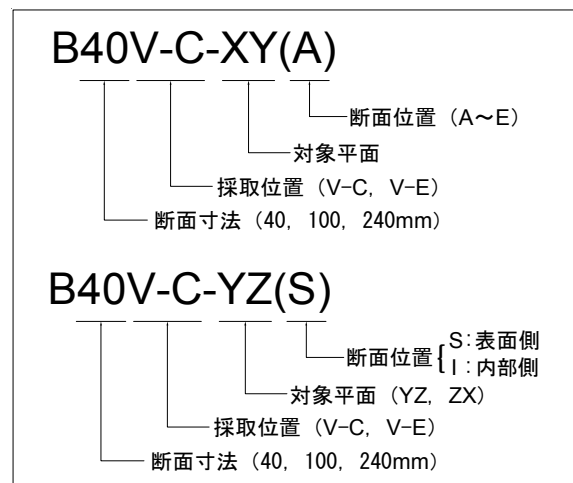


図 3-23 対象平面名称

3.7.3 XY平面の繊維配向角分布の評価

採取位置 V-C および V-E について、XY 平面の繊維配向角分布を図 3-24 および図 3-25 にそれぞれ示す。最上段が A 断面に、最下段が E 断面に対応している。また、左列、中央列、右列がそれぞれ B40、B100、B240 コア試験体に対応している。同図中には、前節で定義された楕円分布を示しており、繊維配向角分布に対して精度良く評価できている。

得られた繊維配向角分布および楕円分布より、繊維配向角は X 軸方向 (0°) に卓越する結果

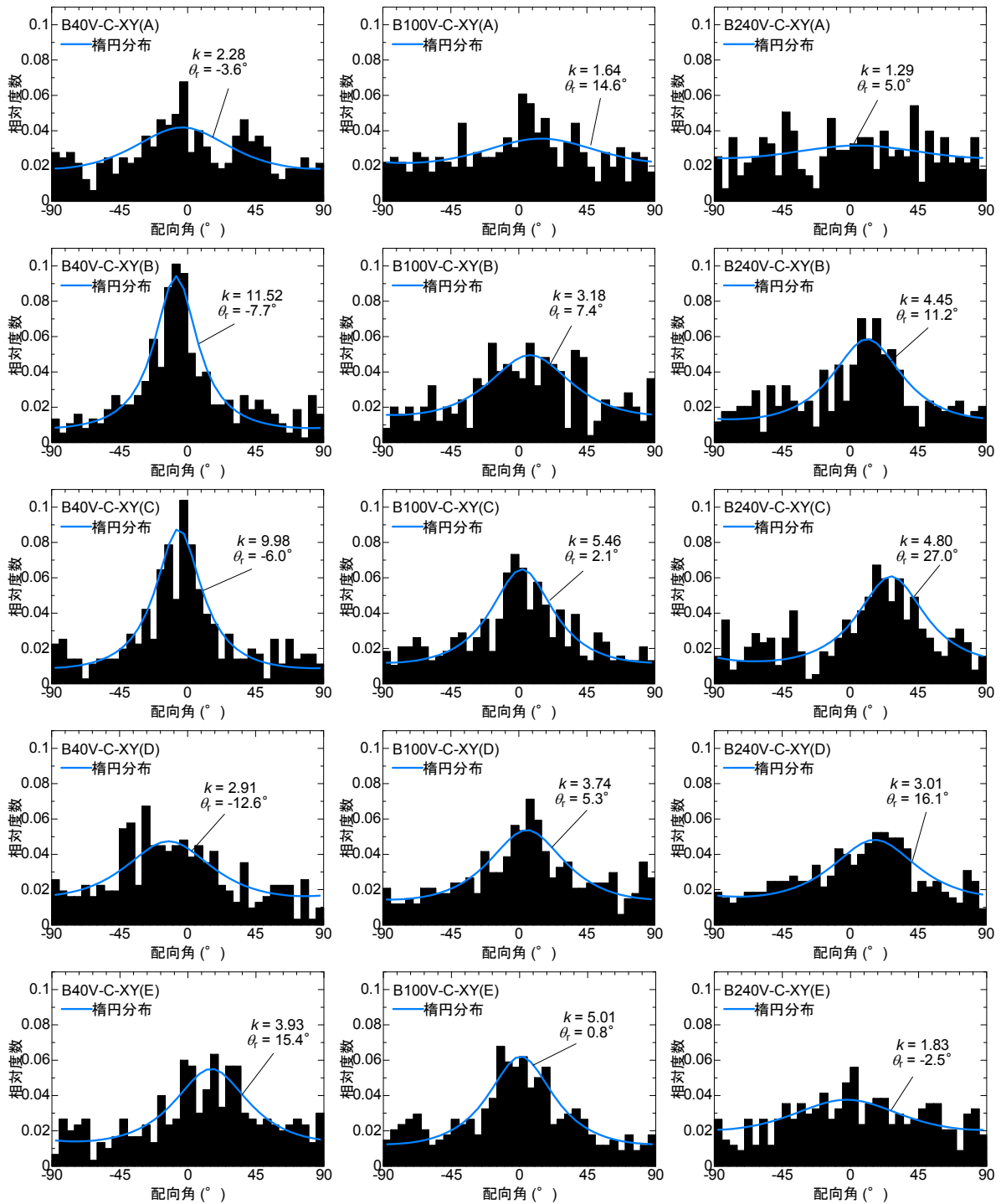


図 3-24 XY 平面の繊維配向角分布 (採取位置 V-C)

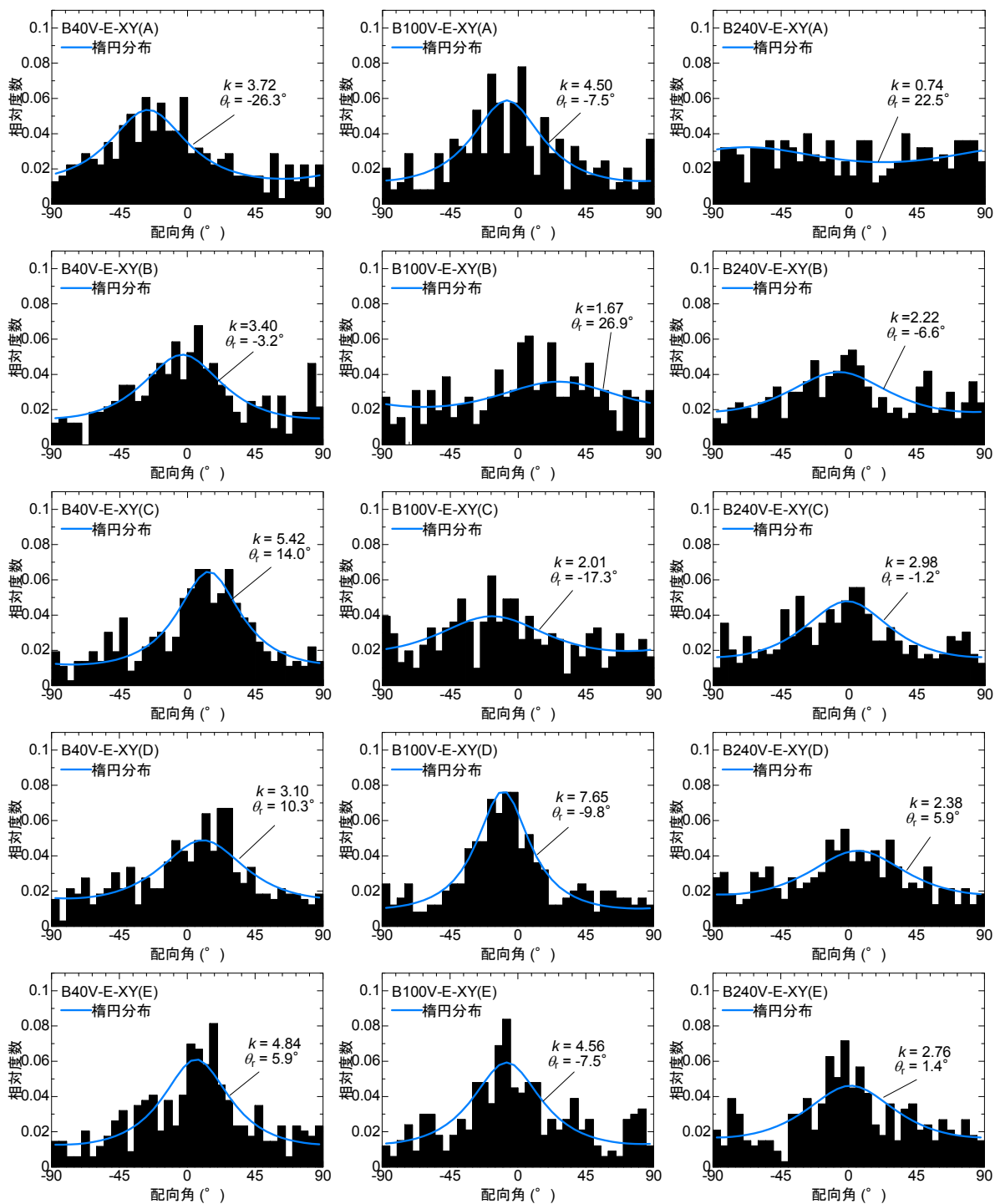


図 3-25 XY 平面の繊維配向角分布 (採取位置 V-E)

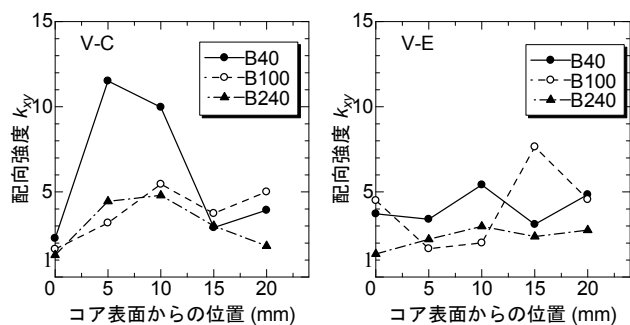


図 3-26 XY 平面における配向強度の変化

となった。すなわち、HPFRCCの打設時において試験体型枠の軸方向に沿って繊維が流れやすい傾向が推定される。また、試験体表面から内部側にかけての繊維配向性の変化を確認するため、試験体寸法毎にA～E断面の5領域について、配向強度の変化を採取位置毎に図3-26に示す。V-CおよびV-E共に、配向強度の変化は確認できるが、明確な傾向は見られない。これは、軸方向に沿って繊維が流れやすい傾向が、コア表面から20mm程度の位置まではさほど変化していない様子を示している。XY平面に関しては、5領域についての配向強度 k および θ_r の平均値によって評価を行うこととし、それらの平均値を表3-6に示す。なお、採取位置による明確な違いは確認できない。

表3-6 XY平面における配向強度 k および θ_r の平均値

	配向強度 k	θ_r (°)
B40V-C-XY	6.12	-2.9
B100V-C-XY	3.81	6.0
B240V-C-XY	3.08	11.4
B40V-E-XY	4.10	0.1
B100V-E-XY	4.08	-3.0
B240V-E-XY	2.22	4.4

3.7.4 YZ平面の繊維配向角分布の評価

採取位置V-CおよびV-Eについて、YZ平面の繊維配向角分布を図3-27および図3-28にそれぞれ示す。上段が試験体表面側(S)、下段が内部側(I)に対応し、左列、中央列、右列がそれぞれB40、B100、B240コア試験体に対応している。

得られた繊維配向角分布は、Y軸に対して特徴のある配向をする傾向を示す分布形状が確認される。試験体表面側と内部側の配向強度の変化を図3-29に、 θ_r の変化を図3-30にそれぞれ示す。配向強度の値として見れば、YZ平面の繊維配向性は採取位置に依らず、表面側から内部側にかけてY軸方向からZ軸方向への配向へ移行しているように見える。しかしながら、図3-30を見てもわかるように、表面側における θ_r は比較的大きい値を示しているため、配向強度がY軸配向を示す傾向ではあるが、 θ_r の定義上、表面側では両軸に対して45°方向への配向を示す傾向が推定される。また、内部側でもZ軸配向を示す傾向であるが、優位なZ軸配向とは言えず、表面側と同様の見解となる。このような配向性を示す理由としては、打設時に母材が型枠底面に流下し型枠壁面との間に生じる渦といった流体の挙動をYZ平面が捉えているためと考えられるが、詳細には不明である。

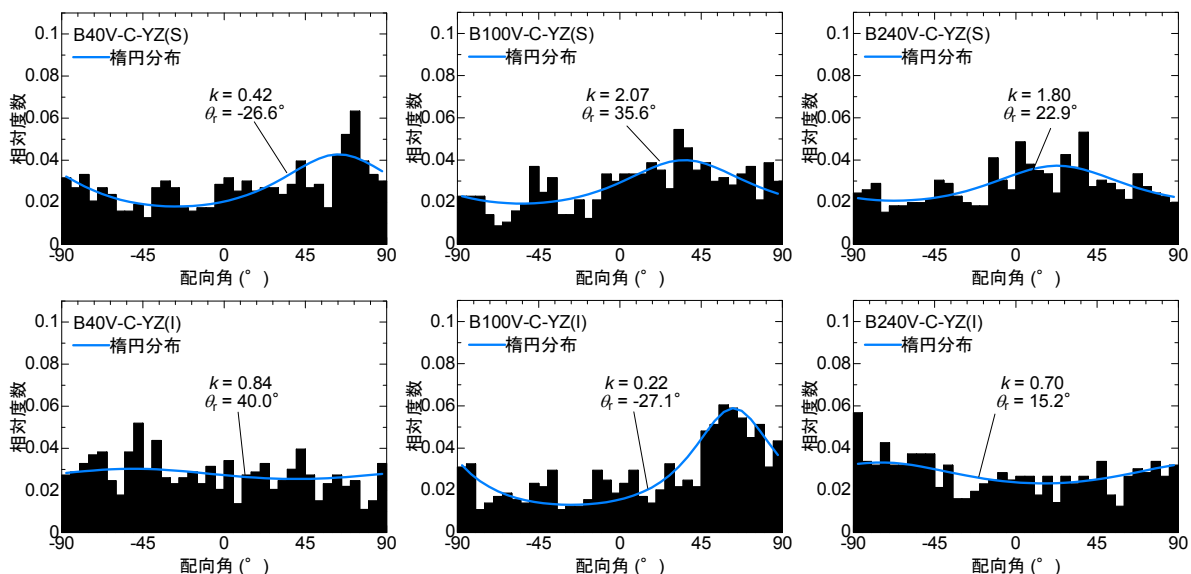


図 3-27 YZ 平面の繊維配向角分布 (採取位置 V-C)

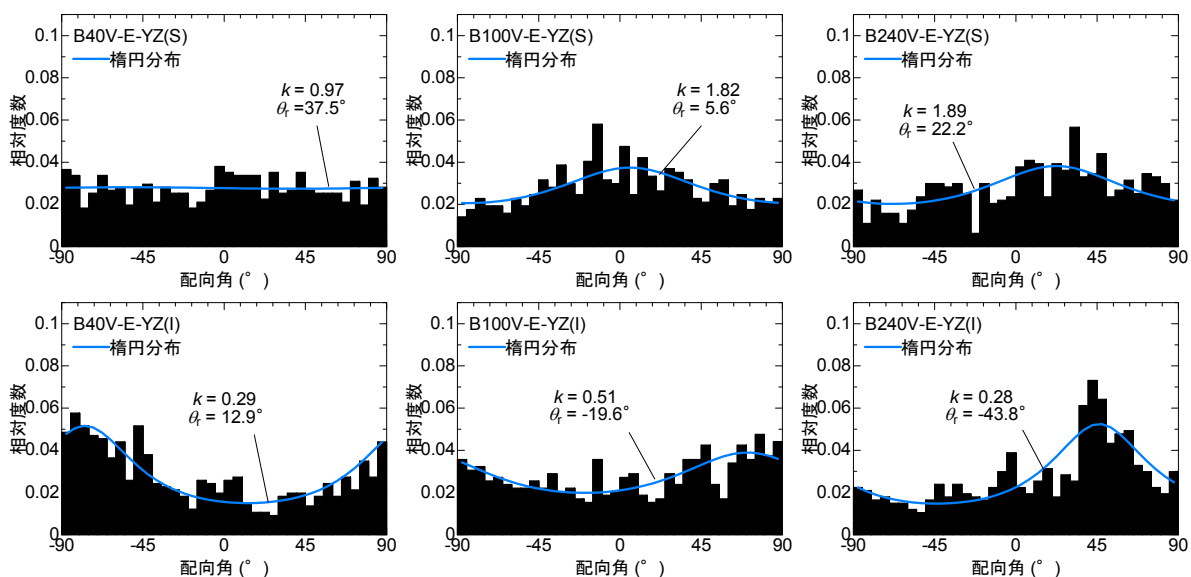


図 3-28 YZ 平面の繊維配向角分布 (採取位置 V-E)

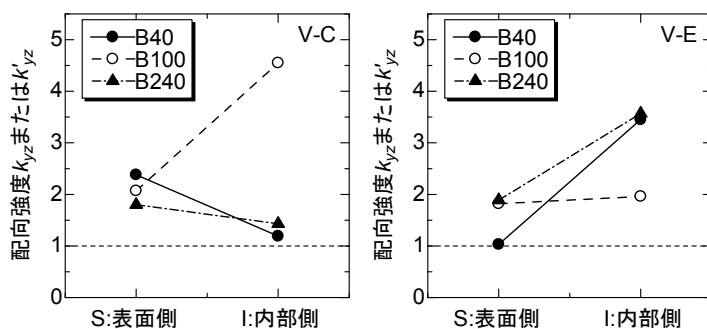


図 3-29 YZ 平面における配向強度の変化

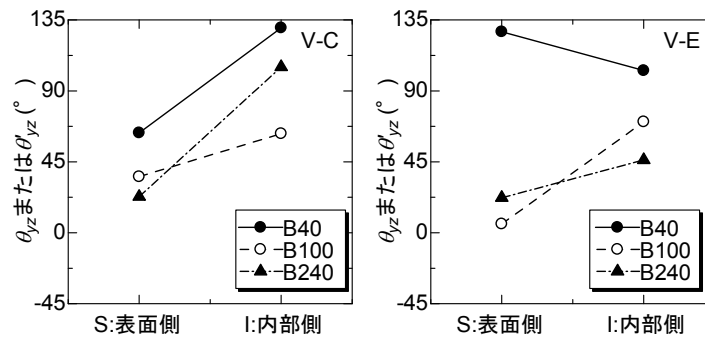


図 3-30 YZ 平面における θ_r および θ'_r の変化

3.7.5 ZX 平面の繊維配向角分布の評価

採取位置 V-C および V-E について、ZX 平面の繊維配向角分布を図 3-31 および図 3-32 にそれぞれ示す。上段が試験体表面側(S)、下段が内部側(I)に対応し、左列、中央列、右列がそれぞれ B40、B100、B240 コア試験体に対応している。

試験体寸法による大きな違いは見られないが、得られた繊維配向角分布は試験体表面側と内部側ではその分布形状に差異が生じている。試験体表面側と内部側の配向強度の変化を図 3-33 に、 θ_r の変化を図 3-34 にそれぞれ示す。図より、表面側の X 軸方向への配向性が強く、内部側にかけて弱くなっていることを示している。しかしながら、 θ_r の示す値からも、XY 平面での分布形状と同様に、得られた繊維配向角分布は Z 軸に対して $\pm 90^\circ$ すなわち X 軸方向に卓越する傾向がある。

全ての試験体における各平面の配向強度および θ_r の一覧を表 3-7 に示す。また、表 3-7 の数値を、図 3-35 に示すベクトルで表現した各コア試験体の各平面における繊維配向性を図 3-36~図 3-38 に示す。図中、ベクトルの長さおよび色は配向強度を示しており、配向強度は 1 以上となるように k または k' を選定し、ベクトルの角度はそれらに対応するように θ_r または θ'_r としている。XY 平面については、図 3-22 に示した表面側から内部側の 5 領域について、それぞれの繊維配向性を示している。XY 平面および ZX 平面については試験体軸方向に沿って繊維が流れる挙動が見てとれる。また、YZ 平面についても、全ての試験体で同様の挙動が見て取れ、前節での考察を裏付けるような結果を示している。

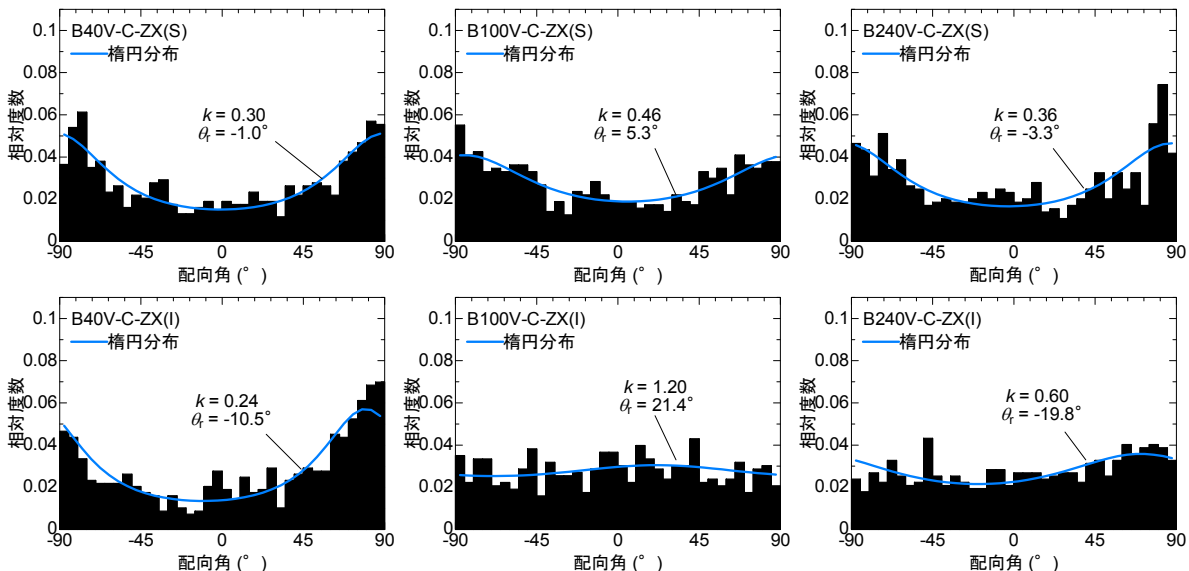


図 3-31 ZX 平面の繊維配向角分布（採取位置 V-C）

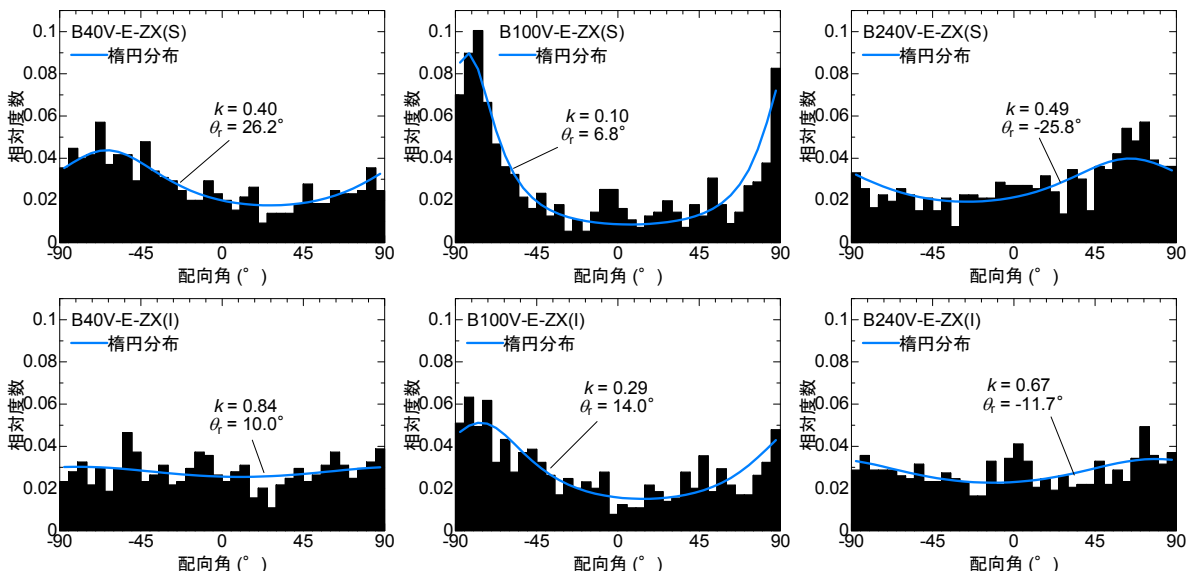


図 3-32 ZX 平面の繊維配向角分布（採取位置 V-E）

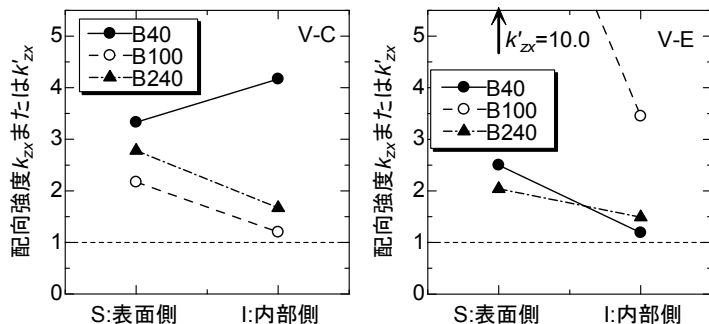


図 3-33 ZX 平面における配向強度の変化

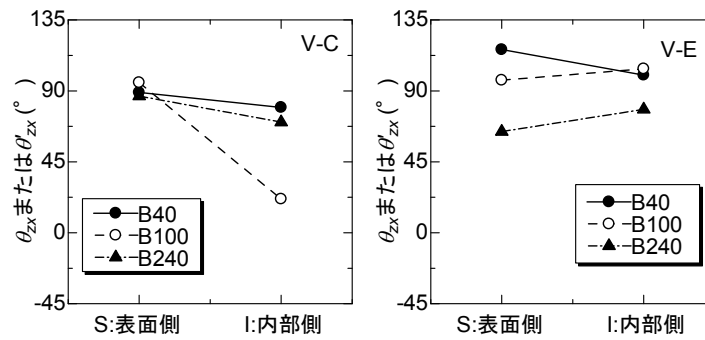


図 3-34 ZX 平面における θ_r および θ'_r の変化

表 3-7 配向強度 k および θ_r 一覧

	XY 平面		YZ 平面				ZX 平面			
			表面側		内部側		表面側		内部側	
	k	θ_r (°)	k (k')	θ_r (θ'_r)(°)	k (k')	θ_r (θ'_r)(°)	k (k')	θ_r (θ'_r)(°)	k (k')	θ_r (θ'_r)(°)
B40V-C	6.12	-2.9	0.42 (2.38)	-26.6 (63.4)	0.84 (1.19)	40.0 (130.0)	0.30 (3.33)	-1.0 (89.0)	0.24 (4.17)	-10.5 (79.5)
B100V-C	3.81	6.0	2.07 (-)	35.6 (-)	0.22 (4.55)	-27.1 (62.9)	0.46 (2.17)	5.3 (95.3)	1.20 (-)	21.4 (-)
B240V-C	3.08	11.4	1.80 (-)	22.9 (-)	0.70 (1.43)	15.2 (105.2)	0.36 (2.78)	-3.3 (86.7)	0.60 (1.67)	-19.8 (70.2)
B40V-E	4.10	0.1	0.97 (1.03)	37.5 (127.5)	0.29 (3.45)	12.9 (102.9)	0.40 (2.50)	26.2 (116.2)	0.84 (1.19)	10.0 (100.0)
B100V-E	4.08	-3.0	1.82 (-)	5.6 (-)	0.51 (1.96)	-19.6 (70.4)	0.10 (10.00)	6.8 (96.8)	0.29 (3.45)	14.0 (104.0)
B240V-E	2.22	4.4	1.89 (-)	22.2 (-)	0.28 (3.57)	-43.8 (46.2)	0.49 (2.04)	-25.8 (64.2)	0.67 (1.49)	-11.7 (78.3)

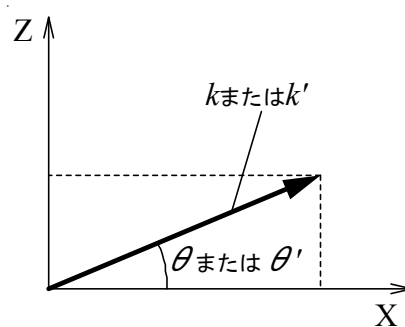


図 3-35 配向強度および角度のベクトル表示

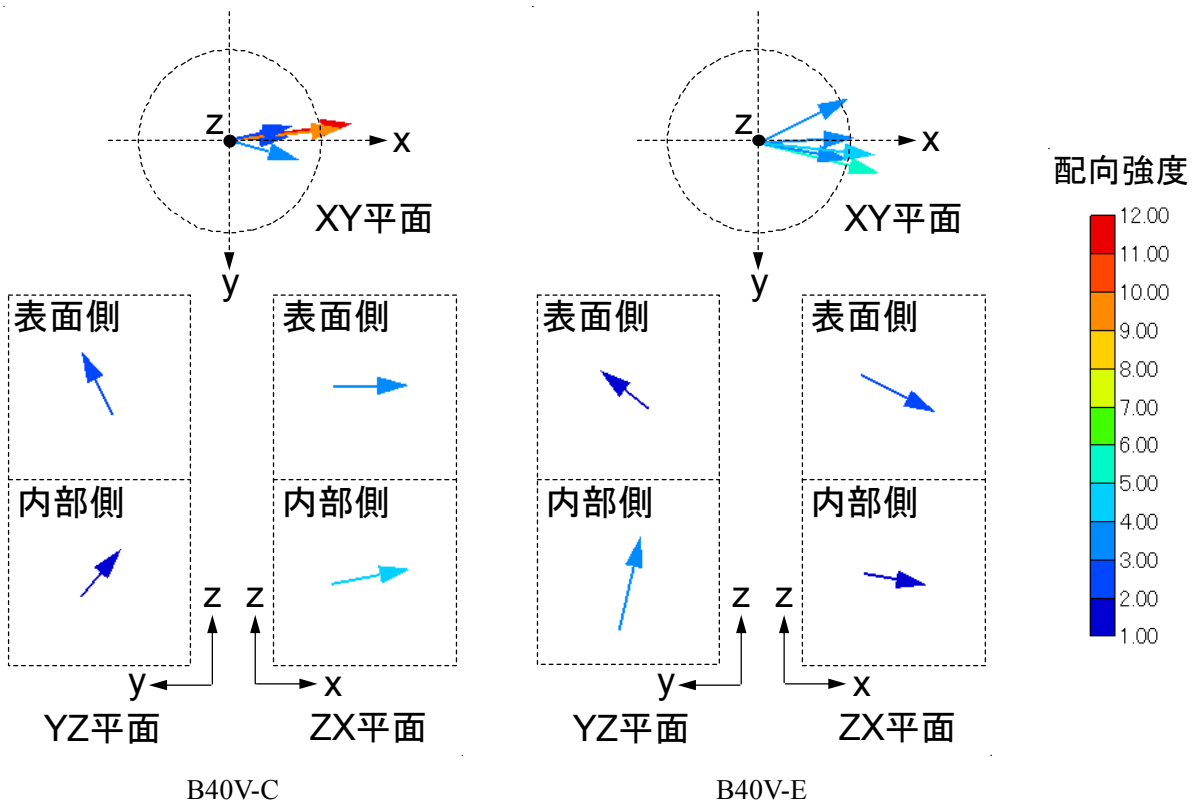


図 3-36 繊維配向性の様子 (B40)

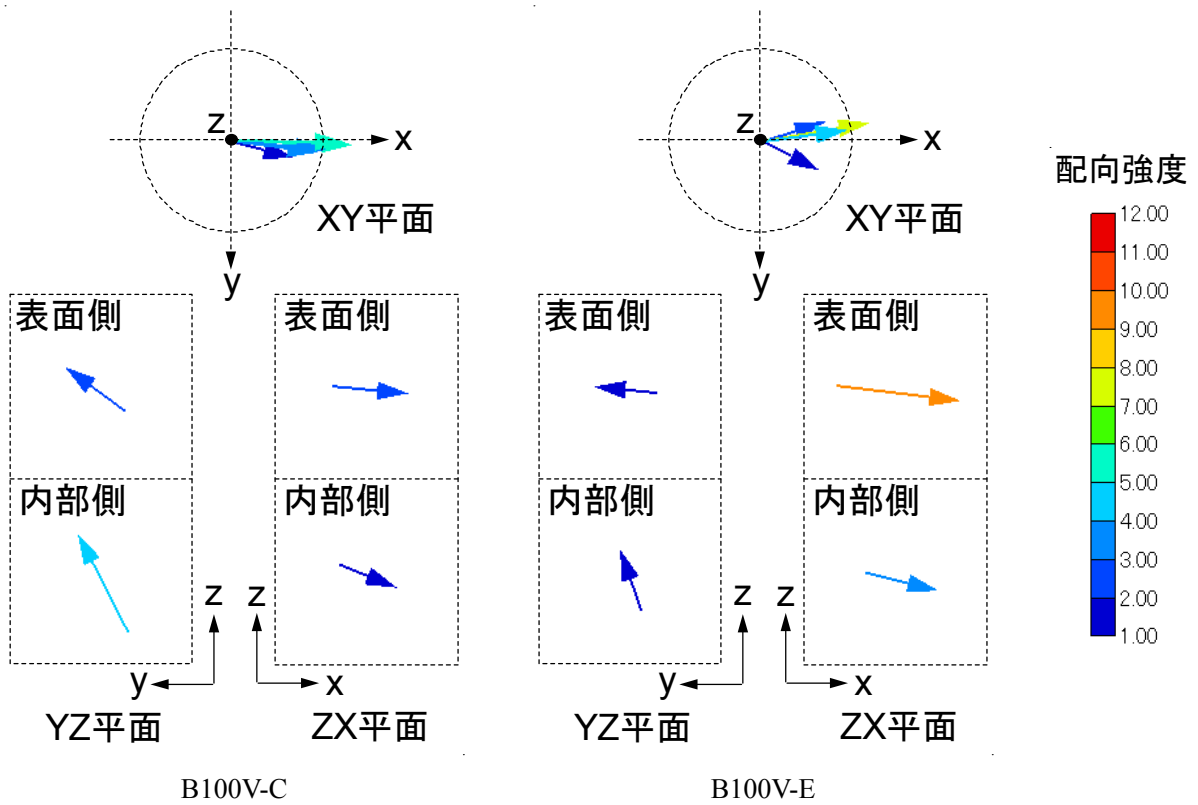


図 3-37 繊維配向性の様子 (B100)

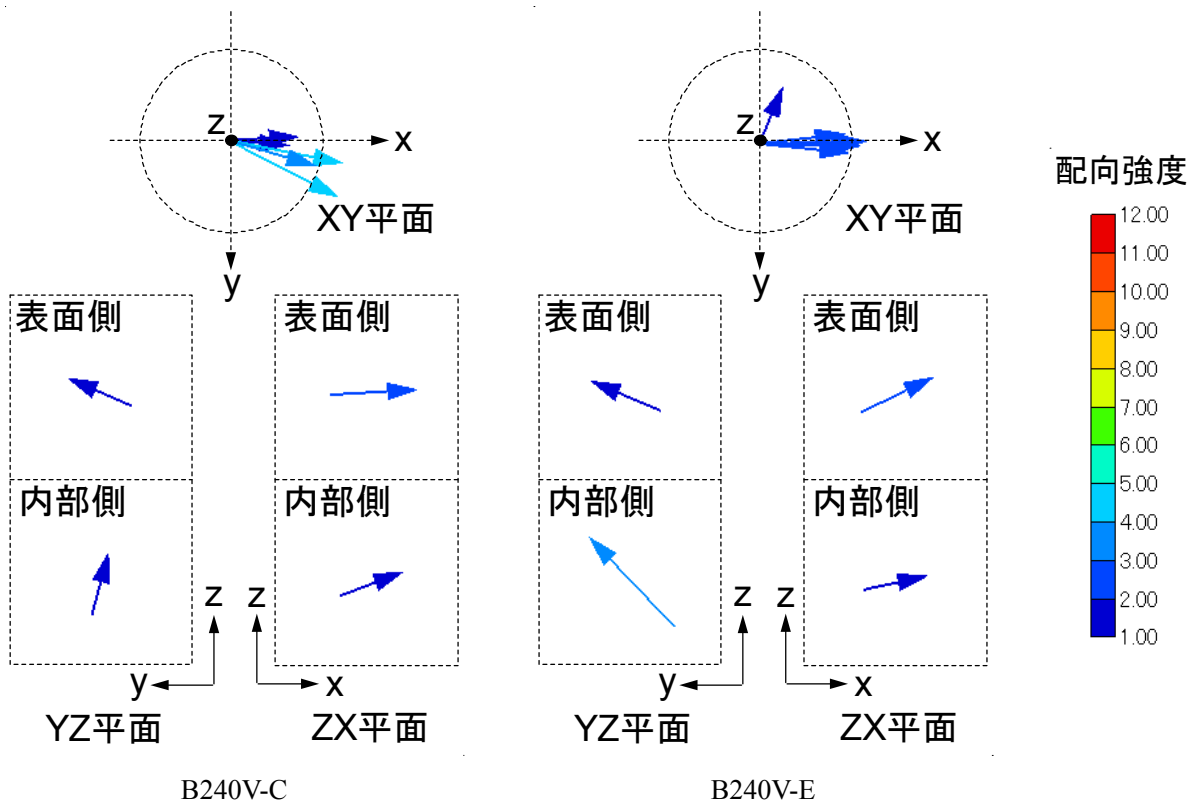


図 3-38 繊維配向性の様子 (B240)

3.8 まとめ

本章では HPFRCC 試験体内部の繊維配向性に着目し、試験体寸法の差異による内部での繊維配向性の変化を確認し、その評価を行った。

繊維配向性の評価の対象は、断面寸法が 40、100、240mm である HPFRCC の角柱型曲げ試験体とし、打設時に物理的な拘束を受ける型枠壁面近傍および試験体中央部から試料のコア抜きを実施し、X 線 CT スキャンによりコアの断面画像を撮影した。

得られた断面画像について画像処理による 2 値化を行い、画像内から繊維を構成する座標情報を抽出した。各平面について平面画像を格子状に分割し、格子内の繊維座標に対する回帰直線の傾きを繊維配向角として算出し、それぞれの平面について繊維配向角分布を得た。

繊維の配向性を表現する確率密度関数として新たに楕円分布を提案し、楕円の 2 つの径の比で定義する配向強度、および座標軸と楕円の径のなす角度を用いて配向角分布の評価を行った。それらにより、繊維配向性の差異を定量的に評価することができた。

上記の指標を検討した結果、試験体内の繊維配向性は HPFRCC の打設時の流れの方向に強く依存することが確認された。

第4章 繊維配向性を考慮した架橋則の構築

4.1 はじめに

HPFRCC の特長であるひび割れ幅抑制効果や引張性能は、第1章で述べたように、ひび割れ面における繊維の架橋応力とひび割れ幅関係で表される架橋則に支配される。架橋則は、もっとも基本となる単繊維の引抜性状に、繊維配向角によるスナビング効果や繊維有効強度係数を考慮して構築されるが、ひび割れ面に架橋する繊維の配向性はランダムと扱われることが一般的であり（例えば[4.1]）、繊維配向性を考慮した研究は行われていない。

本研究の第2章では、PVA 繊維について、単繊維引抜試験の結果よりスナビング効果を考慮した単繊維の引抜性状の評価を行い、単繊維引抜モデルの構築を行った。第3章では、試験体内部の繊維配向を X 線 CT スキャンにより取得し、繊維の配向性を表現する確率密度関数として新たに楕円分布を提案し、楕円の2つの径の比で定義する配向強度、および座標軸と楕円の径のなす角度を用いて配向角分布の評価を行った。それらにより、繊維配向性の差異を定量的に評価することができた。

本章では、第2章で構築した単繊維引抜モデルと第3章で得られた繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCC における架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討する。さらに、HPFRCC の一軸引張試験の結果との比較を行い、構築した架橋則の検証を行う。

4.2 架橋則の構築

4.2.1 構築の方法

架橋則の構築は、図 4-1 に示すひび割れ面を架橋する繊維群に対して行う。ひび割れ面に架橋する各単繊維に対して第 2 章の単繊維引抜モデルを適用し、各単繊維は第 3 章の繊維配向角分布に従うものとする。ひび割れ幅 δ における架橋力は単繊維の引抜荷重の総和として、式(4.1)によって求められる。なお、 $p_d(y_h, z_h)$ はひび割れ面内の単繊維の分布性状を示す確率密度関数を示す。単繊維引抜モデルは、図 4-2 に示すトリリニアモデルで、式(4.2)で表される。繊維配向角分布は式(4.6)および式(4.7)で与えられる。

スナビング効果の評価に用いる繊維配向角は、ひび割れ面に対する繊維の配向角として、図 4-3 に示すように、ひび割れ面の法線方向（軸方向）に対して最大となる角度 ψ を用いる。また、埋込長 l_b は既往の研究[4.2]を参考とし図 4-4 に示すように、ひび割れ面と繊維の中心との距離 x_g および配向角 ψ によって与える。本研究では、繊維の分散性については考慮せず、 $p_d(y_h, z_h)$ および x_g に関する分布は一様分布とした、単繊維の引抜荷重が繊維破断荷重 P_{rup} を上回る場合、またはひび割れ幅 δ が埋込長 l_b を上回る場合は、その時点以降の引抜荷重を 0 とする。

$$P(\delta) = \sum_h \sum_i \sum_j N_f \cdot P_{ij}(\delta, \psi) \cdot p(\theta_i) \cdot p(\phi_j) \cdot p_d(y_h, z_h) \cdot \Delta\theta \cdot \Delta\phi \cdot \Delta A \quad (4.1)$$

$$\text{ここで、} P_{ij}(\delta, \psi) = \begin{cases} \frac{P_a}{\delta_a} \cdot \delta & (\delta \leq \delta_a) \\ P_a + \frac{P_{\max} - P_a}{\delta_{\max} - \delta_a} \cdot (\delta - \delta_a) & (\delta_a < \delta \leq \delta_{\max}) \\ P_{\max} - \frac{P_{\max}}{l_b - \delta_{\max}} \cdot (\delta - \delta_{\max}) & (\delta_{\max} < \delta) \end{cases} \quad (4.2)$$

$$P_a = P_{a,0} \cdot e^{f \cdot \psi} \quad (4.3)$$

$$P_{\max} = \alpha \cdot P_a \quad (4.4)$$

$$N_f = V_f \cdot A_m / A_f \quad (4.5)$$

ただし、 $P_{ij}(\delta, \psi) > P_{rup}$ のとき、以降の $P_{ij}(\delta, \psi) = 0$

f : スナビング係数 ψ : ひび割れ面に対する繊維配向角

θ, ϕ : 軸方向に平行な平面に対して ψ を投影した配向角

$\alpha := P_{\max} / P_a$ N_f : 繊維本数

A_m : 試験体断面積 A_f : 繊維断面積

V_f : 繊維混入率 P_{rup} : 繊維破断荷重

$$p(\theta) = \frac{\sqrt{k}}{\pi} \cdot \frac{C}{\cos^2 \theta + A \sin \theta \cos \theta + B \sin^2 \theta} \quad (4.6)$$

$$A = \frac{(1-k) \sin 2\theta_r}{1 + (k-1) \sin^2 \theta_r}, \quad B = \frac{k - (k-1) \sin^2 \theta_r}{1 + (k-1) \sin^2 \theta_r}, \quad C = \frac{1}{1 + (k-1) \sin^2 \theta_r} \quad (4.7)$$

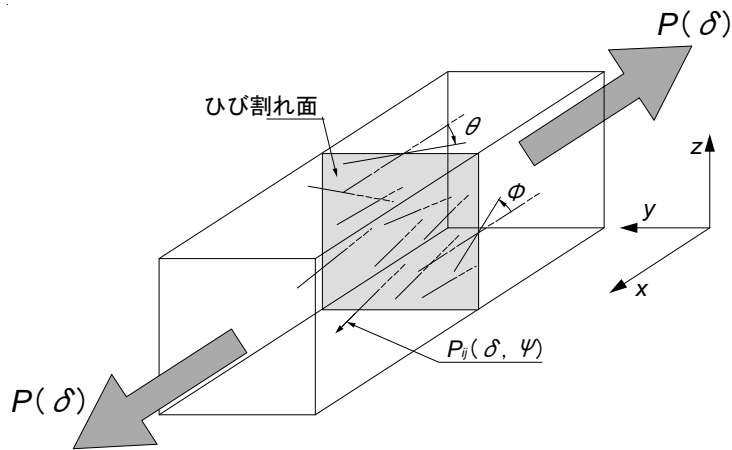


図 4-1 ひび割れ面を架橋する繊維群

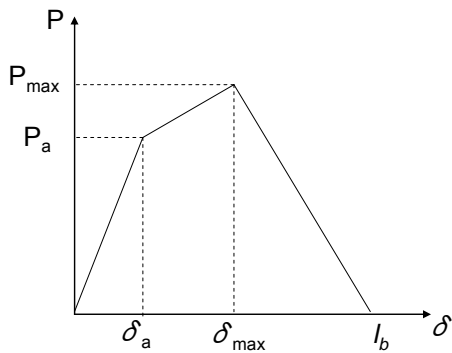


図 4-2 単繊維引抜モデル

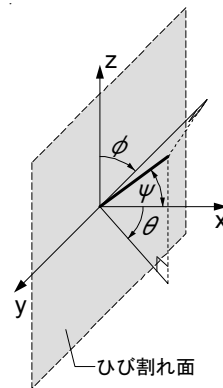


図 4-3 スナビング効果における繊維配向角

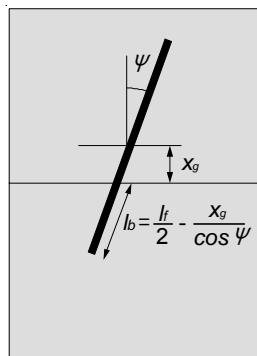


図 4-4 埋込長の定義

第3章で評価を行った、断面寸法 40×40mm、100×100mm および 240×240mm の曲げ試験体のコアから得た繊維配向角分布に対して、架橋則の構築を行う。単繊維引抜モデルに入力するパラメータを表 4-1 に示す。繊維配向角分布に入力するパラメータである配向強度 k と θ_f は表 4-2 に示す。図 4-6 に示すように、コアの各採取位置毎 (V-C、V-E) に関して、XY 平面については評価領域全体での平均値を用い、ZX 平面についてはコアの表面側 (S) と内部側 (I) に分けて検討する。

表 4-1 単繊維引抜モデルへの入力値

入力項目	
第1ピーク時すべり量 δ_a (mm)	0.27
最大荷重時すべり量 δ_{max} (mm)	0.53
スナビング係数 f	0.7
配向角 0° での第1ピーク荷重 $P_{a,0}$ (N)	1.79
$\alpha = P_{max} / P_a$	1.32
繊維破断荷重 P_{rup} (N)	4.47
繊維長 l_f (mm)	12.0

表 4-2 配向強度 k および θ_r 一覧

	XY 平面		ZX 平面			
	k	θ_r (°)	表面側 (S)		内部側 (I)	
			k	θ_r (°)	k	θ_r (°)
B40V-C	6.12	-2.9	0.30	-1.0	0.24	-10.5
B40V-E	4.10	0.1	0.40	26.2	0.84	10.0
B100V-C	3.81	6.0	0.46	5.3	1.20	21.4
B100V-E	4.08	-3.0	0.10	6.8	0.29	14.0
B240V-C	3.08	11.4	0.36	-3.3	0.60	-19.8
B240V-E	2.22	4.4	0.49	-25.8	0.67	-11.7

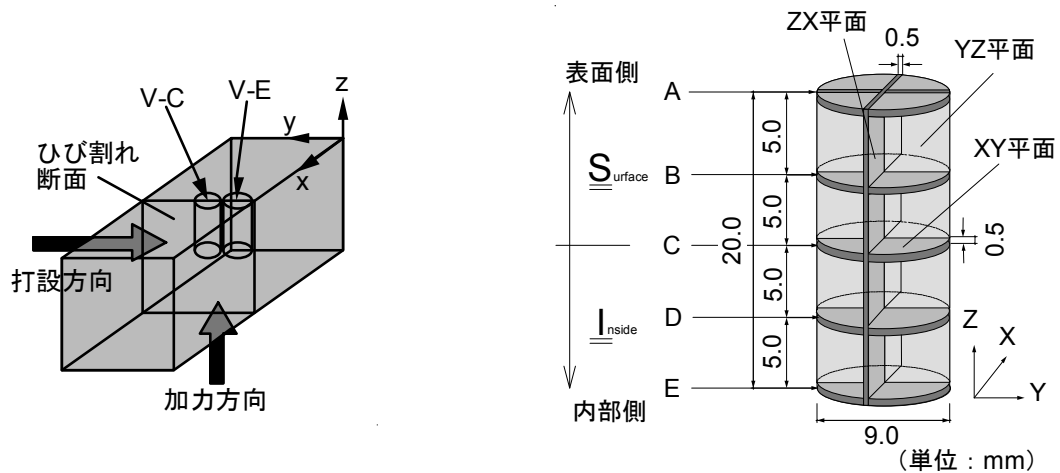


図 4-6 コア採取位置および繊維配向角分布の評価領域

4.2.2 架橋則の構築結果

構築した架橋則である架橋応力-ひび割れ幅関係を図 4-7 に示す。また、架橋力を担っている繊維（ひび割れ面を架橋し、破断もしくは抜け出していない繊維）を有効架橋繊維と称し、有効架橋繊維本数 $N_{f,b}$ の単位体積に含まれる理論上の繊維本数 N_f に対する比を繊維有効率と定義する。繊維有効率-ひび割れ幅関係を図 4-8 に示す。構築した架橋則の最大架橋応力を表 4-3 に示す。また、初期時（ひび割れが生じる以前）および最大架橋応力時の繊維有効率を表 4-4 に示す。

図 4-7 および表 4-3 より、配向強度による繊維配向性を用いて構築した架橋則および最大架橋応力の差異が確認できる。V-C の位置より得られた繊維配向性を用いた架橋則では、B40 試験体の最大架橋応力や最大以降の架橋応力の方が、B100 試験体や B240 試験体よりも大きく、軸方向に沿う傾向の見られた繊維配向性の影響を表現している。V-E では、B100 試験体の配向強度 k' の方が他の試験体より大きく（ k は小さく）、架橋則も大きくなっている。図 4-8 より、V-C および V-E の架橋則の差異にそれぞれ対応して、V-C では B40 の、V-E では B100 の繊維有効率が他のものより大きい。試験体寸法の違いが配向強度に影響しており、架橋則においてもその影響を考慮した寸法効果が表現できている。

表 4-4 より、初期時（ひび割れが生じる以前）の繊維有効率は 0.5~0.6 程度で、それぞれのコアで得られた配向強度と対応していることがわかる。3次元ランダムとした繊維配向の場合の面を跨ぐ繊維の比率の理論値は 0.41 であるので[4.3]、軸方向に配向する影響を反映して、理論値より大きくなっている。また、最大架橋応力時の繊維有効率は初期時の繊維有効率よりも小さくなっており、これはひび割れ開口にともなう繊維の抜け出しに対応する。最大架橋応力時のひび割れ幅が 0.2mm 程度であるので、埋込長がそれより小さい繊維は抜け出して、架橋力を負担していない。図 4-8 において、ひび割れ幅が 0.2~0.6mm 程度の範囲で繊維有効率の減少が顕著に現れる。これは、繊維の破断に依るものであり、図 4-7 と対比して見ると、ひび割れ開口にともなう単繊維の架橋力の増加と、それによる繊維破断での架橋力の喪失が平衡する点で最大架橋応力に達する。繊維の破断は、スナッピング効果により配向角の大きい繊維から順に発生し、ひび割れ幅が δ_{\max} を超えると架橋力が増大する繊維がなくなるため終了する。その後は繊維は順次抜け出し、繊維長の半分である 6mm になった時点で、完全に架橋力が 0 となる。

なお、表 4-4 に示したように、すべての繊維が均一に軸方向に配向し、同時に最大引抜力に達する時の最大架橋応力は 6.0MPa、同時に破断するときの最大架橋応力は 11.4MPa である。配向強度が 1 の場合の最大架橋応力は 3MPa ほどであり、この値は前述の 1/3~1/2 程度である。

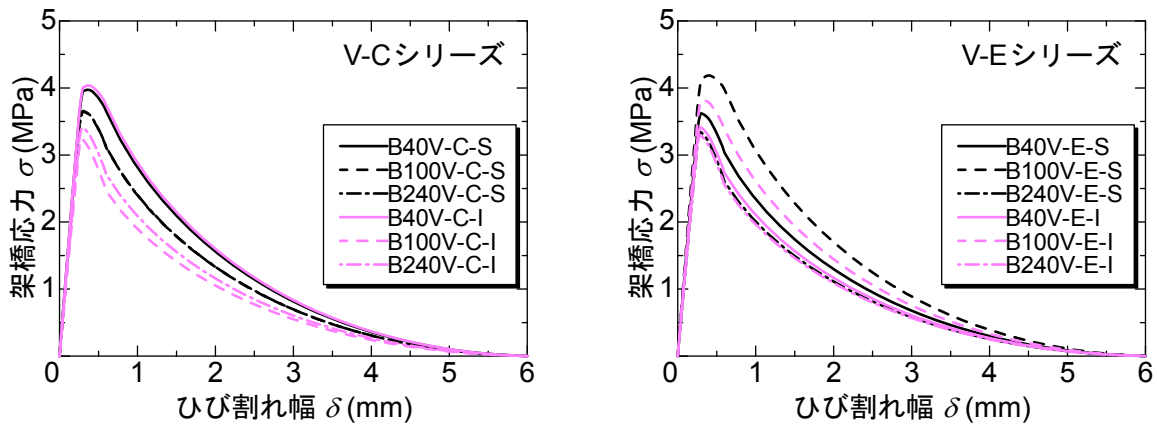


図 4-7 架橋応力－ひび割れ幅関係

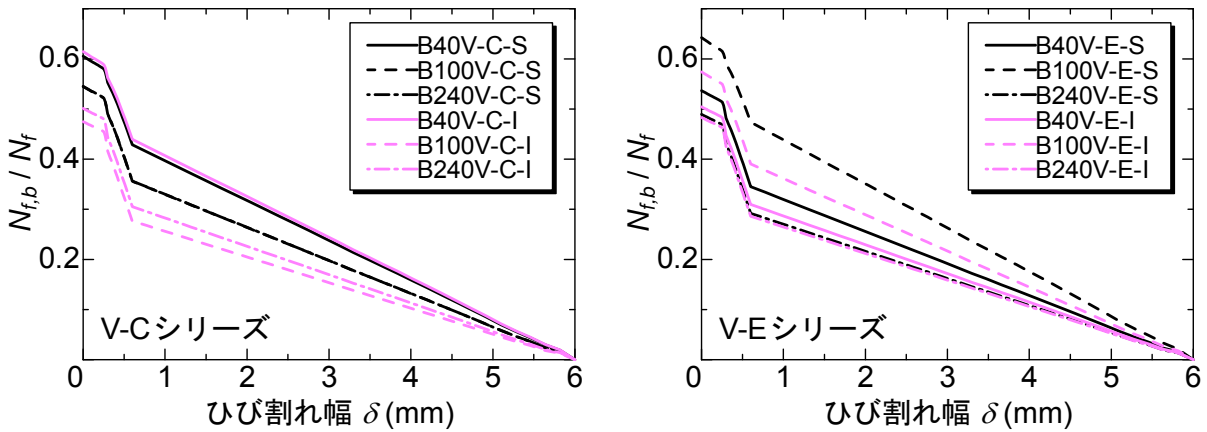


図 4-8 繊維有効率－ひび割れ幅関係

表 4-3 最大架橋応力一覧

	最大架橋応力 σ_{max} (MPa)		
	表面側 (S)	内部側 (I)	平均値
B40V-C	4.0	4.0	3.8
B40V-E	3.6	3.4	
B100V-C	3.6	3.2	3.7
B100V-E	4.2	3.8	
B240V-C	3.7	3.4	3.4
B240V-E	3.3	3.3	
参考値：			
最大引抜き時架橋応力 $2.36\text{N}/7.85 \times 10^{-3}\text{mm}^2 \times 2\% = 6.0\text{MPa}$			
破断荷重時架橋応力 $4.47\text{N}/7.85 \times 10^{-3}\text{mm}^2 \times 2\% = 11.4\text{MPa}$			

表 4-4 繊維有効率一覧

	初期時		最大架橋応力時	
	表面側 (S)	内部側 (I)	表面側 (S)	内部側 (I)
B40V-C	0.61	0.61	0.53	0.54
B40V-E	0.54	0.50	0.48	0.45
B100V-C	0.54	0.47	0.49	0.43
B100V-E	0.64	0.57	0.56	0.52
B240V-C	0.55	0.50	0.49	0.44
B240V-E	0.49	0.48	0.45	0.44

4.2.3 繊維配向性が架橋則に及ぼす影響

本節では、配向強度と架橋則の関連性を検討するため、仮想的に配向強度を設定し、配向強度をパラメータとした架橋則の構築を行った。

各配向強度に対応した繊維配向角分布の確率密度関数を図 4-9 に示す。ひび割れ断面に架橋する繊維配向角分布は、試験体軸方向に対して平行な 2 平面から見た 2 つの繊維配向角分布によって決定される。ここでは簡単のために、2 つの繊維配向角分布が等しいと仮定する。また、 θ_r は $\theta_r=0$ とする。

各配向強度に対する架橋則を図 4-10 に、繊維有効率を図 4-11 に示す。初期時の繊維有効率は配向強度によって大きく影響を受ける。また、配向強度に起因した有効架橋繊維の本数が、最大架橋応力と最大以降の軟化勾配に大きな影響を与えていることがわかる。また、配向強度が小さいほど最大架橋応力に達するひび割れ幅が小さい。配向強度が小さいほど試験体軸方向に対して直交方向に向く繊維の割合が増えるため、スナビング効果により繊維の引抜荷重の増加が早く、繊維が破断してしまうためであり、最大架橋応力直後の急激な応力低下からも見て取れる。

本検討によるパラメータで、仮にマトリックスのひび割れ強度が 4MPa であるとする、HPFRCC が複数ひび割れを生じ擬似歪硬化性状を示すためには、配向強度が 6 以上の繊維配向性を有している必要がある。

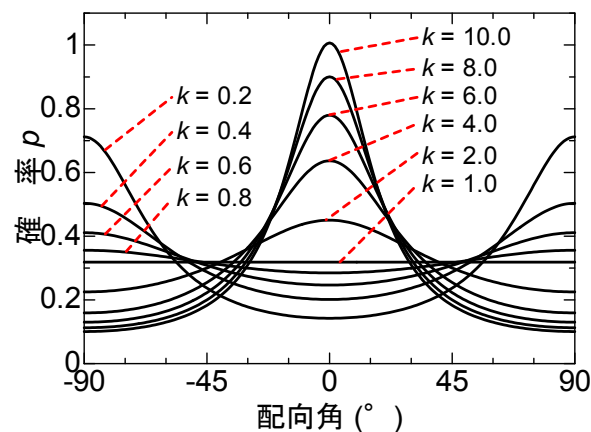


図 4-9 確率密度関数

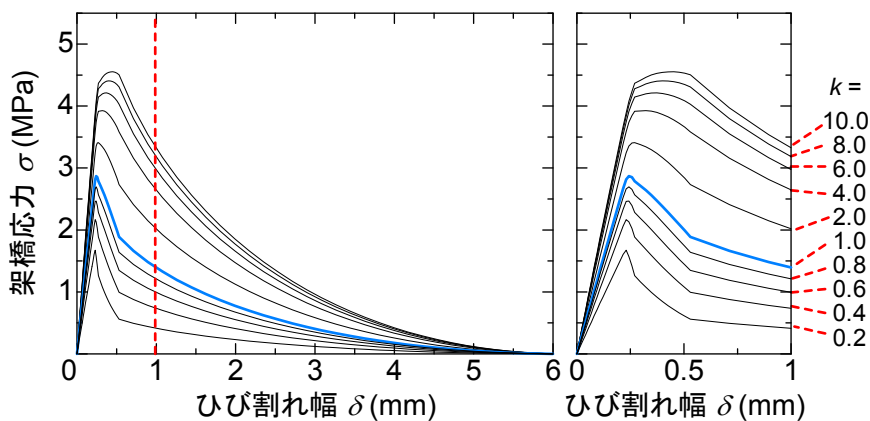


図 4-10 配向強度による架橋則の変化

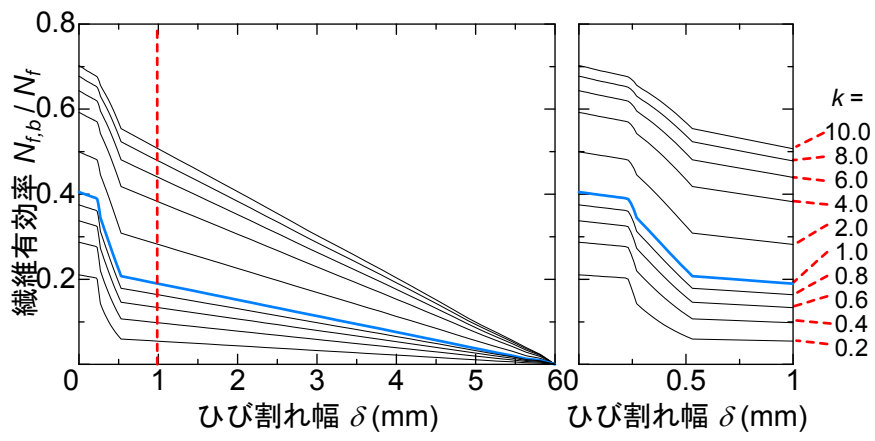


図 4-11 配向強度による繊維有効率の変化

4.2.4 構築した架橋則の検証

打設方向をパラメータとした HPFRCC の一軸引張試験の結果と架橋則を比較し、配向強度を考慮した架橋則の妥当性を検証する。検証に用いた材料は PVA 繊維を混入した HPFRCC で、繊維混入率は 2.0%、マトリックスの調合、繊維寸法および物性は第 2 章と同一である。架橋則の評価のため、PVA 繊維は歪硬化性状を伴う一般的な HPFRCC に用いる PVA 繊維（径 0.04mm）より太い繊維（径 0.1mm）を用いた。比表面積が小さくなり、拔出しに対する架橋力が繊維応力に対して相対的に小さくなるため、1本のひび割れが開口する歪硬化性状を示す。

一軸引張試験の試験体作製に用いた型枠形状を図 4-12 に、試験体形状および加力方法を図 4-13 に示す。試験体一覧を表 4-5 に示す。繊維配向性に差異を生じさせるため、打設方向を横打ちと縦打ちの 2 種類とした。試験体形状は既往の研究[4.4]を参考とし、断面形状の急変部を避けるようにくびれ型とし、中央断面は 50×50mm とした。引張応力の伝達の境界条件は初期不整および二次曲げの影響を考慮した、ピンー固定である。試験体数は各 3 体または 6 体ずつとした。試験体端部は鋼板をエポキシ樹脂系接着剤により接着した後、CFRP 板または炭素繊維シートで補強している。加力には 2MN ユニバーサル試験機を用い、変位制御により単調引張载荷を行った。载荷速度は毎分 0.5mm とした。ひび割れ幅は、試験区間直線部を中心とした検長 110mm の位置に固定した表裏 2 つの変位計により計測した。

引張荷重－ひび割れ幅関係を図 4-14 に示す。図中に示されていない試験体は検長区間外にひび割れが生じたため、実験結果から除いた。最大荷重はマトリックスのひび割れ荷重であり、最大荷重以降の軟化領域が繊維の架橋による挙動に対応している。また、一部の試験体で歪硬化性状を示したため、図中に示している。既往の研究では、歪硬化性状を示した HPFRCC の最大荷重は縦打ちの試験体が横打ちの 7 割程度と報告されており[4.5]、本実験においても打設方向によって引張性能に顕著な差が生じている。

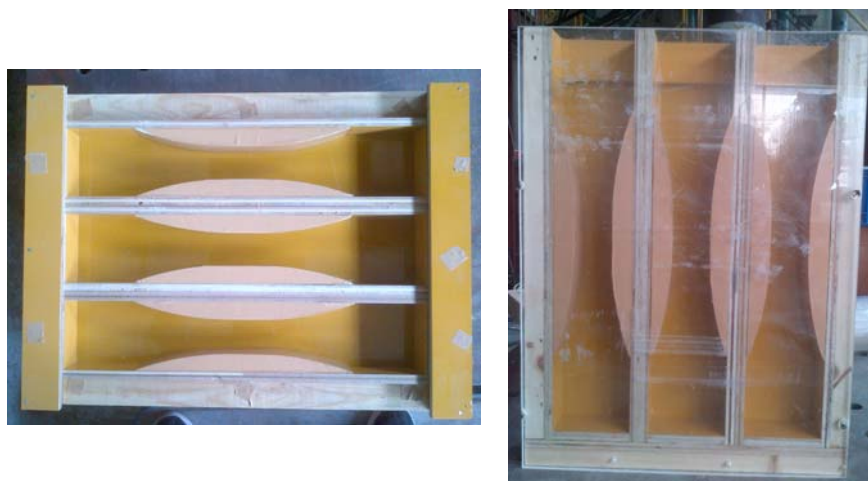


図 4-12 型枠形状（左：横打ち 右：縦打ち）

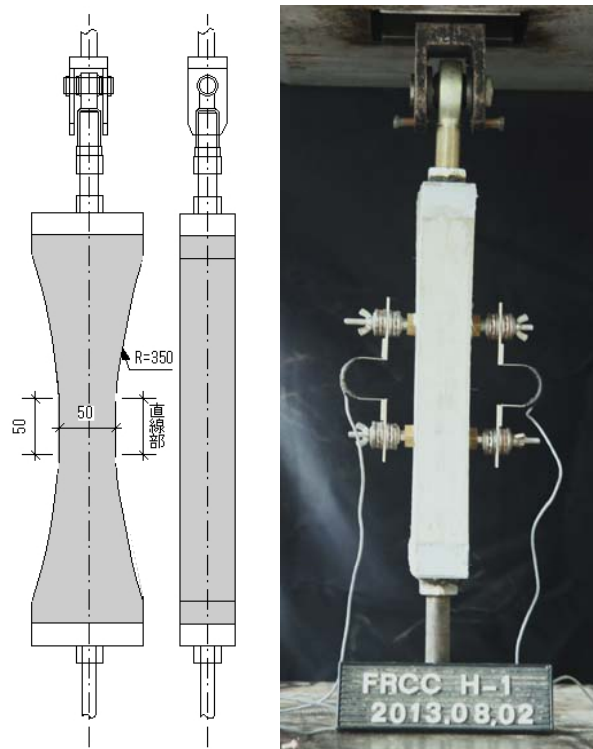


図 4-13 試験体寸法および加力時の様子

表 4-5 試験体一覧

試験体名	打設方向	試験体数	中央断面 (mm)	繊維混入 率(%)	材料試験結果	
					圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)
TH(B1)	横打ち	3	50×50	2.0	48.1	14.3
TV(B1)	縦打ち	3				
TH(B2)	横打ち	6			38.6	14.5
TV(B2)	縦打ち	6				

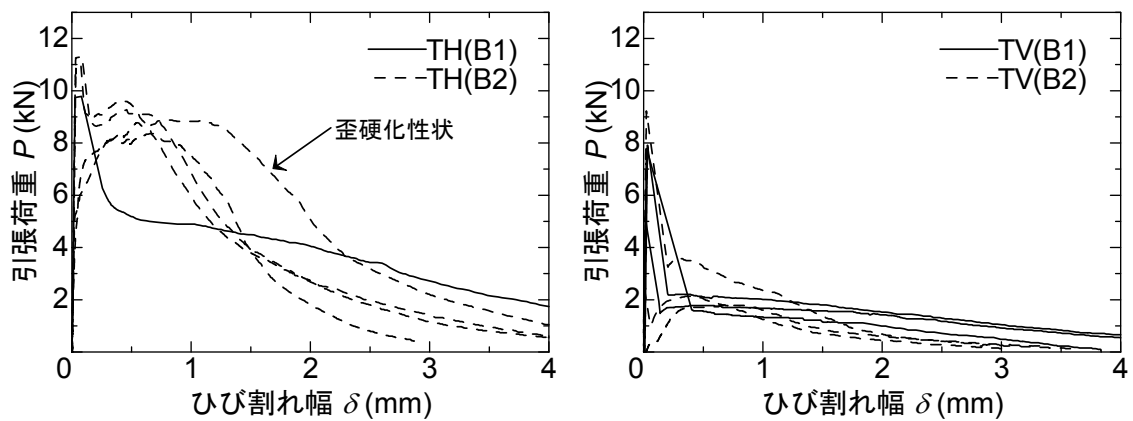


図 4-14 引張荷重—ひび割れ幅関係 (左：横打ち 右：縦打ち)

実験結果と架橋則を比較するために、図 4-15 に示す平均架橋応力を新たに定義する。引張応力－ひび割れ幅関係において、繊維長の 1/4 にひび割れ幅が達した点までの面積を破壊エネルギー G_f とし、平均架橋応力を式(4.7)で定義する。実験結果と架橋則から算出される平均架橋応力がほぼ等しくなるように配向強度 k を想定した。以上の方法により求めた平均架橋応力と配向強度を表 4-6 に示す。また、引張応力－ひび割れ幅関係および想定した繊維配向角分布を図 4-16 および図 4-17 に示す。構築した架橋則は実験結果をおおむね表現できており、繊維配向角分布から、横打ちは試験体軸方向に、縦打ちは試験体軸方向に対して直交方向に繊維配向性が卓越することを示している。繊維本数の比較として、繊維有効率および破断後の試験体断面の写真を図 4-18 に示す。実際の試験体断面において繊維本数の差が明確に見られる。繊維有効率は横打ちが縦打ちのおおよそ 2 倍程度を示しており、実験結果との対応が見られる。また、写真より横打ちの繊維が試験体軸方向に多く配向しているのに対し、縦打ちは断面に沿う配向を示す繊維が多く見られ、それぞれの繊維配向角分布の傾向と一致している。

$$\bar{\sigma}_{\text{bridge}} = \frac{G_f}{l_f/4} \quad (4.7)$$

ここで、 G_f : 破壊エネルギー (N/mm)

l_f : 繊維長 (mm)

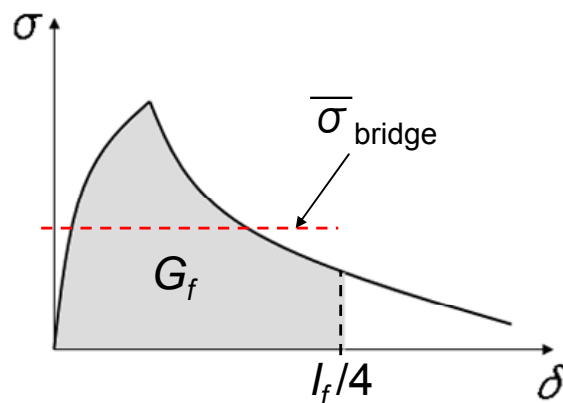


図 4-15 平均架橋応力の定義

表 4-6 平均架橋応力一覧

	平均架橋応力 $\bar{\sigma}_{bridge}$ (MPa)	平均値 (MPa)
TH(B1) - 2	1.92	2.02
TH(B2) - 2*	2.54	
TH(B2) - 3	1.98	
TH(B2) - 5	1.94	
TH(B2) - 6	1.74	
架橋則($k=3.0$)	2.09	
TV(B1) - 1	0.46	0.57
TV(B1) - 2	0.85	
TV(B1) - 3	0.68	
TV(B2) - 2	0.37	
TV(B2) - 3	0.70	
TV(B2) - 4	0.37	
架橋則($k=0.3$)	0.59	

* : 歪硬化を示した試験体

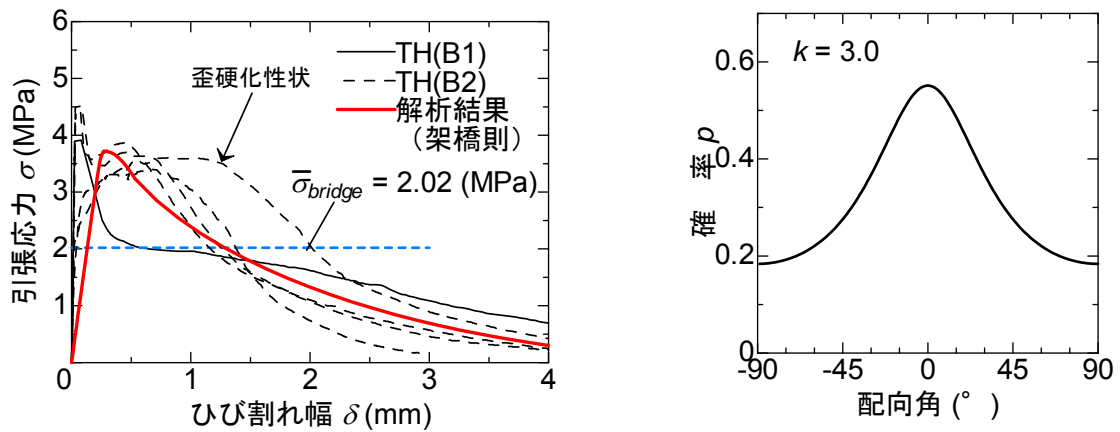


図 4-16 引張応力－ひび割れ幅関係と繊維配向角分布（横打ち）

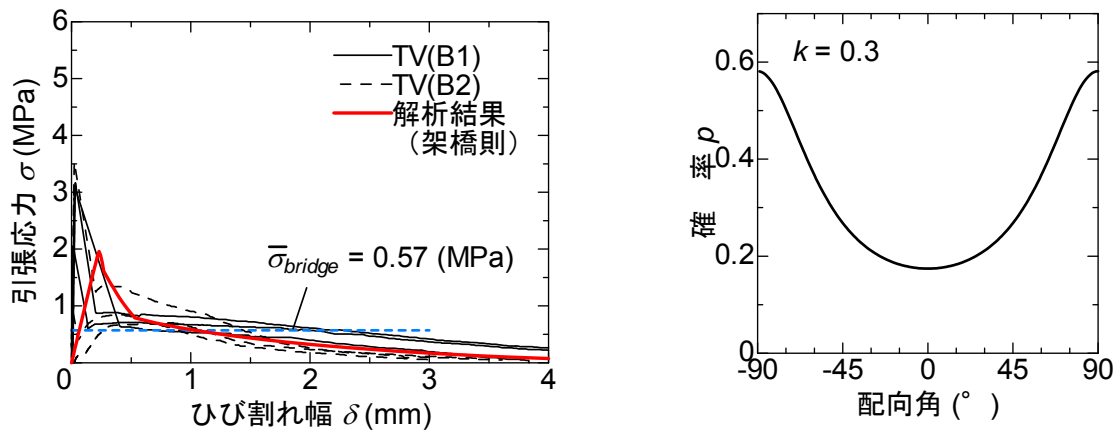


図 4-17 引張応力－ひび割れ幅関係と繊維配向角分布（縦打ち）

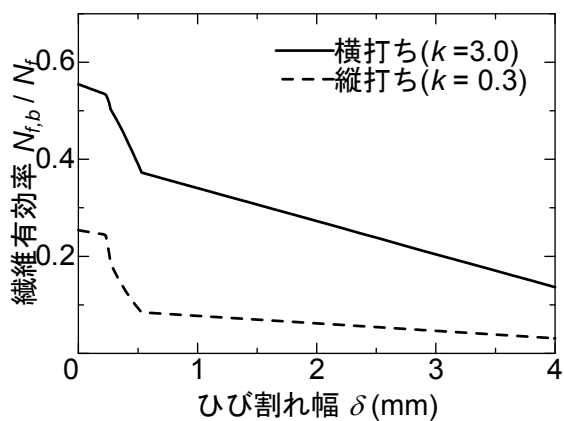


図 4-18 繊維有効率と破断後の試験体

4.3 まとめ

本章では、第2章で構築した単繊維引抜モデルと第3章で得られた繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCCにおける架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討した。さらに、HPFRCCの一軸引張試験の結果との比較を行い、構築した架橋則の検証を行った。

第3章で得られた配向強度を用いて構築した架橋則は、配向強度による最大架橋応力および最大以降の負勾配の差異を表現することが可能である。第3章の結果より、試験体寸法の違いが配向強度に影響しており、架橋則においてもその影響を考慮した寸法効果が表現できている。

初期時の繊維有効率は0.5~0.6程度で、繊維が軸方向に配向する影響を反映して、3次元ランダムとした理論値より大きくなる。最大架橋応力時の繊維有効率は初期時の繊維有効率よりも小さく、ひび割れ開口にともなう繊維の抜け出しに対応する。ひび割れ幅が0.2~0.6mm程度の範囲で繊維が破断し、繊維有効率の減少が顕著に現れる。ひび割れ開口にともなう単繊維の架橋力の増加と、それによる繊維破断での架橋力の喪失が平衡する点で最大架橋応力に達する。繊維の破断は、スナッピング効果により配向角の大きい繊維から順に発生し、ひび割れ幅が最大引抜力時のすべり量を超えると破断する繊維はなくなる。ひび割れ幅が繊維長の半分になった時点で、架橋力が0となる。配向強度が1の場合の最大架橋応力は、すべての繊維が均一に軸方向に配向し、同時に最大引抜力に達する時の最大架橋応力の1/2程度である。

仮想的に配向強度を設定し、配向強度をパラメータとした架橋則の検討を行った結果、繊維配向性は、最大架橋応力および架橋則の最大以降の負勾配に大きく影響する。本検討によるパラメータで、仮にマトリックスのひび割れ強度が4MPaであるとすると、HPFRCCが複数ひび割れを生じ擬似歪硬化性状を示すためには、配向強度が6以上の繊維配向性を有している必要がある。

打設方向をパラメータとしたHPFRCCの一軸引張試験と架橋則の比較を行い、本研究で構築した架橋則の検証を行った。配向強度を想定して構築した架橋則は実験結果をおおむね表現できしており、打設方向による引張性状の差が、繊維の配向性に大きく影響されていることがわかる。

第5章 結論

本論文は、セメント系材料に短繊維を混入させて従来のコンクリートにはない高い変形能力と複数ひび割れ性状を有する材料である、高性能繊維補強セメント複合材料（HPFRCC：High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites）に焦点をあて、繊維配向性の影響を考慮した架橋則の構築を目的とした研究である。第2章では、配向角を有した単繊維の引抜試験から、単繊維の架橋則のモデル化を行った。第3章では、既往のHPFRCC曲げ試験体のひび割れ面に架橋する繊維群の配向角の分布を、X線CTスキャンを用いて検出し、繊維配向角分布を定量的に評価した。架橋則は、もっとも基本となる単繊維の引抜性状に、繊維配向角によるスナビング効果や繊維有効強度係数を考慮して構築されるが、ひび割れ面に架橋する繊維の配向性はランダムと扱われることが一般的であり、繊維配向性を考慮した研究は行われていない。第4章では、第2章で構築した単繊維引抜モデルと第3章で得られた繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCCにおける架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討した。さらに、HPFRCCの一軸引張試験の結果との比較を行い、構築した架橋則の妥当性を示した。

5.1 研究結果のまとめ

第1章では、本研究の背景と目的を示すとともに、研究対象であるHPFRCCの概要および繊維補強セメント複合材料における材料設計の一連の流れをまとめた。

第2章では、HPFRCCの引張応力下におけるひび割れ面での架橋則を把握するための基礎的実験として、単繊維引抜試験を行い、単繊維の架橋則をトリリニアモデルによって構築を行った。

単繊維引抜試験は、埋込長および繊維配向角を実験パラメータとして行った。その結果、埋込長の全長に渡って繊維マトリックス界面における化学的な付着が剥離する時の第1ピーク荷重 P_a および引抜を示した試験体の最大引抜荷重についてスナビング効果が確認され、繊維径0.1mmのPVA繊維のスナビング係数は約0.7であった。また、両者のスナビング係数がほぼ等しいため、最大荷重 P_{max} は第1ピーク時荷重 P_a の定数倍とし、 P_{max} は P_a の1.32倍となる結果が得られた。第1ピーク荷重時すべり量 s_a および最大荷重時すべり量 s_{max} は実験値にばらつきがあったが、平均値は $s_a=0.27$ mm、 $s_{max}=0.53$ mmであった。

マトリックス中に埋め込まれた繊維の破断荷重は、既往の研究とは反する結果となった。スナビング効果による引抜荷重の上昇する過程で破断したと予想され、繊維の破断荷重には引張試験で得られた破断荷重の平均値を採用した。

第3章では、HPFRCC試験体内部の繊維配向性に着目し、試験体寸法の差異による内部での繊維配向性の変化を確認し、その評価を行った。

繊維配向性の評価の対象は、断面寸法が40、100、240mmであるHPFRCCの角柱型曲げ試験体とし、打設時に物理的な拘束を受ける型枠壁面近傍および試験体中央部から試料のコア抜きを実施し、X線CTスキャンによりコアの断面画像を撮影した。

得られた断面画像について画像処理による2値化を行い、画像内から繊維を構成する座標情報

を抽出した。各平面について平面画像を格子状に分割し、格子内の繊維座標に対する回帰直線の傾きを繊維配向角として算出し、それぞれの平面について繊維配向角分布を得た。

繊維の配向性を表現する確率密度関数として新たに楕円分布を提案し、楕円の2つの径の比で定義する配向強度、および座標軸と楕円の径のなす角度を用いて配向角分布の評価を行った。それらにより、繊維配向性の差異を定量的に評価することができた。

上記の指標を検討した結果、試験体内の繊維配向性はHPFRCCの打設時の流れの方向に強く依存することが確認された。また、コアの採取位置による繊維配向性の差異は確認できなかった。

第4章では、第2章で構築した単繊維引抜モデルと第3章で得られた繊維配向角の確率分布を統合させ、HPFRCCにおける架橋則の構築を行い、繊維配向性の差異が架橋則に与える影響を検討した。さらに、HPFRCCの一軸引張試験の結果との比較を行い、構築した架橋則の検証を行った。

第3章で得られた配向強度を用いて構築した架橋則は、配向強度による最大架橋応力および最大以降の負勾配の差異を表現することが可能である。第3章の結果より、試験体寸法の違いが配向強度に影響しており、架橋則においてもその影響を考慮した寸法効果が表現できた。

架橋力を担っている繊維を有効架橋繊維と称し、有効架橋繊維本数と単位体積に含まれる理論上の繊維本数の比を繊維有効率と定義した。初期時の繊維有効率は0.5~0.6程度で、繊維が軸方向に配向する影響を反映して、3次元ランダムとした理論値である0.41より大きくなる。最大架橋応力時の繊維有効率は初期時の繊維有効率よりも小さく、ひび割れ開口にともなう繊維の抜け出しに対応する。ひび割れ幅が0.2~0.6mm程度の範囲で繊維が破断し、繊維有効率の減少が顕著に現れる。ひび割れ開口にともなう単繊維の架橋力の増加と、それによる繊維破断での架橋力の喪失が平衡する点で最大架橋応力に達する。繊維の破断は、スナッピング効果により配向角の大きい繊維から順に発生し、ひび割れ幅が最大引抜力時のすべり量を超えると破断する繊維はなくなる。ひび割れ幅が繊維長の半分になった時点で、架橋力が0となる。配向強度が1の場合の最大架橋応力は、すべての繊維が均一に軸方向に配向し、同時に最大引抜力に達する時の最大架橋応力の1/2程度である。

仮想的に配向強度を設定し、配向強度をパラメータとした架橋則の検討を行った結果、繊維配向性は、最大架橋応力および架橋則の最大以降の負勾配に大きく影響する。本検討によるパラメータで、仮にマトリックスのひび割れ強度が4MPaであるとすると、HPFRCCが複数ひび割れを生じ擬似歪硬化性状を示すためには、配向強度が6以上の繊維配向性を有している必要がある。

打設方向をパラメータとしたHPFRCCの一軸引張試験と架橋則の比較を行い、本研究で構築した架橋則の検証を行った。配向強度を想定して構築した架橋則は実験結果をおおむね表現できており、打設方向による引張性状の差が、繊維の配向性に大きく影響されていることがわかる。

5.2 今後の課題

本研究では未検討であった点を以下に列記し、今後の研究課題とする。

配向強度の設定

本論文では、繊維の配向性を表現する確率密度関数として新たに楕円分布を提案し、楕円の2つの径の比で定義する配向強度、および座標軸と楕円の径のなす角度を用いて配向角分布の評価を行った。

繊維配向角をひび割れ面について3次元で検出することができれば、より繊維配向性の挙動に即した架橋則の構築が可能となり、精度の向上が見込める。繊維配向角分布を得るための新たな実験手法と解析手法の確立が必要である。

本論文では、曲げ試験体より得た配向強度を用いて架橋則を求めているため、引張試験体より得た配向強度を用いて架橋則を確認する必要がある。

配向強度によって、試験体寸法による繊維配向性の差異や、打設方向による引張性状の差を表現することができるが、適切な配向強度を設定するためには、配向強度と試験体の形状および打設方法といったパラメータとの関係性の把握が必要である。今後、それらの関係を検討しデータを蓄積することによって、様々な試験体形状および打設方法における繊維配向性および HPRCC の引張性状の評価が可能となる。

繊維同士の干渉

流動時に繊維同士の干渉によって繊維配向性に与える影響は明らかとなっていない。繊維混入率や繊維寸法をパラメータとした流動試験を行い、繊維同士の干渉といったパラメータを解析に導入することによって、様々なケースに応じた繊維配向性の挙動をシミュレートが可能となる。

すべり量のモデル化

埋込長の違いによって生じるすべり量の発現の差異を単繊維引抜モデルに導入することによって、架橋則の精度の向上が見込める。マトリックスから繊維を引き抜き、すべり量と繊維表面の損傷の程度を関連付け、定量化を行う必要がある。

寸法効果の検討

本論文についても、架橋則に寸法効果の傾向が確認された。寸法をパラメータとした引張試験体より配向強度を得て、実験値および架橋則による解析値の対応を確認する必要がある。

複数ひび割れへの適用

本論文では、繊維配向性が架橋則へ与える影響を明確にした。実際には、HPRCC は引張応力下において、複数ひび割れを伴いながら擬似歪硬化性状を示す材料である。繊維配向性を部材レベルに反映させるためには、架橋則を複数ひび割れに1つ1つ適用する必要がある。また、繊維混入率や繊維配向性を変動因子としたひび割れ間隔を導入する必要があると考えられる。

参考文献

第 1 章

- [1.1] D.J. Hannant 著, 槇谷栄次訳: 繊維コンクリート, 森北出版, 1980
- [1.2] Li, V.C.: From Micromechanics to Structural Engineering – The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications, Journal of Structural Mechanics and Earth quake Engineering, JSCE, No.471/I-24, pp.1-12, 1993
- [1.3] 日本コンクリート工学協会: 高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会報告書「高靱性セメント複合材料を知る・作る・使う」, 2002.1
- [1.4] 日本コンクリート工学会: 繊維補強セメント系複合材料の新しい利用法委員会報告書, 2012.9
- [1.5] 閑田徹志: 高性能繊維補強セメント材料の設計技術の現状, コンクリート工学, 第 38 巻, 第 6 号, pp.9-16, 2011
- [1.6] 清田雅量, 三橋博三, 閑田徹志, 川又篤: セメント系複合材料における繊維の付着特性に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, vol.23, No.2, pp.187-192, 2001
- [1.7] Li, V.C., Wu, C., Wang, S., Ogawa, A and Saito, T: Interface Tailoring for Strain-Hardening Polyvinyl Alcohol-Engineered Cementitious Composites (PVA-ECC), ACI Materials J,99, pp.463-472,2002
- [1.8] Kanda, T., Li, V.C.: Effect of Fiber Strength and Fiber-Matrix Interface on Crack Bridging in Cement Composites, Journal of Engineering Mechanics, pp.290-299, March. 1999
- [1.9] Kanda, T., Li, V.C. : Interface Property and Apparent Strength of a High Strength Hydrophilic Fiber in Cement Matrix, Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, Vol.10, No.1, pp.5-13, 1998
- [1.10] Li, V.C. et al. : Effect of Inclining Angle, Bundling, and Surface Treatment on Synthetic Fiber Pull-out from a Cement Matrix, Composites, vol.21, No.2, pp.132-140, 1990
- [1.11] Kanda, T., and Li, V.C. : Effect of Apparent Strength and Fiber-Matrix Interface Properties on Crack Bridging in Cementitious Composites, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.125, No.3, pp.1-10, 1999
- [1.12] Kanda, T., and Li, V.C. : Tensile Stress-Strain Modeling or Pseudo strain Hardening Cementitious Composites, Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, Vol.12, No.2, pp.147-156, 2000
- [1.13] Marshall, D. B. and Cox, B. N.: A J-Integral Method for Calculating Steady-State Matrix Cracking Stresses in Composites, Mechanics of Materials, Vol.7, pp.127-133, 1988
- [1.14] 清水克将, 金久保利之, 閑田徹志, 永井覚: HPRCC の一軸引張および曲げ性状に及ぼす打設方向の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.281-286, 2003.7

第 2 章

- [2.1] Li, V.C. and Stang, H. : Interface Property Characterization and Strengthening Mechanisms in Fiber Reinforced Cement Based Composites, J. Advanced Cement Based Materials, Vol.6, No.1, pp.1-20, 1997

- [2.2] Li, V.C. , and Chan, Y. W. : Determination of Interfacial Debonding Mode for Fiber-Reinforced Cementitious Composites, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.120, No.4, pp.707-719, 1995
- [2.3] Li, V.C. et al. : Effect of Inclining Angle, Bundling, and Surface Treatment on Synthetic Fiber Pull-out from a Cement Matrix, Composites, vol.21, No.2, pp.132-140, 1990

第 3 章

- [3.1] 平野雄大, 浅野浩平, 金久保利之 : ECC の曲げおよび一軸引張性状における寸法効果, コンクリート工学年次論文集, vol.31, No.1, pp.283-288, 2009
- [3.2] Enomae, T., Han, Y. H. and Isogai, A. : Fiber orientation distribution of paper surface calculated by image analysis, Proceedings of International Papermaking and Environment Conference, Tianjin, P. R. China (May 12-15), Book2, pp.355-368, 2004

第 4 章

- [4.1] Yang, E-H., Wang, S., Yang, Y., and Li, V.C.: Fiber-Bridging Constitutive Law of Engineered Cementitious Composites, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.6, No.1, pp.181-193, 2008
- [4.2] Li, V.C., : Post-Crack Scaling Relations for Fiber-Reinforced Cementitious Composites, ASCE Journal of Materials in Civil Engineering, Vol.4, No.1, pp.41-57, 1992
- [4.3] 小林一輔, 睦好宏史 : 繊維の分散と配向を考慮した鋼繊維補強コンクリート部材の強度と変形, 土木学会論文報告集, 第 299 号, pp.101-112, 1980
- [4.4] 清水克将 : 高靱性補強セメント複合材料の引張性能評価と部材の構造性能に関する研究, 筑波大学大学院博士論文, 2007.3
- [4.5] 清水克将, 金久保利之, 閑田徹志, 永井覚 : HPRCC の一軸引張および曲げ性状に及ぼす打設方向の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.281-286, 2003.7

謝 辞

本論文は、著者が筑波大学大学院博士課程システム情報工学研究科の大学院生として在学中の3年間に行った研究成果をまとめたものです。指導教員であられます筑波大学准教授 金久保利之先生には、本研究に着手する機会をいただき、実験の実施および論文の作成に至るまで終始懇切丁寧なご指導を賜りました。また、小生が至らぬばかりに多大なるご迷惑、ご心配をおかけしてきました。この場を借りてお詫びを申し上げると同時に心から御礼申し上げます。筑波大学教授 境有紀先生、筑波大学准教授 松島亘志先生、筑波大学助教 八十島章先生、国土交通省国土技術政策総合研究所 諏訪田晴彦氏には、本論文を作成するにあたり、多大なご意見、ご教示をいただきました。筑波大学技術職員 小島篤志氏には加力治具の作製、実験の段取りなど多くのご助力をいただきました。

株式会社クラレ 小川敦久氏には材料提供をしていただき、また実験を実施するにあたり多くのご助言をいただきました。また、日本コンクリート工学会における繊維補強セメント系複合材料の新しい利用法研究委員会での議論を参考にさせていただきました。

本研究は、筑波大学金久保研究室、八十島研究室の多くの卒論生、修了生の協力の下に行われました。特に、同じ金久保研究室に在籍した張偉氏には著者の研究活動の多くの時間を共に過ごし、実験の実施、論文執筆において助言、助力をいただきました。また、元大学院生である齋藤祐哉氏、福原哲夫氏、松永健太郎氏、大和伸行氏、平野雄大氏、保坂剛氏、鬼塚由佳氏、中山裕司氏、麻生高行氏、重水法弘氏、田中慎治氏、松本匡史氏、小川哲史氏、劉金鵬氏、元卒論生である長谷川嘉子氏、張若平氏、岩見綾花氏、矢野正剛氏、吉田勇人氏、坂本篤氏、村田苑子氏、Liauw Oswin LIANDOW 氏、梅村さわ子氏、在学生である余劍華氏、木村太一氏、佐野貴之氏、鈴木健二氏、月崎良一氏、五十嵐大騎氏、万子銘氏、管祥イ氏、宮口大氏、武田惇志氏、佐野直哉氏、岡崎仁美氏、高田怜史氏にはご協力をいただきました。さらに、有限会社情報基盤研究所 青木一浩氏には有益なご意見をいただきました。

このように本論文を作成するにあたり、多くの人々のご指導、ご協力によりまとめることができました。心から御礼申し上げます。

最後に、陰ながら小生を支えてくださった両親と兄に深く感謝いたします。長い間ご心配お掛けしました。本当にありがとうございます。

2014年3月

浅野 浩平

本研究に関連した既発表論文

- [1] 浅野浩平, 八十島章, 金久保利之: 補強コンクリート部材の付着割裂性状に関する研究 (その6: 付着構成則を放物線でモデル化した場合の理論解), 日本建築学会構造系論文集, 第626号, pp.641-646, 2008.4
- [2] K. Asano, A. Yasojima, T. Kanakubo : Theoretical Solution of Bond Splitting Strength of RC Using Parabolic Model of Bond Constitution, 14th World Conference on Earthquake Engineering, Conference Proceedings DVD, Paper ID 05-03-0157, 2008.10
- [3] 浅野浩平, 金久保利之: ECCの曲げ性状における寸法効果の考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), A-1 材料施工, pp.499-500, 2009.8
- [4] 平野雄大, 浅野浩平, 金久保利之: ECCの曲げおよび一軸引張性状における寸法効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.283-288, 2009.7
- [5] 平野雄大, 浅野浩平, 金久保利之: ECCの曲げ性状における寸法効果, 土木学会年次学術講演会講演概要集, 部門V, pp.1183-1184, 2009.9
- [6] K. Asano, T. Kanakubo, T. Matsushima : Study on Size Effect in Bending Behavior of ECC, Proceedings of the 7th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, Vol.3, pp.1617-1622, 2010.5
- [7] 金久保利之, 平野雄大, 浅野浩平: 主鉄筋を有するECCの曲げ性状における寸法効果, 土木学会年次学術講演会講演概要集, 部門V, pp.1029-1030, 2010.9
- [8] 浅野浩平, 金久保利之: 高性能繊維補強セメント複合材料における短繊維の付着性状に関する研究(その1: PVA単繊維の付着実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), A-1 材料施工, pp.821-822, 2010.9
- [9] 浅野浩平, 金久保利之: X線CTスキャンを用いた可視化によるECC内部での繊維配向性の検討, 日本建築学会大会講演梗概集(関東), A-1 材料施工, pp.537-538, 2011.8
- [10] Asano, K., Kanakubo, T.: Study on Size Effect in Bond Splitting Behavior of ECC, Bond in Concrete 2012, Volume 2. Bond in New Materials and under Severe Conditions, pp.855-859, 2012.6
- [11] 浅野浩平, 金久保利之: 高性能繊維補強セメント複合材料における短繊維の付着性状に関する研究(その2: 配向角を有したPVA単繊維の引抜実験), 日本建築学会大会講演梗概集(東海), A-1 材料施工, pp.345-346, 2012.9
- [12] 劉金鵬, 浅野浩平, 金久保利之: 太径竹繊維を混入したコンクリートの力学特性, 日本コンクリート工学会, 繊維補強セメント系複合材料の新しい利用法に関するシンポジウム, pp.325-330, 2012.9
- [13] 浅野浩平, 金久保利之: 高性能繊維補強セメント複合材料における繊維の配向性に関する研究(繊維配向角分布の定量的評価と寸法効果), 日本建築学会大会講演梗概集(北海道), 材料施工, pp.689-690, 2013.8
- [14] 金久保利之, 浅野浩平: 高性能繊維補強セメント複合材料における繊維の配向性に関する研究(可視化実験による繊維配向性の検討), 日本建築学会大会講演梗概集(北海道), 材料施工, pp.691-692, 2013.8

- [15] 浅野浩平, 金久保利之 : HPFRCC における繊維の配向性が引張性状に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 78 卷, 第 692 号, pp.1673-1678, 2013.10