

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	補強用鋼材との複合化による超高強度繊維補強コンクリート部材の構造性能向上に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	川口哲生
Author(English)	Tetsuo Kawaguchi
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第4094号, 授与年月日:2014年1月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:二羽 淳一郎,大即 信明,岩波 光保,竹村 次朗,佐々木 栄一
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第4094号, Conferred date:2014/1/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

補強用鋼材との複合化による
超高強度繊維補強コンクリート部材の
構造性能向上に関する研究

川 口 哲 生

目次

第1章 序論	
1.1 研究の背景	…1
1.2 UFC を用いた部材の設計手法	…4
1.2.1 UFC の概要	…4
1.2.2 指針（案）の特徴と課題	…6
1.2.3 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC に関する試計算	…10
1.2.4 UFC を用いた部材の設計手法に関する課題・問題点	…13
1.3 本研究の目的	…16
1.4 研究の構成	…17
1.5 参考文献	…20
第2章 既往の研究	
2.1 概論	…22
2.2 局部付着応力-すべり関係	…23
2.3 テンションスティフニング効果とひび割れ分散性	…26
2.4 平均付着応力度と基本定着長の推定方法	…28
2.5 UFC 向けに開発された新規収縮低減剤(SRA)	…30
2.6 参考文献	…33
第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性	
3.1 概論	…35
3.2 実験概要（収縮応力の測定）	…36
3.3 実験結果（収縮応力の測定）	…39
3.4 第3章のまとめ	…45
3.5 参考文献	…46
第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性	
4.1 概論	…47
4.2 実験概要（片側引抜き試験）	…49
4.2.1 試験体の形状と使用材料	…51
4.2.2 载荷概要（片側引抜き試験）	…54
4.3 局部付着応力-すべり関係の導出方法	…55
4.4 実験結果と考察	…57
4.4.1 引抜き荷重と鋼材ひずみの関係	…57
4.4.2 UFC の圧縮強度が局部付着応力に及ぼす影響	…58
4.4.3 短繊維の種類が局部付着応力に及ぼす影響	…60
4.4.4 L_b/D が最大局部付着応力に及ぼす影響	…61
4.4.5 鋼材種類が最大局部付着応力に及ぼす影響	…64
4.4.6 かぶりが最大局部付着応力に及ぼす影響	…66

4.4.7	局部付着応力-すべり関係	…68
4.4.8	埋込み長が長い場合の局部付着応力-すべり関係の定式化	…73
4.4.9	局部付着応力-すべり-ひずみ関係の定式化	…74
4.5	平均付着応力度と基本定着長	…77
4.5.1	実験概要(重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験)	…78
4.5.2	実験結果と考察(重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験)	…81
4.6	第4章のまとめ	…85
4.7	参考文献	…86
第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動		
5.1	概論	…87
5.2	UFC 無筋はり部材の曲げ試験	…90
5.2.1	実験概要(UFC 無筋はり部材の曲げ試験)	…90
5.2.2	UFC 無筋はり部材の曲げ破壊性状	…92
5.2.3	限界時における曲げ強度の寸法依存性(UFC 無筋はり部材の曲げ試験)	…93
5.2.4	FO3.0%の構成則	…98
5.2.5	等価検長の導出	…100
5.3	R-UFC はり部材の曲げ試験	…103
5.3.1	実験概要(R-UFC はり部材の曲げ試験)	…103
5.3.2	R-UFC はり部材の曲げ破壊性状	…105
5.3.3	限界時における見かけの曲げ強度に関する寸法依存性	…109
5.3.4	最大耐荷力の実験値と計算値の比較	…114
5.4	テンションスティフニング効果とひび割れ分散性	…115
5.4.1	実験概要(両側引張試験)	…115
5.4.2	実験結果(テンションスティフニング効果)	…118
5.4.3	実験結果(ひび割れ分散性)	…122
5.5	FEM解析の適用性に関する検討	…129
5.5.1	無筋はり部材	…129
5.5.2	R-UFC はり部材	…133
5.6	第5章のまとめ	…141
5.7	参考文献	…143
第6章 収縮低減剤添加による UFC 部材の性能向上		
6.1	概論	…144
6.2	SRA を添加した UFC の力学特性とせん断耐荷力特性	…145
6.2.1	使用材料と配合	…145
6.2.2	SRA を添加した UFC の力学特性に関する試験方法	…147
6.2.3	SRA を添加した R-UFC はり部材のせん断載荷試験概要	…149
6.2.4	SRA を添加した UFC の各種物性	…150
6.2.5	SRA を添加した R-UFC はり部材のせん断特性	…158

6.3	SRA を添加した UFC と普通コンクリートからなる複合 RC 部材に関する検討	…164
6.3.1	試験水準と使用材料（複合 RC はり部材）	…165
6.3.2	試験体の製作と養生（複合 RC はり部材）	…166
6.3.3	載荷概要（複合 RC はり部材）	…168
6.3.4	試験結果（複合 RC はり部材）	…169
6.4	第 6 章のまとめ	…176
6.5	参考文献	…178
第 7 章 結論		
7.1	概論	…179
7.2	第 3 章のまとめ	…179
7.3	第 4 章のまとめ	…180
7.4	第 5 章のまとめ	…181
7.5	第 6 章のまとめ	…182
7.6	R-UFC 部材の構造性能に関するまとめ	…184
7.7	今後の展望	…186
7.8	参考文献	…189
	謝辞	…190

第1章 序論

1.1 研究の背景

コンクリートは、社会資本を構成する主要な材料の一つであり、今後も重要な役割を果たす材料である。今後、少子高齢化に起因する税収減少や補修・補強が必要な構造物の増加などに起因して、コンクリート構造物の合理化・長寿命化を図ることが重要となり、コンクリート自身の高性能化を図ることは、より有効になるものと考えられる。コンクリートの高性能化に関して、これまでに、多くの研究が精力的になされてきているが¹⁾、具体的には、コンクリートの高強度化²⁾、高流動化³⁾、高靱性化⁴⁾、高耐久化⁵⁾などが挙げられる。その様な中、反応性粉体コンクリート(以下、RPCと表記)⁶⁾が開発されており、これは、短繊維を含み、 800N/mm^2 程度の圧縮強度を有する材料である。その後、RPCに改良を加え、実用化に耐え得る性能を有するようになったものが、超高強度繊維補強コンクリート(以下、UFCと略記)である。UFCは、 200N/mm^2 程度の高い圧縮強度、高い変形能力、高い流動性、高い耐久性、高い引張強度を併せもつ材料であり、2001年より実用化されている。UFCの特徴を活用できれば、構造物の軽量化が図れるだけでなく、高耐久化を図ることも可能になると考えられる。その結果、これまでにUFCの実用例は増加してきたとも言える^{7),8),9)}。しかしながら、UFCの性能は実用化以来、大きく変化していないとも言える。

UFCを用いた部材の設計基準として、土木学会より「超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)」(以下、UFC指針(案)と略記)が刊行されている¹⁰⁾。従来の鉄筋コンクリート部材の設計においては、コンクリート自身の引張抵抗力は無視して計算することが一般的であった。しかしながら、UFC指針(案)では、UFCの引張抵抗力を設計に積極的に見込むこととされており、従来の設計手法と画期的に異なったものとなっている。UFC指針(案)の刊行により、UFCを用いた部材について体系的な設計が可能となった一方、UFC指針(案)にはデータの拡充や補足が必要な項目が存在するもの事実である。具体例を挙げると、UFC指針(案)は、比較的大型の部材を対象としている側面を有しており、比較的小断面寸法が小さい部材や薄い板部材などを設計する際、合理的な設計ができなくなる懸念も存在する。加えて、UFC指針(案)では、部材の供用時において、ひび割れの発生を認めないことが規定されている。その結果、実用化された構造部材の大半は、プレストレストコンクリート部材(以下、PC部材と表記)が多くなっており、それ以外の構造形式の部材は少ないのが現状であると言える。

第1章 序論

さらに、指針（案）では鋼繊維のみが対象となっており、鋼繊維の代わりに、PVA 繊維を用いた材料は優れた強度特性（物性）を有することが、既往の研究で確認されているに留まっている¹¹⁾。つまり、PVA を用いた材料について、現状では、部材の破壊性状や設計に必要な諸特性、推定手法について明確になっていないのが現状である。しかし、鋼繊維とは異なり、PVA 繊維自身の腐食が発生しないことを鑑みると、PVA 繊維を用いた材料は今後とも有用であり、部材の破壊性状や設計に必要な諸特性について検討を行うことは、有意義であると考えられる。

次に、第1.2.3節で後述するが、UFC が有する性能を活用し、現状よりもさらに合理的な構造形式の実現を図るためには、軸方向補強鋼材を UFC 内部に配置する部材（以下、R-UFC 部材と表記）とすることが有効であると考えられる。R-UFC 部材とすることで耐荷力、変形能力の向上が期待されるだけでなく、「極めて稀であるが非常に強い地震動」とされるレベル 2 次振動など、過大な荷重が載荷された場合でも、安全性を確保できるものと考えられる。ここで、R-UFC 部材を実現するためには、軸方向補強鋼材と UFC が十分に一体化して、せん断耐荷力、曲げ耐力を発揮することが重要である。ここで、UFC と軸方向補強鋼材を十分に一体化させるためには、先ずこれらの付着・定着特性を把握することと、これらに対する推定手法について検討することが重要である。加えて、UFC のせん断耐荷特性、曲げ破壊特性を把握し、適切に推定する手法が必要となる。しかし、既往の研究により、UFC を用いた部材におけるせん断破壊荷重は、曲げ破壊荷重を大幅に上回るだけでなく、UFC 指針（案）に提案されている推定式で合理的に推定できることが確認されている。つまり、UFC を用いた部材に関する設計の合理化を図るためには、曲げ破壊特性や定着特性について検討して、UFC の特性を考慮した計算方法について検討を行うことが有効であると考えられる。一般に、従来の鉄筋コンクリートにおいて、曲げ破壊荷重を計算する場合、コンクリートは引張抵抗力を有していないと仮定するため、内部に配置した軸方向補強鋼材の配筋量や強度特性が、計算結果に直接的な影響を及ぼすことになる。しかし、UFC は高い引張抵抗力を有するため、従来の鉄筋コンクリートにおける計算とは大きく異なると考えられる。そこで、本研究では、曲げ破壊性状を把握するとともに、曲げ耐荷力について、UFC の特性を考慮した推定方法について検討を行うこととした。さらに、短繊維の影響が支配的な領域（ひび割れが発生以降、終局まで）における挙動について、検討を行うこととした。具体的には、曲げ破壊性状を把握するとともに、断面解析、非線形 FEM 解析による曲げ耐荷力推定方法について検討することに加えて、テンションステイニング効果、ひび割れ分散性の把握と定式化について検討を行うこととした。

次に、軸方向補強鋼材を配置した UFC の検討に伴い、収縮を低減した UFC について検討を行うこととした。これは、養生中に UFC に発生する収縮が大きく、収縮と軸方向補強鋼材との拘束に起因して、UFC 内に収縮（引張）応力が発生し、見かけのひび割れ発生強度が低下すること、または、ひび割れが発生することが懸念されるためである。さらに UFC 自身の性能を向上させることが可能になると期待されたためである。収縮を低減した UFC について検討を行うに先立ち、UFC 内部の長手軸方向に異形鉄筋などの軸方向補強鋼材を配置した場合において、UFC に発生する収縮応力について検討を行った。その後、UFC の収縮を低減する方法

第1章 序論

として、収縮低減剤(以下、SRA と表記)¹²⁾の添加に着目し、実際に市販されている SRA と UFC 向けに新規に開発された SRA¹³⁾を添加した UFC について検討を行った。ここでは、SRA を添加した UFC の力学特性、破壊力学特性、せん断耐荷特性が不明であったため、検討を行い、SRA の添加が及ぼす影響について明確化を図った。その後、内部に軸方向補強鋼材を配置し、SRA を添加した UFC を用いた部材に関する応用例として、新構造形式について検討を行った。具体的には、内部に軸方向補強鋼材を配置し、SRA を添加した UFC 製埋設型枠と普通コンクリートからなる構造形式(複合 RC 部材)を対象とし、破壊形態に着目して、本構造形式の有用性について検討を行った。

1.2 UFC を用いた部材の設計手法

1.2.1 UFC の概要

UFC は、標準配合粉体¹⁰⁾、専用細骨材、短繊維、高性能減水剤、水道水から構成されるセメント系複合材料であり、その硬化体は、優れた圧縮強度、変形能力、耐久性を併せもつ材料である^{10,11)}。UFC に短繊維を混入する目的は、変形能力の向上と脆性的な破壊挙動の抑制であり、鋼繊維を混入した UFC (以下、FM と表記) が多く実用化されている^{7),8),9)}。ただし、PVA (ポリビニルアルコール) 繊維を混入したもの (以下、FO と表記) も優れた力学的性能を有することが確認されているが、現状では、意匠材への実用化に留まっている¹¹⁾。表 1.1 は実用化されている UFC において、使用されている短繊維の諸特性を示したものである¹¹⁾。ここで、鋼繊維の繊維長は 15mm、繊維径は 0.2mm、アスペクト比は 75 である。その引張強度は 2700N/mm² 以上であり、繊維混入率は全体の 2.0vol.% (以降、FM2.0%と表記) を混入したものが実用化されている。また、PVA 繊維の繊維長は 15mm、繊維径は 0.3mm、アスペクト比は 50、引張強度は 900N/mm² 以上である。繊維混入率は、全体積の 3.0vol.% (以降、FO3.0%と表記) である。これらは、所定の流動性を確保しつつ、所定の強度を発揮する様に選定されたものである。

UFC に用いられている標準配合粉体はセメント、シリカフェーム、微細石英を混合したもの

表 1.1 短繊維の諸特性¹¹⁾

	単位	PVA 繊維	鋼繊維
直径	(mm)	0.3	0.2
標準長	(mm)	15.0	15.0
アスペクト比	—	50.0	75.0
密度	(g/cm ³)	1.3	7.8
引張強度	(N/mm ²)	900 以上	2700 以上

表 1.2 UFC の力学的特性¹¹⁾

項目	単位	FM2.0%	FO3.0%	普通コンクリート (材齢 28 日)	高強度コンクリート (材齢 28 日)
繊維混入率 V_F	(vol.%)	2.0	3.0	-	-
密度	(g/cm ³)	2.6	2.4	2.3	2.4
圧縮強度 f_c'	(N/mm ²)	210	160	~ 36	~ 60
曲げ強度 f_b	(N/mm ²)	43	22	~ 5	~ 9
ひび割れ発生強度 f_{cr}	(N/mm ²)	10.8	8.5	~ 3	~ 4
静弾性係数	(kN/mm ²)	54	46	25	40

第1章 序論

であり、所定の流動性や強度を発揮する様に、粒度分布が調整された材料である¹¹⁾。一般的なコンクリート用のミキサーを用いることで、UFCを練り混ぜることが可能である。練混ぜた後のUFCは、高い自己充填性を有するため、型枠に打ち込むことで、成型が可能であり、鋼材と比べて、比較的複雑な形状とすることも可能である。UFCでは、使用する水量が極めて少ないため、所定の強度と耐久性を発現させるためには、熱養生を行う必要がある。具体的には、20℃で24時間～48時間程度の1次養生に加えて、90℃48時間の熱養生を行う必要がある。UFC指針(案)¹⁰⁾では、90℃48時間(昇降温±15℃/時間)の熱養生を標準熱養生と規定している。

表1.2はUFCの一般的な力学的特性を示したものである¹¹⁾。ここでは、比較のため、一般的な普通コンクリートと高強度コンクリートの諸特性を併記してある。標準熱養生を行ったFM2.0%では、圧縮強度は210 N/mm²、曲げ強度は45 N/mm²、ひび割れ発生強度は10.8 N/mm²程度となる。また、FO3.0%では、圧縮強度は160 N/mm²、曲げ強度は22 N/mm²、ひび割れ発生強度は8.5 N/mm²程度となる。同表より、FM2.0%、FO3.0%ともに、材齢28日の普通コンクリート、高強度コンクリートを大きく上回る強度特性を有しており、高性能な材料であると言える。

1.2.2 指針（案）の特徴と課題

日本国内において、UFC 指針（案）¹⁰が、UFC を用いた部材の設計に関する唯一の基準である。その特徴とそれに関連する課題についてまとめると以下になる。

- ① UFC の引張特性を積極的に設計に考慮でき、供用下では UFC にはひび割れを発生させない様に設計を行う。これは、指針（案）で対象となる短繊維は鋼繊維のみであり、鋼繊維の腐食を防止し、耐久性を確保するためである。
- ② 品質が保証された材料を用いることに加えて、供用下でひび割れを発生させないため、容易に耐久性を保証することができる。さらに、標準配合粉体を使用した場合、耐久性に関する照査を省略することが可能である。
- ③ UFC 内部に補強用鋼材を配置することによるせん断補強は一切行わない。異形鉄筋は原則として使用せず、補強用鋼材を用いる場合は PC 鋼材を使用する。ただし、自己収縮と補強鋼材の拘束により生じる恐れのあるひび割れ発生を防止できる場合には、軸方向補強鋼材として異形鉄筋を用いてよい。
- ④ 設計方法は、限界状態設計法に基づくことが原則である。

UFC を用いた部材の設計手法に関する検討において、①に示す様に UFC の引張特性を積極的に設計に考慮でき、供用下において、UFC にはひび割れを発生させないことが、非常に重要な特徴と言える。従来のコンクリート構造物の設計では、コンクリートの引張負担を考慮しないことが一般的であった¹⁴が、UFC は高い引張抵抗力を有しており、UFC の引張抵抗力を設計に考慮することが可能となった。これは、従来の設計方法の在り方から大きく一線を画する特徴であると言える。しかし、②に示すように、供用下では、鋼繊維の腐食を防止するため、ひび割れの発生を認めないことが原則となっている。つまり、現状の指針（案）に従えば、プレストレスを導入し、見掛けのひび割れ発生強度を向上させることが有効となるため、実用化されている構造部材は、プレストレスコンクリート部材が多くなっている。特にプレテンション方式によるものが多く、定着が不要で製作が容易であるためである。ただし、短繊維補強コンクリートにおいて、短繊維が架橋効果を発揮するのは、マトリクス部分にひび割れが発生した後であるため、短繊維の補強効果を十分に活用できていない側面を有していると言える、

図 1.1 は、桁部材について、各スパンに適した部材形式の分類を示したものである。桁部材において、計算上では、数メートル以下であれば無筋部材、10メートル以上とするには耐荷力



図 1.1 各スパンに適した部材形式(桁部材)

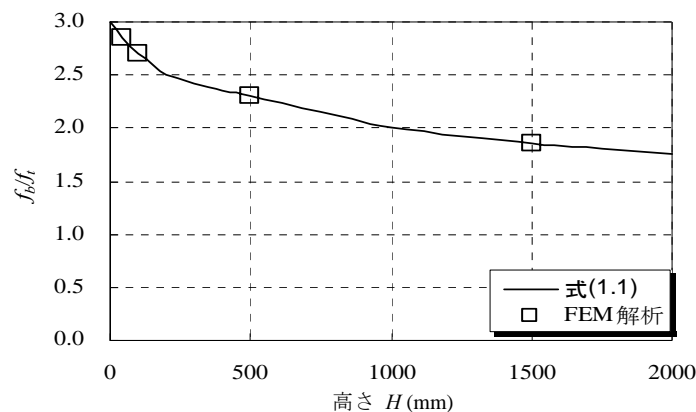


図 1.2 曲げ強度の寸法依存性

の確保には、PC 部材が適していると判断される。つまり、数 m～10m 程度のスパンにおいて、耐荷力不足のため無筋構造は適さず、PC 部材は、耐荷力の確保に有効であるが、製造が煩雑になるため適さないと考えられ、その結果、RC 部材とすることが有効であると考えられる。しかし、RC 部材を実現するためには、③に示す様に、収縮の影響を設計に考慮することや収縮の低減を図ることが重要となる。ただし、ここでは、長手軸方向に軸方向補強鋼材を配置し、せん断補強を行わない部材形式が対象である。これは、UFC が極めて高いせん断抵抗力を有しているためであり¹⁵⁾、せん断補強筋が不要となるためである。

次に、④に示す様に、限界状態設計法に則る場合、少なくとも、終局限界における曲げ耐荷力とせん断耐荷力に関する照査は必要不可欠である。しかし、UFC は極めて高いせん断抵抗力を有しているため¹⁵⁾、設計の合理化を図るには、曲げ耐荷力に関する照査に関する精度の向上が重要である。そのためには、曲げ破壊性状を把握するとともに、UFC の特性を考慮することにより、推定精度を向上させることが重要である。加えて、曲げひび割れの発生から終局に至るまでの挙動について明確化することも重要であると考えられる。

UFC を用いた部材の曲げ破壊性状に関する検討に際して、無筋はり部材における曲げ強度の寸法依存性を把握することが重要であると考えられる。これは、UFC で用いる短繊維の長さは一定であり、部材寸法によっては、補強効果を発揮しないことが懸念されるが、指針（案）では明確になっていないためである。既往の研究において、一般的な無筋コンクリートの曲げ強度には寸法依存性が存在することが確認されており¹⁴⁾、ひび割れ発生以降に、短繊維が架橋効果を示す UFC は例外ではないと言える¹⁰⁾。図 1.2 は、UFC 指針（案）に示される UFC 部材の曲げ強度の寸法依存性を示したものであり、その推定式は式(1.1)で示される。ただし、ここに示す曲げ強度の寸法依存性は、図 1.2 に示す様に、FEM 解析結果を回帰分析することで、定められたものであり、その FEM 解析の推定精度についても検討の余地はあることと、実験結果が反映されたものではないことが課題であると言える。また、高さ 200mm 以下の比較的部材寸法が小さい領域における寸法依存性の推定精度についても検討の余地があると考えられる。さらに対象となっているのは FM2.0%のみであり、FO3.0%について、推定可能であるかは不明である。

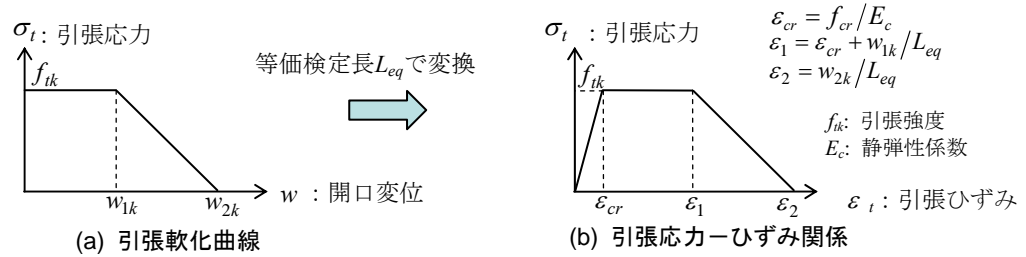


図 1.3 引張軟化曲線と引張応力-ひずみ関係

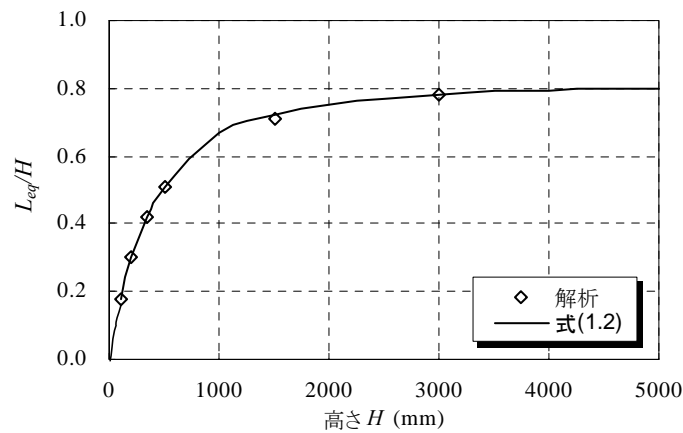


図 1.4 等価検長 L_{eq}/H と高さ H の関係 (指針(案))¹⁰⁾

$$f_b = \left(1 + \frac{1}{0.85 + 4.5(H/l_{ch})} \right) f_{cr} \quad (1.1)$$

ここに、 f_b : 曲げ強度 (N/mm^2), l_{ch} : 特性長さ ($=G_F E_c / f_{cr}^2$), f_{cr} : ひび割れ発生強度 (N/mm^2), G_F : 破壊エネルギー (N/mm), E_c : コンクリートの静弾性係数 (N/mm^2), H : 高さ (mm)

一般に、従来の鉄筋コンクリート部材の曲げ耐力算定手法では、等価応力ブロックを仮定した断面解析に基づいて計算が行われている¹⁴⁾。実際のコンクリートにおいては、コンクリート自身の引張抵抗力が、鋼材の引張負担力に比べて小さいため、コンクリートの引張力を無視することを前提とした従来の曲げ耐力算定手法は、かなり高い推定精度を有することが知られている。しかし、UFC を用いた部材を対象とした場合、UFC が引張に対して高い抵抗力を有しているため、解析や計算の精度の向上には、UFC の引張抵抗力を設計に反映させることが重要であると考えられる。加えて、断面解析においては、ひずみ分布から応力分布を算定することが一般的であり、事前に UFC の引張応力-ひずみ関係を定式化しておく必要がある。UFC 指針(案)においては、UFC の引張軟化曲線を算定し、等価検長 L_{eq} を用いて、図 1.3 に示すように引張応力-ひずみ関係に変換することが規定されている。等価検長 L_{eq} は、内田ら¹⁶⁾が、従来の鉄筋コンクリートを対象として提案した概念であり、UFC 指針(案)にも取り入れられた

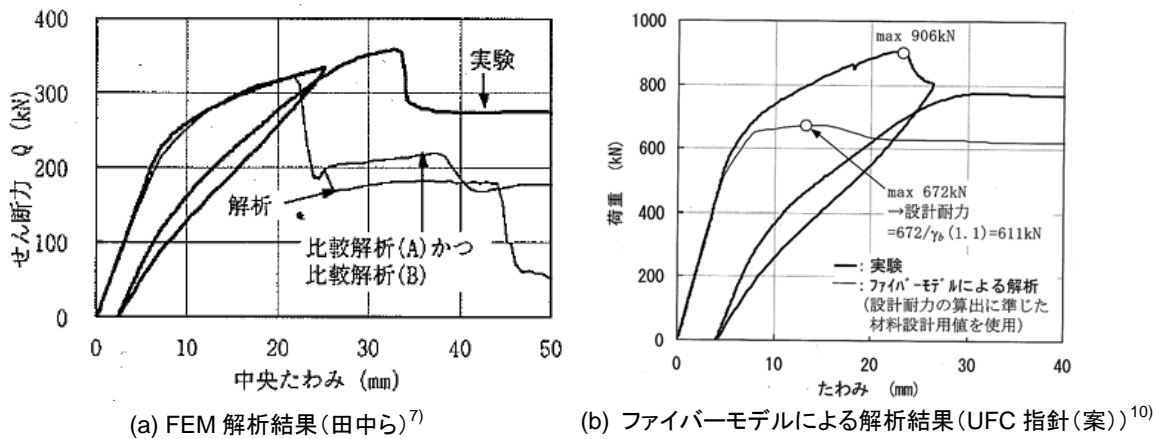


図 1.5 UFC を用いた部材を対象とした数値解析の例

ものである。図 1.4 は、UFC 指針(案)に規定されている L_{eq}/H と桁高さ H の関係を示したものであり、等価検長 L_{eq} は式(1.2)で算出される。ただし、ここに示す L_{eq} は、指針(案)に示される応力-ひずみ関係から導出した耐荷力と FEM 解析結果が一致するように便宜的に定められたものであり、計算に用いられた FEM 解析結果の精度も不明であるだけでなく、実験結果には基づいていないのが現状である。また、FO3.0%の等価検長も不明であるのが現状である。

$$L_{eq} = 0.8 \left\{ 1 - 1 / (1.05 + 6h/l_{ch})^4 \right\} \cdot H \quad (1.2)$$

ここに、 L_{eq} : 等価検長 (mm)、 H : 高さ (mm)、 l_{ch} : 特性長さ(= $G_F E_c / f_{cr}^2$)、 G_F : 破壊エネルギー (N/m)、 E_c : コンクリートの静弾性係数 (N/mm²)、 f_{cr} : ひび割れ発生強度 (N/mm²)

UFC 指針(案)においては、限界状態設計法に基づくことが原則とされているが、より合理的な設計を行うためには、性能規定に従い、マクロ的な計算に加えて、数値解析などのミクロ的な計算を適用することは有効である。特に部材形状が複雑な場合や大きく変形する部材を対象とする場合においては有効であると言える。部材の挙動を推定する数値計算の代表的なものとして、ファイバーモデルによる計算や FEM 解析などがある¹⁷⁾。しかし、UFC を用いた部材の曲げ挙動を対象とした FEM 解析に関する研究は多くないのが現状である。図 1.5 は、田中らを実施した FEM 解析例⁷⁾と UFC 指針(案)¹⁰⁾に示されているファイバーモデルによる解析結果を示したものである。どちらの解析例においても、推定結果と実験結果は十分に一致しておらず、推定精度が高いとは言えない。ここでは、UFC と軸方向補強鋼材の相互作用、すなわちテンションスティフニング効果と軸方向補強鋼材との付着挙動が考慮されていないためと考えられる。そのため、これらの影響を解析に組み込むことで、解析精度が向上するものと予想される。特に、短繊維補強コンクリートでは、短繊維の補強効果が発揮するのは、ひび割れが発生以降であり、R-UFC 部材では、テンションスティフニング効果が支配的な要因になっているものと考えられる。また、同図は FM2.0%を対象としたものであるが、FO3.0%を対象とした解析に関する研究は、ほとんど存在しておらず、FEM 解析の適用性については不明であると言える。

1.2.3 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC に関する試計算

本節では、UFC 部材の内部に軸方向補強鋼材を配置することの有意性について検証するため、試計算を行った。図 1.6 は対象とした RC はり部材の概要を示したものである。ここで、部材の寸法は同じであると仮定して、以下に示す(a)~(e)の5つのケースについて試計算を行った。試計算に際して、斜め引張破壊に至ると仮定した際の破壊荷重、曲げ破壊すると仮定した際の破壊荷重を算出し、予想される破壊形態と破壊荷重を計算した。ただし、コンクリートまたは UFC と軸方向補強鋼材は十分に定着されており、曲げ破壊、斜め引張破壊以外の破壊形態にはならないものと仮定した。

- (a) ケース 1：高強度 RC はり部材，圧縮強度 $f'_c=60 \text{ N/mm}^2$ ，せん断補強なし
軸方向補強鋼材：D22SD345×2 本，降伏強度 $f_y=345 \text{ N/mm}^2$
- (b) ケース 2：高強度 RC はり部材，圧縮強度 $f'_c=60 \text{ N/mm}^2$ ，せん断補強を配置
軸方向補強鋼材：D22SD345×2 本，降伏強度 $f_y=345 \text{ N/mm}^2$
せん断補強筋：D10SD345，降伏強度 $f_y=345 \text{ N/mm}^2$ ，U 字型
- (c) ケース 3：UFC 無筋はり部材，FM2.0%， $f'_c=220 \text{ N/mm}^2$
- (d) ケース 4：R-UFC はり部材，FM2.0%， $f'_c=220 \text{ N/mm}^2$
軸方向補強鋼材：D22SD345×2 本，降伏強度 $f_y=345 \text{ N/mm}^2$
- (e) ケース 5：R-UFC はり部材，FM2.0%， $f'_c=220 \text{ N/mm}^2$
軸方向補強鋼材：SBPD 1080/1230×2×2 本，降伏強度 $f_y=1080 \text{ N/mm}^2$

表 1.3 は試計算の結果を示したものである。ここで、ケース 1、ケース 2 の曲げ破壊荷重は、コンクリート標準示方書に基づいて計算した。具体的には、式(1.3)により中立軸位置を算出し、式(1.4)より、曲げ耐力を算出した後、曲げ破壊荷重を算出した。ケース 1、ケース 2 のせん断破壊荷重は、土木学会コンクリート標準示方書 設計編¹⁴⁾に基づき、ケース 1 のせん断破壊荷重は式(1.5)を用いて算出した。ケース 2 のせん断破壊荷重は、式(1.5)、式(1.6)より算出したものである。次にケース 3 の曲げ破壊荷重は UFC 指針(案)¹⁰⁾に規定される応力-ひずみ関係を用いて算出したものであり、せん断破壊荷重は式(1.7)より算出したものである。ケース 4、ケース 5 の曲げ破壊荷重は、式(1.3)、式(1.4)より算出しており、せん断破壊荷重は、式(1.7)を用いて算出したものである。

$$x = \frac{A_s f_y}{0.688 f'_c b} \quad (1.3)$$

$$M_u = 0.688 f'_c b x (d - 0.416 x) \quad (1.4)$$

ここに、 x ：中立軸の位置 (mm)， A_s ：軸方向補強鋼材の面積 (mm^2)， f_y ：鋼材の降伏強度

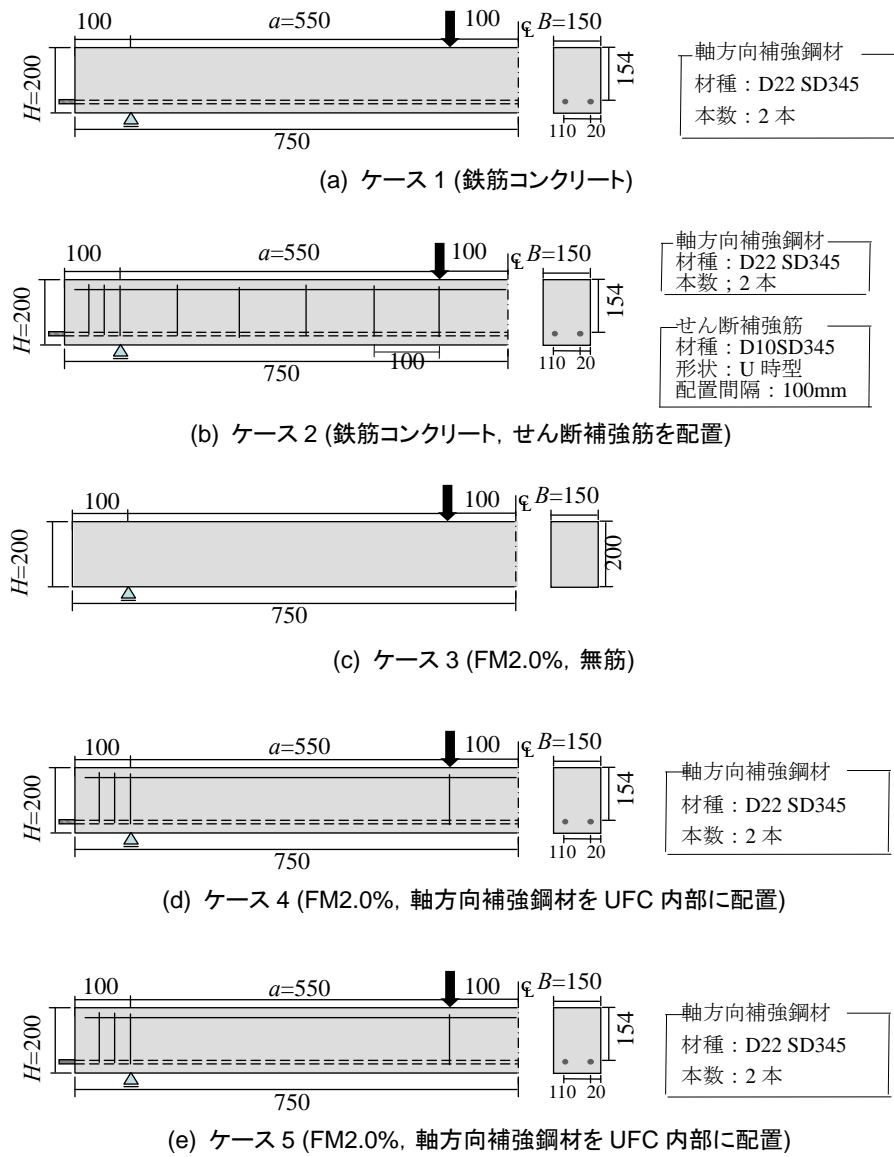


図 1.6 試計算の対象としたはり部材の概要

(N/mm²), f'_c : 圧縮強度 (N/mm²), b : 幅 (mm), d : 有効高さ (mm)

$$V_{cd} = 0.2 f'^{1/3} (10^3 / d)^{1/4} (100 p_w)^{1/3} \beta_n \cdot b \cdot d \quad (1.5)$$

$$V_s = \frac{A_w f_{wy} j d (\sin \alpha_u + \cos \alpha_u)}{s} \quad (1.6)$$

ここに, V_{cd} : せん断補強鋼材を用いない棒部材の設計せん断耐力 (N), p_w : 軸方向鋼材比, A_w : せん断補強筋の面積 (mm²), α_u : せん断補強筋と軸方向補強鋼材のなす角 (°), s : せん断補強筋間隔 (mm)

$$V_{ped} = 0.18\sqrt{f'_{cd}} \cdot b_w \cdot d + (f_{vd} / \tan \beta_u) b_w \cdot z \quad (1.7)$$

ここで、 b_w : 腹部の幅 (mm), d : 有効高さ (mm), f'_{cd} : 設計圧縮強度 (N/mm²), f_{vd} : 超高強度繊維補強コンクリートの斜めひび割れ直角方向の設計平均引張強度 (N/mm²), β_u : 軸方向と斜めひび割れ面のなす角度 (°) (ただし β_u は 30° 以上とする.)

表 1.3 に示す様に、ケース 1 では、曲げ破壊荷重は 130.0kN、せん断破壊荷重は 67.7kN となった。つまり、計算上における破壊形態はせん断破壊（斜め引張破壊）になり、終局限界における破壊荷重は 67.7kN となる。次に、ケース 2 に示す様に、せん断補強筋を配置することで、曲げ破壊となり破壊荷重は 130.0kN となった。一般的にせん断破壊（斜め引張破壊）は脆性的な破壊であるため、設計上では、曲げ破壊となる様に設計することが鉄則である。つまり、従来の RC 部材の設計では、ケース 2 の様に、せん断補強筋を配置することで、曲げ破壊となる様に設計することが一般的である。次にケース 3~5 に示す FM2.0% を用いたはり部材におけるせん断破壊荷重は 619.3kN となった。これに対し、ケース 3 における曲げ破壊荷重は、57.1kN となっており、FM2.0% が有するせん断破壊荷重は、曲げ破壊荷重に対して、極めて大きいものであることが分かる。ケース 4、ケース 5 に示す様に、軸方向補強鋼材を配置することで、曲げ破壊荷重は増加し、それに伴い終局破壊荷重が増加することが分かる。つまり、本計算結果に従えば、R-UFC はり部材では、せん断補強筋を配置する必要はなく、軸方向補強鋼材を内部に配置することで、破壊荷重を大幅に増大させることが可能と判断される。また、一般的な異形鉄筋ではなく、高強度な PC 鋼棒を内部に配置することは、破壊荷重の向上により有効である。ただし、養生中に発生する UFC の収縮は従来のコンクリートと比べて大きいため、軸方向補強鋼材による拘束に起因して、ひび割れ発生強度の低下やひび割れ幅が増大する懸念も存在する。しかし、軸方向鋼材比は、UFC 内部に発生する収縮応力に影響を与えるものと予想されるため、軸方向鋼材比をある程度制限することは収縮の抑制に有効であるとも考えられる。

表 1.3 試計算結果

	計算結果		計算結果から推定される破壊荷重と破壊形態	
	曲げ破壊荷重 (kN)	せん断破壊荷重 (kN)	破壊形態	破壊荷重 (kN)
ケース 1	130.0	67.7	せん断破壊	67.7
ケース 2	130.0	193.3	曲げ破壊	130.0
ケース 3	57.1	619.3	曲げ破壊	57.1
ケース 4	142.2	619.3	曲げ破壊	142.2
ケース 5	414.7	619.3	曲げ破壊	414.7

1.2.4 UFC を用いた部材の設計手法に関する課題・問題点

第 1.2.2 節に示した様に、指針（案）について、検討の余地がある箇所が存在するだけでなく、第 1.2.3 節に示した様に、UFC 内部に軸方向補強鋼材を配置する部材について検討を行うことも有意義である。これらの内容を踏まえ、検討が必要と考えられる課題・問題点を整理すると以下になる。

- ① UFC 内部に軸方向補強鋼材を配置した部材において、収縮に起因して発生する収縮応力が不明である。

養生中に発生する UFC の収縮は大きく、UFC が収縮すると軸方向補強鋼材に圧縮力が発生し、その反作用として UFC 内部に引張応力が発生すると予想される。そのため、ひび割れ発生強度の低下やひび割れ幅の増大が懸念される。しかし、UFC 内部に軸方向補強鋼材を配置した場合、どの程度の引張応力が発生するかに関する検討はなされておらず不明である。また、鋼材径や鋼材種類が発生する収縮応力に及ぼす影響も不明である。

- ② 定着の基礎となる UFC と軸方向補強鋼材との局部付着特性が不明である。

UFC の内部に軸方向補強鋼材を配置する場合、所定の耐力を発揮させるためには、軸方向補強鋼材と UFC が一体化する必要がある。つまり、UFC と軸方向補強鋼材間の局部付着特性を把握し、反映させることで、定着の設計を合理的にすることが重要である。ただし、UFC を用いた部材の定着に関する研究は、ほとんどなされておらず、UFC 指針（案）¹⁰⁾には、UFC の性能を反映させた定着の設計手法については記載されていないのが現状である。UFC の力学的特性は従来のコンクリートと大きく異なるため、UFC と軸方向補強鋼材との付着特性が従来のコンクリートにおける局部付着特性¹⁸⁾と大きく異なると予想される。

- ③ R-UFC 構造において、UFC と軸方向補強鋼材間の平均付着強度が不明であるため、定着長の計算手法が不明である。

一般に、RC 部材は、コンクリート内部に軸方向補強鋼材を配置し、付着により一体化を図ることが定着部設計の基本となる。ここで、RC 部材にける定着長は軸方向補強鋼材が降伏するまで引張力を加えた場合、コンクリートから引き抜けない長さとして定義されており¹⁹⁾、設計の合理化には材料の特性を適切に反映させて、定着長を設定する必要がある。既往の研究では、RC 部材中の平均付着応力度から定着長を算定しており²⁰⁾、このような考え方は、土木学会コンクリート標準示方書設計編¹⁴⁾に取り入れられている。しかし、UFC を用いた部材については、平均付着応力度、定着長算定手法も不明であり、既往の推定式では過小評価となる可能性が高い。

- ④ 比較的小さい寸法におけるはり部材の曲げ破壊性状と曲げ強度の寸法効果則が不明である。また、高強度鋼材を用いた R-UFC はり部材の破壊性状が不明である。

図 1.2 や図 1.4 に示す様に、曲げ耐力の計算に必要なデータは、実験結果に基づいたものではなく、FEM 解析結果に基づいたものであり、特に比較的小さい領域における推定精度が妥当であるか不明である。UFC を利用することのメリットの一つは薄肉軽量化であり、部材寸法を比較的小さくできること、または部材厚を薄くできることがメリットの一つである。しかし、高さが 200mm 以下であるような、比較的小さい部材（UFC 無筋部材、R-UFC 部材）の曲げ破壊性状と曲げ強度の寸法効果則が明確になっているとは言えない。また、UFC で用いる短繊維の長さは一定であるため、部材寸法によっては、補強効果を発揮しない可能性も懸念される。加えて、部材高さが 200mm 以下であるようなはり部材（UFC 無筋部材、R-UFC 部材、P-UFC 部材）における曲げ耐力の推定精度は十分確保されていない。さらに、UFC の強度特性を考慮すれば、高強度鋼材の適用は有用であると考えられるが、異形 PC 鋼棒、細径異形 PC 鋼棒などが存在しているものの²⁾、UFC への適用性に関する研究はほとんど存在していない。

- ⑤ FO3.0%の構成則は不明である。さらに、FO3.0%を用いたはり部材（無筋はり部材、R-UFC 部材）、の曲げ破壊挙動も不明であり、曲げ耐力推定手法も不明である。

第 1.2 節で述べた様に FO3.0%の圧縮強度、曲げ強度、引張強度など、基本的な物理的特性は明確となっているが¹⁾、圧縮応力-ひずみ関係、引張軟化特性、等価検長が不明であり、解析や計算に必要な構成則が明確となっていない。また、UFC 無筋はり部材、R-UFC はり部材の曲げ破壊性状も十分に把握されておらず、曲げ耐力などの計算手法も明確になっていないのが現状である。

- ⑥ UFC を用いた部材において、ひび割れ発生以降の挙動に支配的なテンションスティフニング効果が不明である。さらに、ひび割れ分散性（ひび割れ幅、ひび割れ間隔）も不明である。

ひび割れ発生から終局に至るまでのプロセスを把握するためには、テンションスティフニングを把握することは重要であり、数値計算に組み込むことで、推定精度の向上が可能になると予想される。また、ひび割れ幅、ひび割れ間隔に示されるひび割れ分散性は RC 部材の力学的挙動の把握に役立つだけでなく、耐久性照査にも重要な指標となる。

- ⑦ 非線形 FEM 解析による曲げ破壊性状の推定に関する研究例は少なく、十分な解析精度が確保されていない。

UFC を用いた部材を対象として、せん断挙動を解析で推定する手法については多くの研究がなされている。しかし、UFC を用いた部材を対象に、曲げ挙動を推定する手法に

関する研究は、ほとんどなされていないのが現状である。

- ⑧ 収縮を低減した UFC の力学特性，収縮特性，破壊力学特性が不明である．また，軸方向補強鋼材を内部に配置した部材の力学特性が不明である．

UFC は水結合材比がきわめて低いことや 90℃程度の高湿養生などによって，優れた性能を実現されているものが，養生中に発生する収縮が高い材料であるため，養生中に，ひび割れの発生や UFC 内部に収縮(引張)応力が発生するなどの不具合を生じる懸念がある．

しかし，第 2.5 節で後述する様に，SRA の添加により，養生中における UFC の収縮を低減することが可能となっている．しかし，SRA を添加した UFC の力学特性，破壊力学特性，収縮特性や，内部に軸方向補強鋼材を配置した部材のせん断破壊性状に及ぼす影響は不明である．

1.3 本研究の目的

本研究の目的は、UFC 部材の構造性能を向上させることであり、第 1.2 節に示した課題・問題点について検討を行うことである。つまり、UFC 指針（案）では十分に対応できていない事項を補足すること、軸方向補強鋼材を UFC 内部に配置し部材性能の向上を図ること、および SRA を添加して UFC の性能向上と新構造形式の検討を行うことが目的である。具体的な内容は、以下に示す①～⑧である。

- ① 軸方向鋼材比が比較的小さい範囲（1.0～3.0%）において、UFC 内部に軸方向補強鋼材を配置した場合、UFC の収縮と軸方向補強鋼材による拘束により、UFC 内部にどの程度の応力が発生しているかを把握する。
- ② 軸方向補強鋼材と UFC の局部付着特性について、各種要因が及ぼす影響を把握し、局部付着応力－すべり関係－ひずみ関係を実験的に定める。
- ③ 重ね継手を有する R-UFC 部材において、平均付着応力度と重ね継手長の関係を把握し、定着の基礎となる基本定着長の推定手法を実験的に定める。
- ④ UFC 無筋はり部材の曲げ破壊性状と曲げ強度の寸法依存性を把握する。また、R-UFC はり部材の曲げ破壊性状を把握するとともに、曲げ耐力の推定手法について検討を行う。
- ⑤ FO3.0%の構成則として、圧縮応力－ひずみ関係、等価検長、引張軟化曲線を把握する。また、FO3.0%を用いた部材（UFC 無筋はり部材、R-UFC はり部材）の曲げ破壊性状を把握する。
- ⑥ ひび割れ発生以降の挙動に支配的なテンションスティフニング効果を把握し、モデル化を図る。併せて、ひび割れ分散性を把握するとともに、ひび割れ幅推定手法について検討を行う。
- ⑦ はり部材（無筋はり部材、R-UFC 部材）の曲げ挙動に着目した非線形 FEM 解析を実施して、非線形 FEM 解析の適用性について検討する。また、解析精度の向上に必要な構成則について検討を行う。
- ⑧ SRA を添加し、収縮を低減した UFC について検討を行う。ここでは、既存の SRA だけでなく、UFC 向けに新規に開発された SRA を添加した UFC を対象に、収縮を低減した UFC の力学特性、破壊力学特性、せん断耐荷特性を明確にする。また、応用例として、SRA を添加し、軸方向補強鋼材を内部に配置することによって成立する構造形式について検討を行う。具体的には、内部に軸方向補強鋼材を配置し、SRA を添加した UFC 埋設型枠と普通コンクリートからなる新構造形式（複合 RC 構造）を対象とする。

1.4 研究の構成

図 1.7 は本論文の構成をまとめたものである。また、その概要を以下に示す。

第 2 章では、本研究に関係する既往の研究を概観した。具体的には、局部付着応力一すべり関係の概要、テンションスティフニング効果とひび割れ分散性、平均付着応力度と基本定着長推定手法である。これらの項目については、UFC を用いた部材に関する研究は存在しないため、従来のコンクリートを対象とした研究について記述した。これらの項目に加えて、UFC 向けに開発された新規 SRA の概要を記述した。

第 3 章では、R-UFC 部材において、軸方向鋼材比、鋼材径、鋼材の表面形状が、養生中に発生する収縮応力に及ぼす影響を明らかにしている。さらに、養生中において、部材中に発生する収縮応力を把握し、養生中におけるひび割れ発生の可能性を明らかにしている。

第 4 章では、軸方向鋼材配置による部材性能向上化にむけて、短繊維種類、UFC の圧縮強度、軸方向補強鋼材の種類、鋼材径、部材の断面寸法が、UFC と軸方向補強鋼材の局部付着特性に及ぼす影響について検討を行っている。ここでは、従来のコンクリートより、優れた局部付着応力を示すことに加え、短繊維の種類、軸方向補強鋼材の表面形状により局部付着特性が大きく変化することを明らかにしている。さらに、短繊維の種類と軸方向補強鋼材を限定した場合における局部付着応力一すべり一ひずみ関係を提案している。さらに、定着特性を明らかにするために、平均付着応力度と鋼材の埋込み長さの関係に、鋼材種類が及ぼす影響を明らかにすることで、R-UFC 部材における定着特性である基本定着長推定式を提案している。

第 5 章では、軸方向鋼材配置による部材性能向上化にむけて、部材寸法、鋼材径、鋼材種類が、R-UFC 部材の曲げ破壊性状に及ぼす影響を明らかにしており、その最大荷重の推定方法について検討を行っている。また、有機繊維を用いた UFC について、圧縮応力一ひずみ関係、等価検長、引張軟化曲線を導出し、その構成則を定めている。また、ひび割れ発生以降の曲げ挙動について支配的な要因となるテンションスティフニング効果とひび割れ分散性（ひび割れ幅、ひび割れ間隔）に着目して、短繊維種類、繊維混入率が、及ぼす影響について検討を行っている。ここでは、従来のコンクリートより極めて高いテンションスティフニング効果を有することと、短繊維の種類と繊維混入率が大きな影響を及ぼすことを明らかにして、2 直線近似することでテンションスティフニング効果のモデル化を行っている。さらに、短繊維混入率と短繊維種類がひび割れ幅、ひび割れ間隔に及ぼす影響を明らかにするとともに、短繊維によるひび割れ幅の低減効果を、破壊エネルギーを用いて表現することで、UFC 部材のひび割れ幅推定式を導出している。さらに、構成則、テンションスティフニングモデルを組み込んだ FEM 解析により、曲げ破壊挙動を概ね精度良く推定できることを示している。

第 6 章では、UFC 自身の性能向上と新規構造形式の検討に向けて、現行の収縮低減剤または UFC 向けに新規に開発した収縮低減剤を添加した UFC の収縮特性、破壊力学特性と R-UFC はり部材におけるせん断耐荷特性について検討を行っている。ここでは、収縮低減剤の添加によ

第1章 序論

り、ひび割れ発生強度、破壊エネルギーが増大することと、それにもない R-UFC はり部材のせん断耐荷力が向上することを明らかにしている。また、より合理的な構造形式実現に向けて、収縮低減剤を添加した R-UFC 埋設型枠と普通コンクリートから成立する複合 RC はり部材の曲げ・せん断破壊性状を明らかにしている

第7章では、以上の検討により得られた「各章の結論」、「R-UFC 部材の構造性能に関するまとめ」、「今後の展望」を取りまとめている。

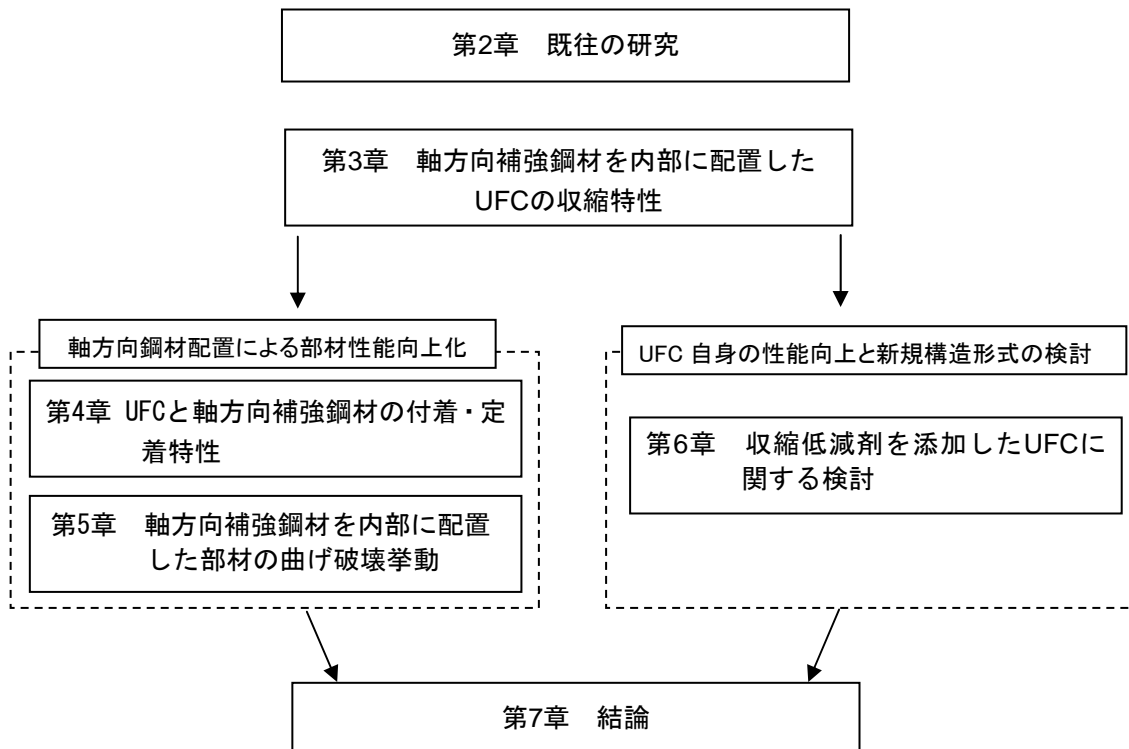


図 1.7 本論文の構成

1.5 参考文献

- 1) 長滝 重義：コンクリートの高性能化，技報堂出版，1997
- 2) 例えば，菅野俊介，藤田 学，勅使川原正臣，須田久美子：高強度コンクリート構造物の構造性能研究委員会報告，コンクリート工学年次論文集，Vol.28，No.1，pp.7-12，2006
- 3) 例えば，小澤一雅：高強度・高流動コンクリートー土木構造物ー～高流動コンクリートの将来展望～，コンクリート工学，Vol.39，No.1，pp.78-81，2001.1
- 4) 例えば，福山 洋，倉本 洋：スマートコンクリートー高じん性コンクリートー，コンクリート工学，Vol.39，No.1，pp104-109，2001.1
- 5) 柳橋 邦生，和泉 意登志：高耐久性コンクリート，コンクリート工学，Vol.37，No.6，PP46-49，1999.6
- 6) Richard, P. and Cheyrezy, M. H. : Reactive powder concretes with high ductility and 200-800 MPa compressive strength, ACI Spring Convention, San Francisco, SP144-24, pp.507-517, 1994
- 7) 田中良弘，武者浩透，下山善秀，小林忠司：PC 橋梁に用いた超高強度繊維補強コンクリートの用途開発，コンクリート工学，Vol.41，No.3，pp.26-32，2003.3
- 8) Osamu Mochizuki, Hiroyuki Musha, Kenji Yokoi, Akio Ohtake, Kouji Shiratani, Norio Watanabe, Taketoshi Noguchi, Masafumi Miyata : Design, experiments and mass production of UFC Slab in tokyo international Airport (HANEDA) D Runway, Proceedings of 8th International Symposium on Utilization of High-Strength and High-performance Concrete, Vol.2, pp.901-908, 2008.10.
- 9) 新建築：東京工業大学本館前プロムナード，Vol.81，No.8，pp.147-151，2006.7.
- 10) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案），コンクリートライブラリーNo.113，2004.9
- 11) 下山善秀，鵜澤正美：ダクタルの特性と応用分野，太平洋セメント研究報告，第 142 号，pp.55-62，2002.6
- 12) 藤田康彦：乾燥収縮低減剤のメカニズムと収縮低減効果，コンクリート工学，Vol.43，No.5，pp.97-101，2005.5
- 13) 佐藤正己，田中敏嗣，杉山真悟：収縮低減剤を添加した超高強度繊維補強コンクリートの収縮特性，土木学会第64 回年次学術講演会概要集，pp.871-872，2010.9
- 14) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，pp.34-37，2007.
- 15) 例えば，掛井孝俊，村田裕志，二羽淳一郎，兵頭彦次：超高強度繊維補強セメント系複合材料を用いたはり部材のせん断特性，コンクリート工学年次論文集，vol.26，No.2，pp.787-792，2004.7.
- 16) 内田裕市，瀬古繁喜，六郷恵哲，小柳 洽：寸法依存性に着目した低鉄筋 RC はりの曲げ破壊性状，土木学会論文集，No.45/V-17，pp.129-138，1992.8.
- 17) 岡村甫，前川宏一：鉄筋コンクリートにおける非線形有限要素解析，360/V-3 号 pp. 1-10，

1985.8

- 18) 島 弘, 周 礼良, 岡村 甫: マッシブなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係, 土木学会論文集, No.378/V-6, pp. 165-174, 1987.2.
- 19) 田辺忠顕, 檜貝 勇, 梅原秀哲, 二羽淳一郎: コンクリート構造, pp.44-47, 朝倉書店
- 20) Orangun, C.O., Jirsa, J.O. and Breen, J. E. : A Reevaluation of Test Data on Development Length and Splices, Journal of ACI, Vol.74, No.3, pp.114-122, 1977.3.
- 21) 宇佐美滋: 鉄筋コンクリート造柱・はり用高強度鉄筋に要求される機械的性能, コンクリート工学, Vol.38, No.10, pp.22-33, 2000.10

第 2 章 既往の研究

2.1 概論

本章では、本研究の内容に関連する既往の研究を概観する。具体的には以下に示す①～④であるが、以下の①～③の項目については、UFC を対象とした既往の研究は十分になされていない。そこで、①～③は、従来のコンクリートや繊維補強コンクリートに関する知見を概観したものである。

- ① 局部付着応力-すべり関係の概要
- ② テンションスティフニング効果とひび割れ分散性
- ③ 平均付着応力度と基本定着長推定方法
- ④ UFC 向けに開発された新規収縮低減剤(SRA)

本章においては、第 2.2 節では局部付着応力-すべり関係の概要、第 2.3 節ではテンションスティフニング効果とひび割れ分散性、第 2.4 節では平均付着応力度と基本定着長推定手法、第 2.5 節では収縮低減技術と UFC 向けに新規に開発された新規収縮低減剤(SRA)について記述している。

2.2 局部付着応力—すべり関係

一般に、RC 部材に荷重が作用すると、発生する応力はコンクリートを介して軸方向補強鋼材に伝達され、引張応力が発生する。図 2.1 はこの状況を示したものであり、軸方向補強鋼材の応力分布は計算上、曲げモーメントの分布と等しくなる。図 2.1 は部材中の一部分を取り上げたものであり、断面 A-A と断面 B-B 間においてモーメントの変化すなわちせん断力が生じている。そのため、軸方向補強鋼材の引張力に差 dT が生じる。 dT の引張力は軸方向補強鋼材とコンクリートの間の付着力によって負担されており、局部付着応力は式(2.1)で表される。

$$\tau = \frac{V}{Uz} \quad (2.1)$$

ここで、 V ：作用せん断力 (N)， U ：軸方向補強鋼材の周長 (mm)， z ：圧縮力と引張力の作用する距離 (mm)

一般に、RC 部材において、所定の耐荷力を発揮させるためには、軸方向補強鋼材とコンクリートを十分に一体化させることが重要である。つまり、適切な定着を行うことが重要であり、これは、軸方向補強鋼材とコンクリートの付着に起因するものである¹⁾。そのため、定着部設計の合理化を検討するためには、まず、局部付着応力—すべり関係に代表される局部付着特性を把握することが重要である²⁾。

次に、限界状態設計法や性能規定に基づいて、鉄筋コンクリートの設計を行うには、変形能力の照査は必要不可欠であり、設計の合理化を図るために、推定精度の向上が求められる。鉄筋コンクリート構造物を対象とした構造解析において、従来では、軸方向補強鋼材とコンクリートは完全に付着していとして扱うのが一般的であった。しかし、軸方向補強鋼材とコンクリートの付着特性が RC 部材の変形能力や全体挙動に大きく影響を及ぼす場合があり、軸方向補

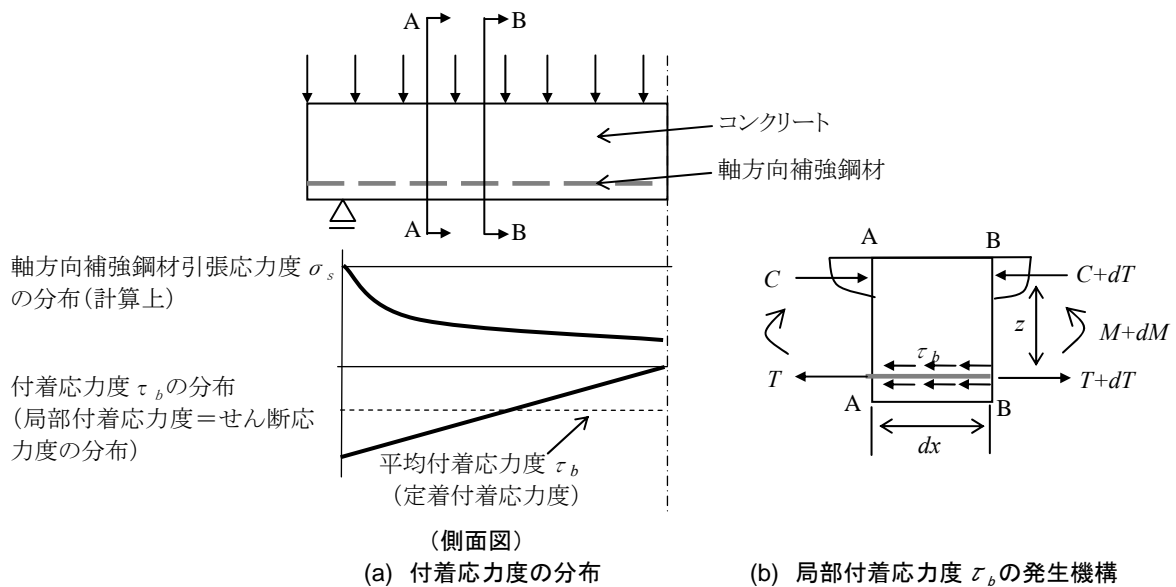


図 2.1 付着応力のメカニズム

強鋼材とコンクリートの付着特性の重要性が認識されている³⁴⁾。また、これらに対する推定精度向上には、付着特性を数値解析に組み込むことが有効であり、具体的には、局部付着応力-すべり関係を解析に適用する方法が多くなされている。特に UFC においては、優れた変形能力を発揮するため、推定精度の向上には、UFC と軸方向補強鋼材間の局部付着応力-すべり関係を把握して、解析に適用することは有効であると考えられる。また、鉄筋コンクリート部材に発生したひび割れ幅は、耐久性や機能性の観点から重要な因子であり、設計において精度の良いひび割れ幅の予測方法が必要である⁵⁾。これまでに提案されたひび割れ幅算定式^{5),6)}において、ひび割れ幅をひび割れ間隔と軸方向補強鋼材の平均ひずみの積で表すことが基本となっており、軸方向補強鋼材のひずみ分布を把握しておくことは有効である。

一般に局部付着応力 τ (N/mm^2) はすべり量 S (mm) の関数として表され、これまでに多くの局部付着応力とすべりとの関係が提案されてきた⁷⁾⁸⁾。島ら⁹⁾は、補強鋼材径、コンクリート強度、埋込み長、境界条件を変化させて、局部付着応力-すべり関係について検討を行い、式(2.2)を提案している。この関係式は縦ひび割れが発生しないマッシブなコンクリート中に十分長く定着された軸方向補強鋼材に適用が可能であり、フーチング中に十分長く定着された柱、あるいは壁の軸方向補強鋼材などの解析に役立つものである。

次に、図 2.2 は、一例として局部付着応力-すべり関係を測定する実験方法の概要を示したものである¹⁰⁾。図 2.2(a) は片側から鋼材を引抜く方法（以降、片側引抜き試験と表記）、図 2.2(b) は、試験体内部に配置した鋼材に両側から鋼材を引抜く方法（以降、両側引抜き試験と表記）である。また、図 2.2(c) は試験体内部に配置した鋼材に両側から引張力を加える方法（以降、

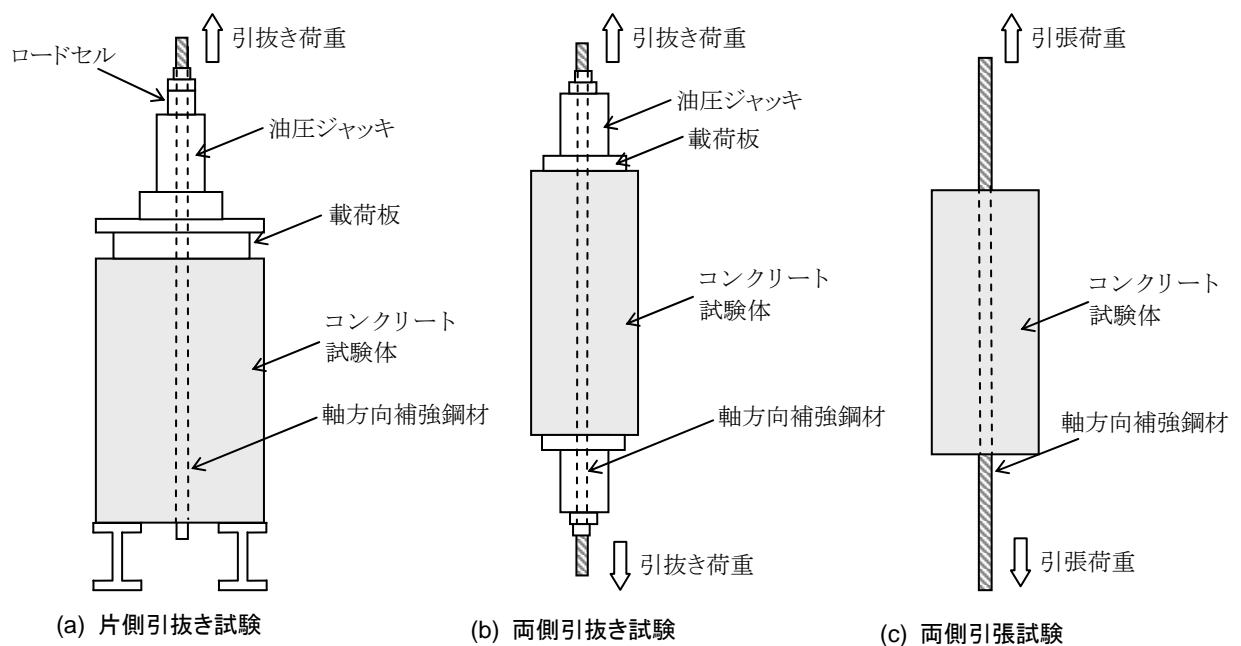


図 2.2 付着特性に関する試験方法

第 2 章 既往の研究

両側引張試験と表記) である。同図に示す様に、従来のコンクリートを対象とした既往の研究では、多種にわたる試験方法が検討されているが、実験より得られる局部付着応力-すべり関係は、試験方法によって異なることが報告されている¹⁰⁾。これは、載荷方法によって、発生するコンクリートの応力場が異なり、付着特性に影響を及ぼすためである。具体的には、引張応力場であれば内部ひび割れは発生しやすく、圧縮応力場であれば内部ひび割れの発生は抑えられるためである。そのため、想定する用途における応力場を考慮して、試験方法を選定する必要がある。第 4 章の検討においては、UFC の圧縮強度は高いため、圧縮応力場では内部にひび割れが発生しづらく、UFC と軸方向補強鋼材との付着に大きな影響を与えることは少ないと考え、一般的かつ比較的容易に実施可能な片側引抜き試験を行うこととした。

$$\tau = 0.9 f_c'^{2/3} (1 - \exp(-40S/D)^{0.6}) \quad (2.2)$$

ここで、 f_c' : コンクリートの圧縮強度 (N/mm^2), S : すべり量 (mm), D : 鋼材径 (mm)

2.3 テンションスティフニング効果とひび割れ分散性

既往の研究において、軸方向補強鋼材とコンクリートの付着特性は、ひび割れの間隔やひび割れ幅に重大な影響を及ぼすことが示されている⁶⁾。さらに、発生したひび割れの間隔とひび割れ幅が、平均的に引張力が発生している領域の剛性を支配するため、RC部材における変形能力の推定を行うためには、これらの特性を考慮することが重要である。例えば、耐震設計におけるエネルギー吸収効果を推定する場合など、これらの特性を適切にモデル化し、解析に組み込むことが重要となる¹¹⁾。このような背景において、ひび割れの分布に影響される引張剛性について精力的な研究が行われてきた¹²⁾。図2.3は、テンションスティフニング効果の概念図を示したものである¹¹⁾。テンションスティフニング効果とは、コンクリートと鋼材の付着を介して、コンクリートが引張抵抗を負担するため、実剛性が鋼材単体の剛性を上回る現象である。つまり、鉄筋コンクリートにおいて、ひび割れ発生以降の挙動を推定するには、軸方向補強鋼材とコンクリートの相互作用を考慮して、テンションスティフニング効果を組み込むことが重要と言える。既往の研究において、テンションスティフニング効果を再現する簡易なモデルとして、岡村、前川ら¹³⁾が提案している式(2.3)が挙げられる。

$$\sigma_t = f_{cr} \left(\frac{\varepsilon_{cr}}{\varepsilon_t} \right)^{0.4} \quad (2.3)$$

ここで、 σ_t : 引張応力 (N/mm²)、 ε_{cr} : ひび割れ発生時のひずみ、 f_{cr} : ひび割れ発生強度 (N/mm²)、 ε_t : 引張ひずみ

一般に、繊維補強コンクリートにおいて、短繊維を混入することにより、発生するひび割れは分散し、ひび割れ幅が減少するなど、ひび割れ分散性が改善されることが確認されている¹⁴⁾。しかし、UFCにおいては、ひび割れ分散性に関する検討はほとんどなされておらず、短繊維補強により、ひび割れ分散性がどの程度改善されるか不明である。

図2.4は、従来のRC部材におけるひび割れ発生メカニズムを示したものである。同図(a)に示すようにRC部材に荷重が作用すると、コンクリートから付着を介して軸方向補強鋼材に力が伝達されて引張応力が発生し、部材引張側に曲げひび割れが発生する。また、ある程度の応力度以上では曲げの影響が弱まり、図2.4(b)に示すように付着試験の両側引張試験と同様の応力状態として、ひび割れ発生を考えることが可能となる。また、軸方向補強鋼材に発生する応力の一部はコンクリートとの付着により周辺のコンクリートに伝達され、コンクリートの引張応力度が引張強度に達すると既存の2本のひび割れの上に新たなひび割れが発生する。このようにして、軸方向補強鋼材の引張応力度の増大とともに次々とひび割れが発生するが、ある段階まで達すると2次的なひび割れを除くと新たなひび割れ発生は認められなくなり、ひび割れ幅のみが増大する定常状態となる。定常状態におけるRC部材を対象としたひび割れ算定式の代表的なものとして、角田らの提案式⁵⁾、趙らの提案式⁶⁾、コンクリート標準示方書の算定式¹⁾があげられ、これらは両側引張試験の結果に基づいて提案されたものである。式(2.4)、式

(2.5)は、角田らの提案式を示したものである。これらの式は、かぶり c と鋼材間隔 c_s の比が小さいRC部材にも適用可能であるため、第5章ではこれらの式を参考にして、検討を行うこととした。

$$L_{\max} = 5.4c \quad (2.4)$$

$$w_{\max} = L_{\max} (\sigma_{se} / E_s + \varepsilon'_{csd}) \quad (2.5)$$

ここで、 c : かぶり (mm), σ_{se} : 軸方向補強鋼材に発生する応力度 (N/mm²), E_s : 鋼材の弾性係数 (N/mm²), ε'_{csd} : コンクリートの収縮・クリープ等によるひずみ ($=150 \times 10^{-6}$)

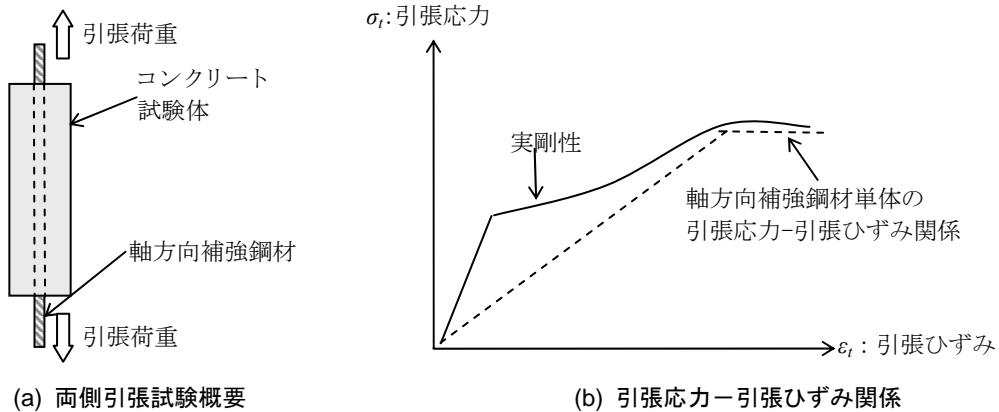


図 2.3 テンションスティフニング効果の概念図

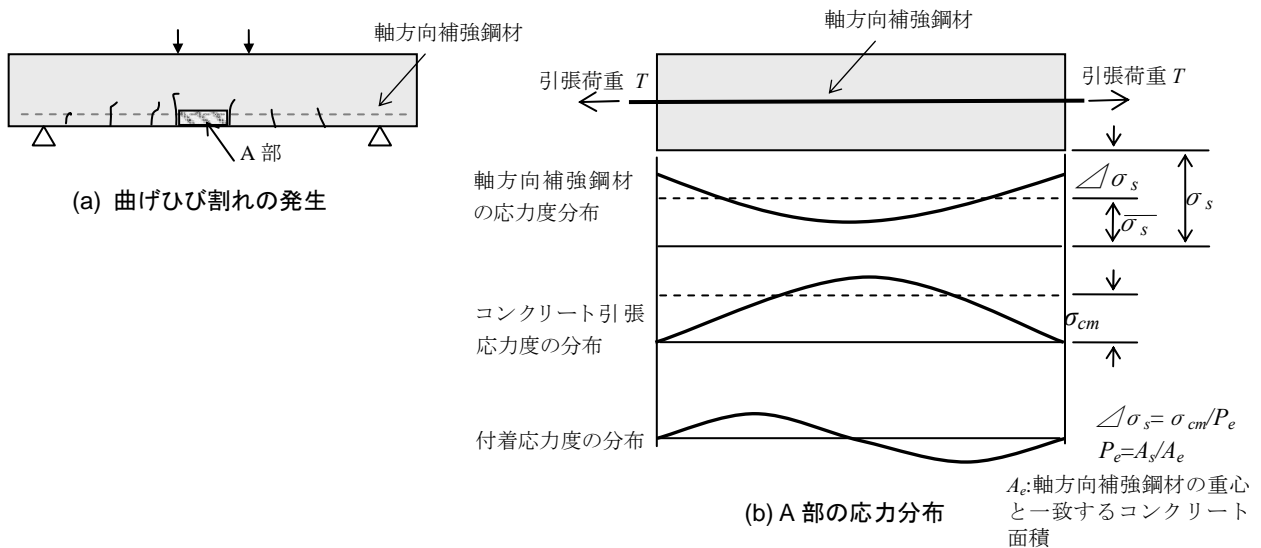


図 2.4 ひび割れ発生のメカニズム

2.4 平均付着応力度と基本定着長の推定方法

従来の RC 部材において、局部付着応力度が局部的に大きくなっても直ちに付着破壊に至ることはなく、応力の再分配が行われる。つまり、平均付着応力度が大きくなり、付着強度に達した時に破壊に至る。ここでの平均付着応力度は、定着付着応力度 τ_{bod} と呼ばれており、式(2.6)で表される。

$$\tau_{bod} = \frac{A_s \sigma_s}{Ul} = \frac{\sigma_s}{4L_1} \phi \quad (2.6)$$

ここで、 A_s ：鋼材の断面積 (mm^2)、 σ_s ：軸方向補強鋼材に発生する応力度 (N/mm^2)、 ϕ ：鋼材径 (mm)、 L_1 ：鋼材の引張力をコンクリートに伝達するのに必要な長さ (mm)

第2.2節で述べた様に、コンクリートと軸方向補強鋼材の付着に関する試験方法として、①片側引抜き試験、②両側引抜き試験、③両側引張試験など¹⁰⁾が挙げられる。しかし、①と②の試験方法は軸方向補強鋼材とコンクリートの相対的な付着特性を調べるものであり、③の試験方法は軸方向補強鋼材とコンクリート間の付着によるひび割れ分散性を求めるものであるため、これらの結果から構造部材中における平均付着応力度を求めることはできない。そのため、実際の付着分布を再現した部材の試験結果から平均付着応力度を求める必要がある。

一般に、設計付着応力度 f_{bod} は種々の要因の影響を受けるが、Orangun らが実施した既往の研究¹⁵⁾で導出された推定式は式(2.7)となる。これは、既往の実験データを対象に、コンクリートの引張強度、かぶり c 、鋼材径 ϕ 、重ね継手長 l_b をパラメータとして実験的に定めたものである。

$$f_{bod} = \left(0.318 + 0.795 \frac{c}{\phi} + \frac{13.3}{l_b} \phi \right) \sqrt{f'_c} \quad (2.7)$$

ここで、 c ：かぶり (mm)、 l_b ：重ね継手長 (mm)、 f'_c ：圧縮強度 (N/mm^2)

次に、式(2.7)を基本として、定着付着応力度を設計付着応力度 f_{bod} に、軸方向補強鋼材の応力度 σ_s を設計降伏強度 f_{yd} に直して変形すると、引抜き荷重を受けた鋼材が降伏するのに必要な埋込み長さ l_d は、式(2.8)となる。ここで、 l_d は基本定着長と定義されており、RC 部材における定着部の設計において最も重要な指標となる。

$$l_d = \frac{f_y}{4f_{bod}} \phi \quad (2.8)$$

さらに、式(2.8)を用いて式(2.7)を整理すると基本定着長の推定式として、式(2.9)が得られる。

$$l_d = \frac{f_y}{4 \left(0.318 + 0.795 \frac{c}{\phi} + \frac{13.3}{l_b} \phi \right) \sqrt{f_c}} \phi \quad (2.9)$$

コンクリート標準示方書 設計編¹⁾に従い、定着長を算出する場合、断面形状など諸条件を考慮して算出した基本定着長以下となる様に定着長を設定することが一般的である。そのため、定着部の設計において合理化を図るためには、基本定着長の推定精度向上が重要である。

2.5 UFC 向けに開発された新規収縮低減剤(SRA)

UFCは、 200N/mm^2 以上の圧縮強度を有するとともに、高い変形性能、流動性、耐久性を有する。このような特長は水結合材比がきわめて低いことや 90°C 程度の高温養生などによって実現されているものの、その反面で自己収縮が増大しやすいといった課題がある。そのため、UFC指針(案)では、養生中に発生するUFCの収縮と異形鋼材との拘束に起因して発生するひび割れを防止する観点から、原則としてUFC内部に異形鋼材を配置しないことにしている¹⁶⁾。つまり、UFC内部に軸方向補強鋼材を配置して、より合理的な構造形式を実現させるためには、UFC自体の収縮を低減することが重要となる。

表 2.1 既往の研究における SRA の特性²⁰⁾

種類	主成分	密度 (g/cm^3)	溶解性	表面張力 (mN/m)
SRA-A	低級アルコール アルキレンオキシド化合物	1.02	易溶性	37.4
SRA-B	グリコエーテル系誘導体	0.98	不溶性	34.4
SRA-C	高級アルコール アルキレンオキシド化合物	0.98	難溶性	32.8

表 2.2 SRA を添加した UFC の示方配合²⁰⁾

種類	単位量(kg/m^3)					
	練混ぜ水			収縮低減剤 SRA (外割)	標準配合粉体 + 専用細骨材	鋼繊維
	水	高性能減水剤	収縮低減剤 SRA			
無添加	156	24	-	-	2254	157
SRA-A	148	24	8	-		
	140	24	16	-		
	131	25	24	-		
SRA-B	151	23	6	-		
	146	22	12	-		
SRA-C	154	26	-	4		
	152	28	-	8		
	150	30	-	12		

第2章 既往の研究

一般に、コンクリートの乾燥収縮を低減する方法の一つとして、SRAの添加が有効である¹⁷⁾。さらに、SRAは乾燥収縮だけでなく自己収縮に対しても、収縮量を低減できることが確認されている¹⁸⁾。しかし、SRAに関する研究として、鋼繊維補強モルタルを対象としたものは存在するが¹⁹⁾、UFCを対象にしたものは存在していなかった。その様な背景の中、佐藤ら²⁰⁾は、従来のSRAをUFCに添加した場合の収縮低減効果や配合について検討を行うとともに、UFC向けの新規SRAを開発した。表2.1は、佐藤らの研究で用いたSRAの諸特性を示したものである。ここで、SRAの原液および練混ぜ水の表面張力測定は、Wilhelmy法により測定したものであり、表面張力がほぼ等しい3種類のSRAについて検討を行っている。表2.2は、収縮低減剤を用いたUFCの示方配合を示したものである。ここに示すSRA-A、SRA-Bは、従来のコンクリートを対象とした市販品であり、SRA-CはUFC向けに新規に開発されたものである。ここでは、SRA-Aでは、 8kg/m^3 、 16kg/m^3 、 24kg/m^3 、SRA-Bでは、 6kg/m^3 、 12kg/m^3 について検討を行っているが、SRA-Cは難溶性を示すため、水に対する外割りで添加している。図2.5は、検討の結果、得られたUFCの長さ変化量を示したものである。ここで収縮ひずみは、埋込み型ひずみ計を用い、打設から脱型までの1次養生中は、JCI編：「コンクリートの自己収縮研究委員会 報告書」²¹⁾に準拠して測定したものである。同図より、SRAの添加により、UFCの収縮量が低下していることが確認されている。特に、UFC向けに新規に開発したSRA-Cが最も高い収縮低減効果を有しており、1/2程度まで収縮による長さ変化量を低減できていることが確認されている。特に、SRA-AとSRA-Cを比較すると、高級アルコール系の収縮低減剤とすることで収縮低減効果が増大していることがわかる。この理由は、以下によるものと考えられる。一般にコンクリートにおいて、収縮が発生するメカニズムとして、毛細管張力説がある。図2.6に示すように、セメント硬化体の細孔中にメニスカスが存在し、乾燥が進むと、毛細管張力が増大する。その結果、セメント硬化体中に働く引張応力が増大し、体積減少が生じるとされている。つまり、SRAが収縮低減効果を発揮できるのは、SRAの添加が毛細管張力すなわち表面張力を低下させ、体積減少の原因となる引張応力を低減するためであると言える。ここで、低級アルコール系の収縮低減剤では、アルコール中のOHの影響が大きくなっており、その結果、高い親水性を示すと同時に、易溶性を示していると考えられる。しかし、高級アルコール系の収縮低減剤では炭素数増加に伴いOHの影響が相対的に小さくなっており、疎水性を示すと同時に、難溶性を示していると考えられる。その結果、高級アルコール系の収縮低減剤は低級アルコール系の収縮低減剤に比較して、界面活性剤としての効果が増大しており、その結果、間隙水の表面張力が低下するため、新規SRAの方が収縮低減効果が高くなっていると考えられる。しかしながら、SRAの添加により、UFCの収縮低減を図ることが可能となることと、新規SRAが高い収縮低減効果を有することは判明しているが、収縮の低減がUFCの強度特性やUFCを用いた部材の構造性能に及ぼす影響は不明である。

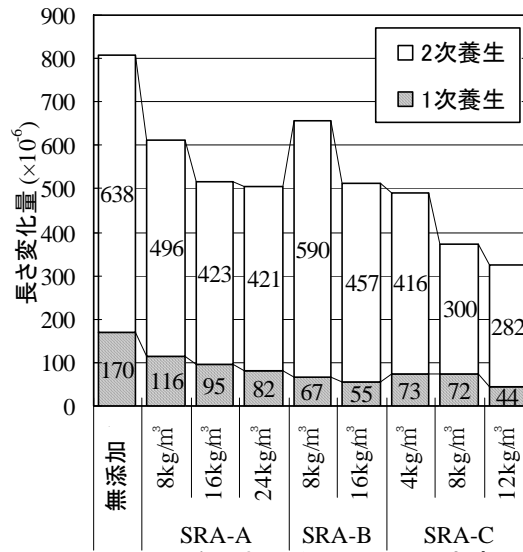


図 2.5 SRA を添加した UFC の長さ変化量²⁰⁾

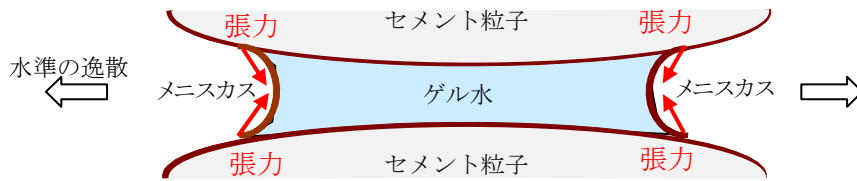


図 2.6 収縮発生のメカニズム

2.6 参考文献

- 1) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，pp.193-194，2007.
- 2) 山尾芳秀，周 礼良，二羽淳一郎：付着応力-すべり関係に関する実験的研究，土木学会論文報告集，No.343，pp. 219-228，1984.3.
- 3) 菅 満宜，中村 光，檜貝 勇，斉藤成彦：RC はりの力学的挙動に及ぼす付着特性の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.23，No.3，pp.295-300.2001.
- 4) 越川武晃，井上圭一，上田正生，和田俊良：補強材の付着すべりを考慮した PC 梁部材の大変形解析，コンクリート工学年次論文集，Vol.24，No.2，pp.313-318，2002
- 5) 角田 與史雄：鉄筋コンクリートの最大ひび割れ幅，コンクリートジャーナル，Vol.8，No.9，pp.1-10，1970.
- 6) 趙 唯堅，丸山久一：鉄筋コンクリートはりの曲げひび割れ幅算定式の再評価，土木学会論文集，No.490/V-23，pp.147-156，1994
- 7) 壹岐直之，清宮 理：コンクリートの軸方向応力を考慮した異形鉄筋の局所付着特性，土木学会論文集，No.676/V-51，pp.65-76，2001.5.
- 8) Comite Euro-International du Beton:CEB-FIP Model Code 1990 First Draft, CEB, 1990
- 9) 島 弘，周 礼良，岡村 甫：マッシブなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係，土木学会論文集，No.378/V-6，pp. 165-174，1987.2.
- 10) 壹岐直之，清宮 理，山田昌郎：付着応力-すべり関係に影響を及ぼす要因の実験的研究，土木学会論文集，No.550/V-33，pp.73-83，1996.11.
- 11) 吉川弘道，田辺忠顕：鉄筋コンクリート部材の引張剛性に関する解析的研究，土木学会論文報告集，No.366，pp.93-102，1986.2
- 12) 田辺忠顕，檜貝 勇，梅原秀哲，二羽淳一郎：コンクリート構造，pp.40-54，朝倉書店
- 13) Maekawa, K., Pimanmas, A. and Okamura, H.: NONLINEAR MECHANICS OF REINFORCED CONCRETE, Spon Press, London,2003.
- 14) 伊藤 始，岩波光保，横田 弘：PVA 繊維で補強したコンクリートのひび割れ分散性に関する研究，コンクリート工学年次論文集，Vol.26，No.2，pp.1549-1554，2004.6
- 15) Orangun, C.O., Jirsa, J.O. and Breen, J. E. : A Reevaluation of Test Data on Development Length and Splices, Journal of ACI, Vol.74, No.3, pp.114-122, 1977.3.
- 16) 土木学会:超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)，p.4，2004.
- 17) 富田六郎，有機系収縮低減剤の作用機構に関する考察，土木学会論文集，No.433/V-15，pp.197-205，1991.8
- 18) 田澤栄一:水和反応によるセメントペーストの自己収縮，セメント・コンクリート，No.565，1994.3
- 19) 大濱嘉彦，宮良政克，遠藤光弘：収縮低減剤を用いた鋼繊維補強モルタルの乾燥収縮および

第 2 章 既往の研究

- び強さ, 材料, Vol.376, No.34, pp.14-18, 1985.1
- 20) 佐藤正己, 田中敏嗣, 杉山真悟: 収縮低減剤を添加した超高強度繊維補強コンクリートの収縮特性, 土木学会第64 回年次学術講演会概要集, pp.871-872, 2010.9
- 21) 日本コンクリート工学協会:自己収縮研究委員会報告書, p195-198, 1996.

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

3.1 概論

UFC 指針 (案)¹⁾では、原則として UFC 内部に異形鉄筋を配置しないこととしている。これは、UFC の収縮と異形鉄筋による拘束に起因して発生するひび割れを防止するためである。しかしながら、UFC 内部に異形鉄筋などを軸方向補強鋼材として配置した際に、UFC 内部に発生する収縮応力に関する検討は、ほとんどなされていないのが現状である。軸方向補強鋼材の鋼材径、本数などに影響を受けると予想されるものの、どの程度の引張応力が発生するかは不明である。今後、軸方向補強鋼材を配置した UFC について検討を進めるためには、UFC 内部に発生する引張応力を把握しておくことが重要である。そこで、本章では、JCI 編：「コンクリートの自己収縮研究委員会 報告書」に示されている「コンクリートの自己収縮応力試験方法」²⁾を参考にして、UFC 内部に実際に軸方向補強鋼材を配置し、養生中に発生する UFC の収縮応力を計測することとした。ここでは、UFC 内部に配置する軸方向補強鋼材の種類、直径を変化させ、軸方向補強鋼材比が及ぼす影響について検討を行った。ただし、軸方向鋼材比は 1.0~3.0%程度と、比較的小さい値としており、これは、一般的な鉄筋コンクリートの半分程度の軸方向鋼材比を対象とした。この理由は、UFC 自身が高い引張抵抗力を有しており、比較的、小さな軸方向鋼材比としても、十分な耐荷性能を発揮できると試算されたためである。さらに、収縮応力の測定とあわせて、養生中におけるひび割れ発生の可能性についても検討を行った。ここでは、2次養生中におけるひび割れ発生強度の発現性を把握した後、養生中に発生する収縮応力とひび割れ発生強度の比率に着目して、ひび割れ発生の可能性について検討を行った。

3.2 実験概要（収縮応力の測定）

表 3.1 は試験水準を示したものである。試験水準は UFC 種類，鋼材種類，鋼材径である。使用した UFC は，鋼繊維を 2.0vol.%混入したもの（以降，FM2.0%と表記），PVA 繊維を 3.0vol.%混入したもの（以降，FO3.0%と表記），短繊維を混入していないもの（以降，NF と表記）である。ここで使用した短繊維の諸特性は表 1.1 に示したものと同等である。また，使用した軸方向補強鋼材は，表面形状の相違に着目して，異形鉄筋（以降，波節と表記），異形 PC 鋼棒（以降，ネジ節と表記），細径異形 PC 鋼棒（以降，ツイストタイプと表記）である。図 3.1 はこれらの表面形状の模式図を示したものである。波節については，鋼材径を変化させており，D13～D22 の範囲で鋼材径を設定した。表 3.2 は，UFC の示方配合を示したものである。UFC 指針(案)¹⁾に準拠した標準配合粉体(以降， P_{mix} と表記)，専用細骨材(以降， S_a と表記)，鋼繊維(以降， S_F と表記)，PVA 繊維(以降， O_F と表記) および高性能減水剤(以降， SP と表記)を用いた。コンシステンシーの試験として，フロー試験（JIS R 5201，無振動）を行っており，フロー値（JIS 5201 0 打フロー）が $260 \pm 10\text{mm}$ となるように， SP の添加量を設定した。試験体の成型は，UFC 指針(案)¹⁾に従った。ここでは，短繊維の配向が強度特性などに強く影響を及ぼすことが予想されるため，流込み速度を遅くして，短繊維の配向が偏るのを防いだ。試験体成型後，1 次養生として，ポリ塩化ビニリデンフィルムで試験体を覆い， 20°C 48 時間の封緘養生を行

表 3.1 試験水準(収縮応力の測定)

No.	UFC 種類	鋼材種類	鋼材径 D または ϕ (mm)	鋼材径(研削部) (mm)
1	FM2.0%	なし	—	—
2		波節 D13	13.0	12.3
3		波節 D22	22.0	19.2
4		ネジ節	22.0	19.6
5		ツイストタイプ	12.6	11.6
6	FO3.0%	なし	—	—
7		波節 D13	13.0	12.2
8		波節 D22	22.0	19.7
9		ネジ節	22.0	19.8
10	NF	なし	-	—
11		波節 D13	13.0	12.2
12		波節 D22	22.0	19.7
13		波節 D32	32.0	30.9

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

表 3.2 UFC の示方配合(収縮応力の測定)

名称	目標フロー値 (mm)	単位量 (kg/m ³)			
		水 W	標準配合粉体 P_{mix} + 専用細骨材 S_a	短繊維 S_f または O_f	高性能減水剤 SP (水に含む)
FM2.0%	260±10	180	2254	157 (S_f)	28
FO3.0%		178	2230	39 (O_f)	29
NF		184	2300	0	27

表 3.3 使用した鋼材の諸特性(収縮応力の測定)

No.	種類	記号	鋼材径 D または ϕ (mm)	弾性係数 E_s (kN/mm ²)	降伏強度 f_y (N/mm ²)
1	波節 D13	D13 SD345	13.0	205	430
2	波節 D22	D22 SD345	22.0	210	430
3	波節 D32	D32 SD345	32.0	205	430
4	ツイストタイプ	SBPDN	12.6	195	1275 以上
5	ネジ節	SBPD 930/1080	22.0	195	930 以上

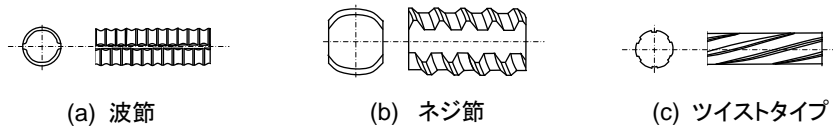


図 3.1 使用した鋼材の表面形状

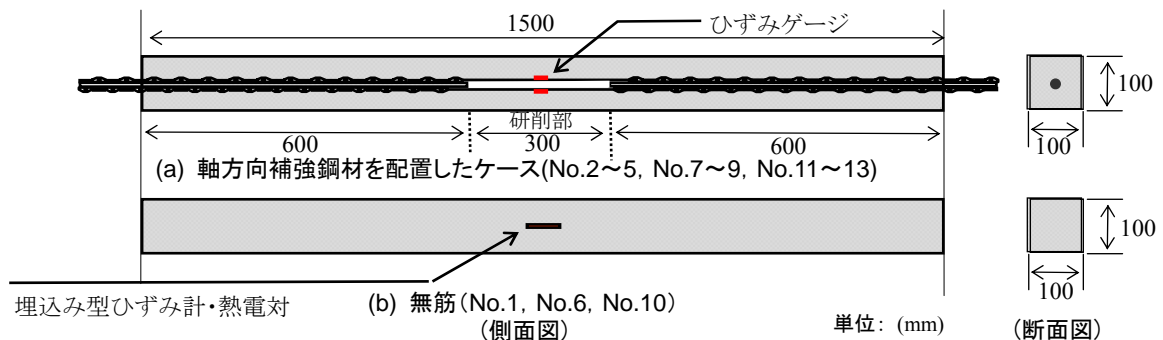


図 3.2 試験概要(収縮応力の測定)

った。その後、最高温度を 90 °C として、48 時間保持する標準熱養生¹⁾を行った。

表 3.3 は使用した鋼材の諸特性を示したものであり、波節の材種は SD345 ($f_y=430$ N/mm²) である。使用したツイストタイプ (記号: SBPDN) の公称径 ϕ は 12.6 mm であり、降伏強度は 1275 N/mm² 以上である。また、ネジ節 (記号: SBPD 930/1080) の公称径 D は 22.0 mm、降伏

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

強度は 930 N/mm^2 以上である。

図 3.2 は、収縮応力の測定で用いた試験体の概要を示したものである。試験体は $100 \times 100 \times 1500 \text{ mm}$ の角柱であり、長手軸方向に軸方向補強鋼材を配置したものであり、JCI が提唱するコンクリートの自己収縮応力試験方法²⁾を参考に定めたものである。軸方向補強鋼材を配置したケース (No.2~5, No.7~9, No.11~13)については、長手軸方向中央部における鋼材の節を研削した後、ひずみゲージを貼り付け、養生中に発生するひずみを計測した。また、同時に、熱電対を配置して試験体内部の温度を計測した。次に、軸方向補強鋼材を配置していないケース (No.1, No.6, No.10) については、試験体長手軸方向中央部に埋込みひずみ計と熱電対を配置して、養生中に発生するひずみと試験体内部温度を計測した。収縮ひずみの算出では、熱電対にて水和熱を実測し、UFC の線膨張係数を $13.5 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ と仮定して、長さの補正を行った。収縮応力の測定と同時に、養生中における圧縮強度、ひび割れ発生強度を計測した。圧縮強度の測定には、 $\phi 50 \times 100 \text{ mm}$ の円柱試験体、ひび割れ発生強度の測定には、 $\phi 100 \times 200 \text{ mm}$ の円柱試験体を用いた。ひび割れ発生強度は、UFC 指針(案)¹⁾に従い、割裂引張試験より計測した。ここでは、試験体端面にひずみゲージを貼り付け、ひび割れ発生の検知を行った。

3.3 実験結果（収縮応力の測定）

表 3.4 は、収縮応力の測定結果を示したものである。ここで、収縮応力は式(3.1)、拘束度は「コンクリートの自己収縮研究委員会 報告書」に従い、式(3.2)から算出したものである²⁾。収縮応力は、UFC 断面内に応力が均一に分布すると仮定して算出した。

$$\sigma_{sh} = \rho E_s \varepsilon_s \quad (3.1)$$

ここで、 σ_{sh} :養生中に発生した収縮応力 (N/mm²)、 ρ :軸方向鋼材比、 E_s :鋼材の弾性係数 (N/mm²)、 ε_s :養生中に発生した鋼材のひずみ

$$\lambda = np/(1+np) \quad (3.2)$$

ここで、 λ :拘束度、 n :弾性係数比、 ρ :軸方向鋼材比

図 3.3 は収縮ひずみの経時変化を示したものであり、(a)は FM2.0%、(b)は FO3.0%、(c)は NF を示したものである。ここでは、熱電対により計測した養生槽内の温度も併記している。軸方向補強鋼材を配置していないケースにおいて、養生中に発生する収縮ひずみに着目すると、FM2.0%では -690×10^{-6} 、FO3.0%では -740×10^{-6} 、NF では -1023×10^{-6} となった（ただし、圧縮ひずみを正とする）。つまり、短繊維の混入により、発生する収縮ひずみが小さくなっており、鋼繊維を混入すると、33%程度収縮応力が低減し、PVA 繊維を混入すると、28%程度、収縮応

表 3.4 試験結果(収縮応力の測定)

No.	UFC 種類	鋼材種類	鋼材径 Dまたはφ (mm)	鋼材面積 A _s (mm ²)	軸方向 鋼材比 ρ (%)	拘束度 λ	養生中に発生し たひずみ ε _{sh} (×10 ⁻⁶)	養生中に発生し た収縮応力 σ _{sh} (N/mm ²)
1	FM2.0%	なし	—	—	—	—	-690	—
2		波節 D13	13.0	139.4	1.39	7.4	-376	-1.0
3		ツイスタイプ	12.6	105.2	1.05	3.8	-378	-0.8
4		ネジ節	22.0	302.1	3.02	13.4	-318	-1.9
5		波節 D22	22.0	289.6	2.90	13.4	-326	-1.9
6	FO3.0%	なし	—	—	—	—	-740	—
7		波節 D13	13.0	139.4	1.39	5.4	-453	-1.2
8		ネジ節	22.0	302.1	3.02	11.1	-328	-1.9
9		波節 D22	22.0	289.6	2.90	10.7	-339	-1.9
10	NF	なし	—	—	—	—	-1023	—
11		波節 D13	13.0	139.4	1.39	5.3	-668	-1.8
12		波節 D22	22.0	289.6	2.90	10.4	-463	-2.6
13		波節 D32	32.0	612.6	6.13	19.7	-333	-4.1

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性
力が低減していることが分かる。ここでは、短繊維と UFC のペーストマトリクスが付着することで、ペーストマトリクスの収縮を抑制したものと考えられる。さらに、PVA 繊維よりも、鋼繊維の方が、弾性係数が高いため、FM2.0%で発生する収縮応力が FO3.0%よりも小さくなったと考えられる。

次に FM2.0%において、軸方向補強鋼材を配置すると、図 3.3(a)、表 3.4 に示す様に養生中に発生する収縮ひずみが低下し、鋼材径すなわち軸方向鋼材比が大きくなるにつれて、発生する収縮応力が増大していることがわかる。しかし、軸方向鋼材比を 3.0%程度とすると、発生する収縮応力は、 -1.9 N/mm^2 に留まっていることが確認された。また、鋼材径がほぼ同等である波節 D13 とツイストタイプ、波節 D22 とネジ節同士を比較すると、発生する収縮ひずみはほぼ同等となった。つまり、鋼材径がほぼ同等であれば、発生する収縮ひずみはほぼ同等となっており、鋼材の表面形状が及ぼす影響は小さいと考えられる。また、図 3.3(b)に示す FO3.0%、図 3.3(c)に示す NF においても、軸方向鋼材比の増大に伴い発生する収縮応力は増大するが、軸方向鋼材比 3.0%程度では、FO3.0%で -1.9 N/mm^2 程度、NF では -2.6 N/mm^2 程度となっていることが確認された。また、FM2.0%、FO3.0%、NF について、養生終了後に目視観察を行ったが、いずれについても、試験体表面にはひび割れの発生は認められなかった。

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

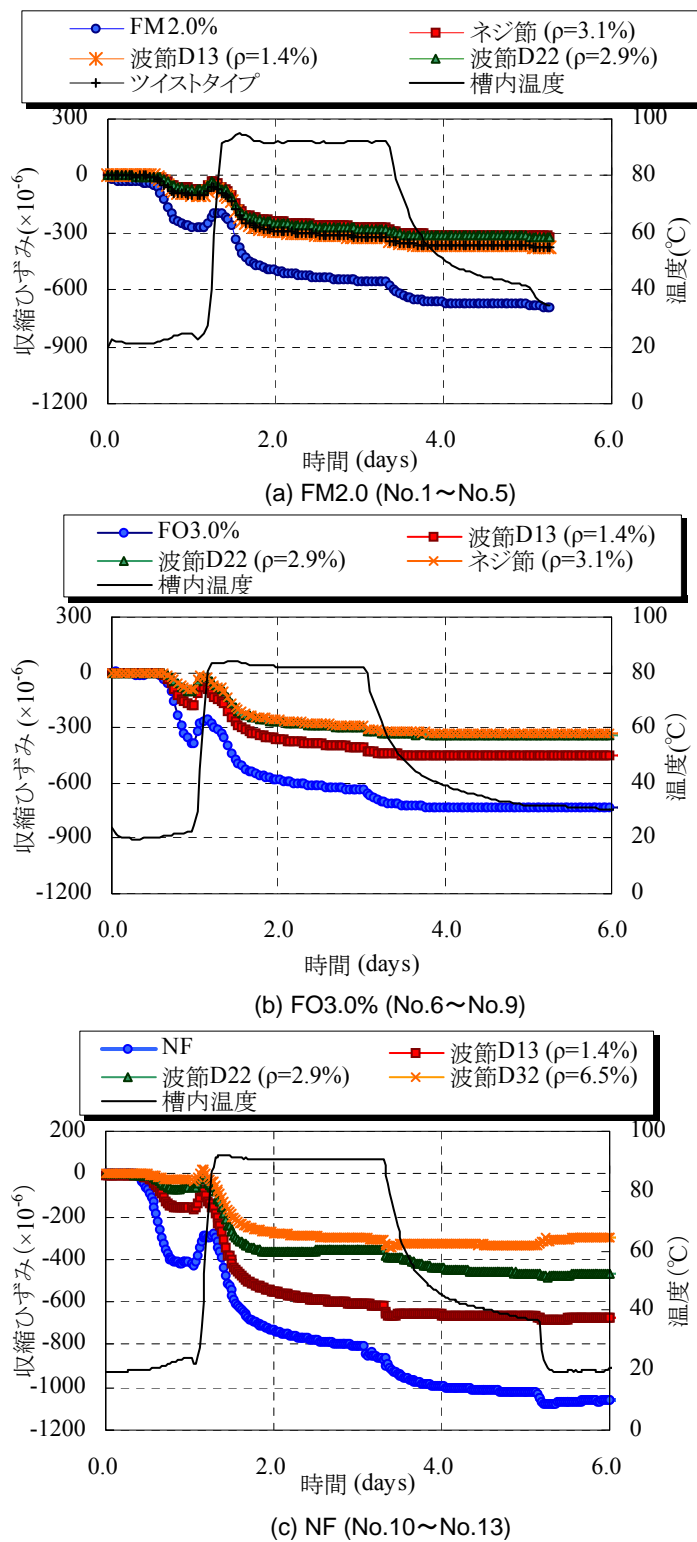


図 3.3 収縮ひずみの経時変化

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

図 3.4 は、収縮応力と軸方向鋼材比の関係を示したものであり、各ケースにおける回帰直線を併記したものである。同図より、各ケースに対して、軸方向補強鋼材比と収縮応力には相関関係が存在しており、FM2.0%と FO3.0%における結果は、おおむね一致していることが確認された。ここで、軸方向鋼材比を 3.0%以上とすると、発生する収縮応力は -2.0N/mm^2 を上回ることが確認された。よって、軸方向鋼材比に制限を設ければ、ある程度ではあるが、発生する収縮応力を抑制することが可能であると考えられる

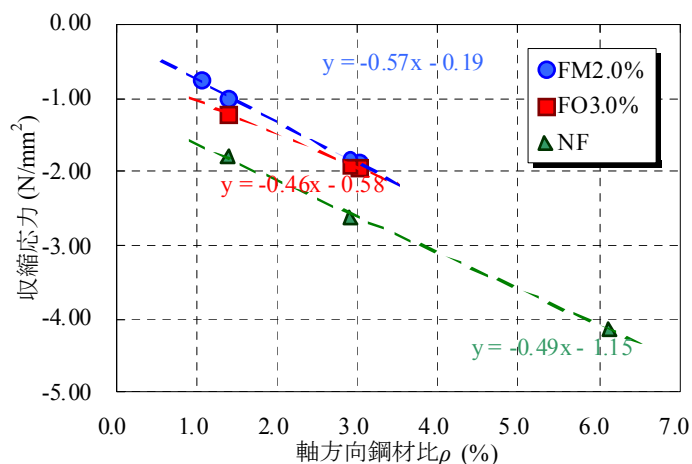


図 3.4 収縮応力と軸方向鋼材比 ρ の関係

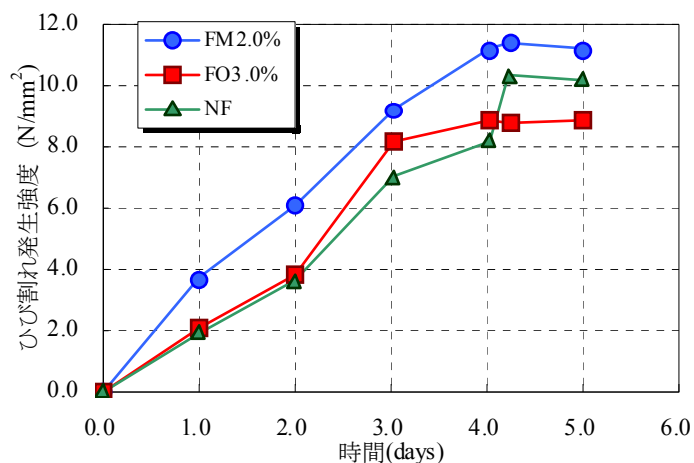
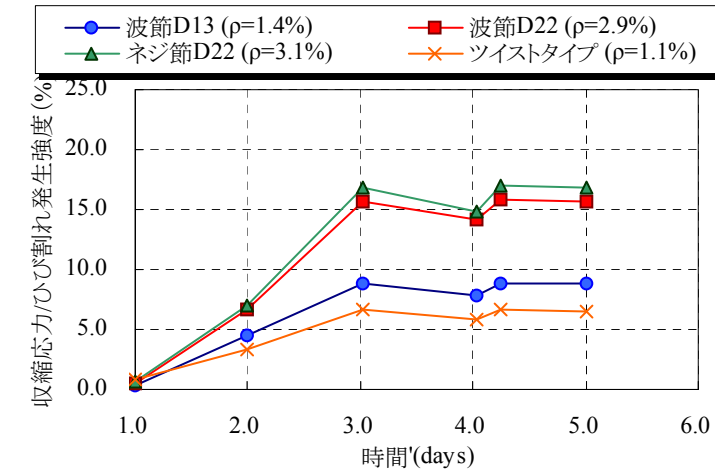


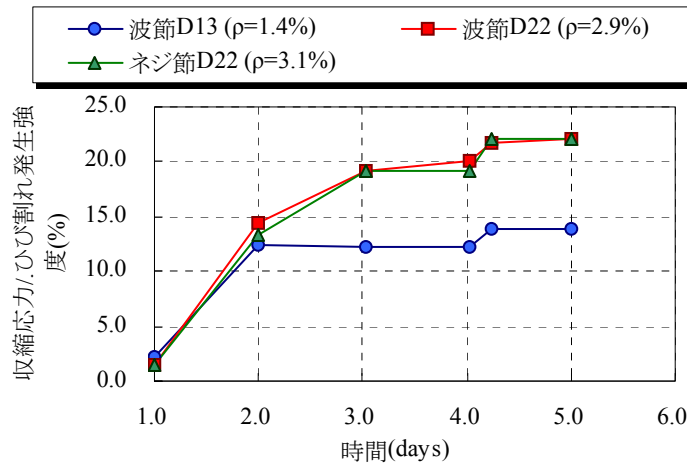
図 3.5 ひび割れ発生強度発現の経時変化

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

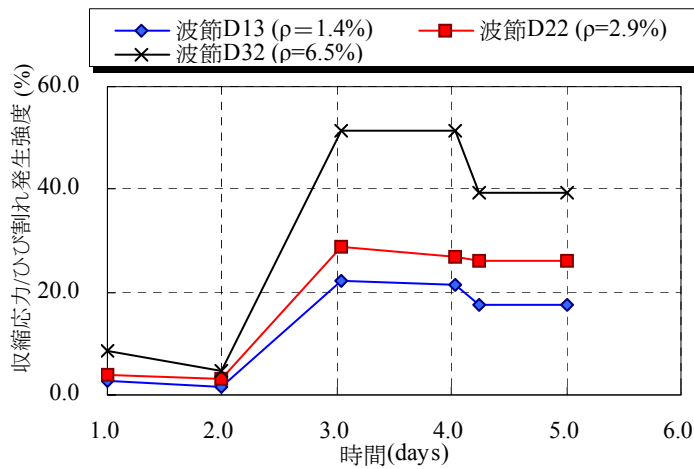
次に、養生中におけるひび割れ発生の可能性について検討を行うため、養生中に発生する収縮応力とひび割れ発生強度の比率について検討を行った。まず、図 3.5 は、養生中のひび割れ



(a) FM2.0 (No.2~No.5)



(b) FO3.0% (No.7~No.9)



(c) NF (No.11~No.13)

図 3.6 収縮応力/ひび割れ発生強度の経時変化

第3章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC の収縮特性

発生強度の経時変化を示したものである。図 3.6 は、FM2.0%、FO3.0%、NF における収縮応力とひび割れ発生強度との比を示したものである。各ケースにおいて、2 次養生を実施することで、ひび割れ発生強度に対する収縮応力の増加割合は、大きく増大することと、その増加割合は、拘束度が増大するにつれて増大する傾向があることが確認された。また、同図(a) に示す FM2.0%で、2 次養生終了後における収縮応力とひび割れ発生強度の比に着目すると、軸方向鋼材比が 1.1%の場合では 7%程度、軸方向鋼材比が 3.1%の場合では 16%程度となっていることが分かる。つまり、コンクリート断面内に応力が均一に分布すると仮定した場合、FM2.0%が有するひび割れ発生強度に対して、2 次養生が終了した時点で、7~16%程度の引張応力が試験体内部に発生している可能性があると考えられる。同様に、同図(b)に示す FO3.0%では、軸方向鋼材比を 1~3%の範囲で限定すると、ひび割れ発生強度に対して、14~25%程度の引張応力が発生していると考えられる。同図(c)に示す NF では、軸方向鋼材比が 1~3%の範囲で限定すると、ひび割れ発生強度に対して 18~27%程度の引張応力が発生していることが分かる。また、軸方向鋼材比を 6.5%とすると、ひび割れ発生強度に対して、最大で 60%程度の引張応力が発生する可能性があり、軸方向補強鋼材を配置した UFC 内部に引張応力が発生し、ひび割れは発生しなかったとしても、部材が有するひび割れ発生強度が大幅に低下しているものと考えられる。ただし、ここでは UFC 断面内に収縮応力が均一に分布すると仮定しており、実際の条件とは異なっているものと考えられ、今後の検討が必要であると考えられる。

3.4 第3章のまとめ

本章では、UFC 内部に軸方向補強鋼材を配置した試験体を用いて、養生中に発生する収縮応力について検討を行った。それと同時に、養生中に発生する収縮応力とひび割れ発生強度の比率に着目して、ひび割れ発生の可能性について検討を行った。これらの検討より得られた結論を以下に示す。

- (1) 軸方向補強鋼材を配置していない FM2.0%、FO3.0%、NF において、発生する収縮ひずみと収縮応力を把握した。FM2.0%で発生するひずみは、 -690×10^{-6} 、FO3.0%では -740×10^{-6} 、NF では -1023×10^{-6} となっており、短繊維補強を行うことにより、発生する収縮ひずみが低下していることが確認された。また、養生中に発生する収縮応力は、 $FM2.0\% < FO3.0\% < NF$ となっており短繊維によって変化することが確認された。
- (2) 軸方向補強鋼材を内部に配置した FM2.0%、FO3.0%、NF を対象に、拘束度、軸方向鋼材比を変化させて、発生する収縮ひずみ・収縮応力を把握した。その結果、軸方向鋼材比が増大するにつれて、発生する収縮応力は増大し、その相関関係を把握することができた。軸方向鋼材比と養生中に発生する収縮応力の関係に着目すると、FM2.0%、FO3.0%はほぼ同等となっており、軸方向鋼材比が 1.0～3.0%の範囲内では、養生中に発生する収縮応力は最大で 1.9 N/mm^2 となることが確認された。
- (3) 養生中に発生する収縮応力とひび割れ発生強度の関係について検討を行った。軸方向鋼材比の範囲を 1～3%程度と限定し、部材断面内に収縮応力が均一に分布すると仮定すると、ひび割れ発生強度に対して発生する収縮応力は以下になることが確認された。
FM2.0% : 7～16%程度、FO3.0% : 14～25%程度、NF : 18～27%程度

以上の検討より、軸方向鋼材比を 1.0～3.0%程度の範囲に制限すれば、UFC 内部に発生する収縮応力に起因する見掛けのひび割れ発生強度の低下は、ある程度制限できるものと考えられる。よって、本章以降では、軸方向鋼材比 ρ を 1.0～3.0%程度とした場合について検討を行うものとする。

3.5 参考文献

- 1) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案), 2004.
- 2) 日本コンクリート工学協会：自己収縮研究委員会報告書, p195-198, 1996

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

4.1 概論

UFCを用いた構造部材において、PC鋼材による補強は従来から行われているが、原則としてUFCでは異形鉄筋による補強は行わないものとされている¹⁾。しかし、より合理的な構造形式の実現を図り、UFCの用途拡大を図るためには、第1.2.3節で示した様に、異形鉄筋を含め、軸方向補強鋼材による補強について検討を行うことは有意義である。UFCでは、所定の強度を得るために熟養生が必要であり¹⁾、プレキャスト部材として用いることが適当である。プレキャスト部材として用いる場合、部材同士を接合することが極めて重要であり、接合部に補強用鋼材を配置し、高い耐荷力を付与することが重要と考えられる。ここで、UFCと補強用鋼材は付着により一体化するため、局部付着特性は重要な特性であると言える。さらに、これらを把握することは、構造物が有する耐荷力と変形能力の推定精度を向上させるためだけでなく、ひび割れ幅の推定精度の向上を図るためにも有用な基礎になると考えられる²⁾。さらに、合理的な定着長の設定など、構造設計の合理化に対して重要な基礎になると言える。構造設計に必要な特性として、局部付着応力 τ とすべり s の関係³⁾と、部材中の平均付着応力 $\bar{\tau}$ が挙げられるが、数値計算の推定精度を向上させるには、補強鋼材軸に沿った任意の位置での局部付着応力 τ とすべり s を、 $\tau = f(s)$ として表す局部付着応力 τ とすべり s の関係³⁾を組込むことが有効とされている⁵⁾。UFCの硬化体は緻密であるため¹⁾、軸方向補強鋼材との付着特性は、従来のコンクリートに比べて優れたものになると予想されるため、従来のコンクリートを対象とした既往の経験則では、付着特性を適切に評価できない可能性があり、新たに検証が必要であると考えられる。また、UFC指針(案)¹⁾では、「拘束による影響を十分に評価でき、かつ適切な方法によりひび割れ発生を防止できる場合には、PC鋼材以外の鋼材を引張鋼材として利用してもよい」と規定されているが、軸方向補強鋼材との付着特性に関する研究は十分ではなく、データの蓄積は必要不可欠であると言える。さらに、構造部材の薄肉軽量化を実現し、合理化を図るためには、高強度鋼材の適用と使用鋼材量を削減することが重要である。従来のRC部材において、異形鉄筋の表面形状が、付着特性に及ぼす影響については、多くの検討がなされている⁶⁾が、高強度鋼材の表面形状が付着特性に及ぼす影響についての研究は少ないのが現状である⁷⁾。さらに、これらの研究の多くは、マッシュパなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着特性に関するものである。しかし、薄肉軽量化を図るためには、かぶり c が比較的小さい場合の付着特性を把握

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

することが重要であると考えられる。一般に、軸方向補強鋼材の埋込み長さは、局部付着応力一すべり関係に大きな影響を及ぼすことが確認されている⁶⁾。これは、埋込み長が増加するに伴い、相対的に引抜き荷重が増加し、局部付着応力が変化するためである。さらに、UFCの強度特性、自己充填性は従来のコンクリートより優れているため、引抜き荷重が増加するものと考えられ、その結果、UFCの付着特性は、従来のコンクリートと大きく異なることと予想される。以上の観点を踏まえて、本章では、片側引抜き試験を行い各種試験要因が局部付着応力一すべり関係に及ぼす影響について検討を行い、その定量化を試みた。さらに、すべりとひずみの関係について検討を行い、局部付着応力一すべり一ひずみ関係を実験的に定めることとした。

次に、UFCの内部に軸方向補強鋼材を配置し、所定の耐荷力、変形能力を発揮させるためには、軸方向補強鋼材とUFCを十分に一体化させることが必要であり、適切な定着方法を設定することが重要である。ここで、UFCの優れた強度特性より、優れた付着特性を有するものと予想される。そのため、土木学会編コンクリート標準示方書⁸⁾など、従来のコンクリートを対象とした設計基準を適用して、定着に関する設計を行うと過剰な設計となる可能性が高いと考えられる。そこで、付着によって定着を図る構造形式では、UFCの特性を反映させた推定方法を確立することが重要である。

一般に、RC部材において、最も容易に定着を図る方法は、軸方向補強鋼材をコンクリートに埋め込み、軸方向補強鋼材とコンクリートの付着によって、一体化を図ることである⁸⁾。ここで、定着を図るために必要な埋込み長さが、基本定着長⁸⁾と呼ばれる。土木学会編コンクリート標準示方書⁸⁾において、基本定着長は定着設計の基礎となっており、定着に関する設計の合理化を図るためには、基本定着長の推定精度向上が重要である。次に基本定着長の測定方法であるが、基本定着長を直接的に計測する手法は存在しておらず、間接的に計測する必要がある。その中で、用いられてきた手法の一つが、重ね継手を有するRCはり部材の曲げ試験である⁹⁾。第2章で述べた様に、土木学会編コンクリート標準示方書に規定される基本定着長の算定式は、Orangunらによる研究¹⁰⁾をベースに算定されているものである。これは、重ね継手部における応力状態と定着部における応力状態が類似していると思なすことができるためであり、重ね継手を有するRCはり部材の曲げ試験結果より得られる平均付着応力度を用いて、基本定着長を導出したものである。そこで本章では、重ね継手を有するR-UFCはり部材の曲げ試験を実施して、平均付着応力度の把握を試みた。試験を実施するに当たり、高強度鋼材についても検討を行った。これは、UFCの性能を発揮させるには高強度鋼材を使用することが必要であると考えられるが、高強度鋼材を用いたケースに関する検討は、ほとんど存在していないためである。試験では、鋼材種類、鋼材径を試験水準とし、これらが与える影響の把握を図るとともに、平均付着応力度を用いて、定着長推定式の導出を試みた。

4.2 実験概要（片側引抜き試験）

表4.1は、片側引抜き試験における試験要因の組合せを示したものである。ここでは、UFCの種類、鋼材種類と鋼材径、目標圧縮強度 f_{ca}' 、軸方向補強鋼材の埋込み長さ（以下、埋込み長と略記） L_b 、かぶり c を試験要因とした。ただし、かぶり c は、試験体側面からの最小かぶりとした。UFCに軸方向補強鋼材を適用する際、従来のコンクリートより埋込み長 L_b を短くすることができると思われたため、埋込み長 L_b を試験要因とした。また、局部付着応力-すべり関係の定量化に必要な圧縮強度の影響を把握するために、圧縮強度を試験要因とした。UFCについては、FM2.0%、FO3.0%、NFとした。FM2.0%における目標圧縮強度 f_{ca}' は220、160、120 N/mm²の3水準とし、FO3.0%、NFでは180 N/mm²とした。ここで、FO3.0%、NFの目標圧縮強度 f_{ca}' を220 N/mm²にしなかったのは、単位水量と養生条件をできるだけ変化させずに、短繊維が

表 4.1 試験要因の組合せ(片側引抜き試験)

UFC 種類	鋼材種類と鋼材径	目標圧縮強度 f_{ca}' (N/mm ²)	埋込み長 L_b (×D)	かぶり c (mm)
FM 2.0%	ネジ節	220	10, 20	64
				114
		220	5, 10, 15, 20	25
		160	20	
	120			
	ツイストタイプ	220	5, 10, 15, 20	
		160	20	
		120		
	ストランド	220	5, 10, 15, 20, 30, 50	
		160	20	
		120		
	波節 D22	220	5, 10, 20	
		220	5, 10, 20	
220		20		
220		20		
FO 3.0%	ネジ節	180	20	
	波節 D22	180		
NF	ネジ節	180	20	
	波節 D22			

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

及ぼす影響を検討するためである。ただし、FO3.0%では、フレッシュ性状確保のために、単位水量を若干ではあるが変更した。また、後述するように最高温度を若干変更して、2次養生を行った。対象とした鋼材は、3種類の高強度鋼材と異形鉄筋の計4種類である。異形鉄筋についてはD22 SD345（以下、波節D22と略記）、D13 SD345（以下、波節D13と略記）、D6 SD345（以下、波節D6と略記）であり、一般的に用いられているものである。対象とした高強度鋼材は、ネジ節、ツイストタイプ、ストランドである。ネジ節、ツイストタイプは第3章で用いたものと同様である。ここで、使用したストランドは7本より12.7mm（SWPR7B）と呼ばれるものであり鋼材径が12.7mmである。本論文ではストランドについて検討を行っているが、これは他の軸方向補強鋼材と比較することで、その表面形状が付着特性、定着特性に及ぼす影響の検討を行い、プレテンション方式PC部材の曲げ破壊性状を検討するためである。つまり、ストランドをR-UFC部材の軸方向補強鋼材に適用することは、ストランド本来の使用方法とは異なるものであり、注意が必要である。また、マッシュなUFC部材についても検討するため、かぶり c は25, 64, 114 mmの3水準に変化させた。最小かぶり c を25 mmとした理由は、「かぶりの最小値は20 mm以上かつ、補強鋼材の直径以上とすることを原則とする」とUFC指針（案）に規定されており¹⁾、これに準拠したためである。

表 4.2 UFC の示方配合(片側引抜き試験)

名称	目標フロー値* (mm)	単位量 (kg/m ³)			
		水 W	標準配合粉体 P_{mix} + 専用細骨材 S_a	短繊維 S_F または O_F	高性能減水剤 SP (水を含む)
FM2.0%	260±10	180	2254	157 (S_F)	28
FO3.0%		178	2230	39 (O_F)	30
NF		182	2310	0	29

*:JIS R 5201 0 打フロー

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

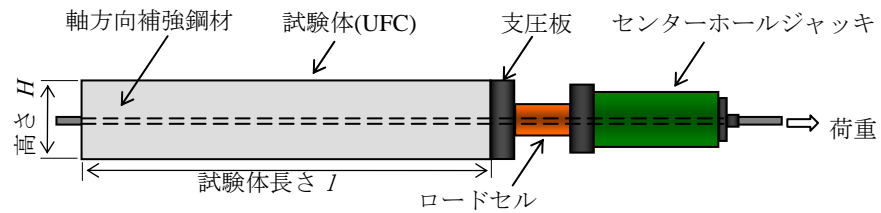


図 4.1 試験概要(片側引抜き試験)

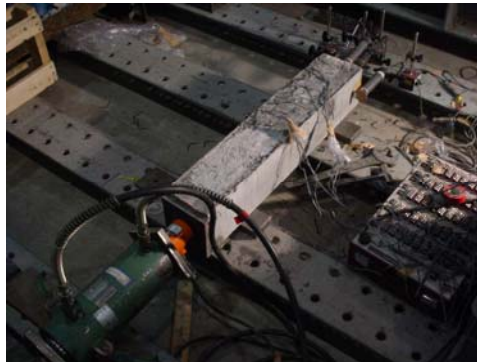


図4.2 試験状況(片側引抜き試験)

4.2.1 試験体の形状と使用材料

図4.1は、片側引抜き試験の試験概要、図4.2は試験状況を示したものである。試験体の断面形状は長方形であり、UFC部材の断面中心に軸方向補強鋼材を埋め込んだものである。ここでは、高さ H を150 mmと一定とし、使用する鋼材径とかぶり c から幅 B を設定した。ただし、マッシュなUFC部材について検討するための水準では、断面寸法を150×150または250×250 (高さ×幅 mm) とした。試験体長さ l は800 mmと全ての試験体で同一とした。また、鋼材埋込み部に一様に荷重が加わるように、載荷端側に非付着区間を設けた。非付着区間長さは、埋込み長 L_b によって異なるが、 $5D$ 以上となるように設定した。埋込み長 L_b について、FM2.0%では、 $5\sim 50D$ の範囲内で水準を設定し、FO3.0%、NFでは $20D$ と設定した。

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

表 4.2 は、UFC の示方配合であり、使用した短繊維は表 1.1 と同等である。練混ぜには容量 100ℓの強制パン型ミキサーを用いた。コンシステンシー試験として、フロー試験（JIS R 5201, 0 打）、200 mm 到達時間、練上がり温度の計測を行いフレッシュ性状の管理を行った。高性能減水剤 SP の添加量を調整し、フロー値が 260±10 mm の範囲内になるように管理した。試験体の成型は、UFC 指針（案）に従った。ここでは、短繊維の配向が偏らないように、流込み速度に注意して型枠の片側から UFC を流し込んだ。UFC は、ほとんどブリーディングを生じないため、UFC と軸方向補強鋼材間の界面において、ブリーディングに起因する間隙は発生しづらく、UFC と軸方向補強鋼材は十分に付着していると考えられる。1 次養生として、ポリ塩化ビニリデンフィルムで覆い、20 °C 24 時間の封緘養生を行った。その後、NF のケースと目標圧縮強度 f_{ca} ' を 220N/mm² とした FM2.0% のケースでは最高温度を 90 °C として 48 時間保持する標準熱養生¹⁾を行った。また、FO3.0% のケースでは最高温度を 80 °C として 48 時間保持する蒸気養生を行った。熱養生の最高温度が異なるのは、養生温度が PVA 短繊維の熱特性に影響

表 4.3 使用鋼材の諸特性（ネジ節，ツイストタイプ，波節）

名称	記号	鋼材径 D または ϕ (mm)	降伏強度 f_y (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	弾性係数 E_s (kN/mm ²)
ネジ節	SBPD 930	22.0	1064	1157	201
ツイストタイプ	SBPDL 1275/1420	12.6	1424	1456	201
波節 D22	D22 (SD345)	22.0	396	522	200
波節 D13	D13 (SD345)	13.0	412	515	200
波節 D6	D6 (SD345)	6.0	402	510	200

表4.4 使用鋼材の諸特性(ストランド)

名称	記号	鋼材径 ϕ (mm)	0.2%の永久伸びに対する荷重 (kN)	最大引張荷重 (kN)	弾性係数 E_s (kN/mm ²)
ストランド	SWPR7B	12.7	176	192	192

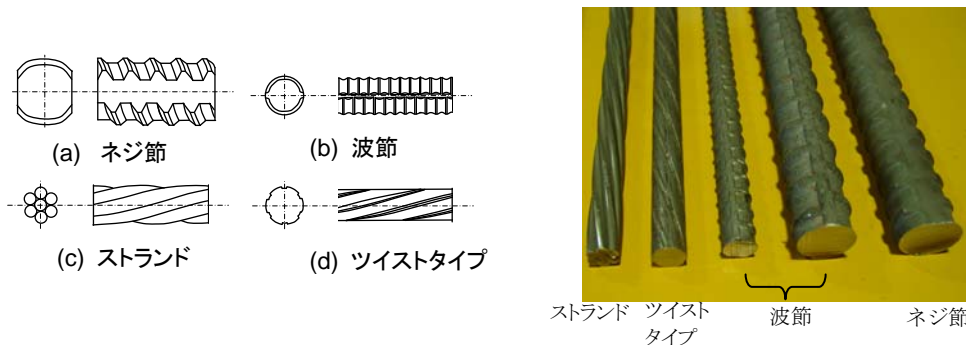


図4.3 軸方向補強鋼材の表面形状

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

響を及ぼすことが懸念されたためである。ここで、目標圧縮強度 f_{ca}' を変化させたケースでは、2次養生における最高温度の保持時間を短縮して、所定の強度を発現させた。

表 4.3 は、ネジ節、ツイストタイプ、波節 D22、波節 D13、波節 D6 の諸特性、表 4.4 は、ストランドの諸特性を示したものである。試験体製造に際して、鋼材表面に付着した錆は、付着特性に大きな影響を及ぼすことが報告されているため¹¹⁾、事前に入念に取り除いた。また、ストランドでは、引抜き荷重を加えると素線同士が締まるため、事前に引抜き荷重を加えて、緩みを取り除いた。

自由端すべり量 S_0 の計測位置

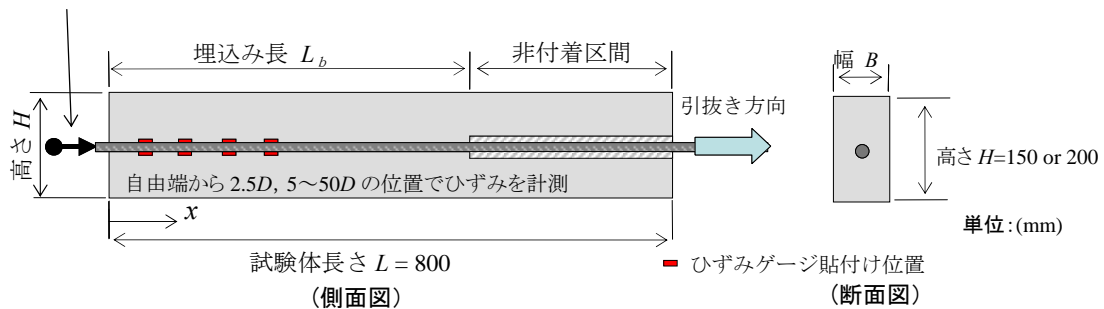


図 4.4 载荷概要(片側引抜き試験)

4.2.2 載荷概要（片側引抜き試験）

図4.4は、片側引抜き試験の載荷概要を示したものである。載荷は試験体の長手軸を水平にした状態で、センターホールジャッキ（容量500 kN）によって鋼材に軸引張力を加えた。鋼材軸引張力の反力は、UFCに圧縮力として作用する。静的単調に載荷を行い、載荷速度は10.0 kN/min.とした。異形鉄筋を用いたケースでは軸方向補強鋼材の降伏荷重まで載荷を行った。ツイストタイプ、ストランドを用いたケースでは、自由端すべり量 S_0 が10.0 mmになるまで載荷を行った。ネジ節を用いたFM2.0%のケースでは、安全のために、引抜き荷重が330 kNとなった時点で載荷を終了させた。これは、鋼材の破断強度の74%に相当するものである。計測項目は、鋼材ひずみ ϵ_s 、引抜き荷重、自由端すべり量 S_0 である。自由端から2.5Dの位置と併せて、自由端から5Dの位置を起点として、軸方向に5Dピッチに貼り付けたひずみゲージ（ゲージ長さ：2.0 mm）により鋼材ひずみ分布を計測した。ゲージの貼付けは、付着特性に及ぼす影響が最小限になるように、山尾らの研究¹²⁾を参考にして行った。ここでは、ゲージ貼付けによる節や断面の損傷を最小限に留め、ブチルゴム系コーティングテープを用いて、リード線の絶縁と防水性の確保を図った。引抜き荷重はセンターホールロードセル（容量500 kN）で計測した。自由端すべり量 S_0 は、高感度変位計により得られたUFCと軸方向補強鋼材の相対変位を用いて算出した。一般にストランドは、ねじれを生じて引き抜けることが指摘されている^{13), 14)}が、本研究ではねじれの影響は無視した。試験体数が多いため、目標圧縮強度 f_{ca}' が160N/mm²と120N/mm²のFM2.0%のケースを除いて、試験は標準熱養生後1~4週間にわたって行った。ただし、標準熱養生を行ったUFCでは経時による強度変化が、わずかであることが確認されている¹⁾ため、載荷試験への影響は、ほとんど無いと考えられる。

表4.5 UFCの強度特性（片側引抜き試験）

UFC 種類	目標圧縮強度 f_{ca}' (N/mm ²)	圧縮強度 f_c' (N/mm ²)	静弾性係数 E_c (kN/mm ²)	ひび割れ発生強度 f_{cr} (N/mm ²)
FM 2.0%	220	222	52.1	11.2
FM 2.0%	160	165	46.2	9.3
FM 2.0%	120	115	30.1	6.8
FO 3.0%	180	177	46.3	8.4
NF	180	216	46.7	7.1

4.3 局部付着応力-すべり関係の導出方法

任意の位置における局部付着応力 τ とすべり $s (=S/D)$ の決定方法は、既往の研究⁹⁾と同様とした。鋼材のひずみ分布曲線は、着目点と左右に隣接する点の3点を通る放物線で補間し、放物線の範囲は着目点と隣接する点との中間までとした。局部付着応力 τ は、鋼材ひずみを鋼材応力に換算し、式(4.1)により求めた。すべり量 S は、鋼材ひずみ ε_s を用いて式(4.2)により求めた。

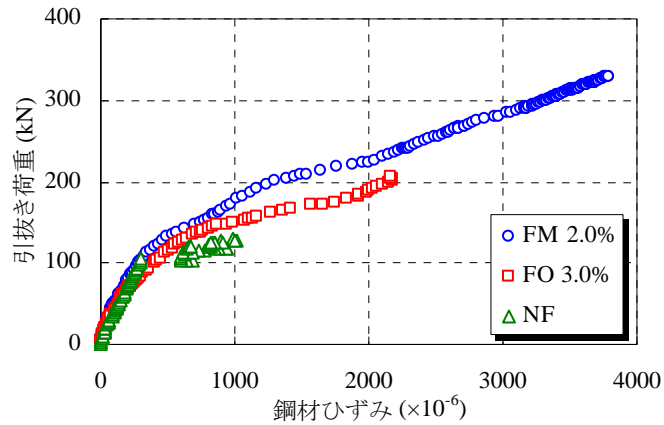
$$\tau = \frac{E_s \cdot D}{4} \frac{d\varepsilon_s}{dx} \quad (4.1)$$

$$S = \int_0^l \varepsilon_s dx + S_0 \quad (4.2)$$

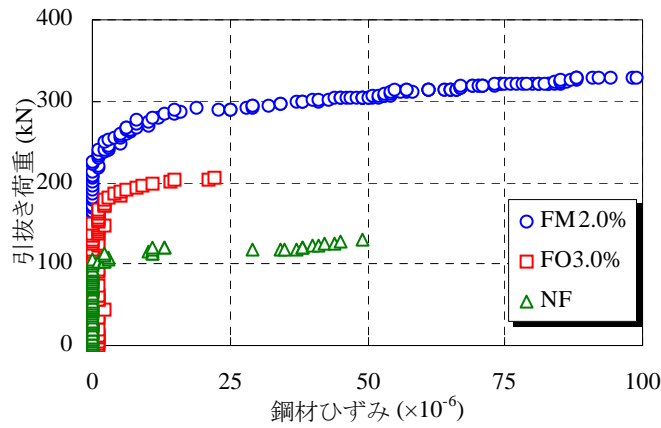
ここで、 D : 鋼材径 (mm), E_s : 鋼材の弾性係数 (N/mm²), ε_s : 鋼材のひずみ, S_0 : 自由端すべり量 (mm)

また、境界条件として、自由端 ($x=0$) では、 $\varepsilon_s(0)=0$ とし、載荷端 ($x=l$) においては、荷重端面の UFC より外側の鋼材のひずみを $\varepsilon_s(l)$ として用いた。

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性



(a) 自由端から 15D の位置



(b) 自由端から 2.5D の位置

図 4.5 引抜き荷重と鋼材ひずみの関係

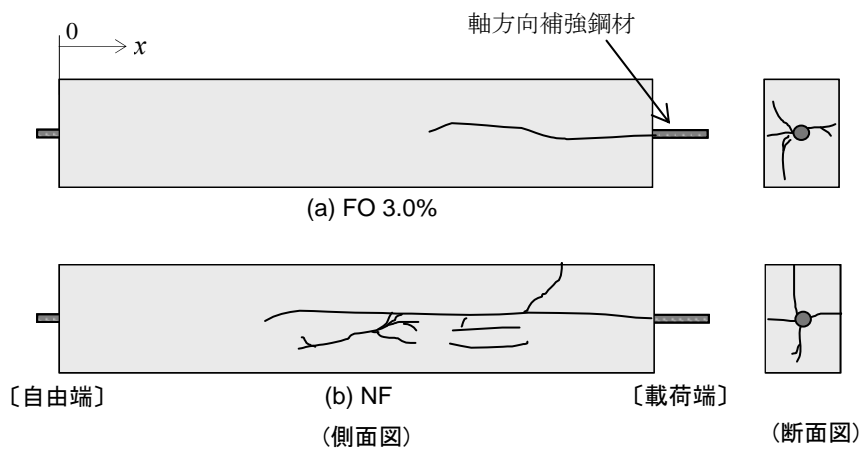


図 4.6 ひび割れ性状 (FO3.0%, NF)

4.4 実験結果と考察

4.4.1 引抜き荷重と鋼材ひずみの関係

表4.5は、UFCの強度特性を示したものであり、概ね想定していた通りの強度を有していることが確認された。ただし、ひび割れ発生強度はUFC指針（案）¹⁾に基づき、割裂引張試験より求めたものである。図4.5は、引抜き荷重と鋼材ひずみの関係を短繊維種類ごとに示したものである。図4.5(a)は自由端から15Dの位置、図4.5(b)は自由端から2.5Dの位置で計測したものである。これらのケースで、対象とした鋼材種類はネジ節であり、かぶり c は25 mm、埋込み長 L_b は20Dと同一である。ここで対象としたFM2.0%の目標圧縮強度 f_{ca} は220 N/mm²である。図4.5において、自由端に近い方が発生するひずみは小さくなり、さらに(a)、(b)の両ケースにおいて、FM2.0%のケースが最も高い引抜き抵抗を示し、FO3.0%のケース、NFのケースの順に小さくなることが確認された。引抜き荷重が100 kNまでは、いずれのケースともほぼ同様の挙動を示しており、短繊維は初期勾配に、ほとんど影響を及ぼさないことが確認された。

図4.6は、図4.5に示したFO3.0%、NFについて、載荷終了後のひび割れ性状を示したものである。載荷終了後に目視観察を行ったが、ここでの検討ケースを含めて、全てのFM2.0%のケースで、ひび割れの発生は確認できなかった。一方、ここに示すFO3.0%のケースでは、軸方向補強鋼材に沿って一本の大きなひび割れが生じ、最大荷重以降、急激に耐荷力を失う付着割裂破壊となった。また、NFのケースでは、他のケースに比べて極めて脆性的な破壊性状を示した。以上より、短繊維補強は初期剛性には影響を及ぼさないが、軸方向補強鋼材の引抜き抵抗力の向上に大きく寄与していることが分かる。この理由は、引抜き荷重の増加に伴って、軸方向補強鋼材近傍に局所的なひび割れが生じ、図4.7に示す様に鋼繊維の架橋効果に起因して補強効果が発現したためと考えられる。

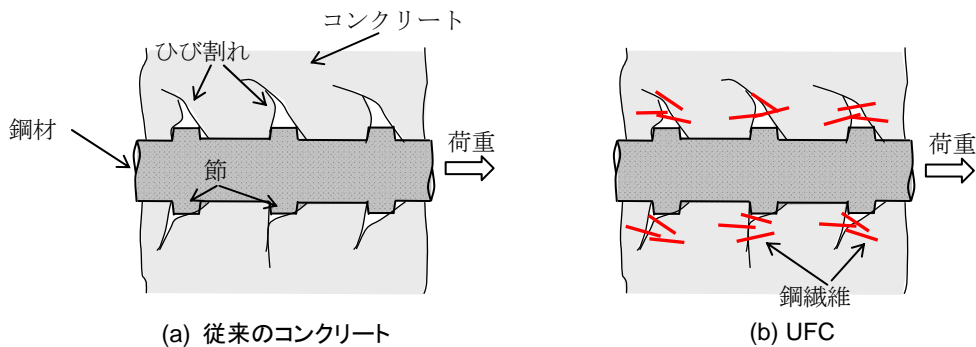
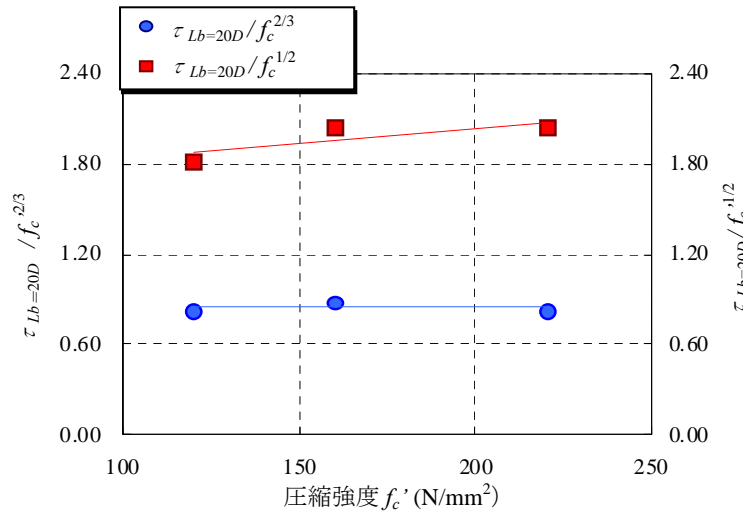


図 4.7 補強用鋼材近傍のひび割れ概念図

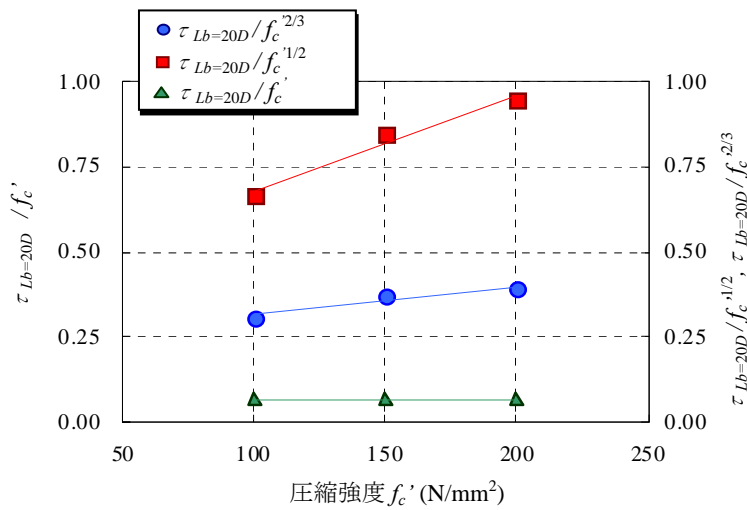
4.4.2 UFC の圧縮強度が局部付着応力に及ぼす影響

図 4.8 は、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ 、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{1/2}$ および $\tau_{Lb=20D}/f_c'$ と圧縮強度 f_c' の関係を示したものである。ここでは、圧縮強度の影響を把握するために、次元が異なるが、 $f_c^{2/3}$ 、 $f_c^{1/2}$ で表される仮想的な強度を用いて、局部付着応力を補正している。対象とした UFC は FM2.0% であり、かぶり c は 25 mm である。 $\tau_{Lb=20D}$ の算出に用いた局部付着応力-すべり関係は、後述する図 4.15(a), (b) に示したものである。これらのケースでは、埋込み長 L_b は $20D$ であり、 $\tau_{Lb=20D}$ は自由端より $20D$ の位置で算出した局部付着応力の最大値である。つまり、引抜き荷重の増大に伴い、局部付着応力は増大しており、その最大値を用いたものである。図 4.8(a) はネジ節、(b) はツイストタイプ、(c) はストランドを対象としたケースについて示すものである。CEB モデルコード¹⁵⁾では、最大局部付着応力 τ_{max} は圧縮強度 f_c' の 1/2 乗に比例するとしており、土木学会コンクリート標準示方書 設計編¹⁶⁾では圧縮強度 f_c' の 2/3 乗に比例するとしている。これらは、従来のコンクリートに異形鉄筋を適用した場合の経験則が基になっているため、ここでは UFC と高強度鋼材の組合せの場合にそれらがどのように変化するかを検討した。その結果、図 4.8(a) に示すように、ネジ節を用いたケースでは、圧縮強度 f_c' の 1/2 乗で補正した場合、圧縮強度の増加に伴って $\tau_{Lb=20D}/f_c^{1/2}$ は、わずかに増加しており、完全に圧縮強度の影響を表現できなかった。しかし、圧縮強度 f_c' の 2/3 乗で補正すると、圧縮強度 f_c' の増加に関わらず $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ は一定となることが確認された。次に、図 4.8(b) に示すようにツイストタイプを用いたケースでは、圧縮強度 f_c' の 1/2 乗、2/3 乗で補正した場合では、圧縮強度 f_c' の増加に伴い $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ 、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{1/2}$ は増加した。しかし、圧縮強度 f_c' を用いて、補正すると、圧縮強度 f_c' の増加に関わらず $\tau_{Lb=20D}/f_c'$ は一定値となった。また、図 4.8(c) に示したストランドを用いたケースでは、圧縮強度 f_c' を用いて補正すると、圧縮強度 f_c' の増加に関わらず $\tau_{Lb=20D}/f_c'$ は一定値となることが確認された。以上より、ネジ節を用いた場合の最大局部付着応力は圧縮強度 f_c' の 2/3 乗に比例し、ツイストタイプ、ストランドを用いた場合では圧縮強度 f_c' に比例することが確認された。一般に、従来のコンクリートにおいて異形鉄筋を用いた場合では、節における支圧抵抗力の影響が大きいと言われている。FM2.0% にネジ節を用いたケースも土木学会コンクリート標準示方書に示される従来のコンクリートと同様の理由で、最大局部付着応力は f_c' の 2/3 乗に比例したものと考えられる。また、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースでは、節による支圧抵抗力の影響が弱まったため、 f_c' の 2/3 乗に比例しなくなると考えられる。

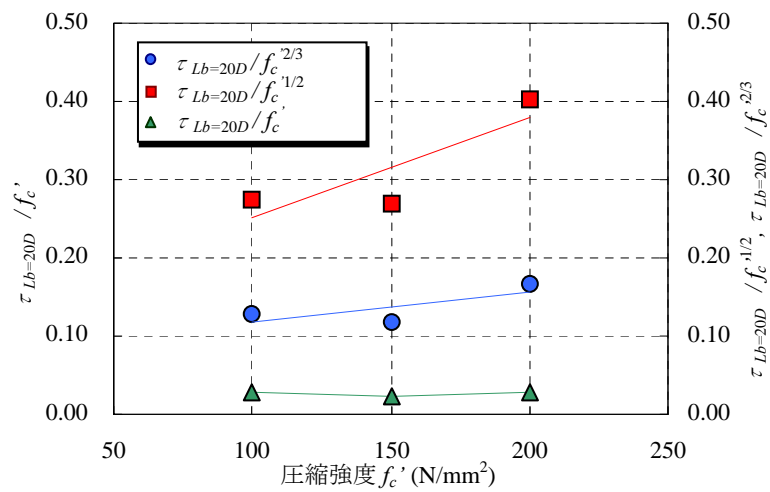
第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性



(a) ネジ節



(b) ツイストタイプ



(c) ストランド

図 4.8 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$, $\tau_{Lb=20D}/f_c^{1/2}$ および $\tau_{Lb=20D}/f_c'$ と圧縮強度 f_c' の関係 (FM2.0%)

4.4.3 短繊維の種類が局部付着応力に及ぼす影響

図 4.9 は、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ と UFC 種類の関係を示したものである。局部付着応力の評価に際して、波節を用いた場合の最大局部付着応力は f_c' の 2/3 乗に比例すると仮定した。これは、上述したネジ節を用いたケースと同様に、節における支圧抵抗力の影響が大きくなると予想されたためである。ここで、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ の算出に用いた局部付着応力-すべり関係は、後述する図 4.17 (a), (b) に示したものである。これらのケースでは、ネジ節、波節 D22 を対象としており、鋼材径 D は 22 mm と同一である。埋込み長 L_b は $20D$ であり、 $\tau_{Lb=20D}$ は自由端より $20D$ の位置で算出した局部付着応力の最大値である。かぶり c は 25 mm であり、対象とした UFC は FM2.0%, FO3.0%, NF である。ここに示す FM2.0% の目標圧縮強度 f_{ca}' は 220 N/mm^2 である。ここでは、鋼材種類に関わらず FM2.0%, FO3.0% の両ケースにおいて、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ が NF のケースより向上した。また、 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ について、FO3.0% と FM2.0% のケースをそれぞれ比較すると、FM2.0% のケースの方が大きな値となり、PVA 繊維よりも、鋼繊維の方が局部付着応力の向上に寄与することが確認された。特にネジ節を用いたケースにおいて、FO3.0% のケースは、NF のケースの 7 倍程度、FM2.0% のケースは NF のケースの 10 倍程度となり、短繊維補強は局部付着応力の向上に大きく寄与していることが確認された。波節 D22 を用いたケースにおいて、FO3.0% のケースは、NF のケースの 1.5 倍程度、FM2.0% のケースは NF のケースの 2.5 倍程度に留まった。つまり、埋込み長が $20D$ と比較的長い場合では、軸方向補強鋼材の降伏強度に関わらず FM2.0% のケース、FO3.0% のケースでは高い短繊維補強効果が確認された。また、高強度鋼材であるネジ節と異形鉄筋である波節 D22 を比較すると、高強度鋼材を適用したケースの方が、局部付着応力が大きく向上した。次節で述べるように、節を有する鋼材を用いた場合、埋込み長 L_b が $10D$ 以上であれば、局部付着応力はほぼ一定の値になる。よって、埋込み長が比較的長く、節を有する高強度鋼材を適用したケースでは、異形鉄筋を用いたケースに比べて、局部付着応力が大きく増加するものと考えられる。

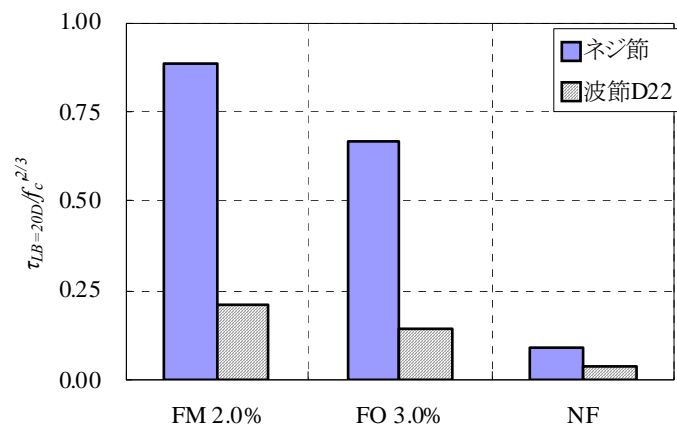


図 4.9 $\tau_{Lb=20D}/f_c^{2/3}$ と UFC 種類の関係

4.4.4 L_b/D が最大局部付着応力に及ぼす影響

図4.10は一定の自由端すべり ($s_0=S_0/D$) における $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ あるいは τ_{max}/f_c' と L_b/D の関係を鋼材種類ごとに示したものである。ここで対象としたUFCはFM2.0%であり、かぶり c は25 mmと全て同一としており、FM2.0%の目標圧縮強度 f_{ca} は 220 N/mm^2 である。ここで、最大局部付着応力 τ_{max} は、ある自由端すべりに対して、測定したひずみの各点で、それぞれ τ - S 関係を求め、それらのうちの最大値である。山尾らは埋込み長が短い場合と長い場合では、それぞれ

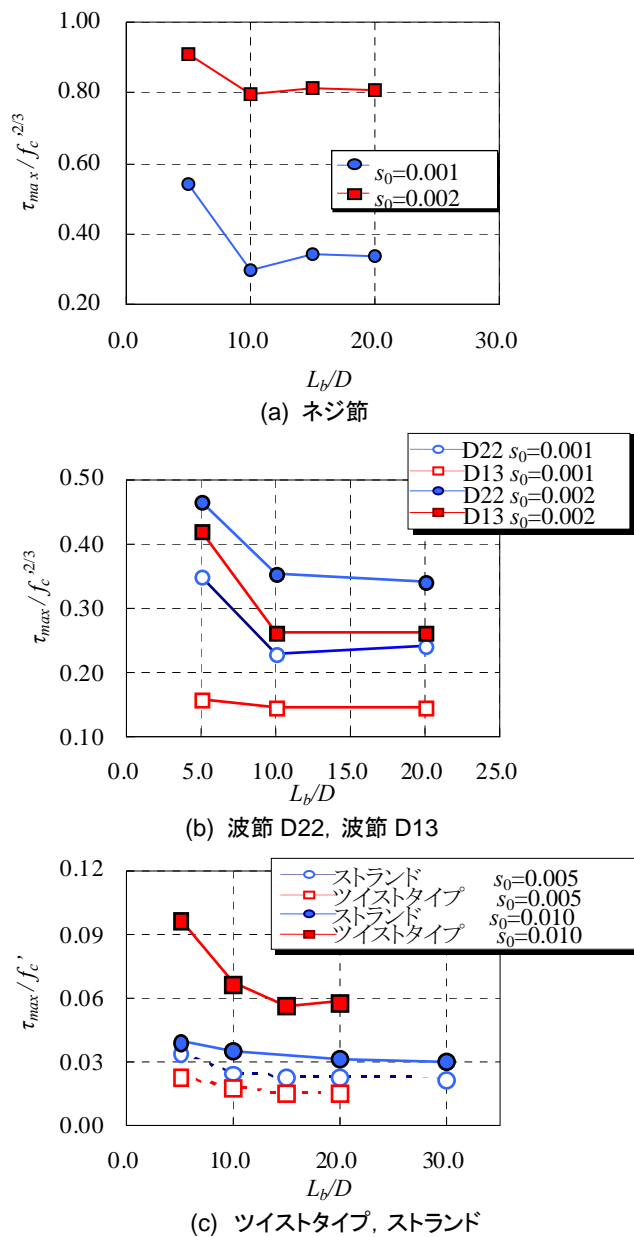


図 4.10 $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ または τ_{max}/f_c' と L_b/D の関係 (FM2.0%)

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

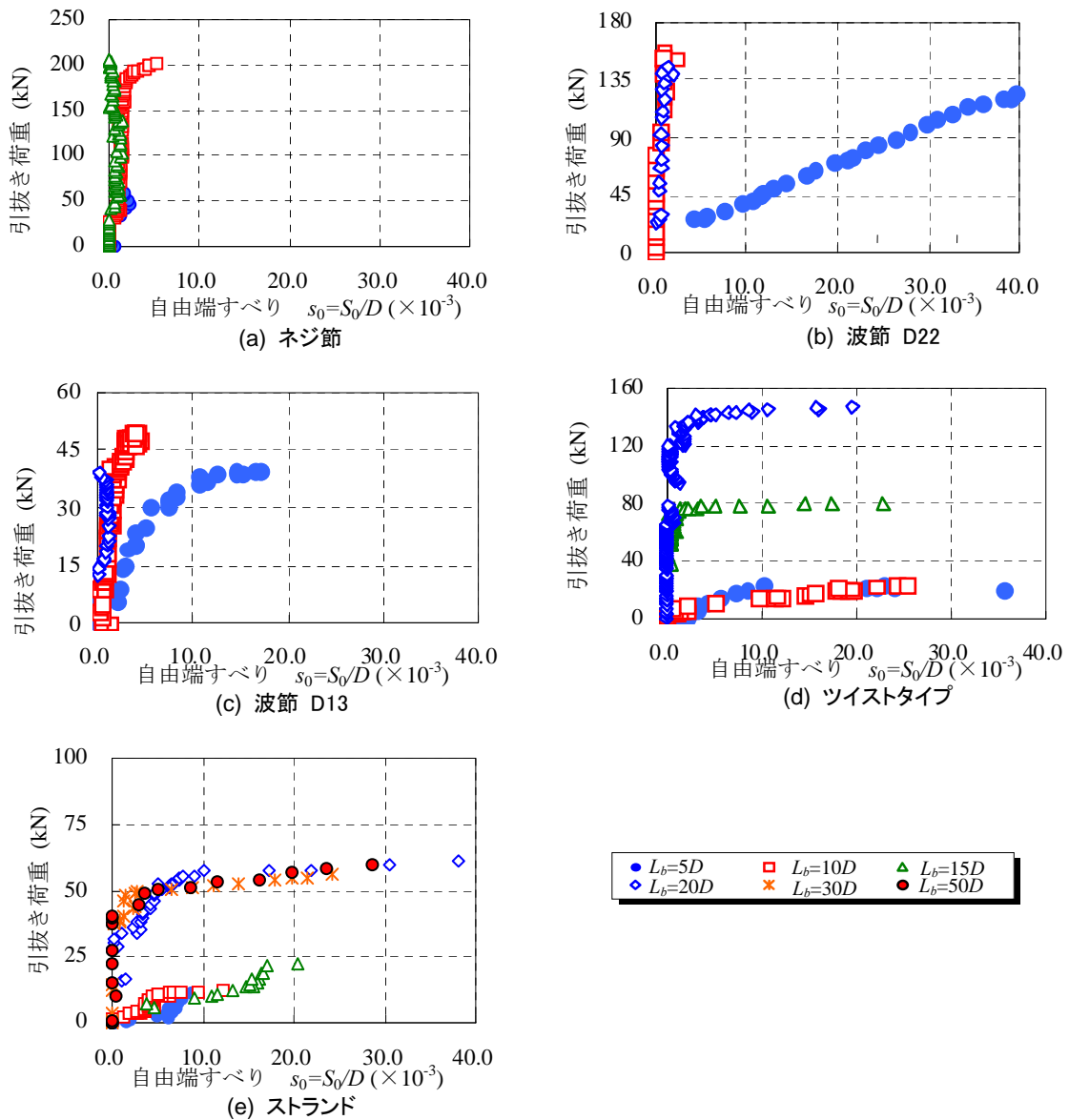


図 4.11 引抜き荷重と自由端すべりの関係(FM2.0%)

付着機構が異なることを報告している¹²⁾。つまり、埋込み長 L_b が長くなるにつれて、最大局部付着応力は減少して一定の値に漸近し自由端すべりは、ほとんど生じなくなる。実際の構造部材では、軸方向補強鋼材とコンクリートを十分に一体化させ、安全性を確保するために、比較的長い埋込み長 L_b を設定することが必要である。つまり、適当な埋込み長 L_b を設定することにより、局部付着応力の算定位置によらず最大局部付着応力が一定となり、自由端すべりがほとんど生じないことが重要である。また、山尾らは、従来のコンクリートに対して、異形鉄筋を用いた場合、埋込み長 L_b が $25D$ 以上で、自由端すべりは、ほとんど生じずに最大局部付着応力は一定の値に漸近すると報告している¹²⁾。

図4.10(a)は、ねじ節を用いたケースを対象に、自由端すべり s_0 が0.001と0.002となった時点

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

における $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ と L_b/D の関係を示すものであるが、自由端すべり s_0 に関わらず、埋込み長 L_b が増大するにつれて $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ は減少し、 L_b/D が10以上になるとほぼ一定の値となった。図4.11(a)は、図4.10(a)と同一のケースであり、埋込み長 L_b が、 $5D$ 、 $10D$ 、 $15D$ 、 $20D$ の各ケースにおける引抜き荷重と自由端すべり s_0 の関係を示したものである。 $L_b=5D$ のケースでは引抜き荷重が160 kNを越えた時点から、若干であるが自由端すべりが生じた。しかし、 $L_b=10D$ 、 $15D$ 、 $20D$ のケースでは、自由端すべりは、ほとんど生じなかった。よって、本研究の範囲内では、ネジ節を用いた場合、自由端すべりを、ほとんど生じさせないためには、 $10D$ 以上の埋込み長が必要と考えられる。

図4.10(b)は、波節D22と波節D13を用いたケースについて、自由端すべり s_0 が0.001と0.002となった時点における $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ と L_b/D の関係を示したものである。鋼材径や自由端すべり s_0 に関わらず、 L_b/D が10以上になると、 $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ が一定となった。図4.11(b)は、図4.10(b)に示した波節D22を用いたケース、図4.11(c)は、図4.10(b)に示した波節D13を用いたケースの引抜き荷重－自由端すべりの関係を示したものである。どちらのケースにおいても、埋込み長 L_b が $5D$ のケースでは、引抜き荷重の増加と共に大きく自由端すべりが生じたが、埋込み長 L_b が $10D$ 以上のケースでは、ほとんど生じていないことが分かる。よって、ネジ節と同様、波節のケースにおいても、自由端すべりを、ほとんど生じさせないためには、 $10D$ 以上の埋込み長 L_b が必要であると考えられる。また、自由端すべりが、ほとんど生じないのは、従来のコンクリートでは $25D$ 以上の埋込み長であるのに対して、UFCでは $10D$ 以上であることが確認された。

図4.10(c)は、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースについて、 τ_{max}/f_c' と L_b/D の関係を示すものである。ここで示すのは、自由端すべり s_0 が0.005、0.010となった時点のものである。ツイストタイプでは L_b/D が15以上、ストランドでは、 L_b/D が20以上になると、 τ_{max}/f_c' が、ほぼ一定となった。

図4.11(d)は、図4.10(c)のツイストタイプでの引抜き荷重－自由端すべり関係を示したものである。 L_b が $15D$ と $20D$ の2ケースと $5D$ と $10D$ の2ケースを比較すると、 $5D$ と $10D$ の2ケースの方が剛性が低く、相対的に最大引抜き荷重以降の自由端すべり s_0 が大きくなった。図4.11(e)は、図4.10(c)のストランドでの引抜き荷重－自由端すべり関係を示したものである。 L_b が $5D$ 、 $10D$ 、 $15D$ の各ケースと L_b が $20D$ 、 $30D$ 、 $50D$ の各ケースでは、引抜き荷重－自由端すべり関係は大きく異なった。次に、図4.11(a)のネジ節のケース、図4.11(b)、(c)の波節のケース、図4.11(d)のツイストタイプのケース、図4.11(e)のストランドのケースをそれぞれ比較すると、図4.11(d)、(e)では最大荷重付近で、急激にすべりが生じることがわかる。これは、ストランド、ツイストタイプには、節が存在しないためと考えられ、鋼材表面における節の有無は最大局部付着応力およびそれ以降の挙動に大きな影響を及ぼすことが分かる。

4.4.5 鋼材種類が最大局部付着応力に及ぼす影響

図4.12は、鋼材種類が局部付着応力に及ぼす影響を把握するため、軸方向補強鋼材が降伏せず、すべり s が0.3%となった時点での局部付着応力 $\tau_{s=0.3\%}$ を鋼材種類ごとに示したものである。これらのケースでは、UFCはFM2.0%であり、かぶり c は25 mm、埋込み長 L_b は $20D$ で同一である。また、FM2.0%の目標圧縮強度 f_{ca} 'は 220 N/mm^2 である。 $\tau_{s=0.3\%}$ は、自由端から $20D$ の位置で計測したものであり、算出に用いた局部付着応力-すべり関係は、後述する図4.16に示したものである。ネジ節のケースにおいて、 $\tau_{s=0.3\%}$ が 30.3 N/mm^2 となるが、波節D22では 9.3 N/mm^2 、波節D13では 9.4 N/mm^2 、波節D6では 10.1 N/mm^2 、ツイストタイプでは 2.8 N/mm^2 、ストランドのケースでは 0.9 N/mm^2 となり、鋼材種類によって $\tau_{s=0.3\%}$ が大きく変化した。また、波節D6、波節D13、波節D22を用いたケースをそれぞれ比較すると、鋼材径に関わらず、 $\tau_{s=0.3\%}$ が、概ね一定となり、鋼材径は $\tau_{s=0.3\%}$ に、ほとんど影響を及ぼさないことが確認された。

一般に用いられている異形鉄筋を対象に、鋼材の表面形状を評価する指標として國分¹⁷⁾らが提案した支圧面積係数 BA (%)がある。 BA は式(4.3)で表される。

$$BA = \frac{h_{rib} U_0}{l_n U} \quad (4.3)$$

ここで、 h_{rib} ：節の高さ (mm)、 l_n ：節の間隔 (mm)、 U_0 ：異形鉄筋の断面1周の中で節が存在する部分の長さ (mm)、 U ：公称周長 (mm)

この指標は単位面積当りにおける異形鉄筋の表面突起における表面積比を意味している。そこで、 BA を適用すると波節D6、波節D13、波節D22では3.2、3.4、3.5%、ネジ節では6.2%である。つまり、 BA が2倍程度に増大すると、局部付着応力 $\tau_{s=0.3\%}$ は3倍程度に増大した。よって、鋼材表面における突起表面積の増大に伴って、 $\tau_{s=0.3\%}$ は大きく増大し、節の形状が $\tau_{s=0.3\%}$ に大

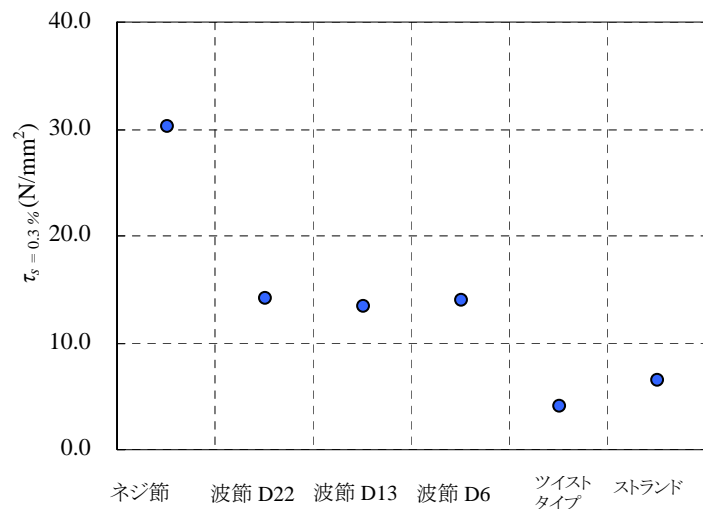


図 4.12 $\tau_{s=0.3\%}$ と鋼材種類の関係(FM2.0%)

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

きな影響を及ぼしたと考えられる。また、鋼材径と最大引張荷重が、ほぼ等しいストランドとツイストタイプのケースを比較すると、 $\tau_{s=0.3\%}$ が異なっており、鋼材表面の形状が大きく影響を及ぼすことが分かる。

軸方向補強鋼材と従来のコンクリートの界面において、すべりに対する抵抗力は、コンクリートの粘着力、すべりに対する摩擦力、節間における支圧抵抗力、節間におけるせん断抵抗力から構成される。ここでは、ネジ節、波節では、節間に UFC が緻密に充填されると同時に、短繊維補強により支圧抵抗力とせん断抵抗力が支配的となり、 $\tau_{s=0.3\%}$ が相対的に大きくなったと考えられる。しかし、ツイストタイプ、ストランドでは、節が存在せず、支圧抵抗力が期待できないため、相対的に $\tau_{s=0.3\%}$ は小さくなったと考えられる。

4.4.6 かぶりが最大局部付着応力に及ぼす影響

図4.13は、 $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ と c/D の関係を示したものである。対象としたUFCはFM2.0%であり、ネジ節を使用し、鋼材径 D は22 mmと同一としたものである。ここでは、かぶり c を25, 64, 114 mmと変化させ、埋込み長 L_b は10Dと20Dとした。試験終了後に目視観察を行ったが、FM2.0%の全ケースで、ひび割れの発生は確認されなかった。 $L_b=10D, 20D$ のどちらのケースにおいても、 c/D が3.0以上の領域では、 $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ は、ほぼ1.3と一定となった。しかし、 c/D が1.1と小さくなると、 $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ は0.9程度となった。 c/D が2.9と5.3における $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ は、ほぼ同等な値を示しており、 c/D が1.1のケースは、これらに比べて30%程度減少した。壹岐ら⁶⁾の研究によると、片側引抜き試験では、コンクリート断面積が小さくなるほど、局部付着応力は相対的に増加する。これは、断面積が小さくなると、引抜き荷重の反力によって生じるコンクリートの圧縮応力が大きくなり、載荷軸方向の拘束が強くなる。その結果、鋼材の節に起因する内部ひび割れの進展が抑制されると考えられる。しかし、UFCは短繊維補強されているため、ひび割れ幅の抑制効果が極めて高い。そのため、鋼材の引抜きに伴って発生するひび割れが鋼材近傍に局所的に生じていると予想される。よって、従来のコンクリートと比較して、ひび割れが生じる破壊領域は相対的に小さくなり、圧縮応力による軸方向の拘束の影響が小さくなったと考えられる。以上の理由より、UFCは、従来のコンクリートと異なった傾向を示したと考えられる。

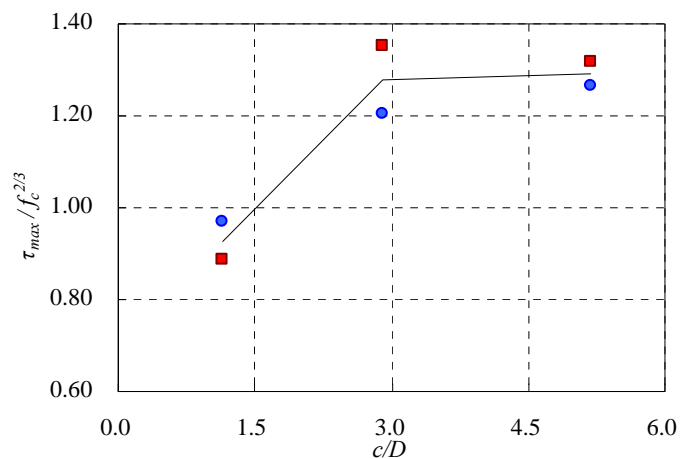


図 4.13 $\tau_{max}/f_c^{2/3}$ と c/D の関係 (FM2.0%)

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

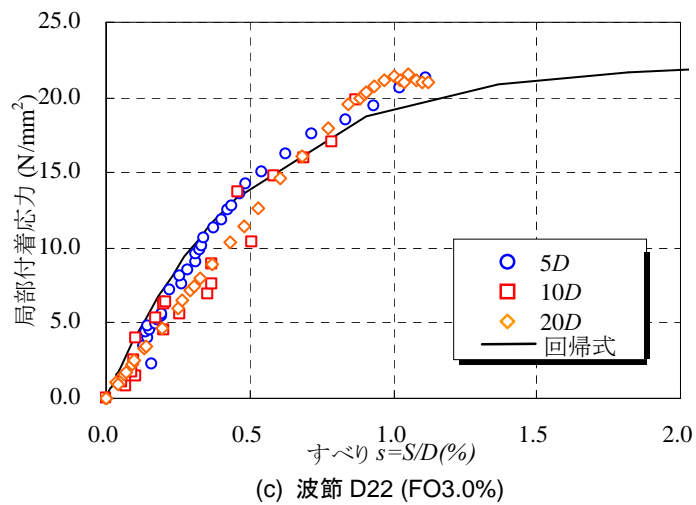
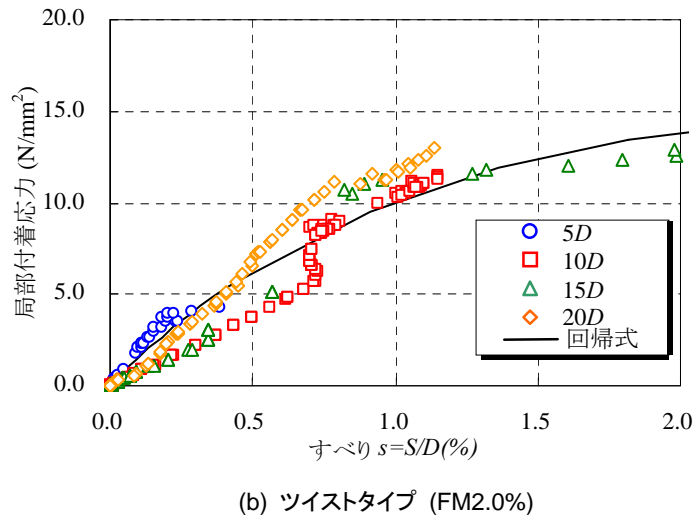
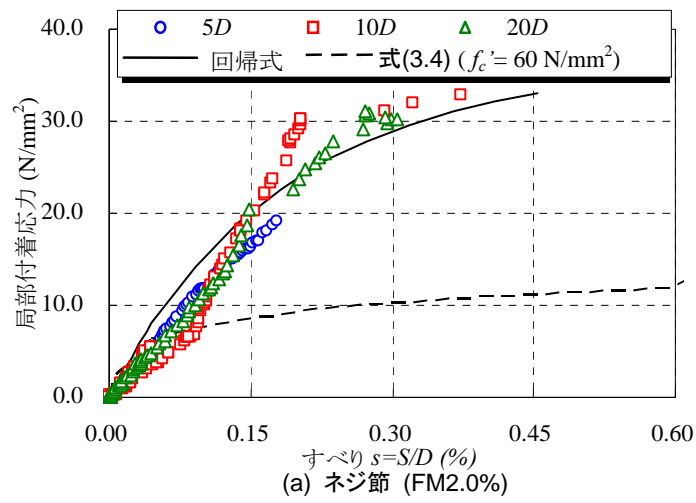


図 4.14 鋼材軸方向に沿った位置における局部付着応力-すべり関係

4.4.7 局部付着応力-すべり関係

図 4.14 は、鋼材軸方向に沿った位置における局部付着応力-すべり関係を示したものである。ここで、図 4.14(a)は FM2.0%にネジ節、図 4.14(b)は FM2.0%にツイストタイプ、図 4.14(c)は FO3.0%にネジ節を用いたケースについて示したものである。埋込み長 L_b は $20D$ 、かぶり c は 25.0 mm と同一である。ここで対象とした FM2.0%の目標圧縮強度 f_{ca}' は 220 N/mm^2 である。局部付着応力は、自由端から $5\sim 20D$ の位置で算出したものである。図 4.14(a)には、比較のために、従来の高強度コンクリート ($f_c'=60\text{ N/mm}^2$) を想定した計算結果を併記した。計算には、島ら³⁾が提案している式(4.4)を用いた。式(4.4)は、マッシュブなコンクリートに十分に鉄筋を埋め込んだ試験体から定めた実験式であり、精度良く局部付着応力-すべり関係を推定できることが知られている。ここでは、式(4.4)の適用性を検討するため、従来の高強度コンクリートと UFC を比較することとした。そこで、式(4.4)の適用範囲内で高強度コンクリートとなる圧縮強

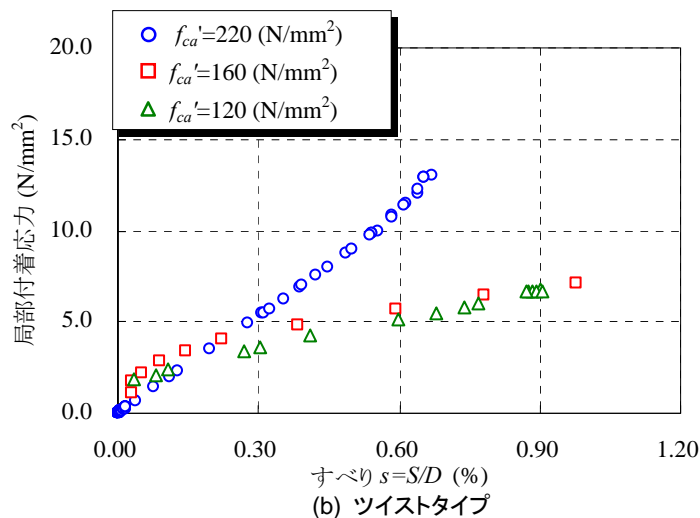
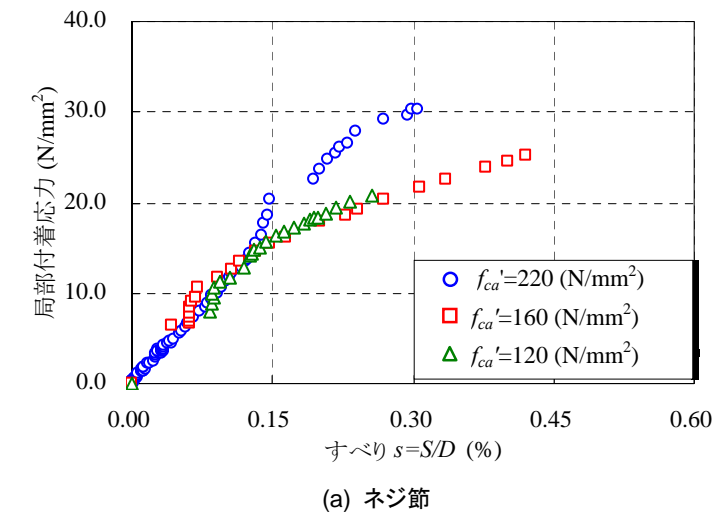


図 4.15 圧縮強度ごとの局部付着応力-すべり関係 (FM2.0%)

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

度($f_c=60\text{N/mm}^2$)を仮定して、推定結果を併記した。

ただし式(4.4)はマッシブなコンクリートを対象としているため、本試験体条件に対しては、過大評価となっている可能性がある。また、次節で述べる回帰分析結果も同図に併記した。

$$\tau = 0.9 f_c'^{2/3} (1 - \exp(-40S/D)^{0.6}) \quad (4.4)$$

ここで、 f_c' : 圧縮強度 (N/mm^2), S : すべり量 (mm), D : 鋼材径 (mm)

図4.14(a)に示すネジ節のケースにおいて、自由端から $5D$, $10D$, $20D$ の位置における局部付着応力-すべり関係はほぼ一致した。既往の研究³⁾によると、 L_b が短い場合、軸方向補強鋼材の位置によって局部付着応力-すべり関係は変化し、局部付着応力の算定位置が自由端に近いほど局部付着応力は増大すると報告されている。ここでは、各算定位置における局部付着応力-すべり関係は、ほぼ一致しており、設定した埋込み長 L_b は短くないと判断される。従来の高強度コンクリートを想定した計算結果(式(4.4))では、最大局部付着応力は 13.8 N/mm^2 となった。しかし、FM2.0%を用いたケースの最大局部付着応力は 31.2 N/mm^2 であり、従来の高強度コンクリートを想定した計算結果と比較して、非常に大きな局部付着応力を有することが確認された。図4.14(b)に示すツイストタイプのケースにおいても、自由端から $5D$, $10D$, $15D$, $20D$ の位置における局部付着応力-すべり関係は、ほぼ一致した。ツイストタイプの最大局部付着応力は 13.0 N/mm^2 であり、ネジ節とは大きな差が見られた。さらに、最大局部付着応力時のすべりを比較すると、図4.14(a)では $s=0.4\%$ 、図4.14(b)では $s=1.2\%$ と、ツイストタイプのケースの方が大きくなっており、引抜き抵抗力が低くなる傾向が見られた。つまり、鋼材の表面形状は、最大局部付着応力だけではなく、すべりにも影響を及ぼすことが確認された。また、図4.14(c)において、 $5D$, $10D$, $20D$ の位置における局部付着応力-すべり関係はほぼ一致しており、設定した埋込み長 L_b は短くないと判断される。また、図4.14(a)と比較すると、FO3.0%の方が、引抜き抵抗力が低くなる傾向が確認された。

図4.15は、UFCの圧縮強度ごとに局部付着応力-すべり関係を示したものである。図4.15(a)はネジ節を用いたケース、図4.15(b)はツイストタイプを用いたケースを示したものである。対象とするUFCはFM2.0%であり、埋込み長 L_b は $20D$ と同一である。ここでは自由端から $20D$ の位置で算出したものである。試験要因とした目標圧縮強度 f_{ca}' は、それぞれ 220 , 160 , 120 N/mm^2 である。図4.15(a)のネジ節を用いたケースでは、局部付着応力が 15.0 N/mm^2 程度までは、初期剛性も等しく、ほぼ同様な挙動を示した。しかし、局部付着応力が 15.0 N/mm^2 以上になると、 $f_{ca}'=120$ と 160 N/mm^2 のケースは同様の挙動を示すのに対して、 $f_{ca}'=220 \text{ N/mm}^2$ のケースは他のケースと大きく異なった。図4.15(b)のツイストタイプを用いたケースにおいても、 $f_{ca}'=120$ と 160 N/mm^2 のケースは同様の挙動を示すのに対して、 $f_{ca}'=220 \text{ N/mm}^2$ のケースは他のケースと大きく異なった。一般に、UFCのひび割れ発生強度は圧縮強度に比例して発現しない。ここでは、圧縮強度とひび割れ発生強度の強度発現性が局部付着応力に及ぼす影響を把握するための目安として、脆度係数 (f_c'/f_t)を算出した。ここでは、NF, FO3.0%を対象に、圧縮強度ごとの局

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

部付着応力-すべり関係について検討していないので、FM2.0%に限定した。また、UFCは従来のコンクリートより緻密で均質ではあるが、脆度係数は供試体レベルのマクロ的な指標であるため注意が必要である。脆度係数は、 $f_{ca}'=220\text{ N/mm}^2$ のケースでは19.9、 $f_{ca}'=160\text{ N/mm}^2$ のケースでは17.7、 $f_{ca}'=120\text{ N/mm}^2$ のケースでは16.8となった。すなわち、 $f_{ca}'=220\text{ N/mm}^2$ のケースでは、 $f_{ca}'=120$ と 160 N/mm^2 のケースに比べ脆度係数が高く、圧縮強度に対するひび割れ発生強度の比率が低くなった。FM2.0%では、節における支圧抵抗力は、ひび割れ発生強度の発現性ではなく、圧縮強度の発現性に影響を強く受けていると考えられる。そして、支圧抵抗力が局部付着応力に影響を及ぼすため、圧縮強度の変化によって、局部付着応力-すべり関係が大きく異なると考えられる。図4.16は、鋼材種類ごとに局部付着応力-すべり関係を示したものである。対象としたUFCはFM2.0%であり、埋込み長 L_b は $20D$ 、かぶり c は 25 mm と同一である。ここでは自由端から $20D$ の位置で算出したものである。対象とした鋼材種類は、ネジ節、波節D22、波節D13、波節D6、ツイストタイプ、ストランドである。同図では、最大局部付着応力と初期剛性は、ネジ節が最も大きく、次いで波節、ツイストタイプ、ストランドのケースの順に小さくなった。また、最大局部付着応力時のすべりは、ストランドのケースが最も大きく、ツイストタイプ、波節、ネジ節のケースの順に小さくなった。波節D22、波節D13、波節D6のケースの局部付着応力-すべり関係は、ほぼ一致しており、鋼材径は、ほとんど影響を及ぼさないことが確認された。また、ツイストタイプとストランドのケースを比較すると、挙動の差は大きく、軸方向補強鋼材の表面形状の影響が強く現れたものと考えられる。

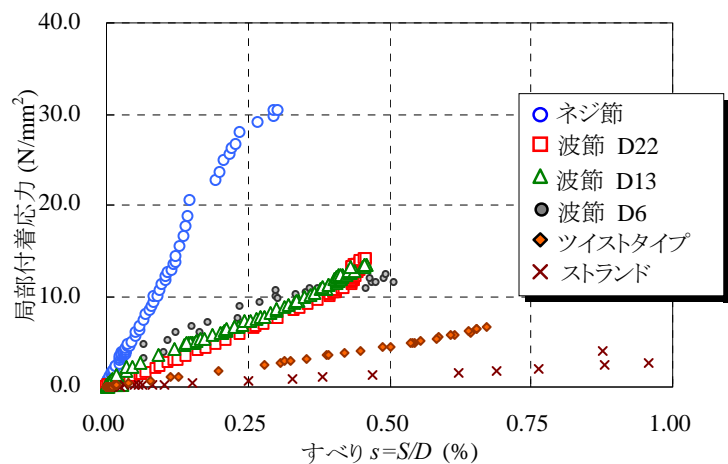


図 4.16 鋼材種類ごとの局部付着応力-すべり関係 (FM2.0%)

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

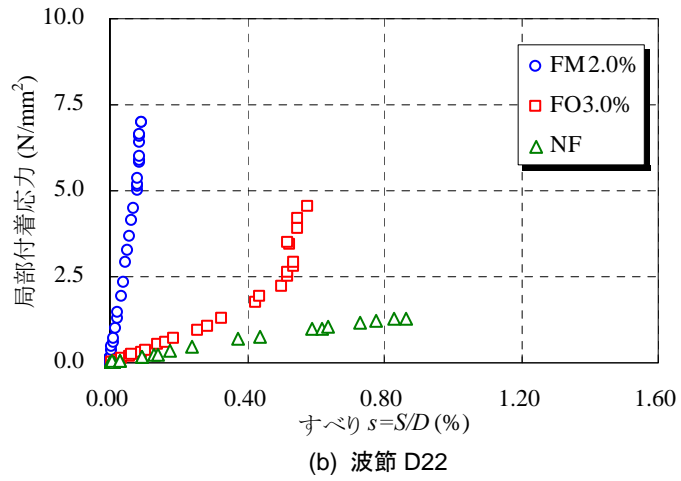
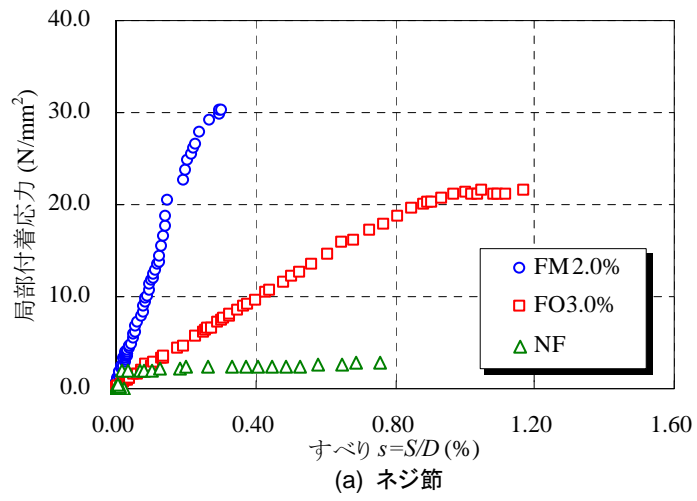
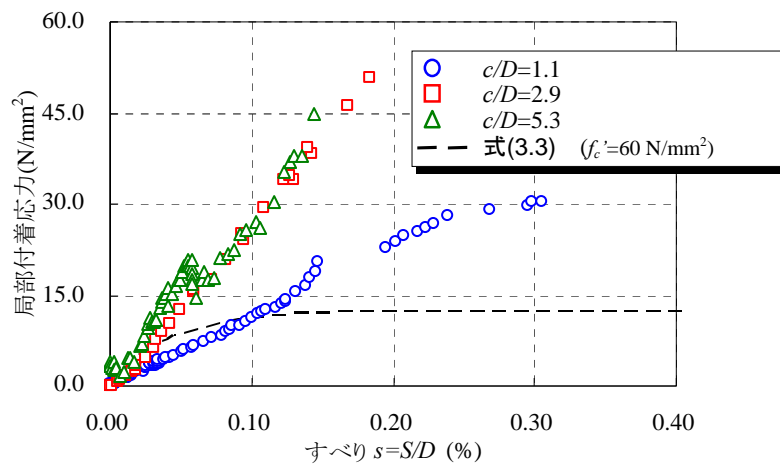


図 4.17 短繊維種類ごとの局部付着応力-すべり関係



第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

図4.17は、UFC種類ごとに局部付着応力-すべり関係を示したものである。図4.17(a)はネジ節を用いたケース、図4.17(b)は波節D22を用いたケースである。対象としたUFCはFM2.0%、FO3.0%、NFであり、FM2.0%の目標圧縮強度 f_{ca}' は220 N/mm²である。これらのケースでは、埋込み長 L_b は20D、かぶり c は25 mmと同一である。ここでは自由端から20Dの位置で算出したものである。図4.17(a)のネジ節を用いたケース、図4.17(b)の波節D22を用いたケースのどちらにおいても、FM2.0%、FO3.0%を用いたケースとNFを用いたケースを比較すると、局部付着応力-すべり関係は大きく異なった。最大局部付着応力時のすべりは、FM2.0%のケースに比べて、NF、FO3.0%のケースの方が大きくなった。初期剛性は、FM2.0%とFO3.0%を用いたケースでは大きくなり、短繊維の有無は局部付着応力だけではなく、初期剛性にも影響を及ぼすことが確認された。また、図4.17(b)に示すFO3.0%のケースでは、他のケースとは異なり、すべり s が0.5 %程度になった時点から局部付着応力が一時的に増加した。本ケースは、他のケースに比べて、発生する局部付着応力は低くなっている。つまり、荷重初期の段階から、軸方向補強鋼材のすべりが発生し、補強用鋼材近傍に微細なひび割れが発生したものと考えられる。微細なひび割れが発生した後、ひび割れが広く分散し、短繊維の架橋効果が強く発揮されたため、局部付着応力が一時的に増加したものと考えられる。

図4.18は、 c/D ごとに、局部付着応力-すべり関係を示したものである。これらのケースで、対象としたUFCはFM2.0%、埋込み長 L_b は20Dと同一である。ここでは自由端から20Dの位置で算出したものである。かぶり c は、25、64、114 mmの3水準(c/D はそれぞれ、1.1、2.9、5.3)とした。また、比較のために、従来の高強度コンクリート($f_c' = 60$ N/mm²)を想定したケースとして、式(4.3)による計算結果を併記した。各ケースを比較すると、 c/D が2.9と5.3のケースの局部付着応力-すべり関係は、ほぼ同等の挙動を示し、最大局部付着応力は50.7 N/mm²となった。 c/D が2.9、 c/D が5.3のケースと式(4.3)による計算結果を比較すると、UFCのケースは、高強度コンクリートのケースを大きく上回り、5倍程度の局部付着応力となった。また、 c/D が2.9のケースと c/D が5.3のケースは、ほぼ同じ挙動を示すが、 c/D が1.1のケースのみ異なる挙動を示しており、 c/D によっては局部付着応力-すべり関係が異なることが確認された。

4.4.8 埋込み長が長い場合の局部付着応力-すべり関係の定式化

マッシブなコンクリート中に軸方向補強鋼材が十分長く定着されたRC部材を対象とした局部付着応力-すべり関係の算定式は、式(4.4)に示すように、コンクリートの圧縮強度 f_c' 、鋼材すべり ($s=S/D$) をパラメータとした関数形で提案されている³⁾。ここでは、FM2.0%、FO3.0%を対象とし、薄肉軽量化を図れる範囲として、 c/D を1.1~2.0の範囲に限定して、同様な関数形で回帰分析を行った。その結果、FM2.0%におけるネジ節、ストランドとツイストタイプとFO3.0%におけるネジ節に対して、式(4.5)~式(4.8)を得た。ただし、UFCの圧縮強度が及ぼす影響は、ネジ節を用いたケースでは $f_c'^{2/3}$ 、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースでは f_c' で表現できるものとした。

$$\text{(ネジ節, FM2.0\%)} \quad \tau = 1.05 f_c'^{2/3} (1 - \exp(-550s)) \quad (4.5)$$

$$\text{(ストランド, FM2.0\%)} \quad \tau = 0.08 f_c' (1 - \exp(-100s)) \quad (4.6)$$

$$\text{(ツイストタイプ, FM2.0\%)} \quad \tau = 0.05 f_c' (1 - \exp(-100s)) \quad (4.7)$$

$$\text{(ネジ節, FO3.0\%)} \quad \tau = 0.70 f_c'^{2/3} (1 - \exp(-200s)) \quad (4.8)$$

ここで、 f_c' : 圧縮強度 (N/mm²), s : すべり (=S/D)

4.4.9 局部付着応力-すべり-ひずみ関係の定式化

本節では、局部付着応力-すべり-ひずみ関係の定式化を図るために、付着の基礎方程式に基づいて、すべり-ひずみ関係の定量化を量った。一般に、付着の基礎方程式は式(4.9)で与えられる¹⁸⁾。

$$E_s A_s \frac{d\varepsilon}{dx} = D\tau \quad (4.9)$$

さらに、

$$\frac{d\varepsilon}{dx} = \frac{d\varepsilon}{ds} \frac{ds}{dx} = \frac{d\varepsilon}{ds} \frac{\varepsilon}{D} \quad (4.10)$$

となることを考慮し、局部付着応力 $\tau=h(s)$ の形で表現できるとすると式(4.11)となる。

$$E_s \frac{\pi D^2}{4} \frac{d\varepsilon}{ds} \frac{\varepsilon}{D} = \pi D h(s) \quad (4.11)$$

$$\frac{1}{8} E_s \varepsilon^2 = \int h(s) ds \quad (4.12)$$

したがって、式(4.13)を得ることができ、すべり s とひずみ ε は一義的な関係として与えられる。

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{8}{E_s} \int h(s) ds} \quad (4.13)$$

次に第4.6.8節で導出した局部付着応力-すべり関係と式(4.13)を用いて、ネジ節、ツイストタイプ、ストランドを用いてケースについて、すべり-ひずみ関係を導出すると式(4.14)～(4.16)になる。

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

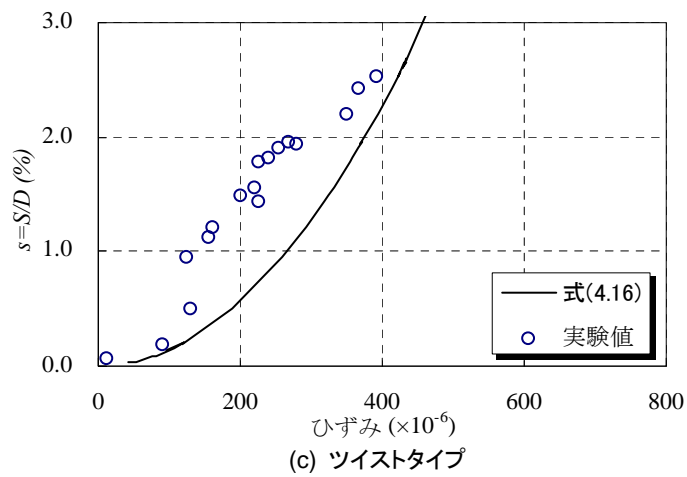
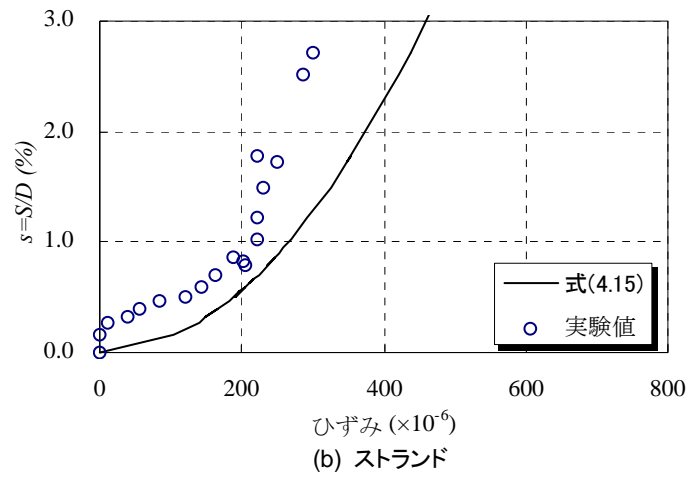
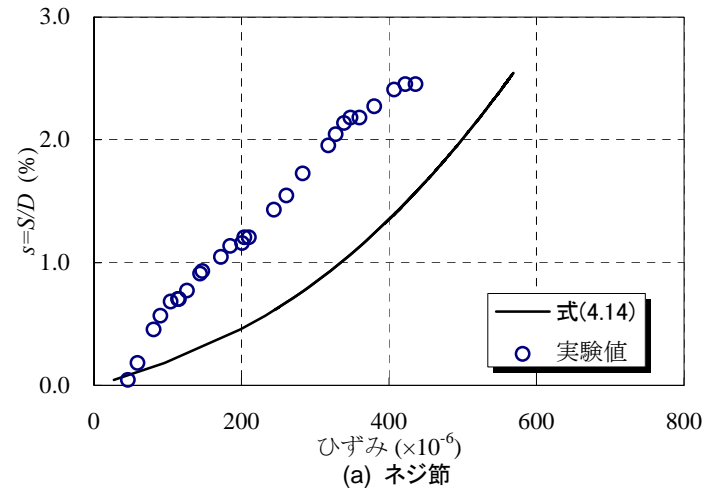


図 4.19 すべりとひずみの関係(FM2.0%)

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

$$\text{(ネジ節, FM2.0\%)} \quad \varepsilon = \left\{ \frac{8.40}{E_s} \left(s + \frac{1}{550} e^{-550s} - \frac{1}{550} \right) \right\}^{1/2} \times f_c^{1/3} \quad (4.14)$$

$$\text{(ストランド, FM2.0\%)} \quad \varepsilon = \left\{ \frac{0.64}{E_s} \left(s + \frac{1}{100} e^{-100s} - \frac{1}{100} \right) \right\}^{1/2} \times f_c^{1/2} \quad (4.15)$$

$$\text{(ツイストタイプ, FM2.0\%)} \quad \varepsilon = \left\{ \frac{0.40}{E_s} \left(s + \frac{1}{100} e^{-100s} - \frac{1}{100} \right) \right\}^{1/2} \times f_c^{1/2} \quad (4.16)$$

$$\text{(ネジ節, FO3.0\%)} \quad \varepsilon = \left\{ \frac{5.6}{E_s} \left(s + \frac{1}{200} e^{-200s} - \frac{1}{200} \right) \right\}^{1/2} \times f_c^{1/3} \quad (4.17)$$

ここで、 E_s ：鋼材の弾性係数 (N/mm²)、 s ：すべり(=S/D)、 f_c' ：圧縮強度 (N/mm²)

式(4.14)～式(4.16)による推定結果と実験結果を比較したものを図4.19に示す。図4.19(a)はネジ節を用いたケース、図4.19(b)はストランドを用いたケース、図4.19(c)はツイストタイプを用いたケースを示したものである。ここでは、FM2.0%を対象とし、かぶり c は、25mm、埋込み長 L_b は $20D$ のケースである。

同図より式(4.14)～式(4.16)による計算値は実験値を、おおむね安全側に評価できていることがわかる。さらに軸方向補強鋼材の応力-ひずみ関係を考慮すると、式(4.14)～式(4.16)は軸方向補強鋼材と抜け出し量の関係を簡便に与える式と見なすことができ、同式は実用上、有用であると考えられる。

4.5 平均付着応力度と基本定着長

コンクリート標準示方書 設計編⁸⁾に規定されている定着長の算定方法は、Orangun らの研究結果^{9),10)}を発展させたものであり、部材中の平均付着応力度を把握する必要がある。Orangun らは、重ね継手を有する RC はり部材の曲げ試験結果を整理して、部材中の平均付着応力度と重ね継手長との関係を導出し、定着長の算定式を提案した⁹⁾。一般に、定着部では、コンクリートと軸方向補強鋼材の付着のみによって応力が伝達されるが、重ね継手部においても付着によって応力が伝達される。そのため、重ね継手部の応力状態は、定着部の応力状態と類似しており、重ね継手を有する RC はり部材の曲げ試験結果から、基本定着長の類推が可能になる。具体的には、軸方向補強鋼材を降伏させるために必要な重ね継手長を把握すれば、基本定着長が類推できる。そこで、本研究では、部材中の平均付着応力度と基本定着長を把握するために、継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験を行い、各種試験要因が平均付着応力度に及ぼす影響について検討を行った。

4.5.1 実験概要 (重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験)

表4.6は、重ね継手を有するR-UFCはり部材の曲げ試験実験における試験水準を示したものである。対象としたUFCは、FM2.0%である。ここでは、平均付着応力度に強く影響を及ぼすと考えられる鋼材種類、鋼材径 D 、重ね継手長 l_b を試験要因とした。表中のかぶり c は、試験体下縁から軸方向補強鋼材までのかぶりである。対象とした鋼材種類はネジ節、波節D22、波節D13、ツイストタイプ、ストランドであり、第3章で用いた鋼材(表4.3, 表4.4)と同等のものである。重ね継手長 l_b は、各ケースにおいて5~30 D の範囲で設定した。また、比較のため継手無しのケースについても検討を行った。UFCの示方配合は、表4.2のFM2.0%と同様であり、20℃ 24時間の封緘養生の後、90℃ 48時間の標準熱養生¹⁾を行った。試験体の成型方法は、載荷

表 4.6 試験水準(重ね継手を有する UFC 製 RC はり部材の曲げ試験)

鋼材種類	鋼材径 D (mm)	重ね継手長 l_b ($\times D$ または $\times \phi$)	かぶり c (mm)
ネジ節	22.0	—	24.0
		5	
		10	
		15	
		20	
		30	
波節 D22	22.0	—	24.0
		5	
		10	
		15	
		20	
波節 D13	13.0	—	28.5
		5	
		10	
		20	
ツイストタイプ	12.6	—	28.7
		5	
		10	
		20	
		30	
ストランド	12.7	—	28.7
		5	
		10	
		20	

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

面よりUFCを打ち込んだ。図4.20は、重ね継手を有するR-UFCはり部材の曲げ試験概要、図4.21は試験状況を示したものである。試験体は、軸方向補強鋼材のスパン中央部に重ね継手を配置したR-UFCはり部材とした。試験体の断面は幅100 mm、高さ150 mmの矩形断面とし、試験体長さを1000 mmとした。等モーメント区間は350 mmで、せん断スパン a は275 mmとした。有効高さ d が115 mmになるように軸方向補強鋼材を配置し、せん断スパン有効高さ比 a/d は2.39とした。せん断補強筋は配置していないが、製作の都合により、組立筋D6 (SD295A) (降伏強度 $f_y=312 \text{ N/mm}^2$) を配置した。

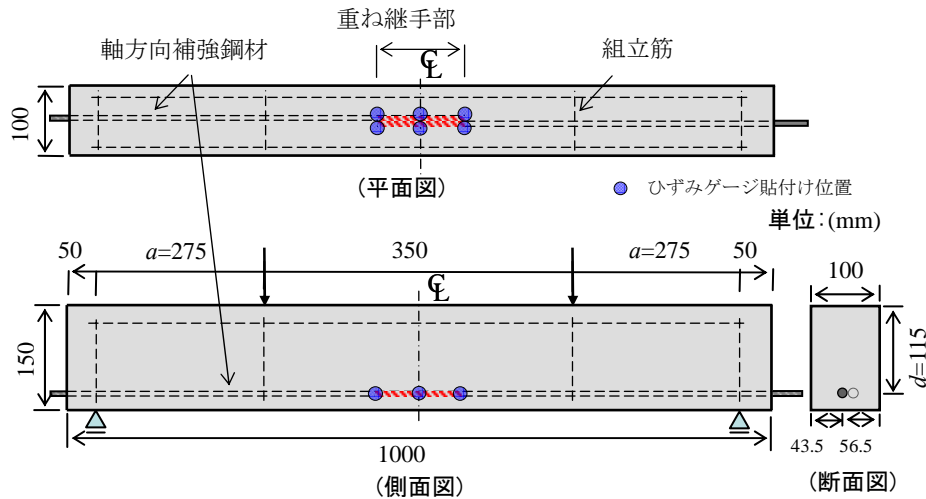


図 4.20 試験概要(重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験)



図 4.21 試験状況(重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験)

表 4.7 UFC の力学特性(重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験)

UFC 種類	圧縮強度 f_c' (N/mm^2)	静弾性係数 E_c (kN/mm^2)	ひび割れ発生強度 f_{cr} (N/mm^2)
FM 2.0%	217	53.4	9.7

第4章 UFC と軸方向補強鋼材の付着・定着特性

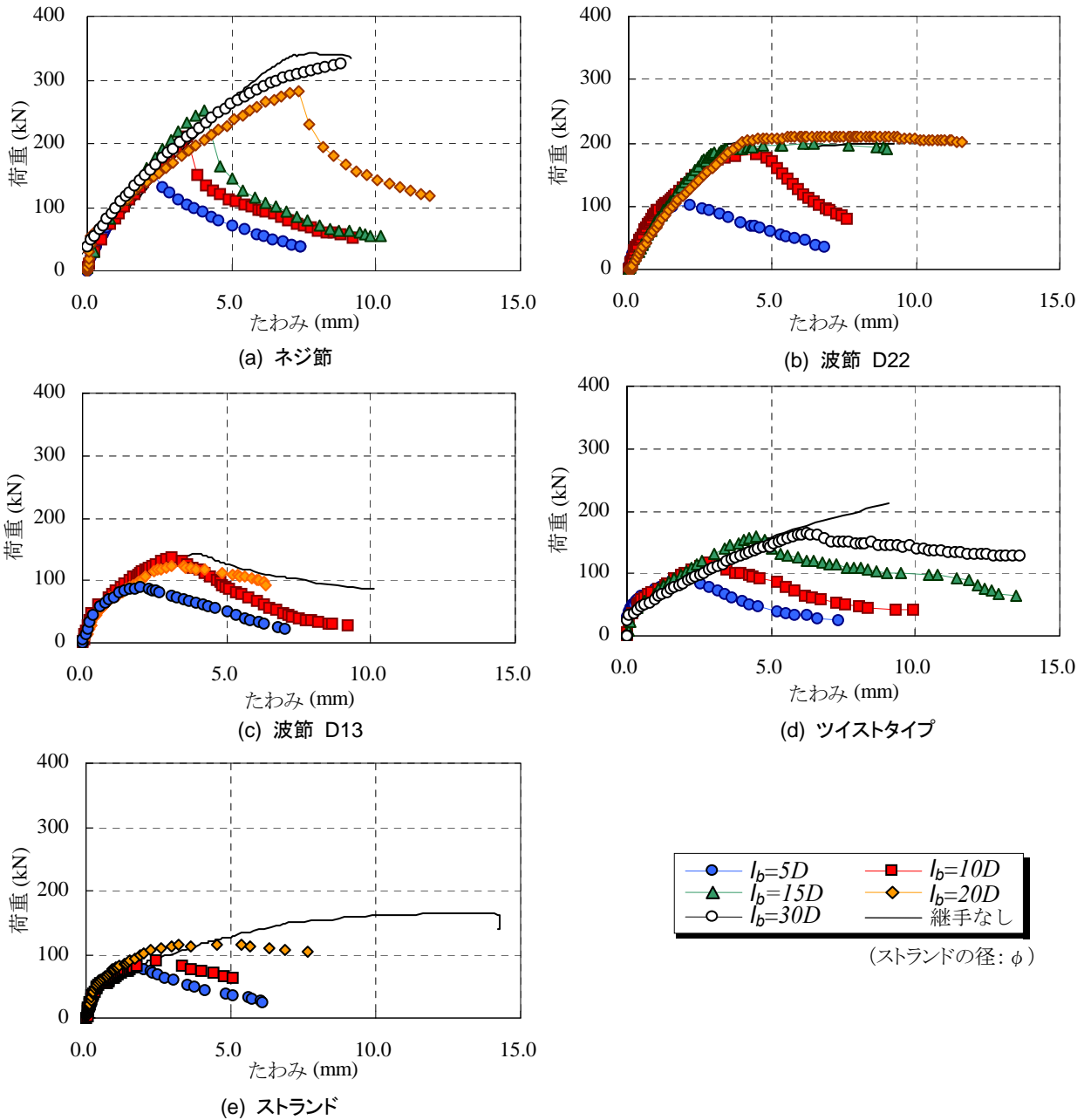


図 4.22 荷重-たわみ関係(重ね継手を有する UFC 製 RC はり部材の曲げ試験)

容量2000 kNの万能耐圧機を用いて静的単調に载荷を行った。ここで、载荷条件は、4点曲げとして、継手部分が破壊、または曲げ破壊に至るまで载荷を行っており、载荷速度は10.0 kN/minである。载荷時には、図4.20に示す継手部の鋼材ひずみをひずみゲージを用いて計測した。荷重は耐圧機のロードセル、鉛直たわみは高感度変位計を用いて計測した。また、2枚のテフロンシート間にグリスを塗布した減摩パッドを支点部に挿入し、支点による拘束を防止した。

4.5.2 実験結果と考察（重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験）

(1) 平均付着応力度と基本定着長

表4.7は、荷重試験時のUFCの力学特性を示すものであり、所定の強度を有していることが確認された。図4.22は重ね継手長ごとに、荷重-たわみ関係を示したものである。ここで、(a)はネジ節、(b)は波節D22、(c)は波節D13、(d)はツイストタイプ、(e)はストランドを用いた水準の結果を示したものである。ここでは、比較のため、重ね継手を有していないケースも併記した。図4.22(a)に示すネジ節を用いたケースでは、重ね継手長 l_b が5~30Dに増加するにつれて、最大荷重、最大荷重時のたわみが増加した。重ね継手長 l_b が30Dのケースでは、継手なしのケースとほぼ等しい耐荷力と変形能力を示した。よって、継手を破壊させずに、鋼材を降伏させるには、重ね継手長 l_b を30D程度とする必要があると考えられる。これは鋼材が降伏するまで定着を図るには、重ね継手長を30D程度以上とする必要があることを示唆している。図4.22(b)に示す波節D22を用いたケースにおいては、重ね継手長 l_b が15D以上のケースの場合に、継手なしのケースとほぼ同じ挙動を示した。つまり、鋼材が降伏するまで定着を行う場合、定着長を15D以上とする必要があると考えられる。図4.22(c)に示す波節D13を用いたケースにおいては、重ね継手長 l_b が20Dのケースで、継手なしのケースとほぼ同じ挙動を示した。図4.22(d)に示すツイストタイプを用いたケースでは重ね継手長 l_b が5~30Dの範囲において、重ね継手長 l_b の増加につれて、最大荷重も増加した。しかし、重ね継手長 l_b が15Dと30Dのケースを比較すると、重ね継手長 l_b の増加に伴い、最大荷重時のたわみと最大荷重は増加しているが、重ね継手なし

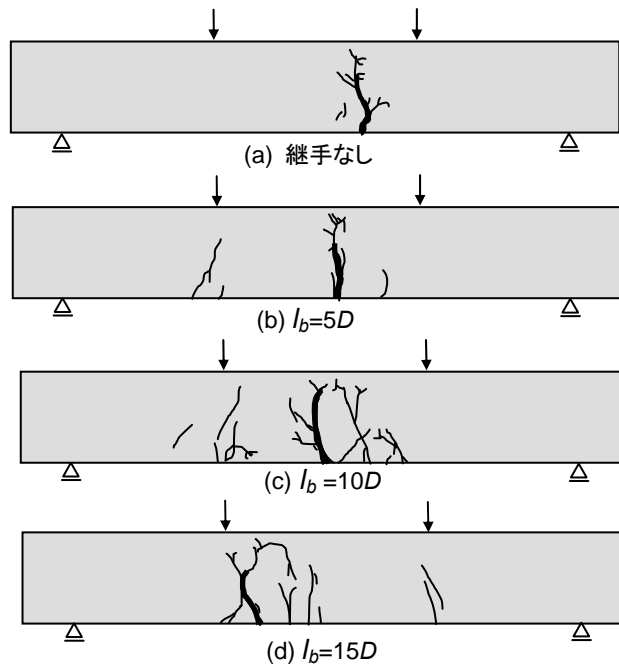


図 4.23 ひび割れ性状(波節 D22, FM2.0%)

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

のケースには至らなかった。よって、鋼材が降伏するまで、定着を図るためには、鋼材を埋め込むだけでなく、何らかの補強または加工が合理的であると考えられる。図4.22(e)に示すストランドを用いたケースでは、重ね継手長 l_b の増加に伴い、最大荷重と最大荷重時のたわみは増加しているが、重ね継手なしのケースには至らなかった。鋼材が降伏するまで定着を図るためには、重ね継手長 l_b をより長くし、ツイストタイプを用いたケースと同様に、何らかの補強または加工が合理的であると考えられる。

図4.23は、終局時におけるひび割れ性状の例を重ね継手長 l_b ごとに示したものである。これらのケースで対象とした鋼材種類は波節D22である。重ね継手を有しないケースでは、等モーメント区間内において、荷重の増加に伴い、曲げひび割れの幅が増加して、下縁から裂ける曲げ破壊になった。重ね継手長 $l_b=5D$, $10D$ のケースでは、継手部より、巨視的なひび割れが生じ破壊に至った。しかし、重ね継手長 $l_b=15D$ のケースは、等モーメント区間内からひび割れが生じたものの、継手部から巨視的なひび割れは進展しなかった。これは重ね継手を有しないケースと同様の破壊性状であった。

図4.24は、実験より得られた平均付着応力度 $f_{bond, exp}$ と l_b/D の関係を示したものである。 $f_{bond, exp}$ は、式(4.18)により算出したものである。

$$f_{bond, exp} = \frac{f_{s, max}}{4l_b} D \quad (4.18)$$

ここで、 $f_{s, max}$: 鋼材に発生する最大応力 (N/mm^2)、 D : 鋼材径 (mm)、 l_b : 重ね継手長 (mm) また、従来のコンクリートを対象に、Orangun^{9),10)}らは、横方向補強鋼材を配置していない部材における平均付着応力度 f_{bond} と l_b/D の関係を式(4.19)のように提案している。図4.24では、従来のコンクリートとUFCの結果を比較するために、式(4.19)において $f_c = 60 N/mm^2$ としたケー

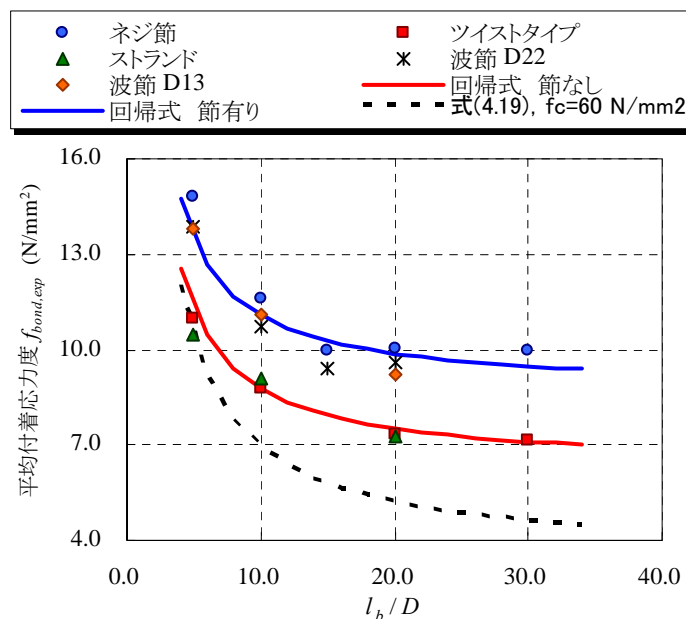


図 4.24 平均付着応力度 $f_{bond, exp}$ と l_b/D の関係

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

スの算定結果も併記した。ここでは、土木学会コンクリート標準示方書で用いられている式は式(4.19)を発展させて定めたものであることと、既往の研究において、定着長に関する検討は少ないことを考慮して、式(4.19)を用いることとした。さらに、式(4.19)は実験的に定められたものであるため、その適用範囲内で比較対象を高強度コンクリートとするため、 $f_c'=60 \text{ N/mm}^2$ とした。

$$f_{bond} = \left(0.318 + 0.795 \frac{c}{D} + \frac{13.3}{l_b} D \right) \sqrt{f_c'} \quad (4.19)$$

ここで、 c ：かぶり (mm), D ：鋼材径 (mm), f_c' ：圧縮強度 (N/mm^2)

図4.24に示す様に、鋼材種類に関わらず、 l_b/D の増加に伴い平均付着応力度は低下し、一定の値に漸近した。各ケースを比較すると、ネジ節を用いたケースが最も高い平均付着応力度を示した。ここでは、節有りのケース（ネジ節、波節D13、波節D22）と節なしのケース（ツイストタイプ、ストランド）の2つの傾向に大別できたが、片側引抜き試験結果に示されるほど、鋼材種類による顕著な差は確認できなかった。また、波節D13のケースと波節D22のケースを比較すると、平均付着応力度と l_b/D の関係はほぼ一致しており、この2つのケースにおいては、鋼材径の相違が及ぼす影響は確認されなかった。次に、ツイストタイプを用いたケース、ストランドを用いたケースを比較すると、平均付着応力度と l_b/D の関係は、ほぼ一致しており、他の軸方向補強鋼材を用いたケースと同様に一定の値に漸近する挙動を示すことが確認された。また、UFCの結果と式(4.19)の推定結果を比較すると、節なしのケースで1.5倍程度、節有りのケースで2.0倍程度となっており、UFCの平均付着応力度は従来のコンクリートのそれよりも大きいと考えられる。

(2) 基本定着長算定式

本研究では薄肉軽量化を目的としているため、 c/D を1.7～2.7の範囲に限定し、式(4.19)を参考にして、 D/l_b を変数として回帰分析を行った。その結果を簡略化することで、節有りのケースに対して式(4.20)、節なしのケースに対しては、式(4.21)を得ることができた。ただし、ここでは節有りのケースでは $f_c'^{2/3}$ 、節なしのケースでは f_c' で圧縮強度の影響を表現している。

$$f_{bond,1} = 0.95 f_c'^{2/3} \left(0.7 \left(\frac{D}{l_b} \right) + 0.25 \right) \quad (4.20)$$

$$f_{bond,2} = 0.11 f_c' \left(\left(\frac{\phi}{l_b} \right) + 0.25 \right) \quad (4.21)$$

ここで、 f_c' ：圧縮強度 (N/mm^2), D ：鋼材径(節有り) (mm), l_b ：重ね継手長 (mm), ϕ ：鋼材径(節なし) (mm)

また、鋼材が降伏するまで、定着に必要な平均付着応力度を $f_{bond,0}$ 、定着長を L_{bond} とすると、一般に式(4.22)の関係が成立する。よって、式(4.20)～(4.22)より、節有りのケースを対象とし

第4章 UFCと軸方向補強鋼材の付着・定着特性

た場合の基本定着長 $L_{bond,1}$, 節なしのケースを対象とした基本定着長 $L_{bond,2}$ の推定式として, 式(4.23), 式(4.24)を実験的に定めることができた.

$$f_{bond,0} = \frac{f_y}{4L_{bond}} D \quad (4.22)$$

$$L_{bond,1} = \left(\frac{f_y}{0.95f_c'^{2/3}} - 2.8 \right) D \quad (4.23)$$

$$L_{bond,2} = \left(\frac{f_y}{0.11f_c'} - 4.0 \right) \phi \quad (4.24)$$

ここで, f_y : 鋼材の降伏強度 (N/mm^2), D : 鋼材径(節有り) (mm), ϕ : 鋼材径(節なし) (mm), f_c' : 圧縮強度 (N/mm^2)

本節では, 土木学会コンクリート標準示方書に示されている主鉄筋の基本定着長算定式に基づいて, 短繊維補強効果を考慮した基本定着長算定式の導出を行った. ただし, 本式の適用にあたっては, 対象構造物を想定した部材実験により, 提案式の妥当性の検証や適用範囲の設定を行う必要があると考える.

4.6 第4章のまとめ

本章では、UFC と軸方向補強鋼材の局部付着特性を明確にするため、片側引抜き試験を実施して、各種要因が局部付着特性に及ぼす影響を把握するとともに、局部付着応力 σ とすべり δ のひずみ関係の定式化を図った。さらに、重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験を実施して、R-UFC 部材の基本定着長導出を試みた。得られた結論を以下に示す。

- (1) FM2.0%において、ネジ節を用いたケースでは、局部付着応力をUFCの圧縮強度の2/3乗で補正することで評価できることが確認された。また、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースでは、局部付着応力をUFCの圧縮強度で補正することで、UFCの圧縮強度が局部付着応力に及ぼす影響を評価できることが確認された。また、本研究で使用した高強度鋼材と異形鉄筋について、自由端すべりを生じさせない埋込み長を把握した。
- (2) 短繊維は局部付着応力 σ とすべり δ の関係に大きな影響を及ぼすことが確認された。PVA繊維に比べて、鋼繊維は大きな補強効果があり、鋼材種類によって、局部付着応力 σ とすべり δ の関係は大きく異なった。本研究の範囲内では、ネジ節が最も優れた付着特性を示した。次いで波節、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースの順に優れた付着特性を示し、鋼材表面の節の有無が大きく影響を及ぼすことが確認された。また、 c/D の増加に伴って最大局部付着応力は増加するが、 c/D を3.0以上とすると最大局部付着応力は、ほぼ一定となることが確認された。併せて、ネジ節、ストランド、ツイストタイプを用いたFM2.0%について、 c/D の範囲を限定して、埋込み長が長い場合における局部付着応力 σ とすべり δ の関係を実験的に定めた。
- (3) 埋込み長が十分長い場合のFM2.0%を対象に、ストランド、ツイストタイプ、波節を用いたケースのすべり δ とひずみ ϵ の関係を実験的に定め、一義的な関係を有することを示した。
- (4) 重ね継手を有する R-UFC はり部材の曲げ試験より、平均付着応力度と重ね継手長の関係を把握した。その結果、ネジ節、波節 D22、波節 D13 をそれぞれ用いたケースの平均付着応力度と重ね継手長の関係は、それぞれ一致した。また、ストランド、ツイストタイプの平均付着応力度と重ね継手長の関係は、それぞれ一致した。つまり、鋼材表面に節が存在するケース（ネジ節、波節 D22、波節 D13）と節が存在しないケース（ツイストタイプ、ストランド）では、平均付着応力度と重ね継手長の関係は大きく異なることが確認された。さらに、重ね継手長を同一として、平均付着応力度について比較すると、鋼材表面に節が存在するケースの方が高くなっており、節が存在しないケースの1.4倍程度になることが確認された。
- (5) Orangun らの提案式による推定結果と比較すると、実験値は推定値の1.5~2.0倍程度となっており、R-UFC はり部材は、従来のRC はり部材よりも、極めて高い平均付着応力度を有することが確認された。さらに、付着の基礎方程式に基づき、実験より求めた平均付着応力度と重ね継手長の関係を用いて、基本定着長の算定式を実験的に定めた。

4.7 参考文献

- 1) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案），コンクリートライブラリーNo.113，2004.9
- 2) 西 拓馬，大野 義照，中川 隆夫：鉄筋コンクリート梁のひび割れ間隔に及ぼすコンクリート強度の影響に関する解析的研究，コンクリート工学年次論文集，Vol.30，No.3，pp.277-282，2008
- 3) 島 弘，周 礼良，岡村 甫：マッシブなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力－すべり－ひずみ関係，土木学会論文集，No.378/V-6，pp.165-174，1987.2.
- 4) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，pp.195-197，2007.
- 5) 菅 満宜，中村 光，檜貝 勇，斉藤成彦：RC はりの力学的挙動に及ぼす付着特性の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.23，No.3，pp.295-300.2001.
- 6) 壹岐直之，清宮 理，山田昌郎：付着応力－すべり関係に影響を及ぼす要因の実験的研究，土木学会論文集，No.550/V-33，pp.73-83，1996.11.
- 7) 山本晴人，伊藤 始，三島徹也，島 弘：高強度材料を用いた RC 部材の鉄筋付着特性に関する研究，コンクリート工学年次論文集，Vol.22，No.3，pp.1249-1254. 2000.
- 8) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，pp.193-197，2007.
- 9) Thompson, M. A., Jirsa, J. O., Breen, J. E. and Meinheit, D. F. : Behaviour of Multiple Lap Splices in Wide-Sections, Journal of ACI, Vol.76, pp.227-248, 1979.2.
- 10) Orangun, C.O., Jirsa, J.O. and Breen, J. E. : A Reevaluation of Test Data on Development Length and Splices, Journal of ACI, Vol.74, No.3, pp.114-122, 1977.3.
- 11) 佐々木淳，丸山久一，清水敬二，米田直也：鉄筋の発錆が付着性状に及ぼす影響，コンクリート工学年次論文集，Vo.13，No.2，pp.139-144，1991.6.
- 12) 山尾芳秀，周 礼良，二羽淳一郎：付着応力－すべり関係に関する実験的研究，土木学会論文報告集，No.343，pp. 219-228，1984.3.
- 13) 足立将人，西山峰広，河野 進：PC 鋼より線の付着応力－すべり－ひずみ関係に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文集，Vol.24，No.2，pp.661-666，2002.6.
- 14) 犬飼晴雄，福手 勤，三浦 尚：連続ケーブル舗装における PC 鋼より線の付着性状，土木学会論文集，No.567/VI-35，pp.249-264，1997.6.
- 15) Comite Euro-International du Beton: CEB-FIP Model Code 1990 First Draft, CEB, 1990.
- 16) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，pp.34-35，2007.
- 17) 國分正胤，岡村 甫：太径鉄筋の使用に関する研究，土木学会論文報告集，No.202，pp.103-113，1972.
- 18) 田辺忠頭，檜貝 勇，梅原秀哲，二羽淳一郎：コンクリート構造，pp.48-49，朝倉書店

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

5.1 概論

UFCを用いた部材について、より合理的な構造形式を実現するためには、無筋部材、プレテンション方式PC部材だけではなく、第1.2.3節で検討した様に、UFC内部に軸方向補強鋼材を配置することが有効であると考えられる。UFCは高強度な短繊維を含むため、せん断補強筋を用いなくても、極めて高いせん断抵抗力を発揮する¹⁾²⁾。つまり、UFCを用いた部材を対象とした設計において、定着に対する推定方法と曲げに対する推定方法の合理化を図ることが効果的であると考えられる。また、従来の推定方法では過小評価になる可能性もあり、必要に応じてUFCの引張特性を考慮した推定方法を検討することが重要となる。具体的には、ひび割れ発生以降における曲げ破壊挙動、限界時における曲げ強度に関する寸法依存性、断面解析や数値解析による曲げ破壊挙動の推定方法が挙げられる。そのためには、UFC自体の引張抵抗力がこれらに及ぼす影響を明確にすることが必要である。

UFCは、従来のコンクリートに比べて、高い引張抵抗力と高い変形能力を有しているため、無筋UFC部材の曲げ強度や曲げひび割れ発生強度に従来よりも強い寸法依存性が存在することが予想される。さらに、既往の研究では、高さ(厚さ)が200 mm以下となる部材についての曲げ破壊性状に関する実験的検討は少なく、薄肉軽量化を図るためには、寸法依存性について体系的に検討する必要があると考えられる。さらに、UFCで使用している短繊維では、繊維長が一定であるため、部材の寸法によっては補強効果が発揮されない可能性が存在することも懸念されるため、寸法依存性に関する検討が必要である。次に、UFC指針(案)³⁾の規定範囲外ではあるが、FO3.0%も従来の高強度コンクリートより優れた圧縮・曲げ強度を有しており⁴⁾、さらなる用途拡大に有意な材料であると言える。そこで、FM2.0%、FO3.0%について、断面解析や数値計算で必要な引張側の構成則を設定するために、引張軟化特性と等価検長⁵⁾を明確にしておくことが必要である。

従来のRC構造、PC構造において、コンクリートに引張軟化現象やテンションスティフニング効果が存在するものの、軸方向補強鋼材の荷重負担分に比較すると、コンクリート自体の引張抵抗力は相対的に低かったと言える。つまり、曲げひび割れ発生以降の引張抵抗力は、主に軸方向補強鋼材が負担することになり、典型的な曲げ破壊をする場合、軸方向補強鋼材の特性や配筋量で部材の挙動が決定する。しかし、UFCは高い引張抵抗力を有するため、軸方向補

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

強鋼材の特性・配筋量のみで部材の挙動は決まらないことが予想される。すなわち、R-UFC部材において、曲げひび割れ発生限界だけではなく、終局限界である曲げ耐力に対しても寸法が影響を及ぼす可能性がある。

次に、UFC内部に軸方向補強鋼材を配置して、より合理的な構造を実現するに当たり、UFCの強度が高いことを考慮すると、高強度鋼材の適用が有効であると考えられる。近年、PC鋼材に代表されるように、その降伏強度だけでなく、表面形状も多種にわたっている⁶⁾。鋼材の表面形状は付着特性に影響を及ぼすことを考慮すると、曲げひび割れ発生限界、終局限界における曲げ破壊性状に、鋼材種類、鋼材の降伏強度が及ぼす影響を把握しておく必要がある。また、軸方向補強鋼材をUFC内部に配置することで、養生中に、UFC内部に収縮応力が発生し、ひび割れ発生強度が低下する可能性がある。第3章で要素レベルについて検討を行ったが、UFCはり部材内部に軸方向鋼材を配置した際、実際にどの程度、ひび割れ発生強度が低下するかを把握しておくことは重要であると考えられる。

次に、テンションスチフニング効果は、軸方向補強鋼材とコンクリートの相互作用により生じる現象であり⁷⁾、ひび割れ発生以降における剛性や変形性能の推定のためには、精度良く考慮されるべきものである。従来のRC構造を対象とした数値計算に関する既往の研究では、ひび割れ発生以降の挙動に、テンションスチフニング効果が大きな影響を及ぼすことが示され

表5.1 試験水準（UFC無筋はり部材の曲げ試験）

UFC 種類	試験体寸法			
	高さ H (mm)	幅 B (mm)	長さ L (mm)	せん断スパン a (mm)
FM2.0%	30	30	120	30
	40	40	160	40
	50	50	200	50
FO3.0%	100	100	400	100
NF	150	150	600	150
	200	200	800	200

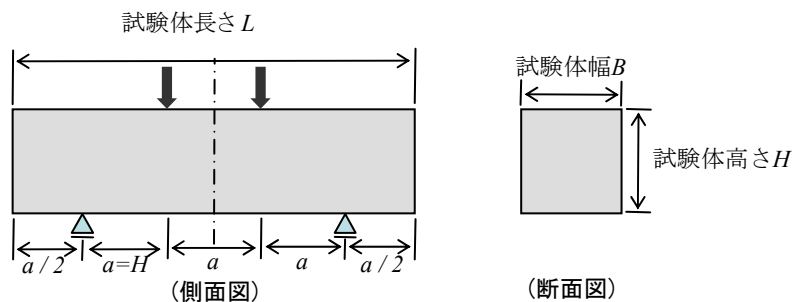


図 5.1 試験概要（UFC 無筋はり部材の曲げ試験）

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

ている⁸⁾。つまり、FEM解析などの数値計算において、解析精度を向上させるには、テンションステイフニング効果を組み込むことが有効であると考えられる。さらに、UFC自身は高い引張抵抗力を有しているため、軸方向補強鋼材を配置したUFCにおけるテンションステイフニング効果は、従来のコンクリートよりも、大きくなるものと予想される。またテンションステイフニング効果に加えて、ひび割れ幅、ひび割れ間隔に代表されるひび割れ分散性は不明であり、要素レベルにおけるひび割れ発生から終局に至るまでのプロセスにおける破壊挙動は十分に把握されていないのが現状であり、要素レベルにおけるひび割れ分散性を把握することが重要である。また、ひび割れ幅、ひび割れ間隔に示されるひび割れ分散性はRC部材の力学的挙動の把握に役立つだけでなく、耐久性照査にも重要な指標となる。既往の研究結果によると、短繊維補強を行ったコンクリートでは、ひび割れ幅とひび割れ間隔は減少し、ひび割れ分散性が向上することが報告されており⁹⁾、これは、ひび割れ発生後における短繊維の架橋効果によるものとされている。UFCにおいて、短繊維が示す架橋効果は従来のコンクリートよりも高いことが予想されるため、既往の推定手法では過大評価となる可能性があり、ひび割れ幅を推定する手法もまた未知である。

以上の点を踏まえ、本章では、断面解析に必要な構成則の整備を行うとともに、FM2.0%、FO3.0%を用いたUFC無筋はり部材、R-UFCはり部材、P-UFCはり部材の曲げ破壊性状について検討を行った。さらに、軸方向鋼材を有するUFC部材の引張抵抗力を明確にするため、両側引張試験を実施し、テンションステイフニング効果の把握とモデル化を図った。併せて、短繊維補強に起因するひび割れ分散性を把握するとともに、破壊エネルギーに着目して、短繊維の架橋効果を加味したひび割れ幅推定方法について検討を行った。

5.2 UFC 無筋はり部材の曲げ試験

5.2.1 実験概要(UFC 無筋はり部材の曲げ試験)

表 5.1 は、UFC 無筋はり部材の曲げ試験における試験水準、図 5.1 は試験概要、図 5.2 は試験状況を示したものである。ここでは、短繊維種類と試験体寸法を試験水準としてしおり、各水準における試験体数は 3 とした。FM2.0%、FO3.0%、NF を対象としており、試験体は正方形断面を有するはり部材とした。試験体高さ H と試験体長さ L の比を 1 : 4 と一定にして、高さを 30 ~ 200 mm の間で 6 水準設定し、試験体寸法を 3 次的に相似になる様に変化させた。荷重は 4 点曲げ試験とし、等モーメント区間長、せん断スパン長 a 、試験体高さ H 、試験体幅 B をそれぞれ等しくした。万能耐圧機を用いて静的単調に荷重を行い、荷重速度は 10.0 kN/min.とした。支点は、鋼繊維補強コンクリートの曲げ強度および曲げタフネス試験 (JSCE-G 552-1999)¹⁰⁾を参考に、ローラー支点としており、ローラーの径は試験体寸法により変化させた。荷重は、耐圧機のロードセルより検出した。試験体中央部鉛直変位と支点部の鉛直変位を高感度変位計により計測し、中央部の鉛直変位より支点部鉛直変位を差し引くことで試験体のたわみを求め



図 5.2 試験状況 (UFC 無筋はり部材の曲げ試験)

表5.2 UFCの示方配合 (UFC無筋はり部材の曲げ試験)

名称	目標フロー値* (mm)	単位量 (kg/m ³)			
		水 W	標準配合粉体 P_{mix} + 専用細骨材 S_a	短繊維 S_F または O_F	高性能減水剤 SP (水に含む)
FM2.0%	260±10	180	2254	157 (S_F)	28
FO3.0%		178	2230	39 (O_F)	29
NF		180	2310	0	27

* : JIS R 5201, 0 打フロー

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

た．等モーメント区間の試験体下面に，ひずみゲージを千鳥状に貼り付け，ひび割れ発生を検知を行った．

表 5.2 は，UFC の示方配合を示したものである．また，使用した短繊維の諸特性は表 1.1 のものと同等である．練混ぜには容量 100ℓ の強制パン型ミキサーを用いた．フレッシュ試験として，フロー試験（JIS R 5201，0 打），200 mm 到達時間，練上がり温度の計測を行い，フレッシュ性状の管理を行った．フロー値については，SP 添加量を調整することにより， 260 ± 10 mm の範囲内になるように管理を行った．成型方法は，UFC 指針(案)に従い，型枠に流し込んだ．短繊維の配向が強度特性などに影響を及ぼすことが考えられるため，流込み速度を遅くして，短繊維の配向が偏るのを防いだ．UFC は，ほとんどブリーディングを生じないため⁴⁾，UFC と軸方向補強鋼材間の界面において，ブリーディングに起因する間隙は出来にくく，UFC と軸方向補強鋼材は十分に付着していると考えられる．1 次養生として，ポリ塩化ビニリデンフィルムで覆い，20 °C 24 時間の封緘養生を行った．その後，FM2.0%では最高温度を 90 °C として，48 時間保持する標準熱養生³⁾，FO3.0%では最高温度を 80 °C として，48 時間保持する蒸気養生を行った．

5.2.2 UFC 無筋はり部材の曲げ破壊性状

(a) 荷重－たわみ関係（UFC 無筋はり部材の曲げ試験）

表 5.3 は、使用した UFC の強度特性を示したものであり、所定の強度を有していることが確認された。ここで、ひび割れ発生強度は UFC 指針（案）³⁾にしたがい、割裂引張試験より求めた。FO3.0%の破壊エネルギーは、引張強度を用いた引張軟化曲線下の面積より算出した。また、ここに示した FM2.0%の破壊エネルギーは UFC 指針（案）³⁾に示されているものであり、NF の破壊エネルギーは、極めて脆性的な破壊をしたため計測はできなかった。

図 5.3 は、補正した UFC 無筋はり部材の荷重－たわみ関係を試験体寸法ごとに抜粋して示したものである。(a)は FM2.0%のケース、(b)は FO3.0%のケースについて示したものである。縦軸は載荷荷重 P を最大荷重 P_{max} で補正し、横軸はたわみ δ を最大荷重時のたわみ δ_0 で補正したものである。(a)に示す FM2.0%のケースでは、ポストピーク領域においても、荷重は急激に低下せず、延性的な破壊に至ることと、ひずみ軟化の挙動を示すことが確認された。また、若干ではあるが、ポストピーク領域で、寸法による挙動の差異が確認された。つまり、寸法が大きくなるにつれて、ポストピーク領域の変形能力が若干低下した。(b)に示す FO3.0%のケースにおいても、ポストピーク領域において、荷重は急激に低下せず、延性的な破壊に至った。ひび割れが発生した後、若干ではあるが、ひずみ硬化の傾向が確認された。ここでは、FM2.0%のケースと同様に、ポストピーク領域において、若干ではあるが寸法による差異が確認された。UFC では、混入する短繊維の長さを一定としているため、部材寸法が大きくなるにつれて、短繊維の補強効果が大幅に低下することが危惧された。しかし、本研究における寸法範囲内では、ポストピーク領域における P/P_{max} が、寸法の増大に伴って若干低下しただけに留まった。

表5.3 UFCの強度試験特性

UFC 種類	圧縮強度 f_c' (N/mm ²)	静弾性係数 E_c (kN/mm ²)	ひび割れ発生強度 f_{cr} (N/mm ²)	破壊エネルギー G_F (N/mm)
FM2.0%	219	53.0	10.8	27.1*
FO3.0%	167	44.5	8.4	3.9
NF	216	46.7	8.4	**

* FM2.0%の G_F は指針（案）³⁾より抜粋 ** 計測せず

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

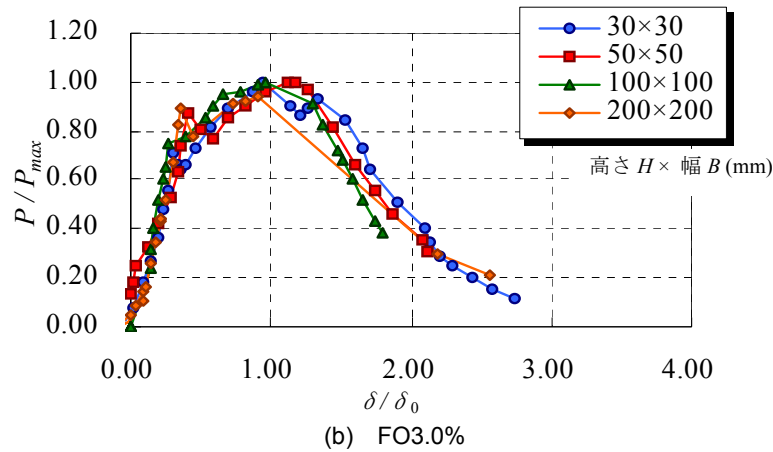
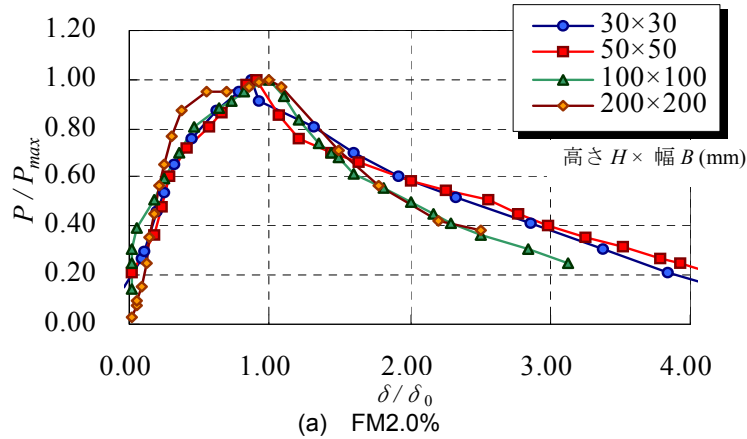


図5.3 補正した荷重－たわみ曲線（UFC無筋はり部材の曲げ試験）

5.2.3 限界時における曲げ強度の寸法依存性(UFC 無筋はり部材の曲げ試験)

表5.4は、無筋UFCはり部材の曲げ試験結果、図5.4は、曲げ強度と試験体高さの関係を示したものであり、(a)はFM2.0%、(b)はFO3.0%について示したものである。曲げ強度は、曲げひび割れ発生強度と終局曲げ強度に区別しており、終局曲げ強度は、最大荷重時のものである。UFCは、ひび割れ発生後も抵抗力を有するため、厳密に考慮すると弾性体ではなくなるが、ここでは簡略のため弾性体とみなして終局曲げ強度を求めた。図5.4(a)に示すFM2.0%のケースでは、曲げひび割れ発生強度、終局曲げ強度ともに寸法依存性が確認された。特に、曲げひび割れ発生強度よりも、終局曲げ強度の方が高い寸法依存性を示した。これは、終局限界では、短繊維の架橋効果に起因する補強効果が強く影響を及ぼすため、高い寸法依存性が存在するものと考えられる。次に、図5.4(b)に示すFO3.0%のケースでも、曲げひび割れ発生強度、終局曲げ強度ともに、寸法依存性が確認された。図5.4(a)と(b)を比較すると、PVA繊維よりも鋼繊維の方が終局曲げ強度に大きな影響を及ぼすことが確認された。ここで、FM2.0%、FO3.0%の曲げ強度

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動について、回帰分析を行い、簡略化することで、式(5.1)～式(5.4)を得ることができた。

$$\text{(FM2.0\%, 曲げひび割れ発生強度)} \quad f_{b,crk,FM2.0\%} = 2.0 + \frac{200}{10 + 100(H/l_{ch})} \quad (5.1)$$

$$\text{(FM2.0\%, 終局曲げ強度)} \quad f_{b,max,FM2.0\%} = 2.0 + \frac{200}{1.5 + 100(H/l_{ch})} \quad (5.2)$$

$$\text{(FO3.0\%, 曲げひび割れ発生強度)} \quad f_{b,crk,FO3.0\%} = 2.0 + \frac{400}{20 + 220(H/l_{ch})} \quad (5.3)$$

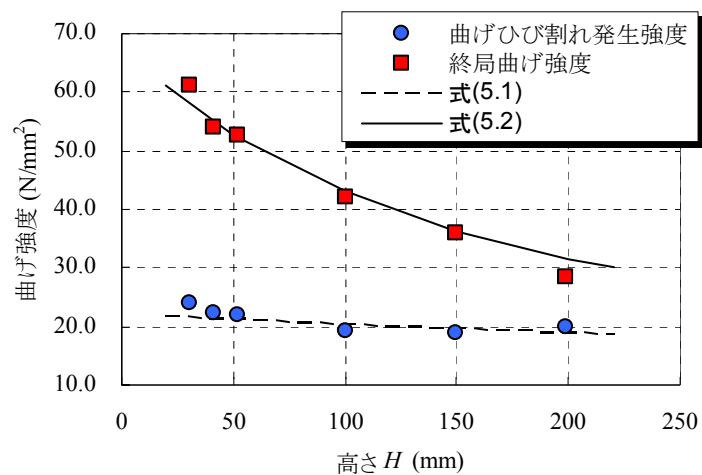
$$\text{(FO3.0\%, 終局曲げ強度)} \quad f_{b,max,FO3.0\%} = 2.0 + \frac{280}{10 + 180(H/l_{ch})} \quad (5.4)$$

ここで、 H : 高さ (mm), l_{ch} : 特性長さ (mm)

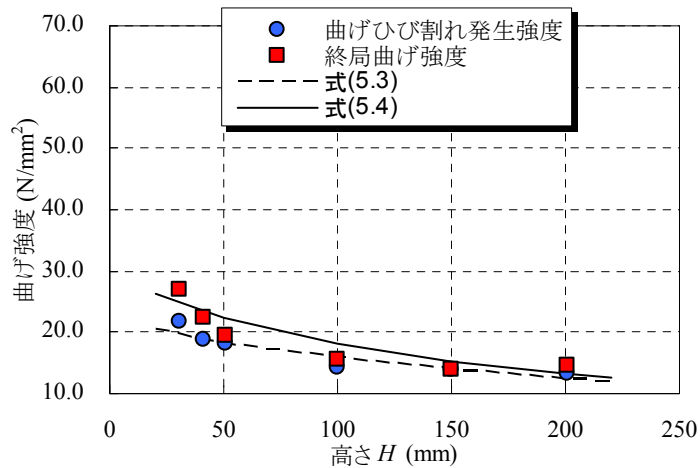
第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

表 5.4 試験結果 (UFC 無筋はり部材の曲げ試験)

種類	高さ (mm)	ひび割れ発生荷重 (kN)	最大荷重 (kN)	種類	高さ (mm)	ひび割れ発生荷重 (kN)	最大荷重 (kN)
FM	30	7.2	18.2	FO	30	6.7	30.4
	40	12.5	30.4		40	10.4	40.9
	50	19.5	47.6		50	15.5	50.5
	100	65.2	142.4		100	48.2	100.2
	150	139.9	265.6		150	104.6	150.1
	200	260.3	373.9		200	177.8	200.9



(a) FM 2.0%



(b) FO 3.0%

図 5.4 曲げ強度と高さ H の関係

図 5.5 は、ひび割れ発生強度で無次元化した限界時における曲げ強度 f_b/f_i と、特性長さ l_{ch} で無次元化した試験体高さ H/l_{ch} の関係を示したものである。限界時における曲げ強度は、曲げ

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

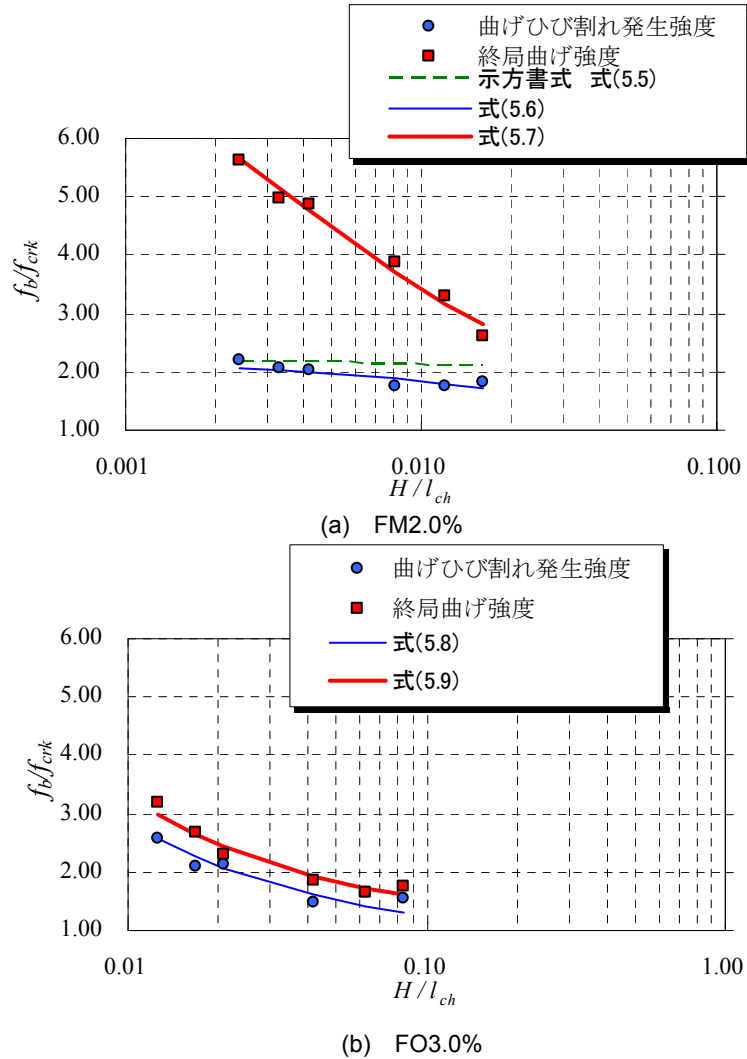


図 5.5 f_b/f_{cr} と H/l_{ch} の関係

ひび割れ発生強度と終局曲げ強度に区別した。ここで、終局曲げ強度は、最大荷重時のものとした。FM2.0%の特性長さは、UFC 指針(案)³⁾に示されている値 ($l_{ch}=1.06 \times 10^4$ mm) を用いた。FO3.0%の特性長さは、弾性係数のばらつきを考慮して、 $l_{ch}=2.40 \times 10^3$ mm と実験的に定めた。また、図 5.5 (a)には比較のために、コンクリート標準示方書 設計編¹¹⁾に規定される式(5.5)による算定結果を併記した。

$$\frac{f_b}{f_{cr}} = 1 + \frac{1}{0.85 + 4.5(H/l_{ch})} \quad (5.5)$$

ここで、 f_b : 曲げ強度 (N/mm^2), f_{cr} : ひび割れ発生強度 (N/mm^2), H ; 高さ (mm), l_{ch} : 特性長さ (mm)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

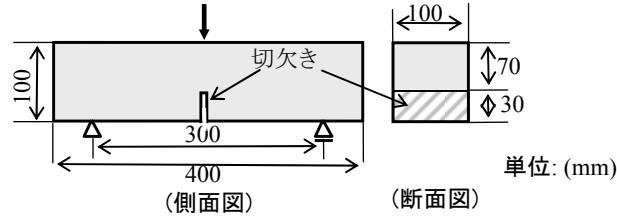


図 5.6 切欠きはりの 3 点曲げ試験

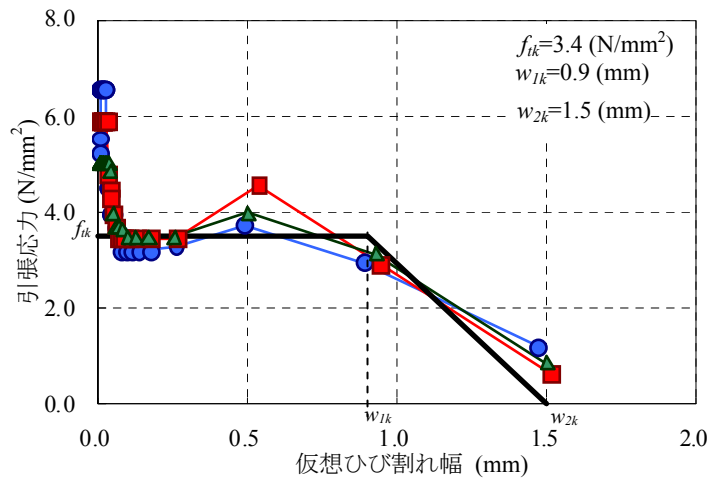


図 5.7 FO3.0%の引張軟化曲線

図 5.5 (a)に示す FM2.0%のケースでは、式(5.5)による算定結果と異なり、曲げひび割れ発生強度、終局曲げ強度ともに寸法依存性が確認された。次に、FM2.0%と FO3.0%を対象に、限界時における曲げ強度について、式(5.5)に類似した関数形で近似を行った結果、式(5.6)～式(5.9)を得ることができた。

$$\text{(FM2.0\%, 曲げひび割れ発生強度)} \quad \frac{f_{b,crk,FM2.0\%}}{f_{cr}} = 1.0 + \frac{1}{0.85 + 35(H/l_{ch})} \quad (5.6)$$

$$\text{(FM2.0\%, 終局曲げ強度)} \quad \frac{f_{b,max,FM2.0\%}}{f_{cr}} = 1.4 + \frac{1}{0.15 + 35(H/l_{ch})} \quad (5.7)$$

$$\text{(FO3.0\%, 曲げひび割れ発生強度)} \quad \frac{f_{b,crk,FO3.0\%}}{f_{cr}} = 1.0 + \frac{1}{0.20 + 35(H/l_{ch})} \quad (5.8)$$

$$\text{(FO3.0\%, 終局曲げ強度)} \quad \frac{f_{b,max,FO3.0\%}}{f_{cr}} = 1.3 + \frac{1}{0.15 + 35(H/l_{ch})} \quad (5.9)$$

ここで、 f_b : 曲げ強度 (N/mm²), f_{cr} : ひび割れ発生強度 (N/mm²), H : 高さ (mm), l_{ch} : 特性長さ (mm)

5.2.4 FO3.0%の構成則

本節では、FO3.0%を用いたはり部材を対象とした断面解析と数値計算に必要な構成則を把握するため、引張軟化曲線と圧縮応力-ひずみ関係を算出した。ここでは、引張軟化曲線を算出するため、図 5.6 に示す「切欠きはりをを用いた繊維コンクリートの荷重-変位曲線試験方法」(JCI-S-002-2003)¹²⁾に従って試験を行った。試験体は、100×100×400 mm の角柱試験体で、角柱の軸方向中央部に深さ 30 mm の切欠きを設けた。その後、日本コンクリート工学会より配布されているプログラム¹²⁾を用いて、試験より得られた荷重-開口変位関係について逆解析を行い、引張軟化曲線を算出した。得られた引張軟化曲線を数値計算や断面解析に適用できる様に、引張軟化曲線を 2 直線モデルで近似した (図 5.7, 式(5.10))。ここでは、実験より得られた引張軟化曲線の形状より、短繊維のブリッジング効果が、極めて高いと判断されたため、簡略化して 2 直線モデルとした。

$$\begin{aligned} \sigma_t &= f_{cr} \quad (0 \leq w \leq w_{1k}) \\ &= -\frac{f_{1k}}{w_{2k} - w_{1k}} \cdot (w - w_{2k}) \quad (w_{1k} \leq w \leq w_{2k}) \end{aligned} \quad (5.10)$$

ここで、 f_{cr} : ひび割れ発生強度 (N/mm²), w : 仮想ひび割れ幅 (mm), w_{1k} : 変曲点における仮想ひび割れ幅 (mm), w_{2k} : 引張り応力が 0 となる仮想ひび割れ幅の最大値 (mm)

図 5.8 は、圧縮応力-ひずみ関係の測定概要と測定状況を示したものであり、図 5.9 は、得られた FO3.0%の圧縮応力-平均ひずみ関係を示したものである。载荷は万能耐圧機を用いて、くり返し载荷を行った。試験体には φ 50×100 mm の円柱試験体を用いた。载荷に際して、高感度変位計を用いて試験体の変形量を計測し、载荷前の試験体の高さで除すことで平均ひずみを算出した。数値計算や断面解析に適用できる様に、圧縮終局ひずみ ε_{cu} を 2500×10^{-6} と仮定して、2 直線モデルで近似した。(図 5.9, 式(5.11))

$$\begin{aligned} \sigma_c &= E_c \varepsilon_c \quad (0 \leq \varepsilon_c < 2000 \times 10^{-6}) \\ &= \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (2000 \times 10^{-6} \leq \varepsilon_c < 2500 \times 10^{-6}) \end{aligned} \quad (5.11)$$

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

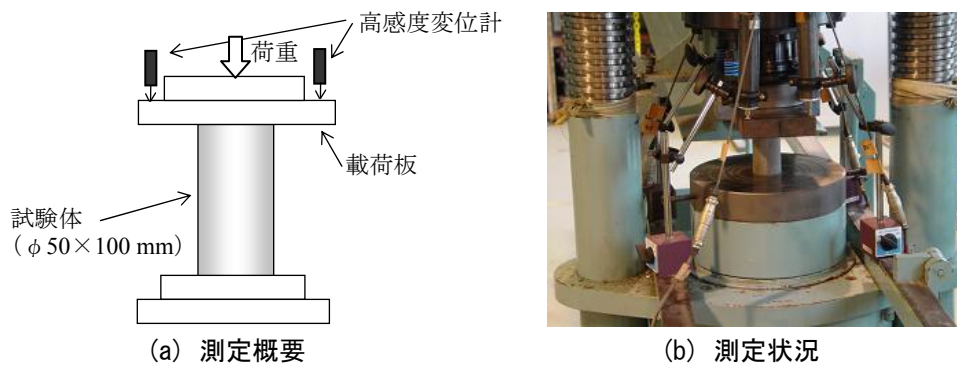


図 5.8 圧縮応力-ひずみ関係の測定方法

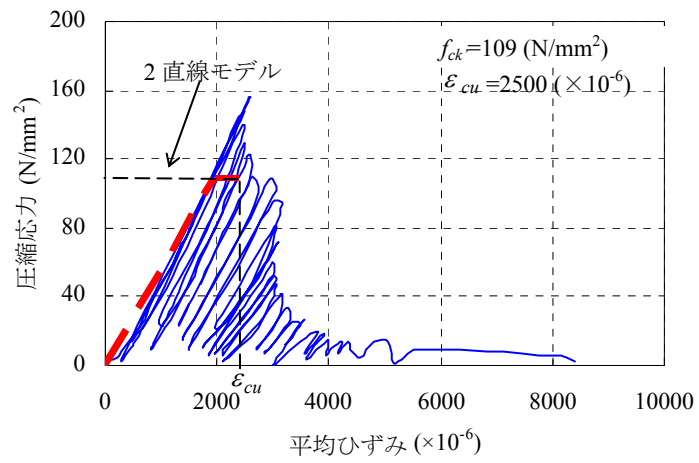


図 5.9 FO3.0%の圧縮応力-ひずみ関係

5.2.5 等価検長の導出

UFC では、短繊維の存在が引張特性に大きな影響を及ぼすため、UFC 部材の力学的挙動の推定に、引張特性を考慮することが重要である。引張特性を用いて、構造解析を行うには、**図 5.10** に示すように、等価検長 L_{eq} を用いて、引張軟化曲線を引張応力-ひずみ関係に換算する必要がある。田中ら¹³⁾は、FM2.0%のケースに対して、**式(5.12)**に示す等価検長 L_{eq} の算定式を提案した。田中ら¹³⁾の研究では、FEM 解析より推定した曲げ耐荷力と応力-ひずみ関係より求めた耐荷力が同値となるように等価検長を定めているものである。つまり、高さ H が 200 mm 以下の比較的小さな寸法範囲において、曲げ強度の寸法依存性に関する体系的な実験データに基づいて提案されたものではない。そこで、本研究では、実験により得られた曲げ耐荷力と応力-ひずみ関係より求めた耐荷力が同値となるように、新たに等価検定長を定めた。FM2.0%については、UFC 指針(案)³⁾に示される応力-ひずみ関係を用いて、曲げ耐荷力の算出を行った。FO3.0%については、**図 5.7**、**図 5.9** に示すモデルを用いて曲げ耐荷力の算出を行った。**図 5.11** は、 L_{eq}/H と高さ H の関係を示したものであるが、本研究で対象とした寸法範囲内でも、**式(5.12)**により FM2.0%のケースを概ね評価できることが確認された。また、FO3.0%のケ

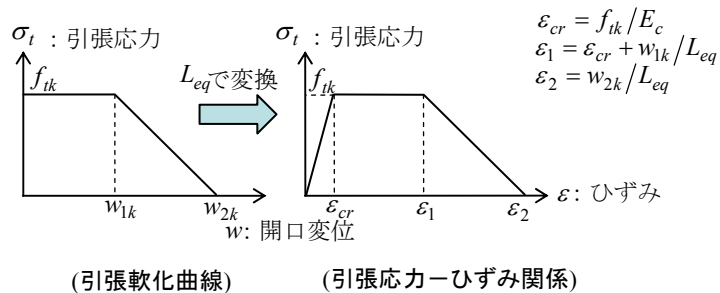


図 5.10 引張軟化曲線と引張応力-ひずみ関係

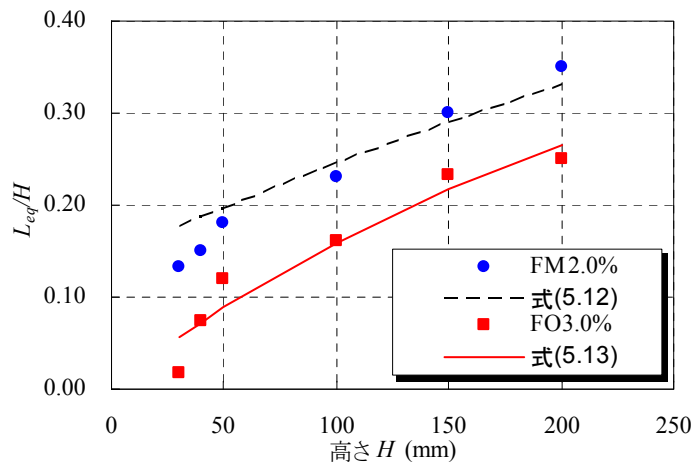


図 5.11 L_{eq}/H と試験体高さ H の関係

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動
 ースについて式(5.13)を得ることができた。FO3.0%の破壊エネルギーは FM2.0%の 1/7 程度で
 あり、引張軟化曲線の形状が大きく異なるにも関わらず、FO3.0%の終局曲げ強度は FM2.0%の
 1/2 程度であった。つまり、等価検長算定に用いた計算上の FO3.0%の引張ひずみは、FM2.0%
 の引張ひずみと大きく異なると考えられる。その結果、引張ひずみの算出に必要な等価検長
 がそれぞれ異なると考えられる。

$$\text{(FM2.0\%)} \quad L_{eq}/H = 0.8 \times \left\{ 1 - 1/(1.05 + 6H/l_{ch})^4 \right\} \quad (5.12)$$

$$\text{(FO3.0\%)} \quad L_{eq}/H = 0.8 \times \left\{ 1 - 1/(1 + 6H/l_{ch}) \right\} \quad (5.13)$$

ここで、 L_{eq} : 等価検長 (mm), H : 高さ (mm), l_{ch} : 特性長さ (mm)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

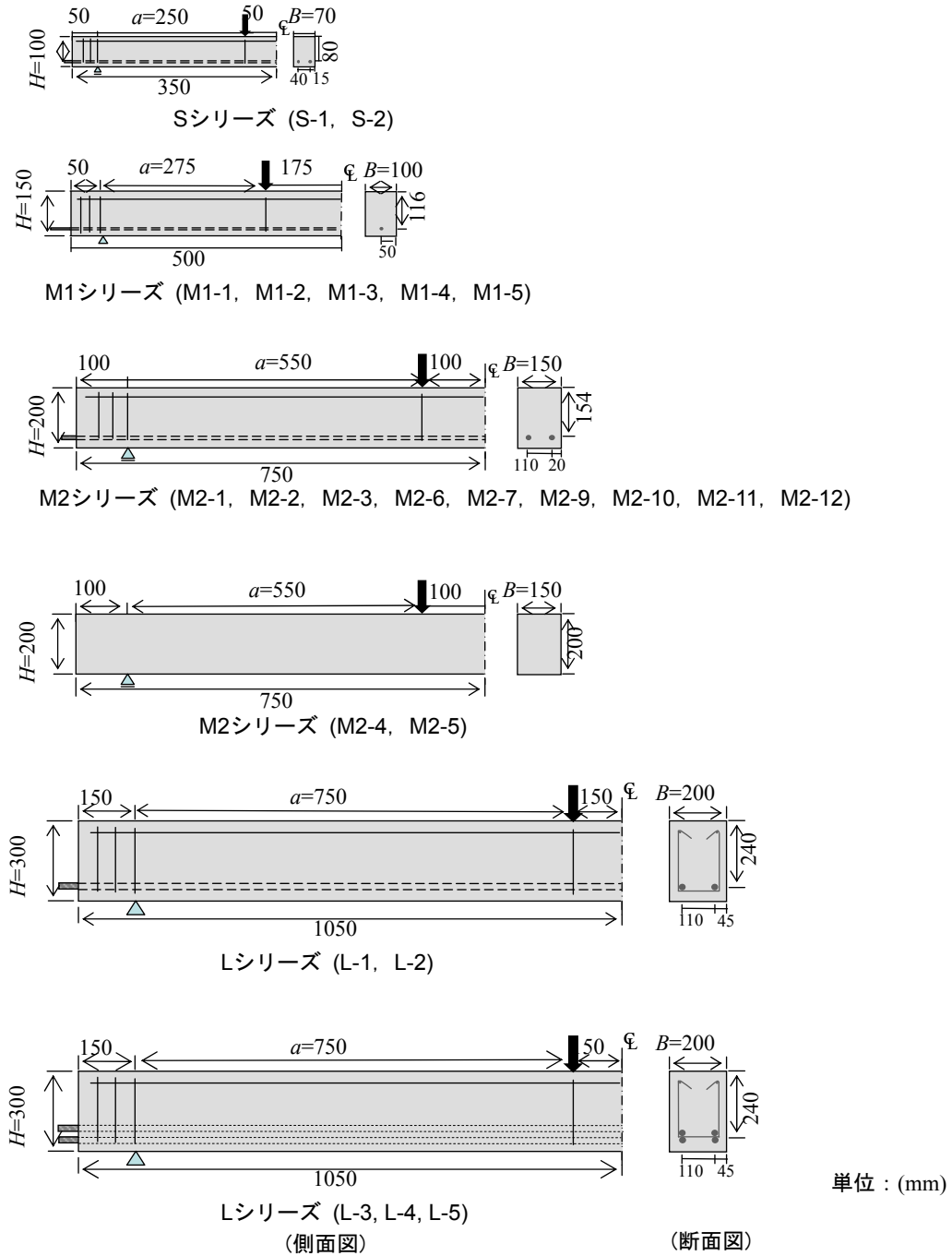


図 5.12 試験体形状(R-UFC はり部材の曲げ試験)

5.3 R-UFC はり部材の曲げ試験

5.3.1 実験概要(R-UFC はり部材の曲げ試験)

表 5.5 は、UFC 無筋はり部材、R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の曲げ試験における試験水準、図 7.15 は試験概要を示したものである。試験水準は、試験体寸法、短繊維種類、鋼材種類、鋼材径 D 、かぶり c 、軸方向鋼材比 ρ 、導入プレストレス量とした。各水準における試験体数は 1 である。ここでは、試験体高さを 4 水準設定し、試験体高さが 100 mm のシリーズ（以下、S シリーズと略記）、150 mm のシリーズ（以下、M1 シリーズと略記）、200 mm のシリーズ（以下、M2 シリーズと略記）、300 mm のシリーズ（以下、L シリーズと略記）とした。S シリーズ、M2 シリーズ、L シリーズでは、試験体高さ H 、試験体幅 B 、試験体長さ L が、ほぼ三次元的に相似になるよう寸法を設定した。S シリーズでは、試験体幅を 70 mm、せん断スパン a を 250 mm、等モーメント区間を 100 mm とした。M1 シリーズでは、試験体幅 B を 100 mm、せん断スパン a を 275 mm、等モーメント区間を 350 mm とした。M2 シリーズでは、試験体幅 B を 150 mm、せん断スパン a を 550 mm、等モーメント区間を 200 mm とした。L シリーズでは、試験体幅 B を 200 mm、せん断スパン a を 750 mm、等モーメント区間を 300 mm とした。また定着長は、第 4 章の検討結果に従い、50~150mm の間で設定した。

使用した鋼材は、UFC への適用が有用と考えられる高強度鋼材として、表面形状の異なる 3 種類とした。また、比較のために異形鉄筋についても検討を行った。ここで、高強度鋼材として、ネジ節、ツイストタイプ、ストランドを対象とした。異形鉄筋として、波節 D22、波節 D16、波節 D13 に加えて、異形鉄筋 D10 (SD345)（以下、波節 D10 と表記）を対象とした。これらは、第 3 章~第 5 章で使用した鋼材と同等のものである。軸方向鋼材比 ρ は、0.82%~3.34% の範囲内で設定し、M2-10、L-4、L-5 のケースでは、プレテンション方式によりプレストレスを導入した。L-4 のケースでは下縁応力 σ_{ci} が 5.0 N/mm²、M2-10 と L-5 のケースでは下縁応力 σ_{ci} が 10.0 N/mm² となるようにプレストレスを導入した。

表 5.6 は、使用したネジ節、ツイストタイプ、波節の諸特性を示したものであり、表 5.7 は、使用したストランドの諸特性を示したものである。本節では、ストランドについて検討を行っているが、プレテンション方式 PC 部材の曲げ破壊性状を検討するためである。つまり、ストランドを R-UFC 部材の軸方向補強鋼材に適用することは、ストランド本来の使用方法とは異なるものであり、注意が必要である。ここで、試験体製作の際、入念に鋼材表面の錆を取り除いた。ストランドでは、引抜き荷重を加えると素線同士が締まるため、事前に予備緊張を行い、緩みを取り除いた。

本研究では、プレストレスを導入する際、ピアノ線緊張装置を用いて、24 時間の予備緊張を行い、鋼材のリラクゼーションの影響を取り除いた。その後、UFC の打設を行い、直ちに 40 °C で 18 時間保持する蒸気養生を行った。圧縮強度が 50.0 N/mm² を越えた時点で、プレストレスを導入し、その後、標準熱養生³⁾を行った。

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

表 5.5 試験水準 (R-UFC はり部材の曲げ試験)

名称	短繊維種類	鋼材種目	鋼材径 D (mm)	軸方向 鋼材比 (%)	試験体寸法								
					高さ H (mm)	有効高さ d (mm)	かぶり厚 c (mm)	幅 B (mm)	せん断スパン a (mm)	等モーメント 区間 (mm)	支圧板 幅 (mm)		
S-1	FM2.0%	波節	10.0	2.55	100	80	15	70	250	100	25		
S-2	FO3.0%												
M1-1	FM2.0%	ネジ節	22.0	3.34	150	116	23	100	275	350	50		
M1-2		波節	13.0	1.09			28						
M1-3		ツイストタイプ	12.6	0.85			28						
M1-4		ストランド	12.7										
M1-5													
M2-1	FM2.0%	波節	16.0	2.57	200	154	38	150	550	200			
M2-2	FO3.0%												
M2-3	NF												
M2-4	FM2.0%											—	—
M2-5	FO3.0%												
M2-6	FM2.0%	ネジ節	22.0	1.67	154	35	150	550	200				
M2-7	FO3.0%									1.52	169	20	
M2-8	FM2.0%												
M2-9	FO3.0%												
M2-10	FM2.0%	ストランド	12.7	0.85	154	40	150	550	200				
M2-11		ツイストタイプ	12.6	0.85									
M2-12													
L-1	FO3.0%	ネジ節	22.0	1.61	300	240	49	200	750	300	75		
L-2		波節	16.0	2.48			35 *						
L-3							23 *						
L-4		FM2.0%	ストランド	12.7			0.82						
L-5													

* : 2 段配筋

表 5.6 使用鋼材の諸特性(ネジ節, ツイストタイプ, 波節)

鋼材種類	記号	鋼材径 D または ϕ (mm)	降伏強度 f_y (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	弾性係数 E_s (kN/mm ²)
ネジ節	SBPD 930	22.0	1064	1157	201
ツイストタイプ	SBPDL 1275/1420	12.6	1424	1456	201
波節 D22	D22 (SD345)	22.2	396	522	200
波節 D16	D16 (SD345)	15.9	405	520	200
波節 D13	D13 (SD345)	12.7	412	515	200
波節 D10	D10 (SD345)	9.53	420	530	200

表 5.7 使用鋼材の諸特性(ストランド)

鋼材種類	記号	鋼材径 ϕ (mm)	0.2%の永久伸びに対する 荷重 (kN)	最大引張荷 重(kN)	弾性係数 E_s (kN/mm ²)
ストランド	SWPR7B	12.7	176.0	192.0	192

5.3.2 R-UFC はり部材の曲げ破壊性状

(a) 荷重－たわみ関係と破壊性状

軸方向補強鋼材を配置した R-UFC はり部材，P-UFC はり部材の限界時における曲げ耐力に及ぼす試験体寸法の影響と高強度鋼材を使用した際の曲げ破壊性状を把握するために，曲げ試験を行った．図 5.13，図 5.15，図 5.16 は，実験より得られた荷重－たわみ関係を示したものである．図 5.14 は，終局時におけるひび割れ性状を示したものであり，高さ $H=200$ mm と $H=300$ mm のケースを比較しやすい様に同一の大きさに揃えて表示している．ここで，終局時とは最大荷重時を示すものである．

図 5.13 は，短繊維種類ごとに荷重－たわみ関係を示したものである．M2-1 は FM2.0%を用いたケース，M2-2 は FO3.0%を用いたケース，M2-3 は NF を用いたケースであり，用いた軸方向補強鋼材は波節 D16 (SD345)と全て同一である．次に，M2-4，M2-5 は，それぞれ同一寸法であり，それぞれ FM2.0%と FO3.0%の UFC 無筋はり部材である．ここで，M2-4，M2-5 のケースを比較すると，FM2.0%のケースである M2-4 の方が高い耐荷力を有した．また，両ケースとも最大荷重以降，急激に耐荷力を失わず，延性的な破壊となった．図 5.14 に示したひび割れ性状のように M2-4 は載荷点直下に，M2-5 は等モーメント区間中央部に巨視的なひび割れが発生し，下縁が裂けることで終局に至った．試験終了後，目視観察を行ったが，巨視的なひび割れの幅は，M2-4，M2-5 のどちらでも，10 mm 以上であった．次に，軸方向補強鋼材を有するケースにおいて，M2-3 は最大荷重以降，急激に耐荷力を失う斜め引張破壊となった．しかし，M2-1，M2-2 では軸方向補強鋼材が降伏して，曲げ破壊となり，短繊維補強により破壊モードが変化した．初期剛性については，全てのケースでほぼ同等であったが，ひび割れ発生以

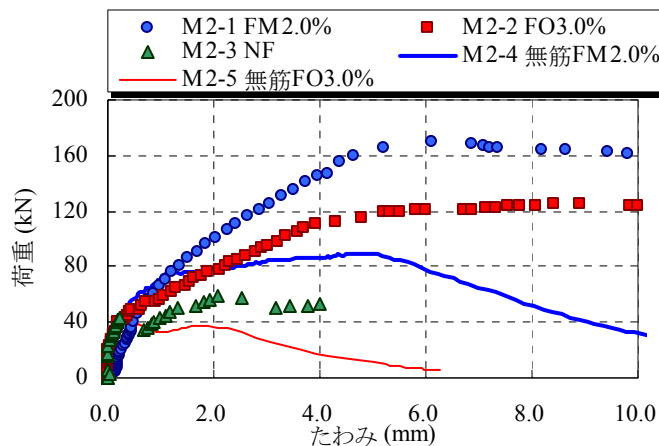


図 5.13 荷重－たわみ関係(短繊維種類の影響)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

降の剛性は M2-1, M2-2, M2-3 の順に小さくなり, 鋼繊維の補強効果が最も高く, 図 5.14 に示したひび割れ性状のように, 繊維種類によって破壊性状が大きく異なることが確認された. 終局時におけるひび割れ性状について, M2-1, M2-2 では荷重点直下の巨視的なひび割れに局所化し, ひび割れ幅が 10 mm 以上となり下縁から裂けることで破壊に至った. また, M2-4, M2-5 も類似した破壊形態となっていることから, 軸方向補強鋼材の配置に関わらず類似した破壊性状となることが予想される. M2-1, M2-2, M2-3 において, 目視で観察できたひび割れ本数は, FO3.0%のケースが最も多かった. しかし, FM2.0%は破壊エネルギーが最も高いことを考慮すると, FO3.0%, NF と比較して, ひび割れ幅の抑制効果が最も高いと考えられる. さらに, 引張軟化曲線の形状を踏まえると, ひび割れ発生以降に短繊維の補強効果が強く発揮されたものと考えられる. FM2.0%のケースが最も高い耐荷力を有していたことを考慮すると, FM2.0%のケースでは, 目視では確認できないスケールのひび割れが多数生じていたものと推定される. また, FM2.0%, FO3.0%について, 耐荷力や変形性能に差が生じる原因として, 繊維自身の引張強度とマトリクスと繊維間の付着強度が影響を与えるものと考えられる. 一般に, PVA とペースト間の付着は優れていることが知られている. ここで, 鋼繊維の引張強度は 2700N/mm^2 以上, PVA 繊維の引張強度は 900N/mm^2 以上である. FM2.0%において, ひび割れ発生以降では, 鋼繊維は破断せず, 引き抜けているため, 比較的, 延性的な挙動を示しているものと考えられる. 一方, FO3.0%のひび割れ発生以降においては, FM2.0%と比較して, 繊維の破断が支配的となり, 脆性的な破壊となっており, FM2.0%と FO3.0%では, 耐荷力などの性能に差が生じているものと考えられる. また, 鋼繊維においては, ペーストと繊維間の付着強度, PVA 繊維においては, 繊維自身の引張強度を向上させることができれば, 耐荷力, 変形能力を向上させることが出来るものと予想される.

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

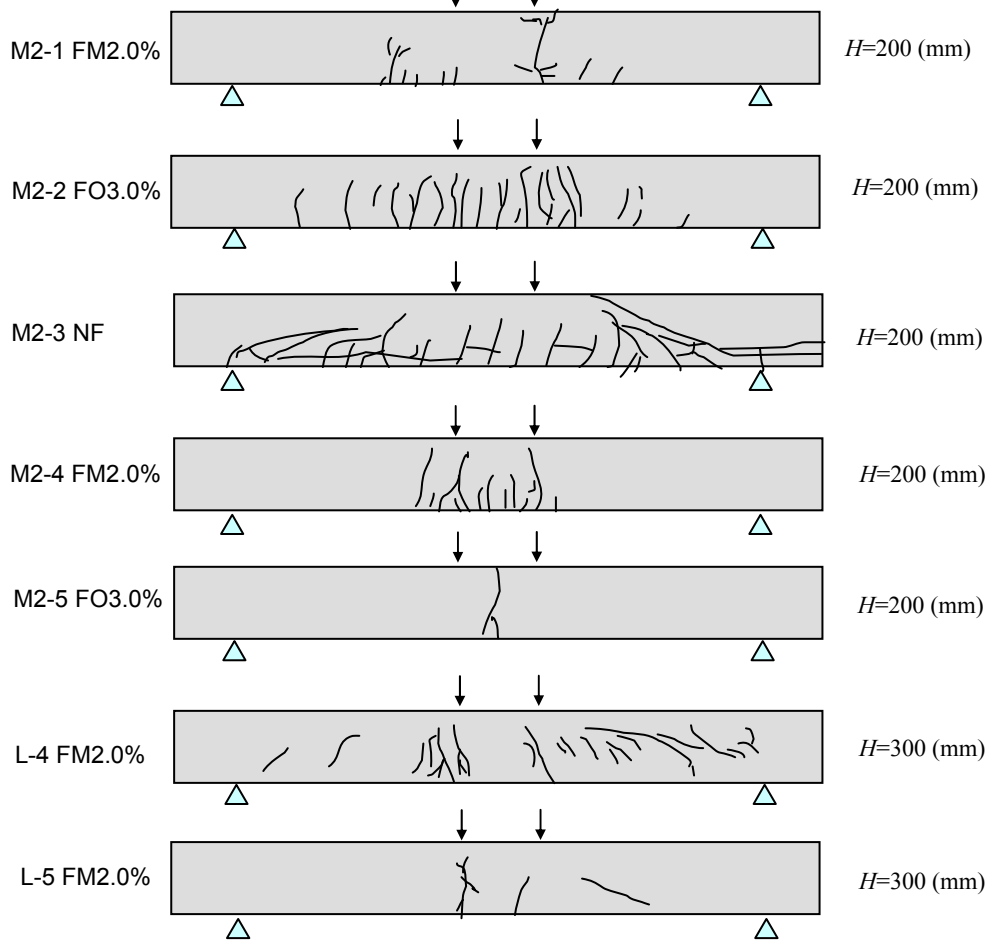


図 5.14 ひび割れ性状 (R-UFC はり部材の曲げ試験)

図 5.15 は、鋼材種類ごとに荷重-たわみ関係を示したものである。ここで、UFC は FM2.0% である。異形鉄筋を用いたケースでは、鋼材が降伏し、耐荷力は低下せずに変形のみが進展する典型的な曲げ引張破壊になった。しかし、高強度鋼材であるネジ節、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースでは、荷重-たわみ関係は大きく異なった。鋼材径と鋼材の最大引張荷重がほぼ同等であるストランドとツイストタイプのケースを比較すると、ツイストタイプはストランドより 1.3 倍程度の耐荷力を有しており、これは鋼材の表面形状に起因する付着特性が異なったためと考えられる。また、全ケースとも下縁から裂けることによって終局に至っており、M2-1、M2-2、M2-4、M2-5 と同様な破壊形態となった。これは、軸方向補強鋼材が降伏しない場合、UFC は相対的に圧縮強度が高いため、上縁では UFC の圧壊まで至らず、弱い引張側から裂けて破壊に至ったものと考えられる。よって、UFC 内部に高強度鋼材からなる軸方向補強鋼材を配置した場合は、はり部材下縁における UFC の引張抵抗力で、部材の挙動が決定する可能性がある。

図 5.16 は、P-UFC はり部材の曲げ試験より得られた荷重-たわみ関係を示したものである。これらはいずれも FM2.0%を用いたケースであり、使用した鋼材はストランドである。比較と

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

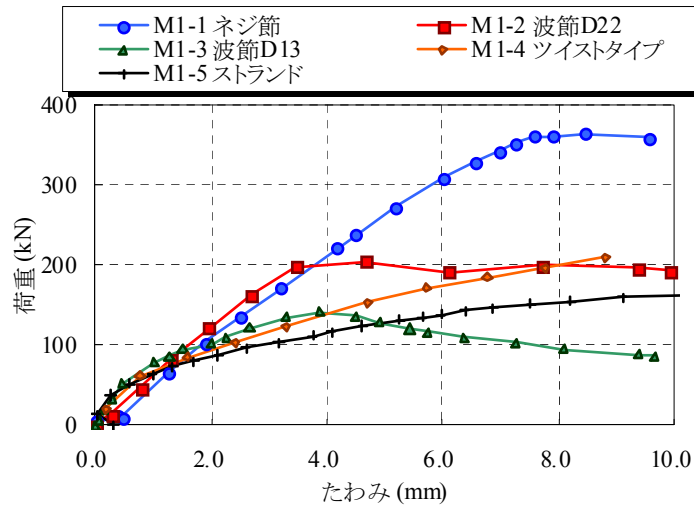


図 5.15 荷重－たわみ関係（鋼材種類の影響）

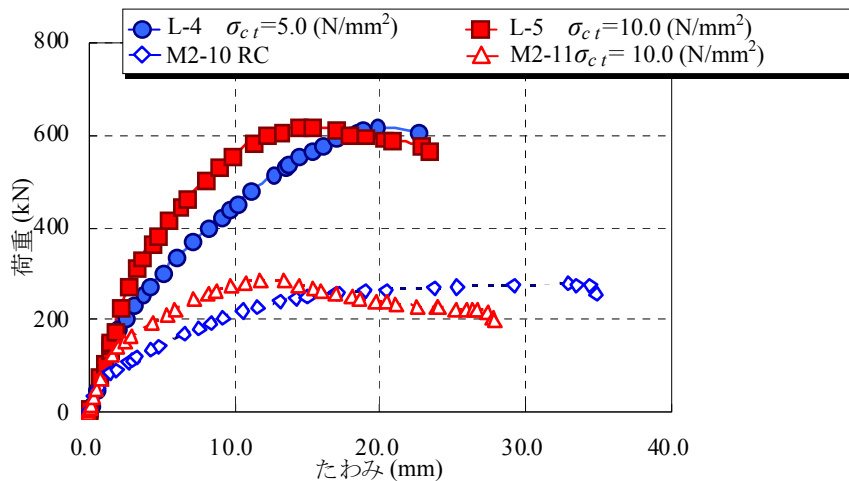


図 5.16 荷重－たわみ関係（導入プレストレスの影響）

してプレストレスを導入していない M2-10 のケースを併記してあるが、M2-10 と M2-11 では試験体寸法と使用鋼材は同一である。L-4 は下縁応力 σ_{ct} が 5.0 N/mm^2 、M2-11 と L-5 では 10.0 N/mm^2 となるようにプレストレスを導入したものである。同図より、プレストレスの導入量は最大耐荷力には影響を与えず、従来の PC 構造と同様に、ひび割れ発生荷重と初期剛性のみに影響を与えることが確認された。図 5.14 に示したように L-4 と L-5 のひび割れ性状を比較すると、プレストレス導入量の増加に伴って、ひび割れ本数が低下し、一本の巨視的なひび割れに局所化する傾向が見られた。また、これらのケースも他のケースと同様に、下縁から裂けることによって終局に至った。以上より、プレストレスの導入量が曲げ耐荷力に及ぼす影響は従来の PC 構造と同様であると考えられる。しかし、従来の PC 構造では、プレストレスの導入量が増大しても、一本の巨視的なひび割れに局所化し、下面から裂けることで終局には至らない。つまり、UFC を用いた PC 構造では、破壊性状に及ぼすプレストレス導入量の影響が、従来の PC 構造とは異なるものと考えられる。

5.3.3 限界時における見かけの曲げ強度に関する寸法依存性

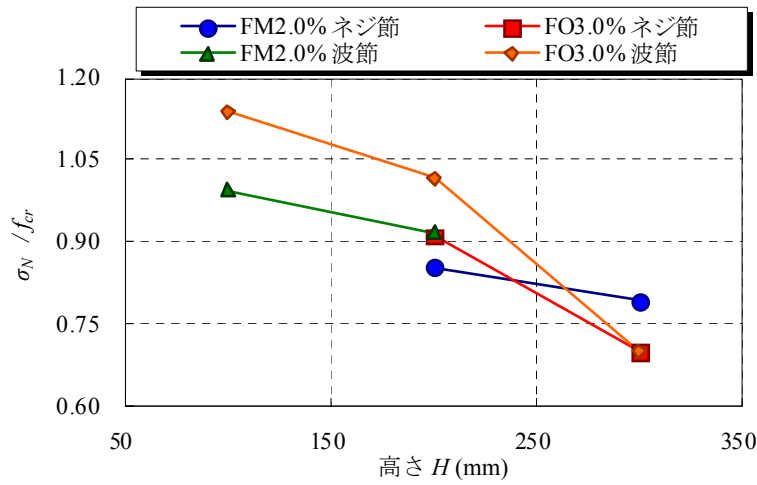
図 5.17 は、R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の曲げ耐荷力から求めた見掛けの曲げ強度と試験体寸法の関係を示したものである。ここでは、UFC 自体の引張抵抗力により、試験体寸法が曲げ耐力に及ぼす影響を把握するため、使用した軸方向補強鋼材が、それぞれ同一なケースについて、見掛けの曲げ強度と試験体寸法の関係を示している。また、各ケースにおいて、試験体寸法に比例させて軸方向鋼材比 ρ を設定しているため、終局限界における見掛けの曲げ強度には、鋼材の荷重負担分が含まれている。使用した軸方向補強鋼材が異なるケース同士を定量的に比較することは出来ないので注意が必要である。

図 5.17(a)に示すのは曲げひび割れ発生限界、図 5.17(b)に示すのは終局限界のものであり、終局限界は、最大荷重時を示している。横軸は、図 5.17(a)では高さ H 、図 5.17(b)では有効高さ d とした。縦軸は、式(5.14)で表した曲げ強度に相当する見掛けの強度(σ_N)をひび割れ発生強度 f_t で除して、無次元化したものである。図 5.17(a)では、軸方向鋼材比がほぼ同等であったため、軸方向鋼材比の影響は少ないと仮定した。

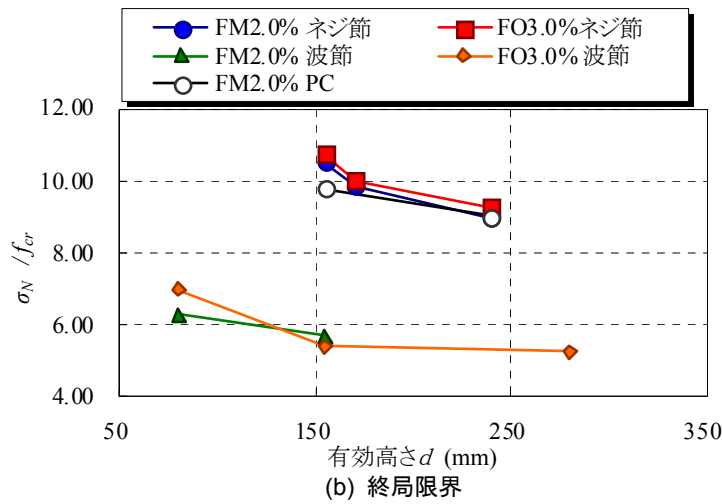
$$\sigma_N = \frac{3Pa}{BH^2} \quad (5.14)$$

ここで、 P : 限界荷重 (N), a : せん断スパン (mm), B : 試験体幅 (mm), H : 高さ (mm)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動



(a) ひび割れ発生限界



(b) 終局限界

図 5.17 σ_N / f_{cr} と試験体寸法の関係

図 5.17(a)に示す曲げひび割れ発生限界において、試験体高さの増加に伴って、 σ_N / f_i は減少し、明確な試験体寸法の影響が確認された。図 5.17(b)に示す終局限界においても、やや程度は小さくなるものの、やはり寸法の影響が認められた。一般に、従来の RC はり部材では軸方向補強鋼材が降伏することで曲げ破壊に至る。つまり、終局限界においては、鋼材の引張抵抗力に比べると、コンクリート自体の引張抵抗力は低く、軸方向補強鋼材の引張負担分が支配的となる。そのため、使用した鋼材種類と軸方向鋼材比 ρ が同一である場合、試験体寸法の影響は、ほとんど存在しない。しかし、図 5.17 に示すように、P-UFC はり部材、R-UFC はり部材には明確な試験体寸法の影響が認められることにより、UFC の引張抵抗力が相対的に高いことが示唆される。よって、部材寸法をより大きくする場合、より合理的に曲げ耐荷力を算定するためには、部材寸法の影響を考慮すること、すなわち、UFC 自体の引張抵抗力を適切に考慮することが重要であると考えられる。

終局限界の σ_N / f_i に関する寸法依存性を検討するため、 σ_N / f_i が $(1/d)^\alpha$ に比例するとして、 $\log \sigma_N / f_i$ と $\log (1/d)$ の線形回帰分析を行って α を算出した。図 5.18 は、FM2.0%、FO3.0%を対

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

象に，無筋はり部材，ネジ節，波節の各ケースについて，寸法依存性を表す係数 α を示したものである．同図に示す α は，無筋のケースで最も大きな値を示し，ネジ節，波節のケースの順に小さくなることから分かる．すなわち，無筋はり部材のケースで寸法依存性が最も強く，次いで，ネジ節，波節のケースの順に寸法依存性が弱くなることから分かる．無筋はり部材のケースと比較して，軸方向補強鋼材を配置したケースの寸法依存性が弱くなる理由として，軸方向補強鋼材が引張力を負担するため，相対的に UFC の引張負担分が減少し，UFC 自体の引張抵抗力の影響が減少したためであると考えられる．

図 5.19 は，曲げひび割れ発生強度（実験値）と同一の高さを有する無筋はり部材の曲げひび割れ発生強度（計算値）の比を示したものである．ただし，無筋はり部材の曲げひび割れ発生強度（計算値）は，FM2.0%では式(5.1)，FO3.0%では式(5.3)を用いて算出した．ここでは，表 5.5 に示した水準のうち，軸方向補強鋼材を UFC 内部に配置した水準について示している．まず，図 5.19 (a)は FM2.0%を示したものであるが，実験値/計算値の比は概ね 1.0 に近い値となった．次に，図 5.19 (b)は FO3.0%のケースを示したものであるが，全ての水準において，実験値/計算値の値が 1.0 を上回っていることが分かる．つまり，曲げ試験から得られた実験結果は，同一の高さと仮定した無筋はり部材の曲げひび割れ発生強度（計算値）を概ね上回っており，軸方向補強鋼材の配置によって，必ずしも，ひび割れ発生強度が低下するとは断定できないことがわかる．

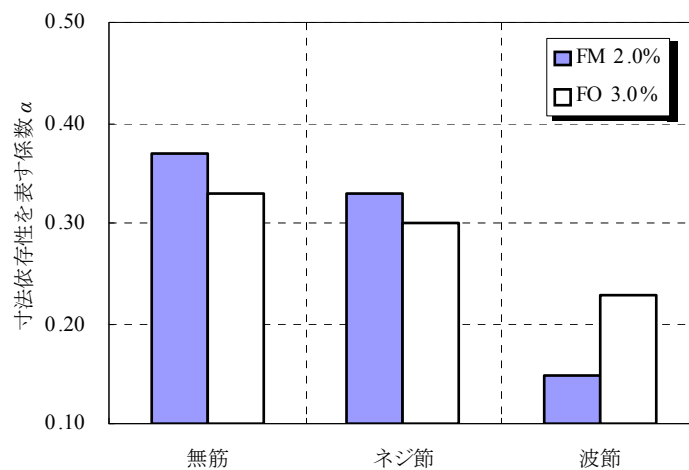


図 5.18 寸法依存性表す係数 α と軸方向鋼材種類の関係

第 5 章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

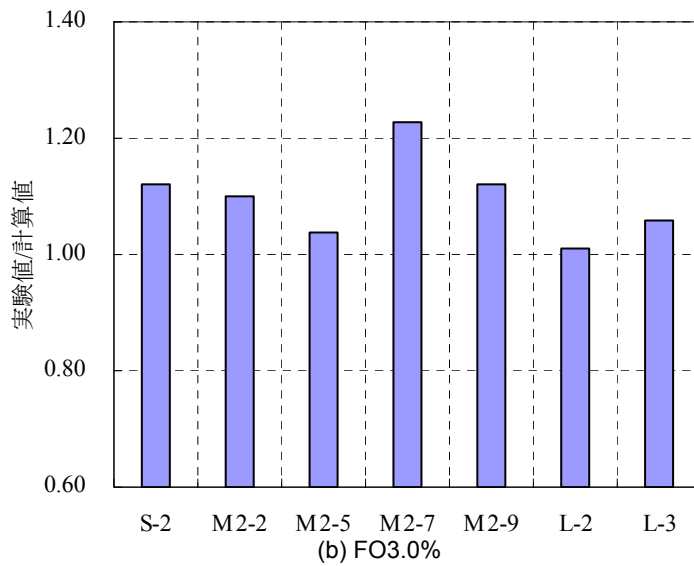
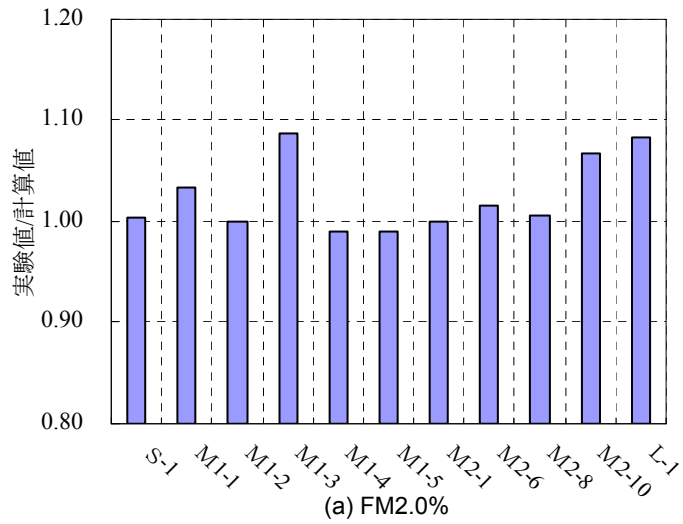


図 5.19 実験値と計算値の比(曲げひび割れ発生強度)

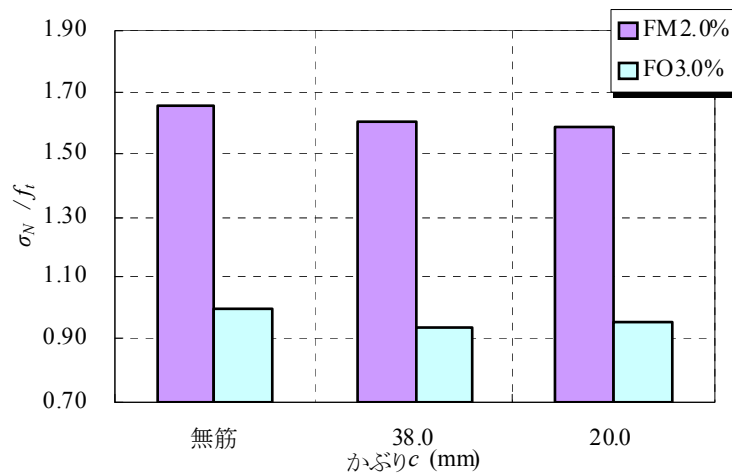


図 5.20 σ_N/f_i とかぶり c の関係(ひび割れ発生限界)

図 5.20 は、曲げひび割れ発生限界における σ_N/f_i と試験体のかぶり c の関係を示したもので、UFC 無筋はり部材と、かぶり c が 38.0mm と 20.0mm の R-UFC はり部材を比較したもの

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

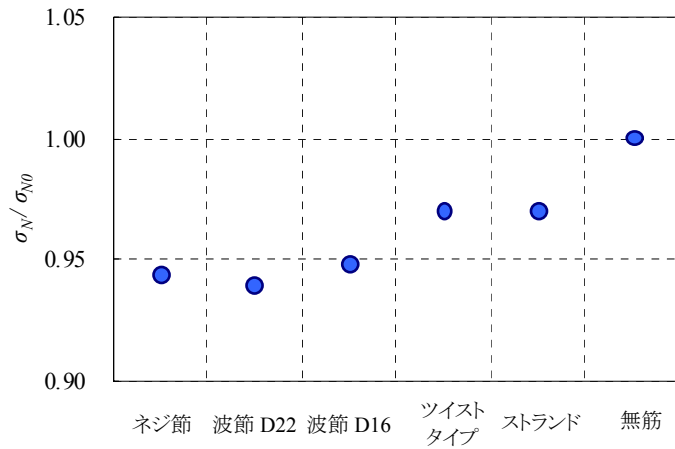


図 5.21 σ_N / σ_{M0} と軸方向補強鋼材種類の関係

である。これらは、それぞれ FM2.0%を用いたケースと FO3.0%を用いたケースであり、使用した鋼材はネジ節である。同図より、FM2.0%を用いたケース、FO3.0%を用いたケースのどちらについても、軸方向補強鋼材を用いることにより、わずかに σ_N / f_t の値が低下する傾向が確認された。つまり、かぶり c は、 σ_N / f_t に若干ではあるが影響を及ぼすが、最大でも 5.0 %程度の低下に留まった。

図 5.21 は、曲げひび割れ発生限界における σ_N / σ_{M0} と軸方向補強鋼材種類の関係を示したものである。ここでは σ_{M0} は UFC 無筋はり部材 (M2-4) の曲げひび割れ発生限界における見掛けの曲げ強度である。ここでは、有効高さ d を一定とし、FM2.0%を用いた R-UFC はり部材について、ネジ節、波節 D22、波節 D16、ツイストタイプ、スrandを軸方向補強鋼材として用いたケースについて示した。同図より、ネジ節、波節 D22、波節 D16 の節を有する 3 ケースと、ツイストタイプ、スrandの節を有しない 2 ケースとは、 σ_N / σ_{M0} の大きさが異なることが確認された。これは、表面形状の違いと UFC の収縮によるものと考えられる。ネジ節、波節のように、節を有する鋼材では、UFC と鋼材間の付着強度が相対的に高く、鋼材による拘束度が高くなる。そのため、UFC の収縮と軸方向補強鋼材による拘束により、UFC 内部に収縮応力が発生し、曲げひび割れ発生強度が低下したものと考えられる。すなわち UFC 無筋はり部材 (M2-4) と比較すると、節を有する補強用鋼材を用いたケースでは、 σ_N / σ_{M0} の値が 5.0 %程度、節を有していない鋼材を用いたケースでは 3.0 %程度低下した。以上をまとめると本研究での対象範囲内では、高強度鋼材を適用した場合、曲げひび割れ発生強度が最大で 5.0 %程度の低下に留まった。

5.3.4 最大耐荷力の実験値と計算値の比較

図 5.22 は、各ケースの最大耐荷力について、実験値と断面解析による計算値の関係を示したものである。ここでは UFC の引張負担分を考慮したケースと、考慮していないケースについて示している。引張負担分を考慮した断面解析に際して、FM2.0%のケースでは、UFC 指針(案)³⁾に示されている応力-ひずみ関係と式(5.12)の等価検長推定式を用いた。また、FO3.0%のケースでは、図 5.9 に示す圧縮応力-ひずみ関係、図 5.7 に示す引張軟化曲線と式(5.13)の等価検長推定式を用いた。同図より、FM2.0%のケース、FO3.0%のケースの両者とも、等価検長と UFC の引張負担分を考慮することで、本研究の寸法範囲内の R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の最大耐荷力を精度良く推定できることが確認された。また、引張抵抗力を考慮しないケースの計算結果は実験結果の 55%程度となった。ここでは、断面解析において、最大耐荷力に対して UFC の引張力負担が大きく寄与していることが確認された。

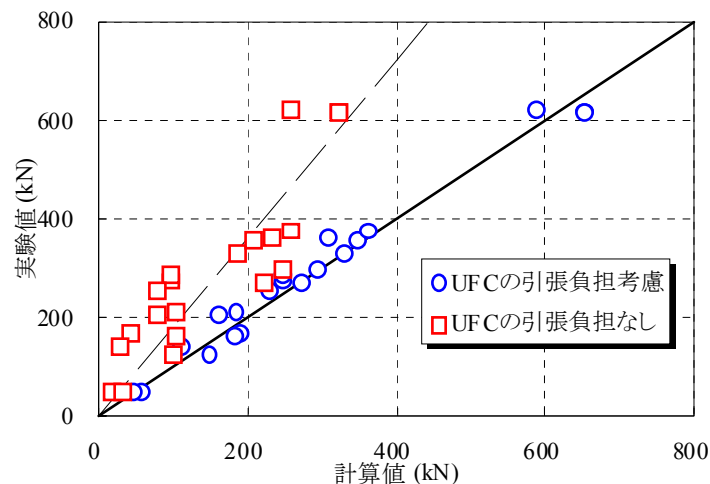


図 5.22 最大耐荷力の実験値と計算値の比較 (R-UFC はり部材の曲げ試験)

5.4 テンションスティフニング効果とひび割れ分散性

5.4.1 実験概要(両側引張試験)

表 5.8 は両側引張試験の試験水準，表 5.9 は UFC の示方配合を示したものである．試験要因は UFC 種類，繊維混入率 V_F ，試験体長さ L である．UFC の種類として，FM (鋼繊維を混入)，FO (PVA 繊維を混入)，NF(短繊維なし)を対象とした．試験体長さ L は，2000 mm (以下，シリ

表 5.8 試験水準(両側引張試験)

No	UFC 種類	繊維混入率 V_F (vol.%)	試験体長さ L (mm)	鋼材種類	シリーズ
1	FM	2.0	2000	ネジ節 D22	シリーズ I
2	FM	3.0			
3	FO	3.0			
4	NF	0.0			
5	FM	1.0	400		シリーズ II
6		2.0			
7		3.0			
8	FO	1.0			
9		2.0			
10		3.0			
11	NF	0.0			

表 5.9 示方配合(両側引張試験)

UFC 種類	繊維混入率 V_F (vol.%)	目標フロ ー値* (mm)	単位量 (kg/m ³)			
			水 W	標準配合粉体 P_{mix} + 専用細骨材 S_a	短繊維 S_F または O_F	高性能減水剤 SP (水に含む)
FM1.0%	1.0	260±10	182	2277	79 (S_F)	27
FM2.0%	2.0		180	2254	157 (S_F)	28
FM3.0%	3.0		178	2230	236 (S_F)	29
FO1.0%	1.0		182	2277	13 (O_F)	27
FO2.0%	2.0		180	2254	26 (O_F)	28
FO3.0%	3.0		178	2230	39 (O_F)	29
NF	0		184	2300	0	27

*: JIS R 5201, 0 打フロー

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動
 ーズ I と略記) と 500 mm (以下, シリーズ II と略記) の 2 水準とした. シリーズ I における
 繊維混入率 V_F は, FM で 2.0%, 3.0%, FO で 3.0% とした. 比較として繊維を混入しないケー
 ス(以降, NF と表記)についても検討した. さらに, シリーズ II では, FM, FO について, 繊維
 混入率をそれぞれ 1.0, 2.0, 3.0 vol.% とし, 比較のために NF についても検討を行った. 使用し
 た短繊維の諸特性は, 表 1.1 と同等である. FM, FO の試験体の成型方法は, これまで行った
 方法(第3章, 第4章)と同等であり, 標準熱養生を行った. また, NF に関する成型・養生方法
 も同様とした. 図 5.23 は両側引張試験の概要図, 図 5.24 は試験状況を示したものである. 試
 験体は, 100×100×2000 mm と 100×100×500 mm (高さ×幅×試験体長さ mm) の角柱試験体であ
 る. 試験体断面中心位置に, ネジ節 ($D=22.0$ mm) を配置し, 軸方向鋼材比 ρ を 3.8 %, かぶり
 c を 39.0 mm とした. シリーズ I の載荷試験は, 反力台上に組み立てた載荷フレームを介
 して行い, 油圧ジャッキにより, 静的単調に軸方向鋼材を引張ることで, 試験体に引張力を加
 えた. シリーズ II の載荷は, 万能耐圧機を用いて行った. ここで, 試験体自重の影響は無視し
 た. 載荷に際しての計測項目は, 載荷荷重, 試験区間の平均ひずみ, ひび割れ幅, 軸方向鋼材
 ひずみとした. 試験区間の平均ひずみは, 試験区間の伸びを高感度変位計によって計測し, 載
 荷前の試験区間長で除することで算出した. また, 試験体軸方向に π 型変位計 (標点距離: 100
 mm または 150 mm) を千鳥状に貼り付けることによって各区間内の標点間距離の計測を行い,
 ひび割れ幅の計測を行った (図 5.23). なお, シリーズ II では, 鋼材が破断してしまう恐れが
 あったため, 350 kN で載荷を終了した. シリーズ I では載荷フレームの容量により, 200 kN で
 載荷を終了した. 両側引張試験と併せて, 管理試験として圧縮強度とひび割れ発生強度を計測
 した. またここでは, 上述した「切欠きはりをを用いた繊維コンクリートの荷重-変位曲線試験
 方法」(JCI-S-002-2003) (図 5.6)¹²⁾ と式 (5.15)¹²⁾ に基づいて破壊エネルギーを算出した. また,
 短繊維を混入した水準では完全に破断しないため, 開口変位が 10mm となった時点を破断と仮
 定した.

$$G_F = \frac{0.75W_0 + W_l}{A_{lig}} \quad (5.15)$$

ここで, G_F : 破壊エネルギー (N/mm), W_0 : 試験体が破断するまでの荷重-開口変位曲線下
 の面積 (mm^2), A_{lig} : リガメントの面積 (mm^2), W_l : 試験体の質量 (N)

また, 切欠きはりの 3 点曲げ試験の後, 日本コンクリート工学会より配布されているプログ
 ラム¹²⁾を用いて, 試験より得られた荷重と開口変位を用いて逆解析を行い, 引張軟化曲線を算
 出した.

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

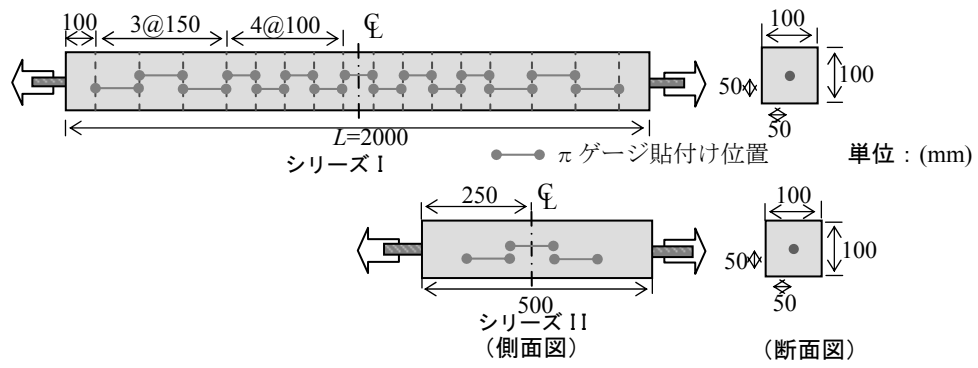


図 5.23 両側引張試験の概要



(a) シリーズ I



(b) シリーズ II

図 5.24 試験状況(両側引張試験)

5.4.2 実験結果（テンションスティフニング効果）

表5.10は、両側引張試験で用いたUFCの強度特性と破壊エネルギーを示したものである。表5.11は、両側引張試験の結果を示したものである。ここで示すひび割れ本数は、鋼材応力が300 N/mm²となった時点において、目視観察により確認したものである。ここでは、打設面の影響を考慮して、試験体の3面に渡って、生じているひび割れを対象とした。

表 5.10 強度特性(両側引張試験)

名称	繊維混入率 V_F (vol.%)	圧縮強度 f'_c (N/mm ²)	ひび割れ発生強度 f'_{cr} (N/mm ²)	破壊エネルギー G_F (N/mm)
FM1.0%	1.0	209	11.0	23.2
FM2.0%	2.0	217	10.9	27.1
FM3.0%	3.0	206	12.1	40.3
FO1.0%	1.0	160	8.5	1.2
FO2.0%	2.0	166	8.4	1.8
FO3.0%	3.0	167	8.7	3.9
NF	0	185	9.3	—

表 5.11 試験結果(両側引張試験)

No.	名称	繊維混入率 V_F (vol.%)	長さ L (mm)	ひび割れ 発生荷重 (kN)	平均ひび 割れ間隔 (mm)	ひび割れ 本数(本)	養生中に 発生した収 縮ひずみ ($\times 10^{-6}$)
1	FM2.0%	2.0	2000	80.9	125	21	388
2	FM3.0%	3.0	2000	123.4	127	18	360
3	FO3.0%	3.0	2000	90.7	60	26	401
4	NF	0	2000	50.6	73	23	612
5	FM1.0%	1.0	500	63.3	—	3	—*
6	FM2.0%	2.0	500	79.5	—	4	—*
7	FM3.0%	3.0	500	117.7	—	1	—*
8	FO1.0%	1.0	500	54.5	—	3	—*
9	FO2.0%	2.0	500	67.1	—	4	—*
10	FO3.0%	3.0	500	73.2	—	2	—*
11	NF	0	500	50.9	—	3	—*

* : 計測せず

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

図5.25は、実験より得られたUFCの平均引張応力ー平均ひずみ関係を示したものであり、試験体長さ L を変化させた場合について示したものである。ここで示す平均引張応力とは、全荷重から軸方向補強鋼材が負担する荷重を差し引いて、UFCの断面積で除したものである。ここでは、事前に軸方向補強鋼材単体を引張ることで荷重とひずみの関係を把握した後、鋼材に生じるひずみより軸方向補強鋼材が負担している荷重を逆算した。そのため、このUFCの平均応力ー平均ひずみ関係は本研究条件におけるUFCのテンションステイフニング効果を表すと考えられる。図5.25において、シリーズIのFM2.0%は、载荷フレームの容量不足により、200 kNまでしか荷重をできなかつたため、厳密には定常状態にまで至っておらず、これ以上の荷重を負担できると考えられる。しかし、実際にはシリーズIのFM2.0%のケースでは、平均ひずみが 200×10^{-6} 以降で平均引張応力は低下せず、これ以上荷重を続けると軸方向補強鋼材が破断する恐れがあったため、便宜的に定常状態になったと見なすこととした。同図よりFM2.0%のケースでは、平均ひずみの増加とともに、UFCの平均引張応力は漸増し、ほぼ一定となることが確認された。シリーズIとシリーズIIを比較すると、各ケースともに、大きな差はなく試験体長さ L による影響は確認されなかつた。今回の実験におけるひずみ範囲では、NF、FO3.0%のケースに比べて、FM2.0%のケースはひび割れに対する抵抗力が非常に優れていることがわかる。さらに、FM2.0%のケースでは、ひび割れ発生荷重が最も大きくなり、次いでFO3.0%、NFの順に小さくなることを確認された。FO3.0%のケースでは、NFのケースと同様の傾向を示し平均ひずみの増大に伴い、平均引張応力が漸減する傾向があるが、NFのケースと比べると、平均引張応力が最大となった後の挙動がPVA繊維混入により大きく異なることが確認された。

図 5.26 は、繊維混入量を変化させた場合の平均引張応力と平均ひずみ関係を示したものである。従来の鉄筋コンクリートにおけるテンションステイフニング効果と比較するため、式(5.16)より推定されるテンションステイフニング効果も併記した¹⁴⁾。ここでは、一般的な高強度コンクリートとして、圧縮強度を 60N/mm^2 と仮定したケースも示している。ここで用いた引張強度は 2.5N/mm^2 であり、圧縮強度が 60N/mm^2 である普通コンクリートの引張強度は 2.5N/mm^2

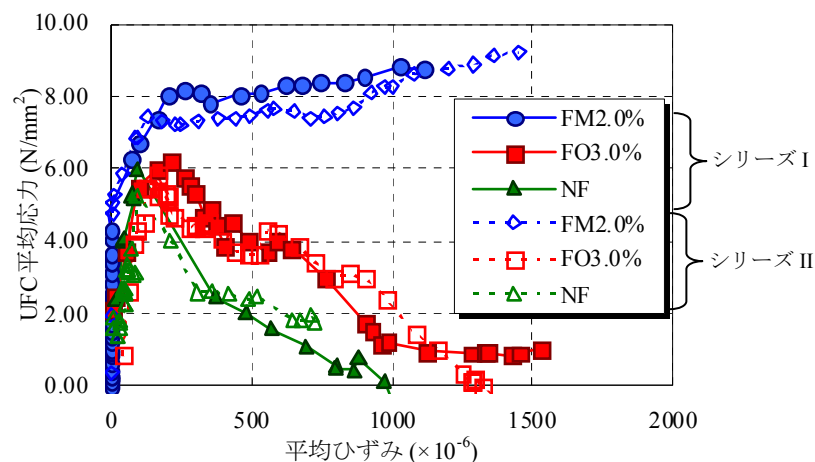


図 5.25 UFC の平均応力ー平均ひずみ関係(試験体長さの影響)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

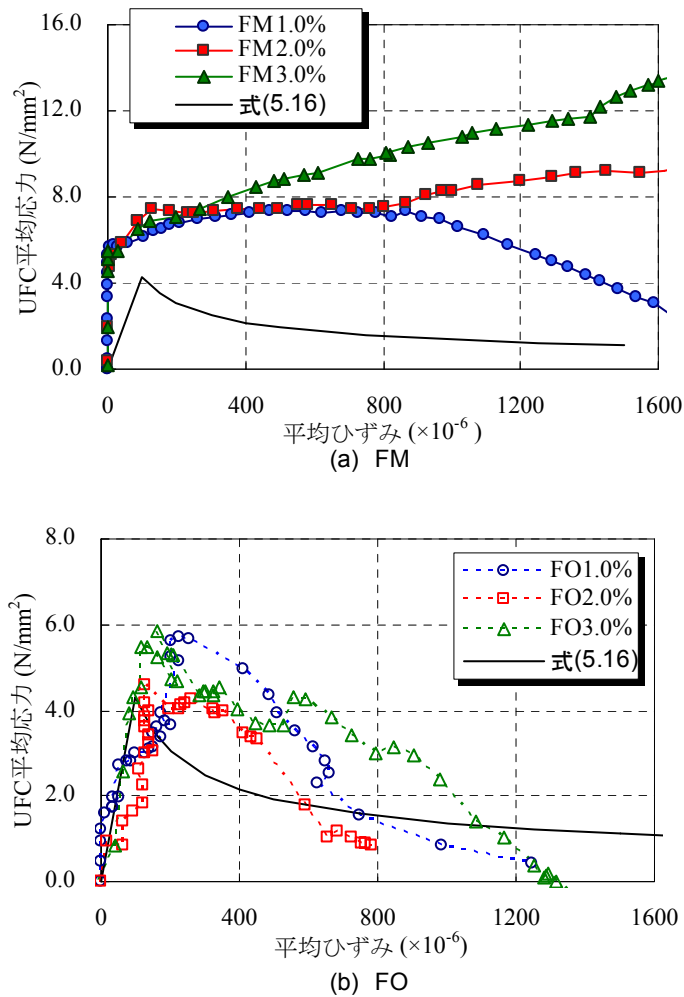


図 5.26 UFC の平均応力-平均ひずみ関係(シリーズ II, 繊維混入率の影響)

と土木学会コンクリート標準示方書では計算されるためである。図 5.26 (a)は FM シリーズ、図 5.27 (b)は FO シリーズを示したものであり、繊維混入率 V_F を 1.0 vol.%, 2.0 vol.%, 3.0 vol.% と変化させたものである。

$$\sigma_t = f_{ct} \left(\frac{\varepsilon_{cr}}{\varepsilon_t} \right)^{0.4} \quad (5.16)$$

ここで、 σ_t : 引張応力 (N/mm²)、 ε_{cr} : ひび割れ発生時のひずみ、 f_{ct} : コンクリートの割裂引張強度 (N/mm²)、 ε_t : 引張ひずみ

図 5.26 (a)に示す FM において、FM1.0%, FM2.0%, FM3.0%の各ケースともに、平均ひずみが 150×10^{-6} になるまで、ほぼ同様の挙動を示した。しかし、平均ひずみが 150×10^{-6} 以降の領域において、FM1.0%の平均引張応力は、平均ひずみの増加に伴って低下した。しかし、FM2.0%, FM3.0%では、平均ひずみの増加とともに平均引張応力は漸増していくことが確認された。FM 2.0%と FM 3.0%を比較すると、平均ひずみが 800×10^{-6} 以上の領域では、FM3.0%における平均

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

引張応力が 25%程度上昇しており，FM では，繊維混入率によって，テンションステイフニング効果が大きく異なることが確認された．また，式(5.16)より推定されたテンションステイフニングモデルと比較すると，FM の各ケースの方が高い平均引張応力を有することが確認された．さらに，式(5.16)より推定されるテンションステイフニング効果では，最大に達した後，平均引張応力は漸減するが，FM2.0%，FM3.0%のケースでは，平均引張応力が漸増しており，大きく異なる傾向を示すことが確認された．

また，図 5.26(b)に示す PVA 繊維を用いた UFC では，FO1.0%，FO2.0%，FO3.0%の各ケースとも，平均ひずみが 200×10^{-6} に到達するまで，ひずみの増加に伴って平均引張応力が増大した．しかし，平均引張応力が最大に達した後，平均ひずみの増大に伴い平均引張応力が漸減することが確認された．各ケースとも，概ね類似した傾向を示しており，繊維混入率により大きくテンションステイフニング効果は変化していないことが確認された．また，式(5.26)より推定されるテンションステイフニング効果と比較すると，実験結果と推定結果は一致しておらず，式(5.26)では過小評価していることがわかる．FM2.0%，FO3.0%について，耐荷力や変形性能に差が生じる原因として，R-UFC の場合と同様に，繊維自身の引張強度とペーストと繊維間の付着強度が影響を与えるものと考えられる．つまり，FM2.0%において，ひび割れ発生以降では，鋼繊維は破断せず，繊維が引抜けているため，繊維混入率 2.0%以上では，平均引張応力が保持または漸増したのと考えられる．また，FO3.0%のひび割れ発生以降においては，繊維の破断が多くなったため，平均引張応力が漸減したのと考えられる．

続いて，実験より得られたテンションステイフニング効果を数値解析に組み込むために，モデル化を行った．ここでは，FM2.0%，FO3.0%におけるテンションステイフニング効果のモデル化を実験的に定め，簡略化のため 2 直線モデルで近似した．図 5.27 はモデル化したテンションステイフニング効果を示したものであり，図 5.27 (a)は FM2.0%のケース，図 5.27(b)は FO3.0%のケースを示したものである．FM 2.0%のケースでは， $\sigma_t=8.0 \text{ N/mm}^2$ ， $\varepsilon_{t1}=200 \times 10^{-6}$ ， $\varepsilon_{tu}=1500 \times 10^{-6}$ ，FO3.0%のケースでは $\sigma_{t1}=6.0 \text{ N/mm}^2$ ， $\varepsilon_{t1}=200 \times 10^{-6}$ ， $\varepsilon_{tu}=1200 \times 10^{-6}$ と定めた．

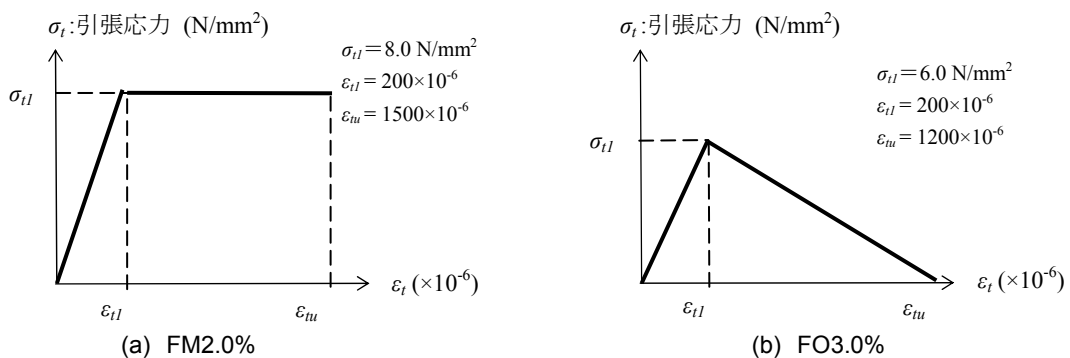


図 5.27 テンションステイフニングモデルの概要

5.4.3 実験結果（ひび割れ分散性）

(1) ひび割れ間隔

図5.28は、シリーズI (No.1, No.3, No.4)において平均ひずみが 1200×10^{-6} 時における目視観察によるひび割れ性状を示したものである。同図より、いずれのケースにおいても、試験区間内で、ほぼ等間隔にひび割れが生じていることが確認された。巨視的なひび割れ本数で比較するとFM2.0%のケースでは21本、NFのケースでは23本であるのに対し、FO3.0%のケースでは26本となった。それにとまって平均ひび割れ間隔は、FM2.0%のケースでは125 mm、NFのケースが73 mmに対し、FO3.0%のケースが60 mm となり、短繊維混入により、巨視的なひび割れが分散していることが確認された。

図 5.29 は、ひび割れ間隔と繊維混入率の関係を示したものである。ここでは、NF, FM2.0%, FM3.0%, FO3.0%について示している。また、ここで対象としているひび割れは、 π 型変位計で検出でき、目視で確認できる程度のマクロなひび割れを対象としている。FM のケースでは、繊維混入率が増加するにつれて、ひび割れ間隔が大きくなることが確認された。これは、FM のひび割れ抵抗性が極めて強く、目視で確認できる巨視的なひび割れは局所化し集中しているためと考えられる。また、FM2.0%, FM3.0%における最大ひび割れ間隔は、平均ひび割れ間隔の 2.5 倍程度になることが確認された。

次に FO においては、繊維混入率の増大に伴って、ひび割れ間隔が減少することが確認された。これは、PVA 繊維の混入によって、巨視的なひび割れが分散していることを示している。また、最大ひび割れ間隔は、平均ひび割れ間隔の 2 倍程度になることが確認された。

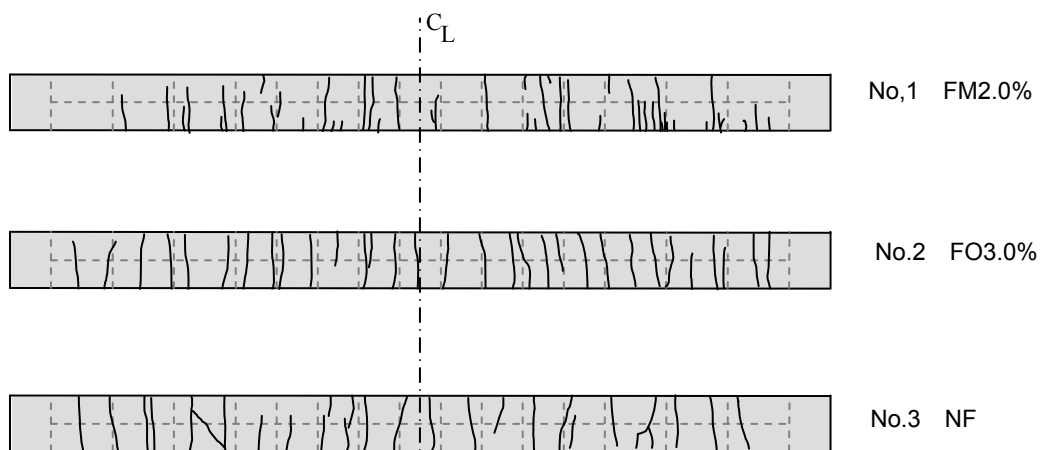


図 5.28 ひび割れ性状(シリーズ I)

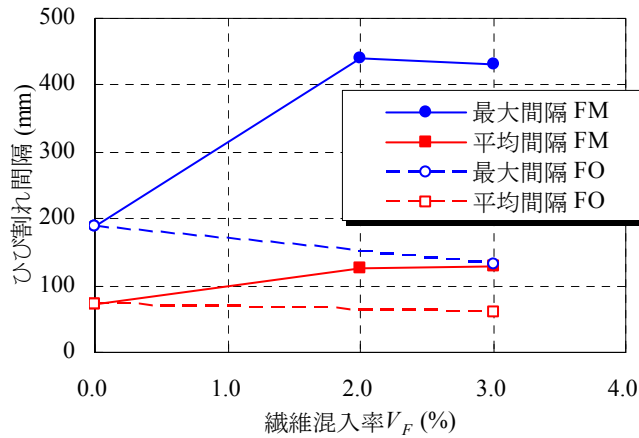


図 5.29 最大および平均ひび割れ間隔と短繊維混入率の関係(シリーズ I)

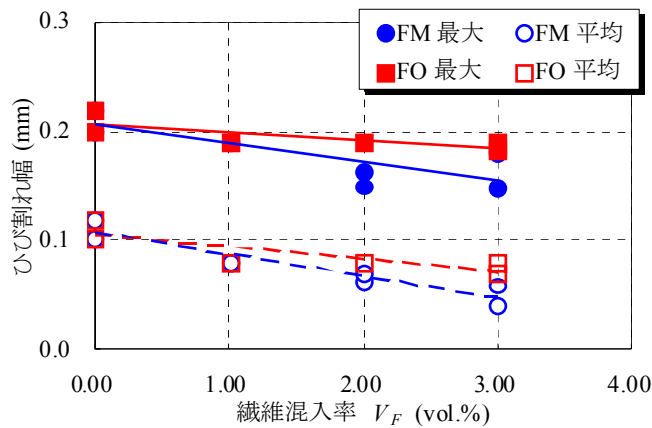


図 5.30 最大および平均ひび割れ幅と短繊維混入率の関係(シリーズ I)

(2) ひび割れ幅

図 5.30 は、鋼材に発生した応力が 300 N/mm^2 時における最大および平均ひび割れ幅と短繊維混入量の関係を示したものである。なお、ここでの平均ひび割れ幅は、各 π 型変位計で得られた標点間距離の変化量を、ひび割れ本数で平均化したもので、マイクロクラック等の微細なひび割れは対象としていない。ここで、平均ひび割れ幅は、全区間の π 型変位計より得られた変位の総和を、目視で確認したひび割れ本数で除したものである。最大ひび割れ幅は、 π 型変位計より得られた値の最大値である。ただし、1 つの π 型変位計の標点区間にひび割れが 2 本以上見られた区間が存在したが、その区間での測定値は、最大値とならなかったため、最大ひび割れ幅には考慮していない。同図より、最大ひび割れ幅は、平均ひび割れ幅の 2 倍程度となることが確認された。また、いずれのケースにおいても、繊維混入量の増加によって、最大ひび割れ幅、平均ひび割れ幅がともに減少し、PVA 繊維よりも鋼繊維の方がひび割れ幅の抑制効果に優れていることが確認された。

(3) ひび割れ幅の推定式

上述した様に, UFC においても, 短繊維を混入することにより, ひび割れ幅の抑制効果が発揮することが確認された. その効果を含めて, UFC を用いた部材のひび割れ幅について検討するために, ひび割れ幅と鋼材応力の関係を図 5.31 に示している. 同図には, 両側引張試験(No.1, No.3, No.4)と推定式より得られたものを併記している. ここで用いた推定式は, 式(5.17)に示されるものであり, 角田ら¹⁵⁾が提案し, RC はり部材の曲げひび割れ幅を算出可能なものである.

$$w_{\max} = L_{\max} \left(\sigma_{se} / E_s + \varepsilon'_{csd} \right) \quad (5.17)$$

ここで, $L_{\max} = 5.4c$, c : かぶり (mm), σ_{se} : 鋼材応力度 (N/mm^2), E_s : 鋼材の弾性係数 (N/mm^2),

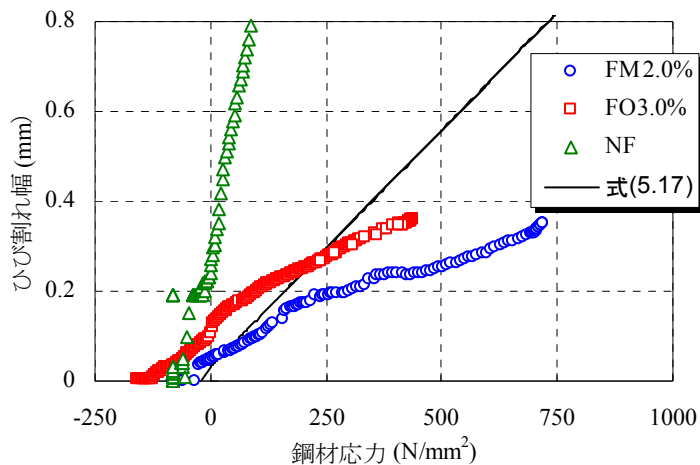


図 5.31 ひび割れ幅と鋼材応力の関係(両側引張試験)

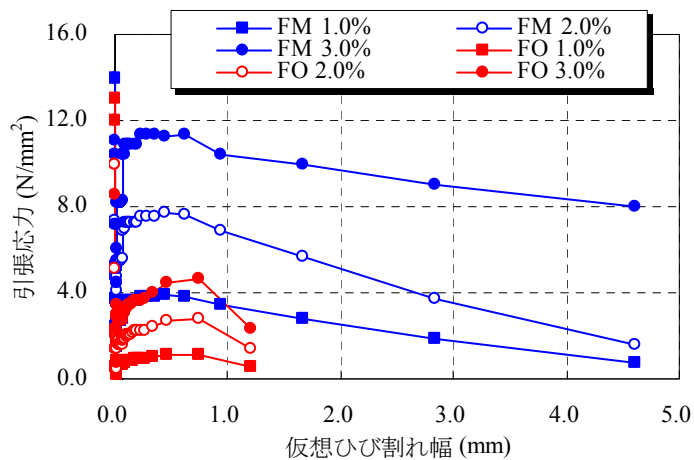


図 5.32 引張軟化曲線

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

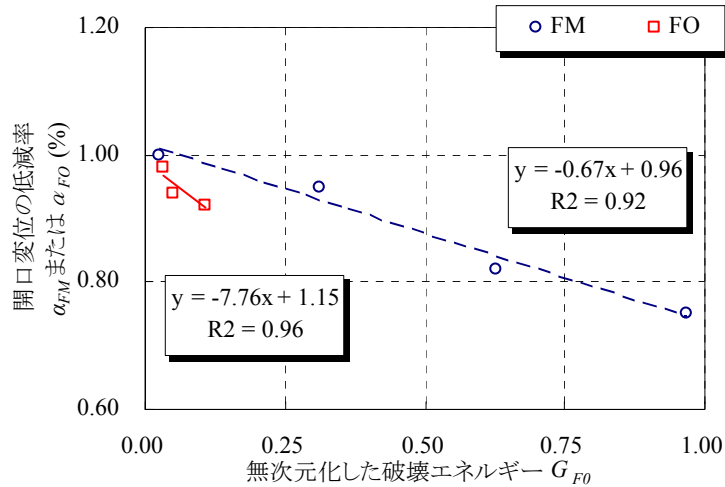


図 5.33 開口変位低減率 α_{FM} または α_{FO} と無次元化した破壊エネルギー G_{F0} の関係

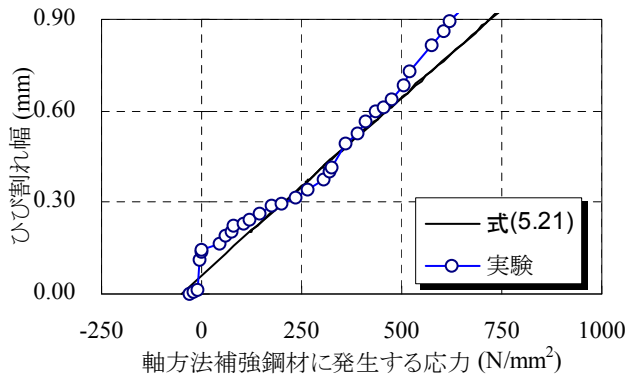
ε'_{csd} : コンクリートの収縮・クリープ等によるひずみ ($=150 \times 10^{-6}$)

ここでは、表 5.11 に示すように、FM2.0%、FO3.0%、NF の全ケースについて、 $360 \times 10^{-6} \sim 400 \times 10^{-6}$ 程度の収縮ひずみが発生しており、軸方向補強鋼材に初期応力が発生していることが確認された。また、NF は、FM2.0%、FO3.0% に比べて、初期の段階からひび割れ幅が大きくなるのに対して、FM2.0%、FO3.0% のひび割れ幅は小さく、優れたひび割れ幅の抑制効果を有することがわかる。また、式(5.17)の推定結果と比較すると、NF のケースのひび割れ幅については過小評価となり、FM2.0%、FO3.0% のひび割れ幅については過大評価となっている箇所が存在していることがわかる。つまり、繊維補強を行っている FM2.0%、FO3.0% のひび割れ幅を推定するには、短繊維補強効果を適切に考慮することが必要となる。そこで、ひび割れ幅の推定精度を向上させるために、短繊維混入によるひび割れ幅の低減率(FM に関するものは α_{FM}) または(FO に関するものは α_{FO}) を定義することとした。ここでは、短繊維補強効果を示す指標として、破壊力学特性の破壊エネルギーに着目して、低減率に関連づけることとした。図 5.32 に示す引張軟化曲線において、繊維混入率により程度の差はあるものの、仮想ひび割れ幅が増大しても、引張応力は急激に低下していないことから、短繊維によるブリッジングが支配的であると考えられる。そこで、短繊維補強効果を示す指標として、破壊エネルギーに着目した。ただし、圧縮強度の影響を考慮するために、圧縮強度を用いて補正した破壊エネルギーを用いている。図 5.33 は無次元化した破壊エネルギーと短繊維補強によるひび割れ幅低減率の関係を示したものである。ひび割れ幅の低減率は実験より得られた最大ひび割れ幅と比較とした NF における最大ひび割れ幅との比であり、図 5.30 に示す FM, FO の最大ひび割れ幅を用いて定めた。圧縮強度で補正した破壊エネルギーは、CEB-FIP model code 90 に従い、式(5.18)から算出した¹⁶⁾。

$$G_{F0} = G_F / f_c^{0.7} \quad (5.18)$$

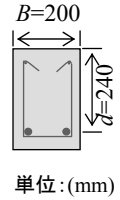
ここで、 G_{F0} : 無次元化した破壊エネルギー、 G_F : 破壊エネルギー (N/mm)、 f_c : 圧縮強度 (N/mm²)
同図において、ひび割れ幅の低減率と無次元化した破壊エネルギーについて回帰分析を行っ

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動



(1) 計算結果

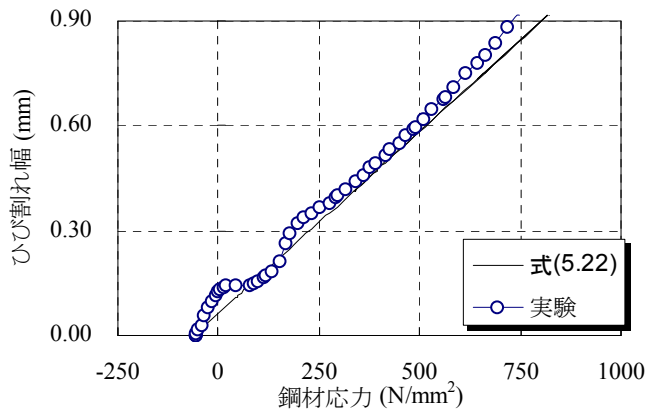
<ul style="list-style-type: none"> ・断面寸法 幅: $B=200\text{mm}$ 高さ: $H=300\text{mm}$ 有効高さ: $d=240\text{mm}$ ・軸方向鋼材比: $\rho=1.58\%$ ・等モーメント区間: 300mm ・せん断高さ有効スパン比 $a/d=3.13$ ・鋼材種類: ネジ節 ・鋼材径: D22 ・鋼材降伏強度: 1080N/mm^2 ・ひび割れ幅の測定位置: 等モーメント区間 300mm 方法: πゲージ(標点 50mm)$\times 6$



単位:(mm)

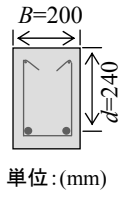
(2) 曲げ試験体諸元

(a) L-1 試験体 (FM2.0%, $d=240\text{mm}$, ネジ節)



(1) 計算結果

<ul style="list-style-type: none"> ・断面寸法 幅: $B=200\text{mm}$ 高さ: $H=300\text{mm}$ 有効高さ: $d=240\text{mm}$ ・軸方向鋼材比: $\rho=1.58\%$ ・等モーメント区間: 300mm ・せん断高さ有効スパン比 $a/d=3.13$ ・鋼材種類: ネジ節 ・鋼材径: D22 ・鋼材降伏強度: 1080N/mm^2 ・ひび割れ幅の測定位置: 等モーメント区間 300mm 方法: πゲージ(標点 50mm)$\times 6$



単位:(mm)

(2) 曲げ試験体諸元

(b) L-2 試験体 (FO3.0%, $d=240\text{mm}$, ネジ節)

図 5.34 ひび割れ幅と鋼材応力の関係 (L シリーズ)

た結果, これらには相関関係が存在した. つまり, FM の低減率 (α_{FM})として式(5.19), FO の低減率(α_{FO})として式(5.20)を得た.

$$\alpha_{FM} = (-0.7G_{F0} + 0.9) \quad (5.19)$$

$$\alpha_{FO} = (-7.8G_{F0} + 1.2) \quad (5.20)$$

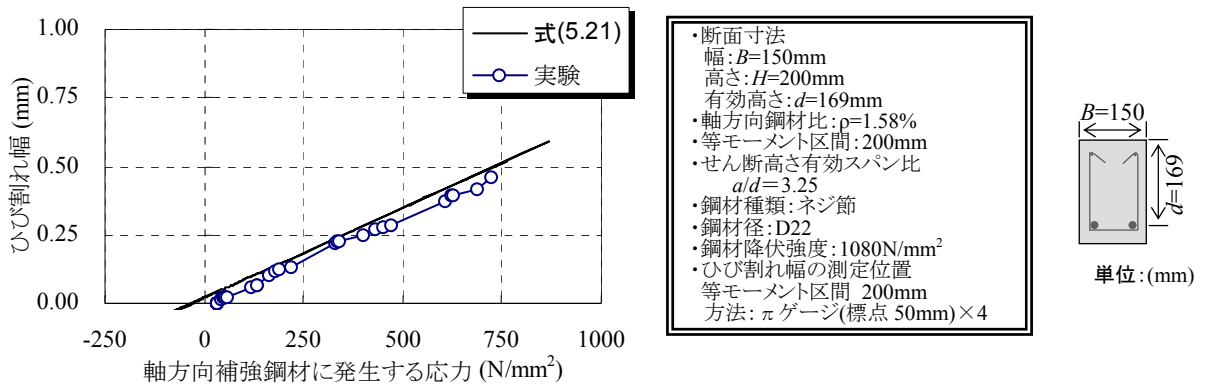
以上より, 本研究の範囲に限定すると, FM のひび割れ幅(w_{FM})の推定式は式(5.21), FO のひび割れ幅(w_{FO})の推定式は式(5.22)となる.

$$w_{FM} = 5.4c(-0.7G_{F0} + 0.9)\left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd}\right) \quad (5.21)$$

$$w_{FO} = 5.4c(-7.8G_{F0} + 1.2)\left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd}\right) \quad (5.22)$$

ここでは, ε'_{csd} を便宜的に 400×10^{-6} とした. この値は, 第3章で得られた収縮ひずみと表 5.11

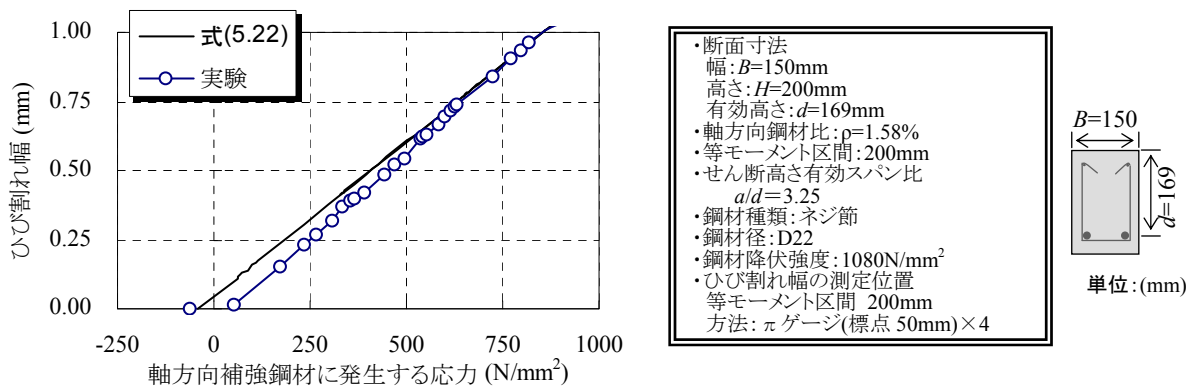
第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動



(1) 計算結果

(2) 曲げ試験体諸元

(a) M2-7 試験体 (FM2.0%, $d=169\text{mm}$, ネジ節)



(1) 計算結果

(2) 曲げ試験体諸元

(b) M2-8 試験体 (FO3.0%, $d=169\text{mm}$, ネジ節)

図 5.35 ひび割れ幅と鋼材応力の関係(M シリーズ)

に示す収縮ひずみを考慮して実験的に定めた数値である。今後、ひび割れ幅の推定精度を向上させるには、発生する収縮ひずみに関する検討が必要である。

次に式(5.21)、式(5.22)の推定精度を検証するために、軸方向鋼材を有する R-UFC はり部材のひび割れ幅の推定を行った。図 5.34、図 5.35 は、軸方向鋼材を有するはり部材の曲げ試験から得られたひび割れ幅と鋼材応力の関係を示したものである。図 5.34 で対象としている R-UFC はり部材は、有効高さ d が 240mm である。図 5.34(a)では、FM2.0%を用いた R-UFC はり部材、図 5.34(b)では FO3.0%を用いた R-UFC はり部材である。ここでは、式(5.21)、式(5.22)による算定値と実験結果を示しているが、どちらのケースとも実験値と算定値は概ね一致していることがわかる。次に、図 5.35 で対象としている R-UFC はり部材は、有効高さ d が 169mm であ

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動
り，式(5.21)，式(5.22)による計算結果と実験値を示している．同図より，FM2.0%，FO3.0%の
両ケースについても実験値と算定値は概ね一致していることがわかる．低減係数には一軸応力
状態と曲げ応力状態の差を考慮すべきであると考えられるが，実験値と低減係数を用いた推定
定結果を比較すると，本節で提案した推定式で，UFC の曲げひび割れ幅を概ね良好な精度で評
価可能であると考えられる．

5.5 FEM解析の適用性に関する検討

5.5.1 無筋はり部材

限界状態設計法¹¹⁾に基づき部材を設計する場合、使用限界状態、終局限界状態に関する照査を行うことが必要不可欠である。つまり、各状態における耐荷力、たわみ（変形能力）などについて照査することが必要であり、より合理化を図るためには、これらの推定精度を向上させる必要がある。例えば、設計対象である部材形状が複雑な場合、非線形 FEM 解析を適用し、部材の力学的挙動を推定することは有効な手法であると言える。さらに、限界状態設計法に限定せず、性能規定に基づく場合、非線形 FEM 解析が果たす役目は、より重要なものとなる。しかし、UFC を対象とした非線形 FEM 解析に関する研究では、せん断破壊時の破壊性状とひび割れ性状およびせん断耐荷力を精度良く推定できるに留まっており³⁾、曲げ破壊性状と曲げ破壊耐力の推定に関する事例は十分とは言えない。

以上の観点を踏まえて、本章では非線形 FEM 解析による推定精度について検討を行うため、これまでの検討で得られた等価検長と構成則を近似的に組み込んだ FEM 解析の適用性について検討を行うこととした。

(1) FEM 解析概要

本節では、UFC 無筋はり部材を対象に、非線形 FEM 解析の適用性について検討を行った。解析に用いたプログラムは、汎用非線形有限要素プログラム ADINA ver.8.3 である。本解析で使用したモデルは、分布ひび割れモデルであり、収束計算は Broyden-Fletcher-Goldfab-Shanno 法(以降、BFGS 法)を用いた¹⁷⁾。BFGS 法は、準ニュートン法に分類されるものであり、ニュートン法に比べて計算量を減少できるのが特徴である。解析上の荷重は変位制御として、1 ステップ毎に荷重点に強制変位を与え、不釣合い力が、そのステップの 1 回目の計算時の 10^{-3} 以下となるまで収束計算を行った。また、荷重板、支承板は弾性体とし、弾性係数を 200 kN/mm^2 とした。

図5.36は、UFC無筋はり部材の要素分割図を示したものである。解析対象の寸法は $100 \times 100 \times 400 \text{ mm}$ と $200 \times 200 \times 400 \text{ mm}$ (幅 $B \times$ 高さ $H \times$ 長さ L) の2水準である。UFCを表す要素は、2次元9節点アイソパラメトリック要素とした。対象としたUFCはFM2.0%とFO3.0%であり、試験体寸法とUFC種類が解析結果に及ぼす影響について検討を行った。

(2) 解析に用いた応力-ひずみ関係

図5.37は解析に用いたFM2.0%の応力-ひずみ関係を示したものである。図5.37(a)はFM2.0%の圧縮応力-ひずみ関係を示したものであり、UFC指針(案)に規定されているものである。具体的には、 $f_{ck}=109$ 、 $\epsilon_f=2000 \times 10^{-6}$ 、 $\epsilon_{cu}=2500 \times 10^{-6}$ である。

図5.37(b)は引張応力-ひずみ関係を示したものである。ここでは、UFC指針(案)³⁾に示される引張軟化曲線の仮想ひび割れ場を第5.2.5節で導出した等価検長(式(5.12))で除することで、

第 5 章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動
引張ひずみに変換して、引張応力-ひずみ関係を定めた。

図 5.38 は解析に用いた FO3.0%の応力ひずみ関係を示したものであり、第 5.2.4 節で実験的に定めたものである。また、第 5.2.4 節で求めた引張軟化曲線の仮想ひび割れ幅を第 5.2.5 節で導出した等価検長(式(5.13))で除して、引張応力-ひずみ関係を定めた。また、圧縮強度、弾性係数、ひび割れ発生強度などの UFC の力学特性は、表 5.3 に示す強度特性を用いた。

(3) 解析結果

図 5.39 は、UFC 無筋はり部材を対象に、解析と実験から得られた荷重-たわみ関係を示したものである。図 5.14(a)は FM2.0%、図 5.39(b)は FO3.0%を示したものである。ここでは、試験体寸法が、100×100×400 (mm), 200×200×800 (mm)の 2 水準について、解析結果を示した。

図 5.39(a)に示す FM2.0%のケースでは、100×100×400 (mm), 200×200×800 (mm)の両ケースとも、最大荷重および最大荷重以降の挙動について、実験値と解析値は概ね一致した。また、図 5.39(b)に示す FO3.0%においても、図 5.39(a)と同様に、解析値と実験値は概ね良好に一致していることが確認された。つまり、UFC の種類と試験体寸法にかかわらず、解析結果は、実験結果を概ね良好に推定できており、本研究で設定した引張軟化特性、等価検長、圧縮応力-ひずみ関係を解析に適用した FEM 解析は、概ね良好な精度を有していることが分かる。

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

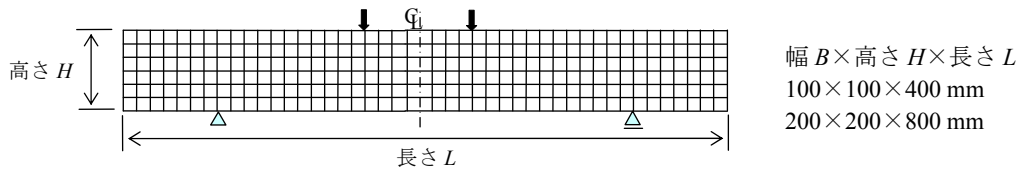


図 5.36 無筋はりの要素分割図(UFC 無筋はり部材)

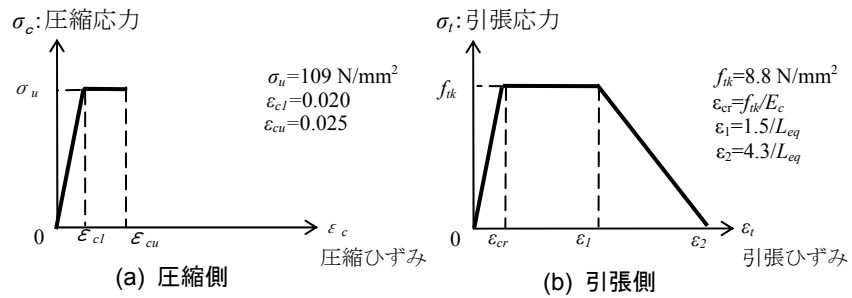


図 5.37 解析に用いた応力-ひずみ関係 (FM2.0%)

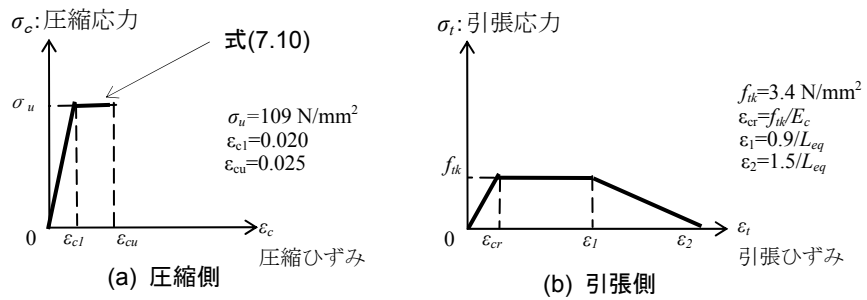
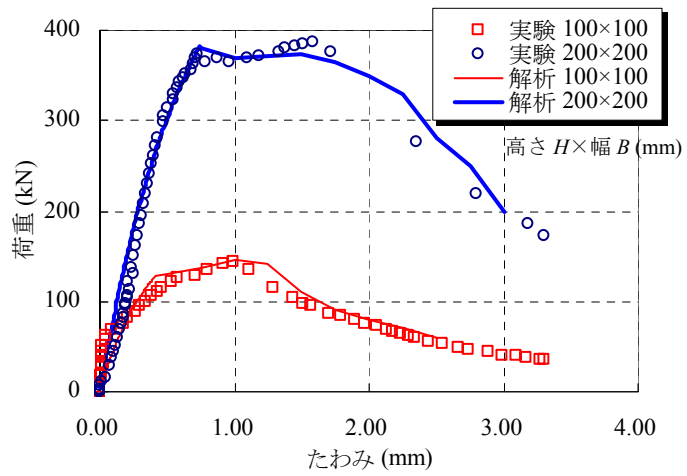
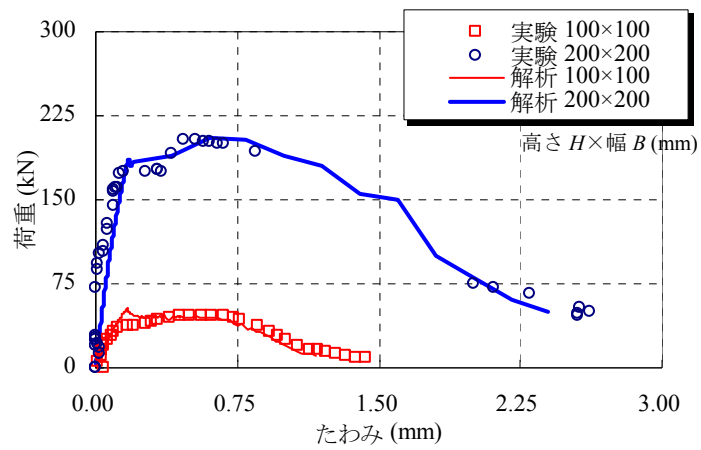


図 5.38 解析に用いた応力-ひずみ関係 (FO3.0%)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動



(a) FM2.0%



(b) FO3.0%

図 5.39 FEM 解析結果との比較(UFC 製無筋はり部材の曲げ試験)

5.5.2 R-UFC はり部材

本節では、軸方向補強鋼材を配置した R-UFC はり部材を対象に、FEM 解析の適用性について検討を行っており、プレストレスを導入したケースについても検討を行った。解析においては、緊張力により生じる初期鋼材ひずみを、軸方向補強鋼材を表すトラス要素に予め与えることにより、導入したプレストレスを表現することとした。また、載荷板、支承板は弾性体とし、弾性係数を 200 kN/mm^2 とした。

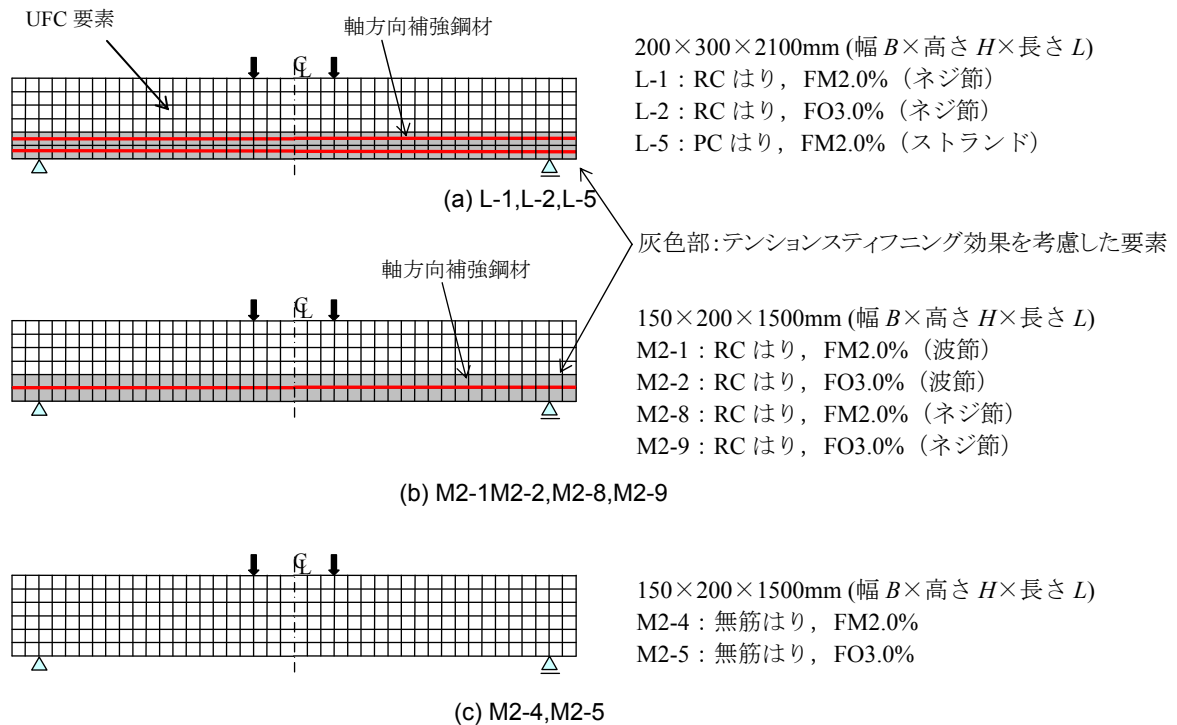


図 5.40 R-UFC はり部材の要素分割図

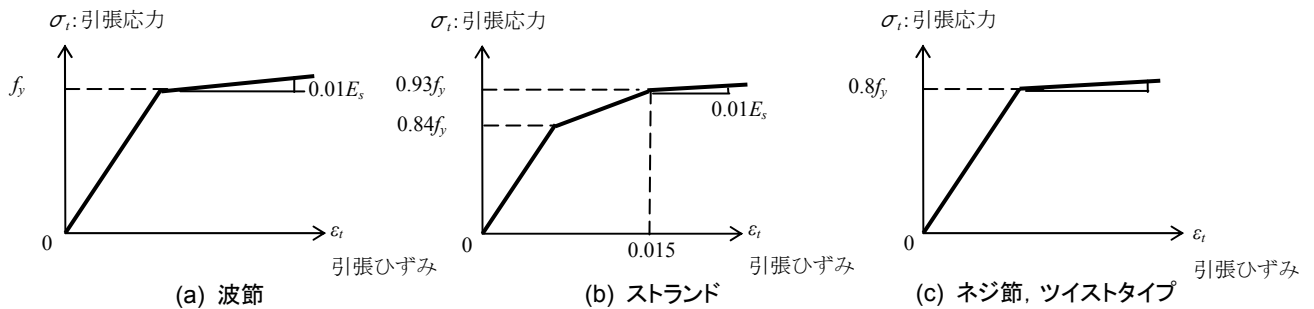


図 5.41 解析に用いた応力-ひずみ関係 (軸方向補強鋼材)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

図5.40は軸方向補強鋼材を有するはり部材の要素分割図を示したものである。ここでテンションステイフニングモデルを組み込んだ解析では、同図の灰色部で示すように、軸方向補強鋼材近傍のUFC要素にテンションステイフニング効果を組み込んだ。UFC要素は、2次元9節点アイソパラメトリック要素とし、軸方向補強鋼材にはトラス要素を用いた。

(1) 解析に用いた応力-ひずみ関係

図5.41は解析に用いた軸方向補強鋼材の応力-ひずみ関係を示したものである。図5.41(a)は波節、図5.41(b)はストランド、図5.41(c)はネジ節、ツイストタイプを示したものである。鋼材要素の構成則は、von Misesの降伏規準による完全弾塑性体とした。図5.41(a)の波節では、降伏強度 f_y に達するまで弾性挙動を示し、その後は剛性を $0.01E_s$ として直線的に応力が増加するバイリニアモデルを用いた。図5.41(b)のストランドでは土木学会コンクリート標準示方書 設計編¹¹⁾に規定されている各鋼材の応力-ひずみ関係に基づき、トリリニアモデルとした。また、図5.41(c)の波節、ツイストタイプでは、 $0.8f_y$ に達するまで弾性挙動を示し、その後は剛性を $0.01E_s$ として直線的に応力が増加するバイリニアモデルを用いた。

図5.42(a)は、FM2.0%のテンションステイフニングモデルを示したものであり、 $\sigma_t=8.0 \text{ N/mm}^2$ 、 $\varepsilon_t=200 \times 10^{-6}$ とした。上述した両側引張試験と本節で検討した軸方向補強鋼材を有するはり部材の曲げ試験では、使用している鋼材種類や鋼材配置方法が異なるため、厳密にはテンションス

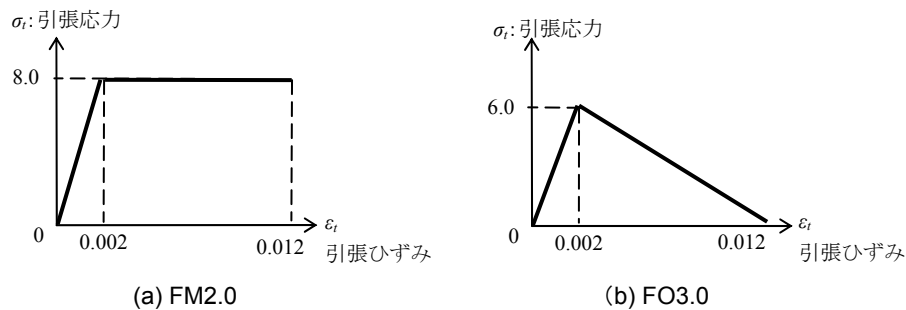


図 5.42 解析に用いたテンションステイフニングモデル

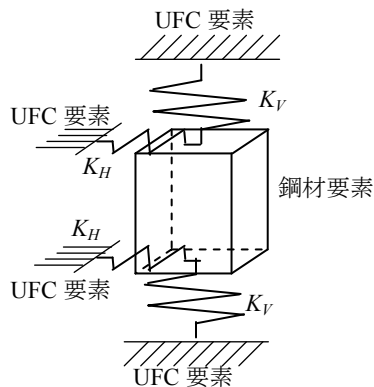
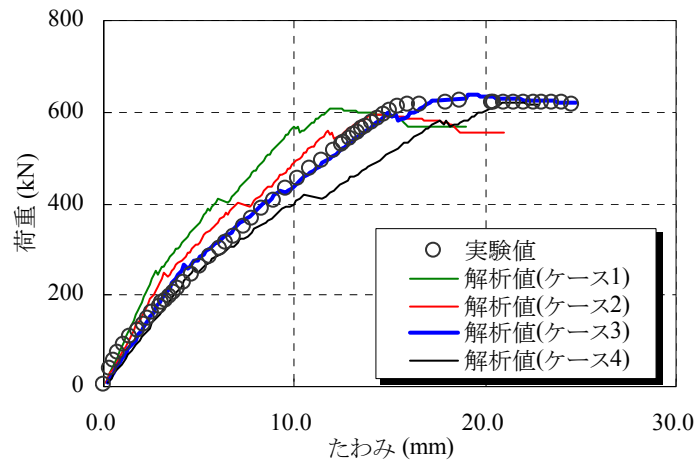


図 5.43 ボンドリンク要素の概要

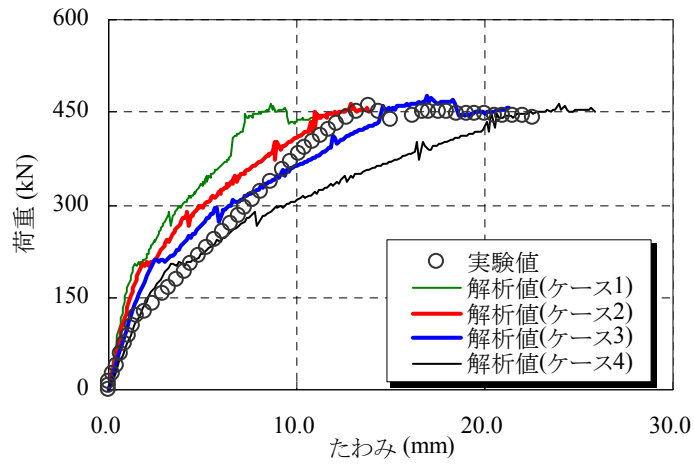
第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

ティフニング効果が変わると考えられる。しかし、ここでは簡略的に、その影響を無視して解析を行った。図5.42(b)は、FO3.0%のテンションティフニングモデルを示したものであり、ここでは、 $\sigma_t=6.0 \text{ N/mm}^2$ 、 $\varepsilon_t=200 \times 10^{-6}$ 、 $\varepsilon_{tu}=1500 \times 10^{-6}$ とした。また、局部付着応力すべり関係が解析結果に及ぼす影響について検討するため、局部付着応力すべり関係を考慮した解析も行った。ここでは、軸方向補強鋼材とUFC間に図5.43に示すボンドリンク要素を配置しており、図5.43に示すボンドリンク要素の K_h 方向に、局部付着応力すべり関係を組み込んだ。また、圧縮強度、弾性係数、ひび割れ発生強度など、UFCの強度特性は表5.3に示す実験結果を用い、軸方向補強鋼材の降伏強度は表5.6、表5.7の値を用いた。

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動



(a) L-1



(b) L-2

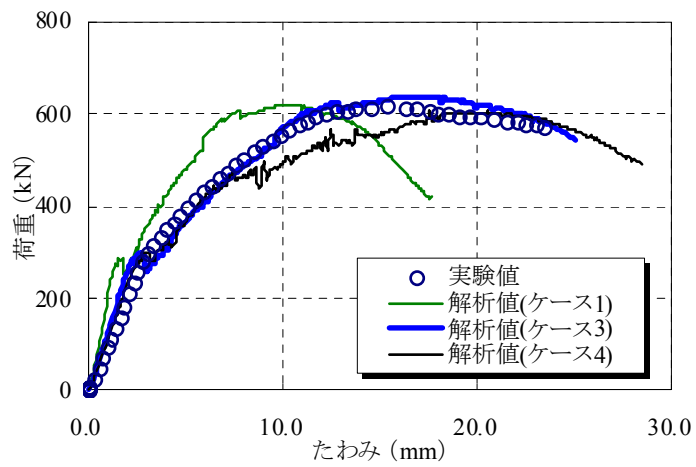


図 5.44 FEM 解析結果との比較(L シリーズ)

(2) 解析結果

図5.44は、軸方向補強鋼材を配置したLシリーズを対象とした解析結果と実験結果を示したものである。Lシリーズの解析では、養生中に発生する収縮応力、テンションスティフニング効果、局部付着応力すべり関係が解析結果に及ぼす影響について検討を行った。そのために、以下に示すケース1～4について解析を行った。

- (1) ケース1：養生中に発生する収縮ひずみは考慮しない
- (2) ケース2：養生中に発生する収縮ひずみを考慮
(-300×10⁻⁶の収縮ひずみを軸方向補強鋼材に付与)
- (3) ケース3：養生中に発生する収縮ひずみとテンションスティフニング効果を考慮
- (4) ケース4：養生中に発生する収縮ひずみと局部付着応力すべり関係を考慮

解析の対象としたLシリーズの寸法は、2100×300×200 mm (長さ×高さ×幅)である。図5.44(a)は、L-1のケースを対象とした解析結果を示したものである。ここでは、FM2.0%を使用し、ネジ節を配置したR-UFCはり部材が対象である。図5.44(b)は、L-2のケースを対象としたものであり、FO3.0%を使用し、配筋条件はL-1と同じものである。図5.44(c)は、L-5のケースを対象としたものであり、FM2.0%を使用し、UFC内部にストランドを配置して、下縁応力が10.0N/mm²となるように設定したP-UFCはり部材である。ここでは、プレストレス導入により発生するひずみを、予め、軸方向補強鋼材与えることで、プレストレスを表現している。

図5.44(a)、図5.44(b)に示すL-1、L-2の両ケースにおいて、ケース1では、解析値による最大荷重は、実験値のそれと概ね一致しているが、ピーク荷重に至るまでの領域で、実験値と解析値は一致しておらず、解析の推定精度は高くないことがわかる。しかし、ケース2では、解析結果は実験結果に近づいており、収縮を考慮することは、解析精度の向上に重要であることがわかる。また、ケース3において、収縮に加えて、テンションスティフニング効果を考慮すると、解析精度は向上し、実用的な精度を有することが確認された。しかし、ケース4において、収縮と局部付着応力すべり関係を考慮したケースでは、同一荷重におけるたわみを過大に推定していることが確認された。つまり、本実験での範囲では、軸方向補強鋼材がUFCと十分に一体化しており、ほとんど軸方向補強鋼材のすべりが生じていなかったと考えられる。さらに、テンションスティフニング効果を考慮することで解析精度が向上することから、UFCと軸方向補強鋼材の相互作用が支配的になっており、短繊維がひび割れ発生以降の挙動が支配的であることが示されている。また、図5.44(c)に示すL-5のケースにおいて、収縮のみを考慮したケース1では、ピーク荷重に至るまでの区間で、荷重-たわみ関係実験値と解析値は一致せず推定精度が良くないが、テンションスティフニング効果を考慮したケース3では、解析精度が向上していることがわかる。

Lシリーズに続いて、FEM解析の適用性について検討を行うため、M2シリーズのR-UFCは

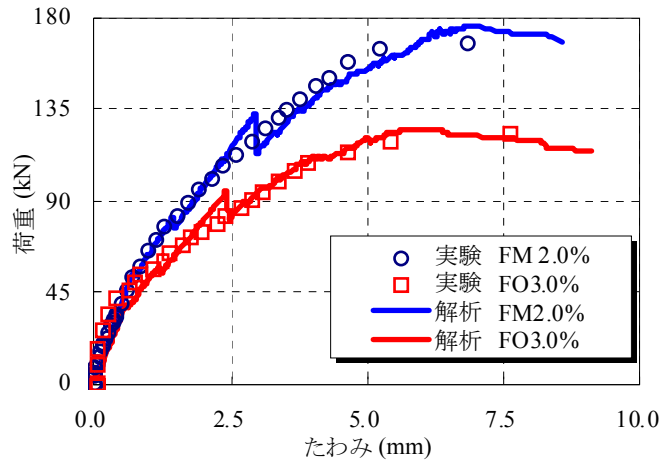
第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

り部材についても解析を行った。以降の解析では、図 5.44 の結果を考慮して、収縮とテンションステイフニング効果のみを考慮して解析を行った。図 5.45 は M2 シリーズを対象に実施した解析より得られた解析値と実験値を比較したものである。M2 シリーズの試験体寸法は 1500×200×150 mm (長さ×高さ×幅 mm) である。図 5.45(a) は、M2-1, M2-2 を対象とした解析結果を示したものである。M2-1 では FM2.0% を使用し、内部に波節 D13 を配置しており、M2-2 では FO3.0% を使用しており、内部に波節 D13 を配置した RC である。図 5.45(b) は、M2-4, M2-5 を対象とした解析結果を示したものである。M2-4 では FM2.0% を用いており、ネジ節を内部に配置しており、M2-5 では FO3.0% を使用し、ネジ節を内部に配置した R-UFC 部材である。図 5.45(a), (b) において、使用した軸方向補強鋼材にかかわらず、FM2.0%, FO3.0% のケースともに、解析結果は実験結果を概ね良好に推定できていることがわかる。ここで、FEM 解析で用いた FO3.0% の引張応力-ひずみ関係では、 f_{tk} を最大応力としているため、解析精度の低下が懸念された。しかし、テンションステイフニングモデルと組み合わせることで、精度良く実験結果を推定できていることが確認され、テンションステイフニング効果を適切に考慮することが重要であると判断される。また、ネジ節と異形鉄筋はそれぞれ節を有しており、付着特性に大きな差がないため、それらの鋼材を用いた場合におけるテンションステイフニング効果には差異が少なくなっており、このような結果になったものと考えられる。

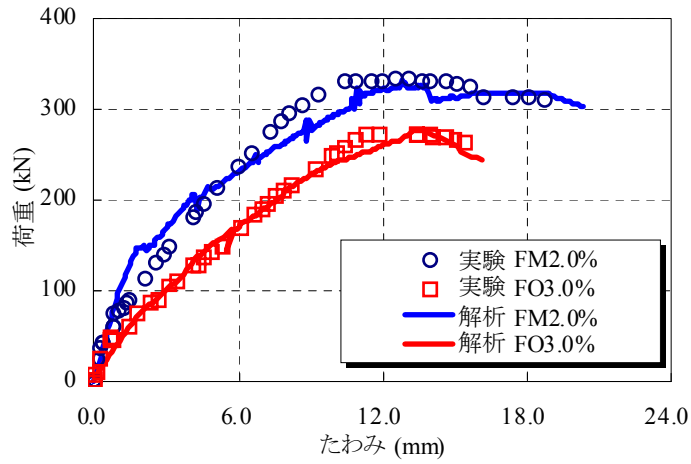
以上のことから、テンションステイフニング効果と UFC の構成則を適切に FEM 解析に組み込めば、試験体寸法、鋼材種類、短繊維種類にかかわらず、曲げを受ける UFC はり部材の耐力、変形能力を概ね良好に推定できることが確認できた。

次に、図 5.46 は R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の解析結果として、変形とひび割れ性状を示したものである。図 5.46(a) は M2-8、図 5.46(b) は M2-9、図 5.46(c) は L-5 を示したものである。図 5.46(a), (b) で対象とした試験体寸法は、有効高さ $d=154.5\text{mm}$ であり、M2-8 は FM2.0%、M2-9 は FO3.0% を用いた R-UFC はり部材である。図 5.46(c) で対象とした試験体は、有効高さ $d=240\text{mm}$ であり、下縁応力が 10N/mm^2 となる様に設定した P-UFC はり部材である。ここで、解析結果である変形図は、10 倍に拡大して示している。図 5.46(a)、図 5.46(b) に示す R-UFC はり部材を対象とした解析結果では、FM2.0%、FO3.0% と使用した UFC にかかわらず、等曲げ区間に曲げひび割れが集中し、せん断スパン内にはせん断ひび割れは生じずに、曲げ破壊となった。実験結果のひび割れ性状と比較すると、ほぼ類似した破壊性状となっており、本解析で実験結果を推定できていることが確認された。また、図 5.46(c) に示す P-UFC はり部材の解析結果は、曲げ破壊となっており、P-UFC はり部材についても、本解析で概ね良好に破壊性状を推定できることが確認された。

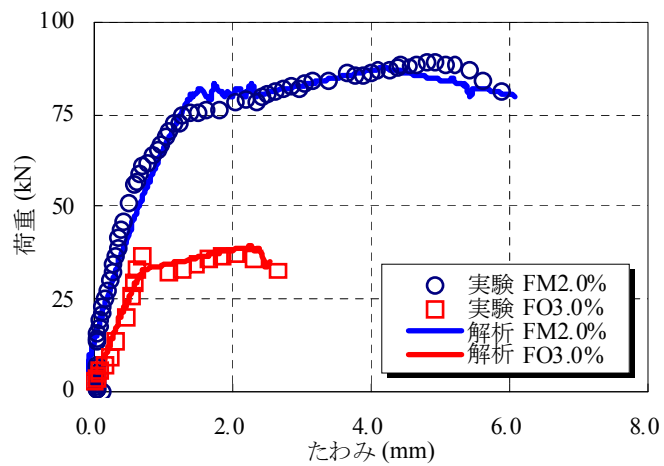
第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動



(a) M2-1, M2-2



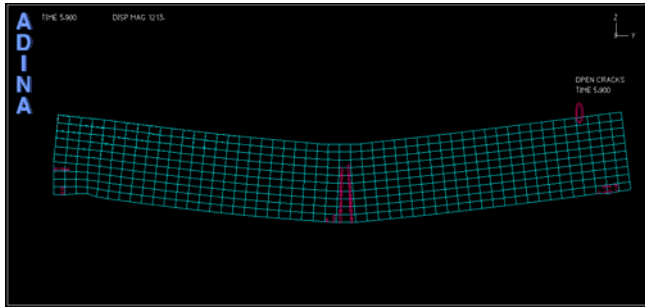
(b) M2-4, M2-5



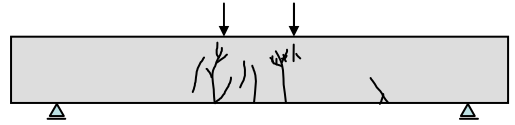
(c) M2-8, M2-9

図 5.45 FEM 解析結果との比較 (M シリーズ)

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

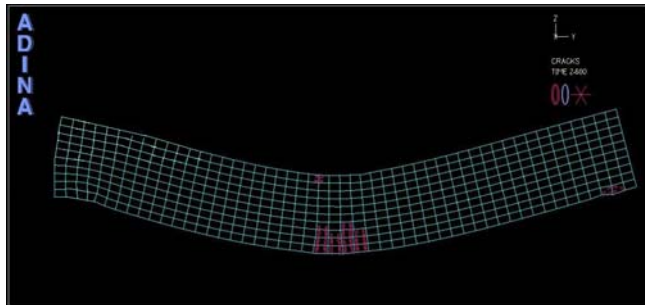


(i) 解析結果

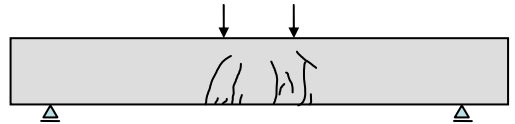


(ii) 実験結果

(a) M2-8(RC はり, $d=154\text{mm}$)

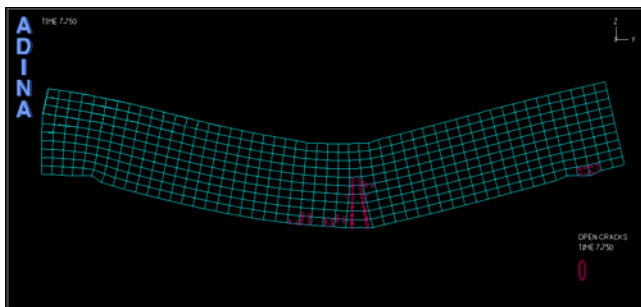


(i) 解析結果

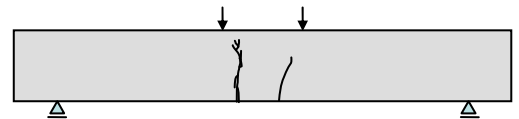


(ii) 実験結果

(b) M2-9(RC はり, $d=154\text{mm}$)



(i) 解析結果



(ii) 実験結果

(c) L-5(PC はり, $d=240\text{mm}$, 導入応力 $\sigma_f=10\text{N/mm}^2$)

図 5.46 変形とひび割れ状況(R-UFC はり部材, P-UFC はり部材)

5.6 第 5 章のまとめ

本章では、UFC 自体の引張抵抗力が曲げ破壊性状に及ぼす影響を把握することを目的とし検討を行った。ここでは、FO3.0%に関する構成則の確立を図るとともに、UFC 無筋はり部材、R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の曲げ試験を行い、曲げ破壊性状を把握した。さらに、UFC と軸方向補強鋼材間のテンションスティフニング効果の把握とモデル化を行うため、両側引張試験を行った。併せて、ひび割れ幅、ひび割れ間隔などのひび割れ分散性を把握するとともに、ひび割れ幅の推定方法に関する検討を行った。その後、テンションスティフニング効果や実験的に定めた構成則を考慮した非線形 FEM 解析に関する検討を行った。得られた結論を以下に示す。

- (1) 寸法を変化させた UFC 無筋はり部材の曲げ試験を行った結果、繊維種類にかかわらず、曲げひび割れ発生強度、終局強度のどちらについても、寸法依存性が確認された。また、試験体高さが 200 mm 以下の範囲で、寸法依存性を考慮した曲げ強度推定式を新たに提案した。また、FO3.0%の圧縮応力-ひずみ関係と引張軟化曲線を把握し、等価検長の算定式を提案した。
- (2) UFC に高強度鋼材を適用した R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の曲げ破壊性状を把握した。本研究の範囲内において、終局時の破壊性状は、従来のコンクリートとは異なり、引張縁のひび割れが、大きく開口して裂けることにより終局に至ることが確認された。
- (3) 寸法を変化させたR-UFCはり部材、P-UFCはり部材の曲げ試験の結果、ひび割れ発生限界と終局限界のいずれに対しても、見掛けの曲げ強度に、寸法依存性が確認された。また、FM2.0%、FO3.0%のケースを対象とした断面解析の結果、応力-ひずみ関係と等価検長を適切に設定すれば、精度良く最大耐荷力を推定できることが確認された。すなわち、軸方向補強鋼材を用いたUFC部材の曲げ耐荷力には、UFC自体の引張抵抗力が大きく影響を及ぼし、鋼材の強度だけに依存しないため、曲げ耐力の算定には、UFC自体の引張抵抗力を適切に考慮することが重要であると確認された。
- (4) 試験体の長さ、短繊維種類、繊維混入率がテンションスティフニング効果に及ぼす影響を把握した。試験体の長さを変化させても、テンションスティフニング効果には、ほとんど影響を及ぼさないことが確認された。短繊維種類の違いにより、テンションスティフニング効果は大きく異なっており、FOを用いたケースよりも、FMを用いたケースの方が、高いテンションスティフニング効果を有することが確認された。また、FOでは、FO1.0%、FO2.0%、FO3.0%の各ケースともほぼ同じ傾向を示しており、繊維混入率による影響は、ほとんど見られなかった。しかし、FMでは、短繊維混入率により、テンションスティフニング効果が大きく異なることが確認された。具体的には、FM2.0%、FM3.0%において、平均ひずみが 1600×10^{-6} 以下となる領域で、UFC の平均応力が漸増することが確認され

第5章 軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC 部材の曲げ破壊挙動

た。また、従来のコンクリートを対象に、出雲らが提案したテンションスティフニングモデルと比較すると、FM2.0%、FM3.0%のテンションスティフニング効果は極めて高い引張抵抗力を有することが確認された。さらに、FM2.0%、FO3.0%のテンションスティフニング効果について、2直線に近似して、モデル化を行った。

- (5) FM2.0%、FM3.0%、FO3.0%、NF について、長さ 2000mm の角柱試験体を用いてひび割れ分散性（ひび割れ幅、ひび割れ間隔）を把握した。また、FM1.0%、FM2.0%、FM3.0%、FO1.0%、FO2.0%、FO3.0%、NF を対象に、長さ 500mm の角柱試験体を用いて、発生するひび割れ幅を把握した。ここでは、繊維混入率が增大するにつれて、ひび割れ幅が小さくなることが確認された。また、FO に比べて、FM の方が、発生するひび割れ幅は小さく、PVA 繊維に比べて、鋼繊維の方が高いひび割れ抵抗性を有することが確認された。また、FM の最大ひび割れ幅は、平均ひび割れ幅の 2.5 倍程度、FO の最大ひび割れ幅は、平均ひび割れ幅の 2.3 倍程度になることが確認された。また、FM における巨視的なひび割れの間隔は繊維の混入により増大するが、FO における巨視的なひび割れの間隔は減少することが確認された。
- (6) 角田らが提案した推定式を基準に、圧縮強度で補正した破壊エネルギーと養生中に発生した UFC の収縮ひずみを用いて、R-UFC はり部材のひび割れ幅推定式を実験的に定めた。その後、本提案式による推定結果と R-UFC はり部材の曲げ試験結果を比較すると、曲げひび割れ幅は概ね一致しており、本提案式は、概ね良好な精度を有することを確認した。
- (7) UFC 無筋はり部材の曲げ破壊挙動について、FEM 解析による推定を試みた。FM2.0%を用いた UFC 無筋はり部材については、UFC 指針（案）に規定される応力-ひずみ関係を用いることで精度良く曲げ挙動を推定できることを確認した。また、FO3.0%を用いた無筋はり部材については、本研究で実験的に定めた引張軟化特性と等価検長を FEM 解析に組み込むことで、曲げ破壊挙動を精度よく推定できることを確認した。
- (8) R-UFC はり部材と P-UFC 部材の曲げ破壊挙動について、FEM 解析による推定を試みた。その結果、FM2.0%、FO3.0%について、実験的に定めた応力-ひずみ関係、テンションスティフニングモデル、養生中に発生する収縮ひずみを解析に組み込むことで、実用的な精度を確保できることを確認した。

5.7 参考文献

- 1) 掛井孝俊, 村田裕志, 二羽淳一郎, 兵頭彦次: 超高強度繊維補強セメント系複合材料を用いたはり部材のせん断特性, コンクリート工学年次論文集, vol.26, No.2, pp.787-792, 2004.7.
- 2) 掛井孝俊, 村田裕志, 二羽淳一郎, 兵頭彦次: 超高強度鋼繊維補強コンクリートを用いた PC はり部材の力学特性, コンクリート工学年次論文集, vol.27, No.2, pp.679-684, 2005.7.
- 3) 土木学会: 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針 (案), コンクリートライブラリーNo.113, p1, 2004.9.
- 4) 下山善秀, 鶴澤正美: ダクタルの特性と応用分野, 太平洋セメント研究報告, 第 142 号, pp.55-62, 2002.6
- 5) 内田裕市, 瀬古繁喜, 六郷恵哲, 小柳 洽: 寸法依存性に着目した低鉄筋 RC はりの曲げ破壊性状, 土木学会論文集, No.45/V-17, pp.129-138, 1992.8.
- 6) 山田真人: PC 鋼材技術の現状, コンクリート工学, Vol.47, No.11, pp.3-8, 2009.11
- 7) 田辺忠顕, 檜貝 勇, 梅原秀哲, 二羽淳一郎: コンクリート構造, pp.47-54, 朝倉書店
- 8) 吉川弘道, 田辺忠顕: 鉄筋コンクリート部材の引張剛性に関する解析的研究, 土木学会論文報告集, No.366, pp.93-102, 1986.2
- 9) 伊藤 始, 岩波光保, 横田 弘: PVA 繊維で補強したコンクリートのひび割れ分散性に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.1549-1554, 2004.6
- 10) 土木学会: コンクリート標準示方書, 規準編, pp.217-219, 2002.
- 11) 土木学会: コンクリート標準示方書, 設計編, pp.34-37, 2007.
- 12) http://www.jci-web.jp/jci_standard/kitsutaka_dl.html
- 13) 田中良弘, 福浦尚之, 鶴沢哲史, 坂本 淳, 前堀伸平, 片桐 誠: 超高強度繊維補強コンクリートの引張特性と引張軟化曲線のモデル化, 土木学会論文集, No.788/V-67, pp.159-173, 2005.5
- 14) 出雲淳一, 島 弘, 岡村 甫: 面内力を受ける鉄筋コンクリート板要素の解析モデル, コンクリート工学, Vol.25, No.9, pp.107-120, 1987.
- 15) 角田 與史雄: 鉄筋コンクリートの最大ひび割れ幅, コンクリートジャーナル, Vol.8, No.9, pp.1-10, 1970.
- 16) CEB: CEB-FIP Model Code 1990, Bulletin d Information, No.213/214, pp.33-43, 1993.
- 17) ADINA. R&D, Inc.: Theory and Modeling Guide, Volume.1, ADINA, 1997.

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

6.1 概論

UFC は、優れた性能を有する材料であるが、水結合材比がきわめて低いことや90℃程度の蒸気養生などによって実現されているものであり、養生中に発生する収縮が増大しやすいといった課題が存在する。UFC指針(案)¹⁾では、養生中に発生するUFCの収縮が大きく、異形鋼材で拘束されることに起因して、養生中にひび割れが発生する懸念から、原則としてUFC内部に異形鋼材を配置しないことにしている。第3章、第5章において、軸方向補強鋼材を配置したUFCに検討を行ってきた結果、軸方向補強鋼材比をある程度限定することで、部材のひび割れ発生強度の低下も微小となることが確認された。しかしながら、より薄肉軽量化を図る場合、すなわち、軸方向鋼材比がより大きくなる場合では、UFCに発生する収縮応力は増大し、ひび割れの発生または、ひび割れ発生強度が低下する可能性がある。そのため、より合理化を図るためには、UFC自体の収縮を低減させることは重要であると考えられる。UFCの収縮を低減する方法として、収縮低減剤(以降、SRAと表記)の添加が挙げられるが、SRAの添加が、収縮特性、力学特性、破壊力学特性、部材性能に及ぼす影響は不明である。そこで本章では、現行市販品であるSRAならびにUFC向けに新規に開発された収縮低減剤²⁾を添加したUFCを対象に、力学特性、破壊力学特性、収縮特性を把握するとともに、SRAを添加したR-UFCはり部材のせん断耐荷特性について検討を行った。ここで、対象としたUFCは、FM2.0%、FO3.0%、NFであるが、SRAを添加したFM2.0%については、両側引張試験を実施して、ひび割れ発生荷重とひび割れ幅についても検証を行った。

6.2 SRA を添加した UFC の力学特性とせん断耐荷力特性

6.2.1 使用材料と配合

(1) 使用材料

表6.1は、本章で検討を行ったUFCの使用材料を示したものである。ここでは、表6.1に示す様に、UFC 指針(案)¹⁾に準拠した標準配合粉体(以降、 P_{mix} と表記)、専用細骨材(以降、 S_a と表記)、鋼繊維(以降、 S_F と表記)、PVA繊維(以降、 O_F と表記)および高性能減水剤(以降、 SP と表記)を用いた。ここで使用した短繊維は表1.1に示したものと同等のものである。さらに、SRAには、市販の低級アルコール系(以下、SRA-1と表記)ならびにUFC向けとして新規に開発した高級アルコール系²⁾(以下、SRA-2)の2種類を用いた。また収縮低減剤の添加による連行空気量の増加を抑制する目的で消泡剤(以下、 T と表記)を使用し、SRA-1にはポリエーテル系(以下、 $T-A$ と表記)を、SRA-2にはシリコン系(以下、 $T-B$ と表記)を添加した。これは、SRAのみの添加では、空気量が増大し、圧縮強度が低下することが確認されているためである。仮に圧縮強度が低下すれば、付着特性の低下やクリープ係数の増加などの悪影響が懸念されるため、本研究では消泡剤を添加することとした。また、後述する様に、SRA無添加のUFCと同等の圧縮強度を示しており、SRAの添加がクリープ特性や付着特性に及ぼしている悪影響は少ないものと考えられる。ただし、クリープと乾燥収縮は機構的に同一なものと言えるので、SRAの添加によりクリープ特性が改善されている可能性も考えられる。

(2) SRAを添加したUFCの配合

表6.2は、SRA-1、SRA-2をそれぞれ添加したUFCとSRAを添加していないUFCの示方配合を示したものである。一般に分子中に含まれる炭素数が少ないアルコール(低級アルコール)は水によく溶けるが、炭素数が多く、分子中の炭素水素基(疎水基)の占める割合が高いアルコール(高級アルコール)は水に溶けにくい。主成分であるアルコールの分子中の炭素数はSRA-1の場合では4個であり、易溶性を示すものの、SRA-2の場合、炭素数は8個となり、難溶性を示すようになる。一般に炭素数が4個では低級アルコール、炭素数が8個では高級アルコールに分類される。ここでは、流動性と強度発現性の両方を確保するため、易溶性のSRA-1を添加する場合には、単位水量(以下、 W)の一部に内割置換とした。しかし、難溶性のSRA-2を添加する場合には、 W に対して外割でSRAを添加した。ここで、SRAの添加量は、 15kg/m^3 とした。これは、事前に実施した予備試験より定めたものである。また、 T は W の一部として内割置換し、 $T-A$ の添加量は $B \times 0.02\%$ とし、 $T-B$ の添加量は $(\text{SRA-2}) \times 5\%$ とした。ここでは、FM2.0%、FO3.0%、NFについて、SRA-1、SRA-2を添加して検討を行った。また、フロー値(JIS 5201 無振動)が $260 \pm 10\text{mm}$ となるように、 SP の添加量を設定した。

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

表 6.1 使用材料(SRA を添加した UFC)

種類	記号	物性または成分
結合材	標準配合粉体	P_{mix} UFC 指針(案)に準拠
砂	専用細骨材	S_a UFC 指針(案)に準拠
短繊維	鋼繊維	S_F 長さ:15mm, 径:0.2mm, アスペクト比:75, 引張強度:2700N/mm ² 以上
	PVA 繊維	O_F 長さ:15mm, 径:0.3mm, アスペクト比 50, 引張強度:900N/mm ² 以上
混和剤	高性能減水剤	SP ポリカルボン酸系
	収縮低減剤	SRA-1 低級アルコールアルキレンオキシド付加物, 易溶性, 密度 1.02 g/cm ³ , 表面張力 37.4 mN/m
	収縮低減剤	SRA-2 高級アルコールアルキレンオキシド付加物, 難溶性, 密度 0.98 g/cm ³ , 表面張力 32.8 mN/m
	消泡剤	$T-A$
$T-B$		シリコン系

表 6.2 示方配合(SRA を添加した UFC)

No.	名称	V_F (%)	単位量 (kg/m ³)								
			W	P_{mix}	S_a	短繊維 S_F or O_F	SP	SRA-1	SRA-2	$T-A$	$T-B$
1	FM2.0%	2.0	180	1322	932	157 (S_F)	23.5	0	0	-	-
2	FM2.0%+SRA-1							15	0	B×0.02%	-
3	FM2.0%+SRA-2							0	15	-	SRA-2×5%
4	FO3.0%	3.0	178	1309	922	39 (O_F)	32.0	0	0	-	-
5	FO3.0%+SRA-1							15	0	B×0.02%	-
6	FO3.0%+SRA-2							0	15	-	SRA-2×5%
7	NF	0.0	183	1328	946	0	22.5	0	0	-	-
8	NF+SRA-1							15	0	B×0.02%	-
9	NF+SRA-2							0	15	-	SRA-2×5%

(3) 試験体の養生

SRA-1, SRA-2 を, それぞれ添加した UFC ならびに SRA を添加していない UFC は, いずれも所定の型枠内に打ち込んで熱養生¹⁾を行った. 具体的には, 1 次養生(封緘養生: 20°C, 48 時間)を行った後, 脱型して, 2 次養生(蒸気養生: 昇温速度 15°C/h, 最高温度 90°C, 最高温度保持時間 48h, 降温速度 15°C/h)を行った.

6.2.2 SRA を添加した UFC の力学特性に関する試験方法

(1) 圧縮強度とひび割れ発生強度

圧縮強度 f'_c とひび割れ発生強度 f_{cr} の測定には、それぞれ寸法 $\phi 50 \times 100 \text{mm}$, $\phi 100 \times 200 \text{mm}$ の試験体を用いた。 f'_c は、JIS A 5201 に準拠して計測を行い、 f_{cr} は UFC 指針(案)¹⁾ に規定されている割裂引張試験から求めた。ここでは、試験体端面にポリエステル箔ひずみゲージを貼り付け、このひずみの計測値が不連続になったときの荷重をひび割れ発生荷重とした。

(2) 破壊力学特性

ここで破壊エネルギー G_F は、JCI-S-002-2003⁴⁾ に準じて測定した。試験方法は、第5章と同じく、切欠きはりの3点曲げ試験を行っており、図5.6と同様の方法である。また、切欠きはりの3点曲げ試験の後、第5章と同様に、日本コンクリート工学会より配布されているプログラム⁴⁾ を用いて、引張軟化曲線を算出した。

(3) 収縮ひずみ

1次養生(封緘養生, 20°C , 48時間)では、図6.1に示すように、埋込みひずみ計を用いて収縮ひずみを測定した。ここでは、試験体の自由な変形の拘束(底面にテフロンシートならびに両端面にポリスチレンボードの設置)、および水分の逸散を防止(全面にポリエステルフィルムを設置)した型枠(寸法 $100 \times 100 \times 400 \text{mm}$) 内で凝結の始発に達した時点から計測した。ただし、凝結(始発、終結)は、事前に予備試験を行い求めたものである。ここでは、試験体中心部に設置した埋込みひずみゲージにより収縮ひずみの計測を行った。その後の2次養生(蒸気養生, 90°C , 48時間)では、試験体を脱型(全面に施したポリエステルフィルムを除去)した状態にて同様に埋込みひずみゲージにて計測した。なお、収縮ひずみの算出では、熱電対にて水和熱を実測し、UFCの線膨張係数を $13.5 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ と仮定して⁵⁾、長さの補正を行った。

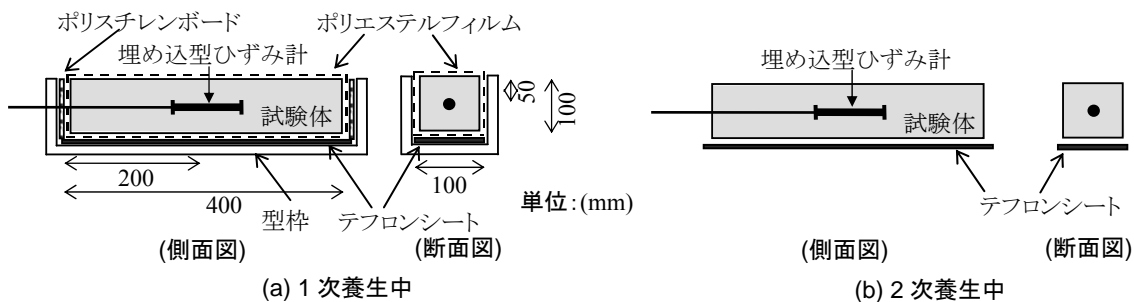


図 6.1 収縮ひずみの測定方法

(4) 両側引張試験(SRAを添加したUFC)

表 6.3 は両側引張試験の水準を示したものである。ここで、試験要因としたのは、SRA 添加の有無とかぶり c である。使用した SRA は SRA-2 であり、かぶり c は 10mm, 20mm, 30mm とした。図 6.2 は両側引張試験の概要を示したものであり、試験体の長さは 500mm とした。軸方向補強鋼材として波節 D22 を用いた。载荷は万能耐圧機 (容量: 500kN) を用いて、静的単調に軸方向補強鋼材に引張力を加えた。また、同図に示す箇所にパイ型変位計 (標点距離: 100 mm) を千鳥状に貼り付け、ひび割れ発生荷重の検知とひび割れ幅の計測を行った。

表 6.3 両側引張試験の水準(SRA を添加した UFC)

名称	SRA		かぶり (mm)	長さ (mm)	断面 (mm×mm)
	なし	SRA-2			
FM2.0%	○	—	10	500	42×42
FM2.0%	○	—	20		62×62
FM2.0%	○	—	30		82×82
FM2.0%+SRA	—	○	10		42×42
FM2.0%+SRA	—	○	20		62×62
FM2.0%+SRA	—	○	30		82×82

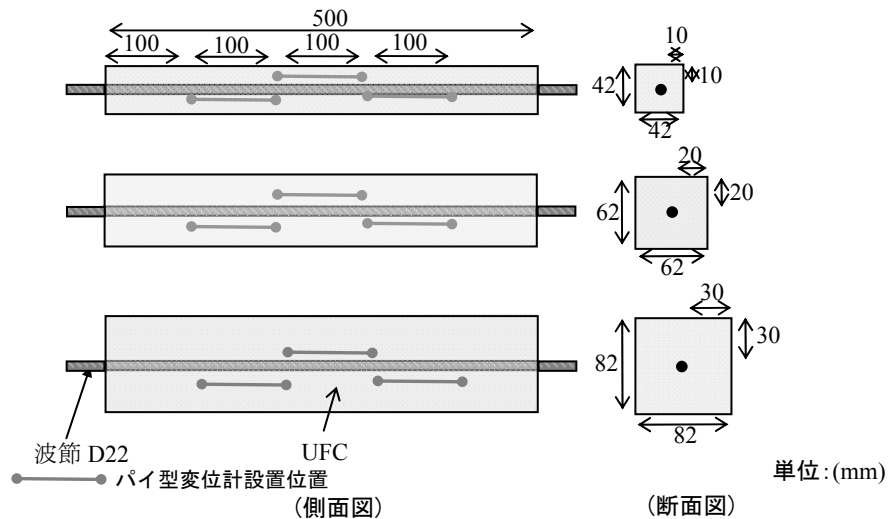


図 6.2 試験概要(SRA を添加した UFC の両側引張試験)

6.2.3 SRA を添加した R-UFC はり部材のせん断載荷試験概要

(1) R-UFC はり部材の作製方法

図 6.3 は載荷試験に用いた R-UFC はり部材の断面諸元を示したものである。ここでは、曲げ破壊とならずに、せん断破壊となる様に、ウェブ厚 $b_w=30\text{mm}$ 、有効高さ $d=170\text{mm}$ の I 型断面を有する全長 $L=1600\text{mm}$ のはり部材とした。引張縁の軸方向にはネジ節 D22 (SBPD 1080, D22) を使用し、せん断スパン内にはせん断補強筋を一切、使用していない。R-UFC はり部材は UFC の自己充填性を利用して一方向から流込み成形し、標準熱養生 ($90^\circ\text{C}48$ 時間) を行った後で載荷試験を行った。なお、試験体数は各配合につき 1 体ずつとし、計 9 体について載荷試験を実施した。

(2) R-UFC はり部材の載荷方法

R-UFC はり部材の載荷概要は図 6.3 に示した様に、支間 1400mm 、等モーメント区間 150mm 、せん断スパン有効高さ比 $a/d=3.7$ である。載荷は、耐圧機にて 2 点集中荷重を静的に作用させた。荷重はロードセルで計測し、はり中央部のたわみと鋼材ひずみを測定した。なお、凝結の始発から載荷直前 (1次養生ならびに 2次養生終了後) までに生じた収縮に起因する内部鋼材の初期ひずみも測定した。また、養生中にひび割れが発生しなかった水準については、等モーメント区間に π 型変位計 (標点距離: 100mm) を貼り付け、曲げひび割れ幅の計測を行った。

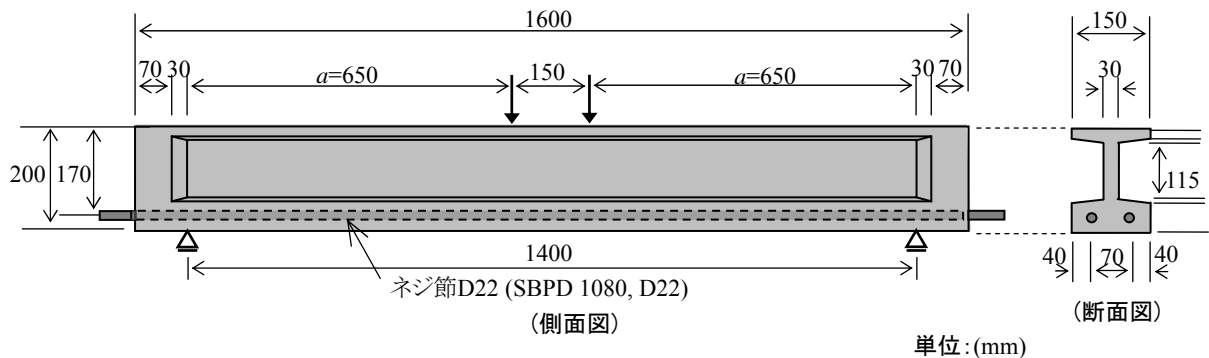


図 6.3 R-UFC はり部材の載荷概要

6.2.4 SRA を添加した UFC の各種特性

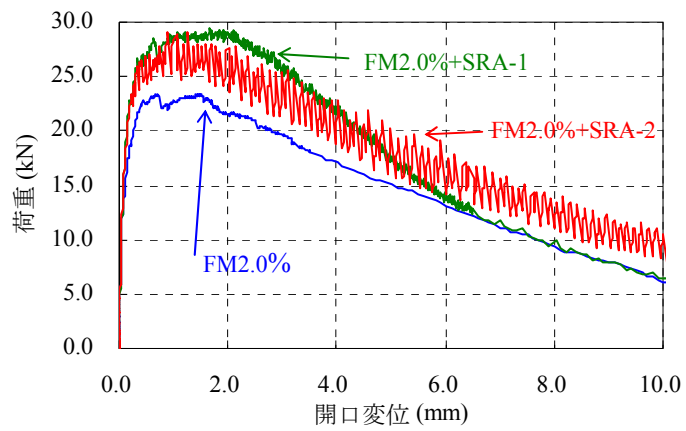
(1) SRAを添加したUFC の流動性と強度特性

表6.4 は、各水準におけるコンシステンシー試験結果と強度特性を示したものであり、凝結特性についても併記している。ここでは、SRAを添加したFM2.0%、FO3.0%について、圧縮強度、ひび割れ発生強度、破壊エネルギーについて、平均値と標準偏差、危険率5%となる強度または破壊エネルギーを算出し比較することとした。また、危険率5%となる強度または破壊エネルギーの計算に際し、実験結果は正規分布となるものとした。ただし、算出に用いた試験体数は7~8体/水準であり、今後、データの蓄積が必要である。表6.4 から、いずれのSRAを用いた場合にも250から270mm程度のフロー値となっており、高い流動性を示すことがわかる。また、始発時間は、SRA を添加することで、延長される傾向を示すが、W に外割添加したSRA-2 の場合はWに内割置換したSRA-1 の場合よりも始発時間を短縮することができた。一方、FM2.0%、FO3.0%、NF のいずれの場合においても、SRAを添加していない水準とSRA-1を添加した水準における f_c' は、ほぼ同等となった。しかし、SRA-2を添加した水準において f_c' が若干下回ることが確認された。これは、外割り添加としたため、W/Pが増大したためである。次に、FM2.0%、FO3.0%において、SRAを添加することで、UFC の f_{cr} は増大しており、SRA-1とSRA-2を比較すると、SRA-2を添加した方がより増大することが確認された。なお、NFにおいては、SRA添加による強度の増大はほとんど確認されなかった。つまり、SRA と短繊維を併用することにより、 f_{cr} が向上したものと考えられる。

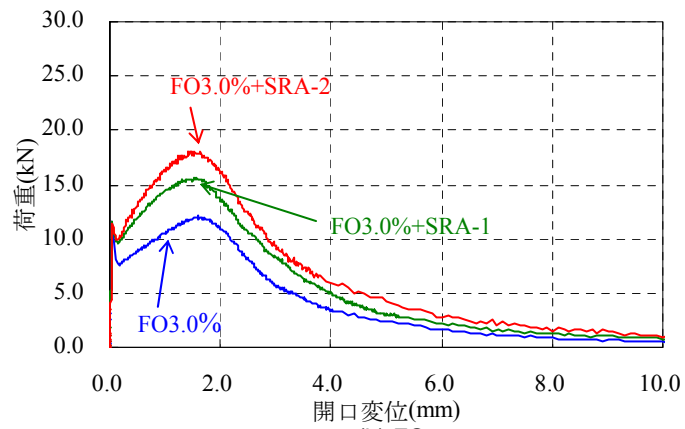
表 6.4 コンシステンシー試験結果と強度特性(SRA を添加した UFC)

No.	名称	フレッシュ性状		凝結 始発 (h-m)	強度特性								
		フロー 値* (mm)	空気量 (%)		圧縮強度 f_c' (N/mm ²)	標準 偏差	危険率 5%とな る値	ひび割れ発 生強度 f_{cr} (N/mm ²)	標準 偏差	危険率 5%とな る値	破壊エネル ギー GF (N/mm)	標準 偏差	危険率 5%とな る値
1	FM2.0%	272	3.8	10-30	229	17.3	200	8.18	0.6	7.1	16.5	1.9	13.4
2	FM2.0%+SRA-1	280	3.5	14-35	229	6.3	218	9.51	0.7	8.3	18.9	1.8	16.0
3	FM2.0%+SRA-2	272	2.5	12-15	208	12.8	187	10.6	1.1	8.8	20.4	1.4	18.1
4	FO3.0%	277	3.2	—	183	16.4	156	9.24	0.7	8.0	5.55	0.7	4.4
5	FO3.0%+SRA-1	279	3.4	—	173	11.6	154	9.89	0.8	8.6	5.71	0.6	4.7
6	FO3.0%+SRA-2	252	3.3	—	165	9.8	149	10.2	0.9	8.8	6.44	0.9	4.9
7	NF	268	2.8	10-20	221	6.0	-	8.9	0.1	-	0.03	-	-
8	NF+SRA-1	263	3.2	14-25	220	7.0	-	9.1	0.3	-	0.03	-	-
9	NF+SRA-2	275	3	12-10	200	5.8	-	8.8	0.3	-	0.03	-	-

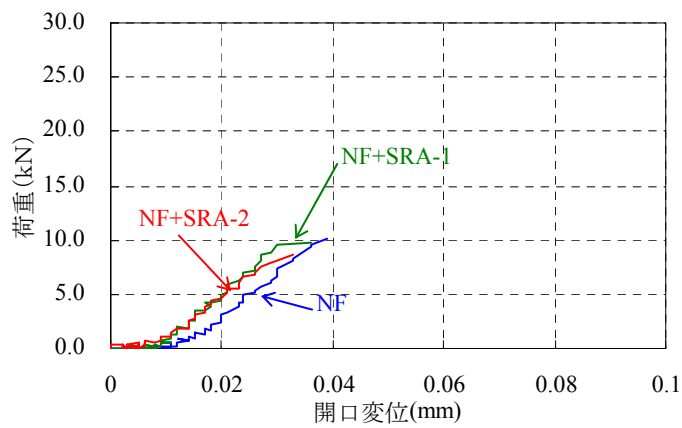
第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討



(a) FM



(b) FO



(c) NF

図 6.4 荷重—開口変位関係(SRA を添加した UFC) * : JIS R 5201, 0 打フロー

(2) SRAを添加したUFCの破壊力学特性

図6.4は、切欠きはりの3点曲げ試験から得られた荷重－開口変位関係を示したものである。図6.4(a), (b)に示す様に、FM2.0%, FO3.0%では、SRAを添加することで、最大荷重が増加することが確認された。特にSRA-2を添加した場合にはSRA を添加していない場合にくらべてピーク以降の下降域でも高い荷重を維持できることがわかった。また、表6.4 に示すようにFM2.0%, FO3.0%において、得られた標準偏差を考慮すると、いずれのSRA を添加しても G_F は向上しており、特にSRA-2 を添加した方がSRA-1より高い値を示した。さらに、図6.4(a)に示すように、FM2.0%において、SRA を添加すると、荷重－開口変位曲線は荷重低下と増加を細かく繰り返す形で振幅が観察されるようになり、とくにSRA-2 を添加した場合には顕著となった。これは、SRA-2 の添加により母材と繊維との界面付着が改善されることで、大きな引張力を分担できるようになった繊維が母材との付着切れを起こした際に急激に引き抜けるために生じた現象と考えられる。次にFO3.0%において、SRAを添加することによって、ひび割れ発生荷重（第1ピーク）は大きく変化することはないが、ひび割れ発生以降の最大荷重（第2ピーク）には、影響を及ぼすことが確認された。ここでは、FO3.0%+SRA-2が最も高く、FO3.0%+SRA-1, FO3.0%の順に最大荷重が小さくなることが確認された。また、NFにおける G_F は、表6.4 に示すようにFM2.0%, FO3.0%よりもかなり低い値であり、SRA の種類ならびに添加量が G_F や荷重－開口変位関係に与える影響はほとんど認められなかった。

図6.5はFM2.0%, FO3.0%について、逆解析より推定した引張軟化曲線を示したものである。ここで、FM2.0%に、SRA-2 を添加した場合は、荷重－開口変位 曲線の振幅が大きかったため、その荷重－開口変位曲線の上限值ならびに下限値を抽出し、それぞれに対応する引張軟化曲線を推定している。同図から、FM2.0%にSRA を添加することで軟化開始応力が向上し、SRA-1 を用いた場合がもっとも高い結果となった。しかし、仮想ひび割れ幅が1.75～2.75mm の範囲以上になると、FM2.0%+SRA-1よりもFM2.0%+SRA-2の方が、引張応力が高くなり、SRA の添加によって、ひび割れたUFCの引張応力の伝達性能が向上することがわかった。次に、FO3.0%では、ひび割れ発生以降、引張応力が最大となる点が存在しており、SRAを添加することで増大することが確認された。また、FO3.0%+SRA-1よりもFO3.0%+SRA-2の方が増大することが確認された。

第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討

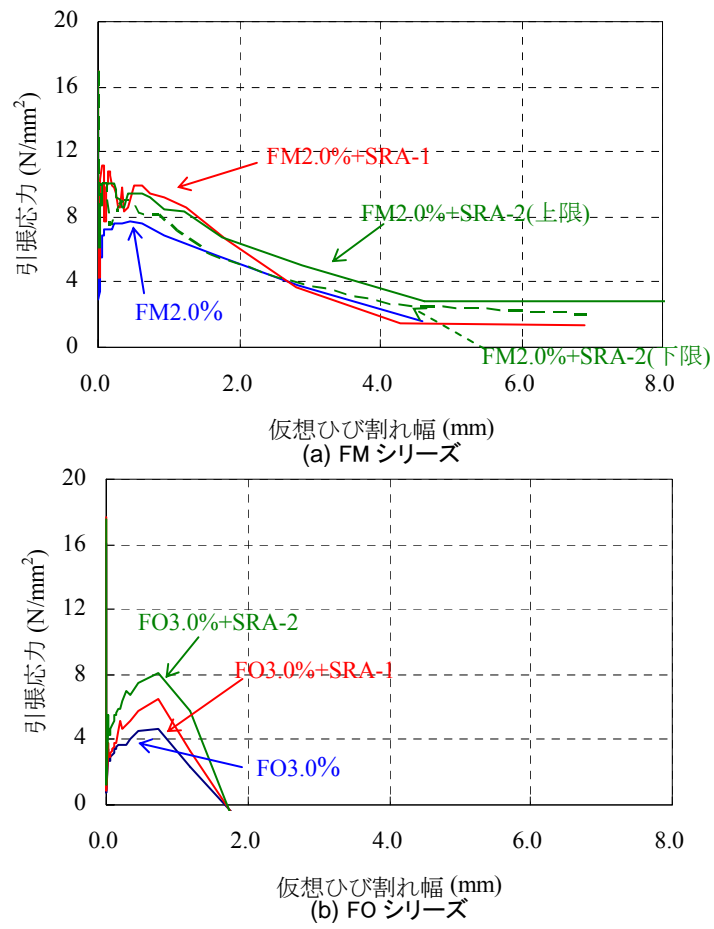
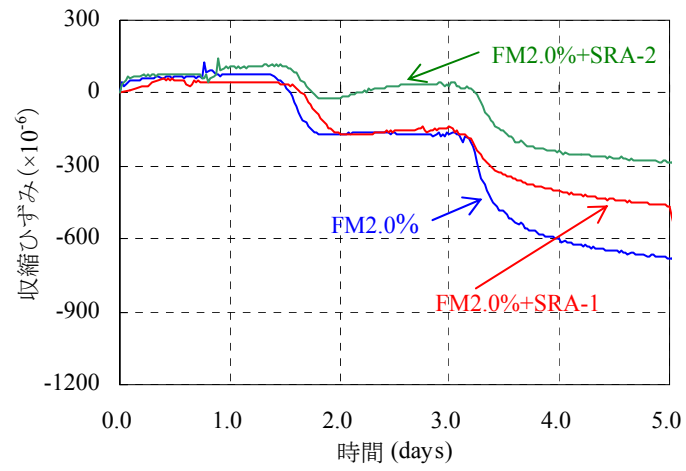
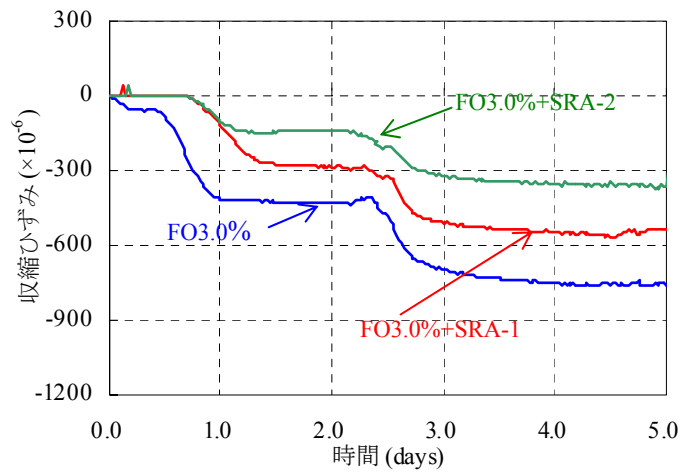


図 6.5 引張軟化曲線(SRA を添加した UFC)

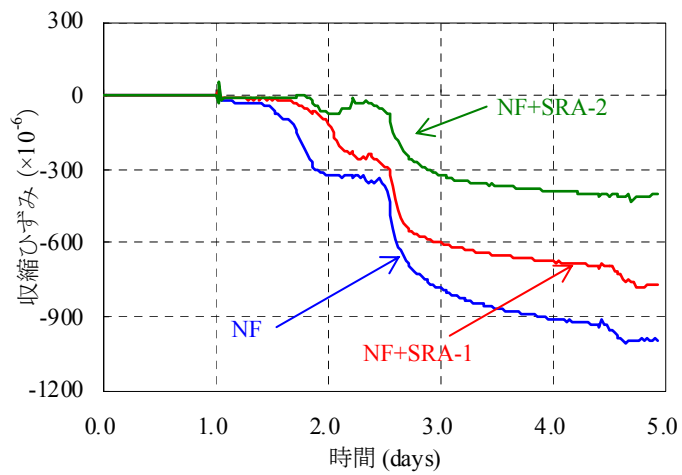
第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討



(a) FM



(b) FO



(c) NF

図6.6 収縮ひずみの経時変化(SRAを添加したUFC)

(3) UFC の収縮特性

図6.6は、養生中に発生した収縮ひずみの経時変化を示したものであり、図6.6(a)はFM、図6.6(b)はFO、図6.6(c)はNFを示したものである。また、図6.7は養生中に発生したUFCの収縮ひずみの測定結果を示したものである。図6.7に示すFM2.0%において、1次養生ならびに2次養生を通じた全収縮ひずみは、SRAを添加しない場合にくらべて市販のSRA-1を添加した場合には32%程度、SRA-2を添加した場合には50%程度となっており、新しく開発されたSRA-2を用いることでUFCの収縮を大幅に低減できることがわかった。次に、FO3.0%では、1次養生ならびに2次養生を通じた全収縮ひずみは、SRAを添加しない場合にくらべて市販のSRA-1を添加した場合には31%程度、SRA-2を添加した場合には54%程度になっていることがわかった。また、NFにおける全収縮ひずみは、FM2.0%の場合にくらべてSRA-1を添加した配合で1.9倍、SRA-2を添加した配合でも1.9倍、SRAを添加していない配合で1.5倍となっており、SRAを併用する場合、PVA繊維よりも鋼繊維の方が高い低減効果を示すことがわかった。また、NFにおいて、SRA-2を用いたUFCの全収縮ひずみは 822×10^{-6} となり、 $V_f=2\%$ でSRAを用いていないUFCの場合の 853×10^{-6} よりも小さくなっている。以上のことから、従来のコンクリートや高強度コンクリートを対象としているSRA-1よりも、UFC向けのSRA-2は、高い収縮低減効果を有していることがわかる。また、表6.4、図6.6および図6.7の結果を勘案すると、鋼繊維を混入したUFCにおいてSRAを添加することで f_{cr} や G_F が向上した原因には、i) 収縮を鋼繊維が拘束することでマトリクスに生じる引張応力を抑制できること、ii) マトリクスと鋼繊維の界面に生じる収縮応力を低減し、微細収縮ひび割れを抑制することで鋼繊維の架橋効果を向上できることなどが関与したと考えられる。

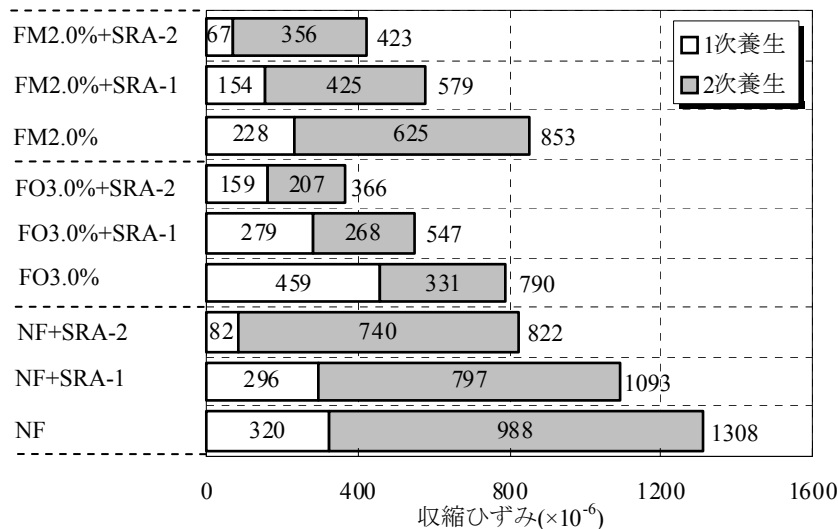


図 6.7 養生中に発生した収縮ひずみ

(4) ひび割れ幅に関する検討(両側引張試験)

表 6.5 は両側引張試験の結果、図 6.8 は各水準におけるひび割れ発生荷重を示したものである。FM2.0%に SRA-2 を添加することにより、かぶり c にかかわらず、ひび割れ発生荷重は増大することが確認された。これは、表 6.5 に示す様に、SRA の添加により、発生する収縮ひずみが低減され、鋼材の拘束により発生する引張応力が低減したためと考えられる。さらに、ひび割れ発生荷重について、SRA を添加することにより、かぶり c が 10mm の水準では 2.2 倍程度、かぶり c が 20mm の水準では 1.4 倍程度、かぶり c が 30mm の水準では 1.2 倍程度増大した。つまり、かぶりが小さい水準の方が、ひび割れ発生荷重の増加率は高くなっており、かぶりを小さくする、すなわち、軸方向鋼材比が大きくなる場合には、SRA の添加が有効であると考えられる。

図 6.9 は両側引張試験から得られた荷重とひび割れ幅の関係を示したものである。図 6.9 (a) は、かぶり c が 10mm、図 6.9 (b)は、かぶり c が 20mm、図 6.9 (c)はかぶり c が 30mm のケースを示したものである。各ケースにおいても、SRA-2 を添加することで、荷重-ひび割れ幅の関係は変化しており、ひび割れ幅の抑制に効果を有していることがわかる。

表 6.5 両側引張試験結果 (SRA を添加した UFC)

名称	SRA		かぶり c (mm)	ひび割れ発生 荷重 (kN)	養生中に発生 した収縮ひず み($\times 10^{-6}$)
	なし	SRA-2			
FM2.0%	○	—	10	12.0	438
FM2.0%	○	—	20	31.2	352
FM2.0%	○	—	30	62.3	366
FM2.0%+SRA	—	○	10	26.6	318
FM2.0%+SRA	—	○	20	42.6	302
FM2.0%+SRA	—	○	30	75.6	288

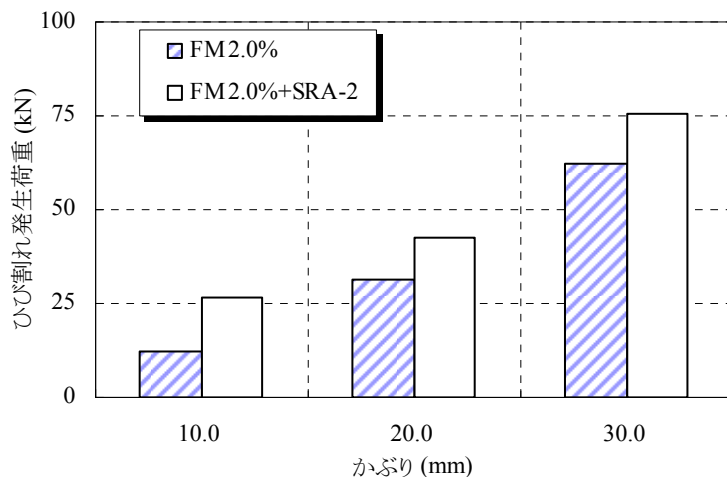


図 6.8 ひび割れ発生荷重(SRA を添加した UFC の両側引張試験)

第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討

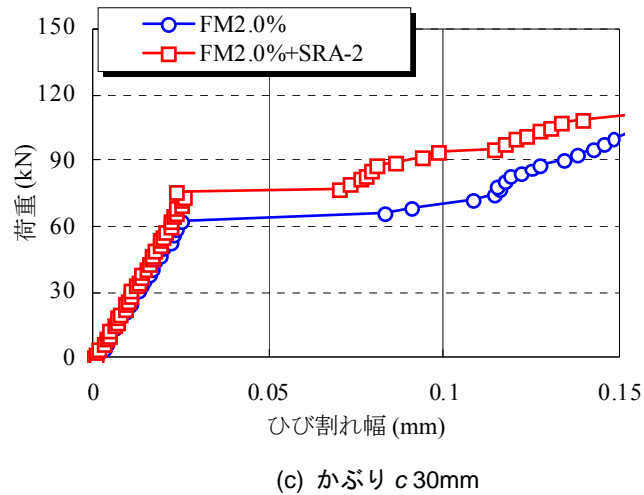
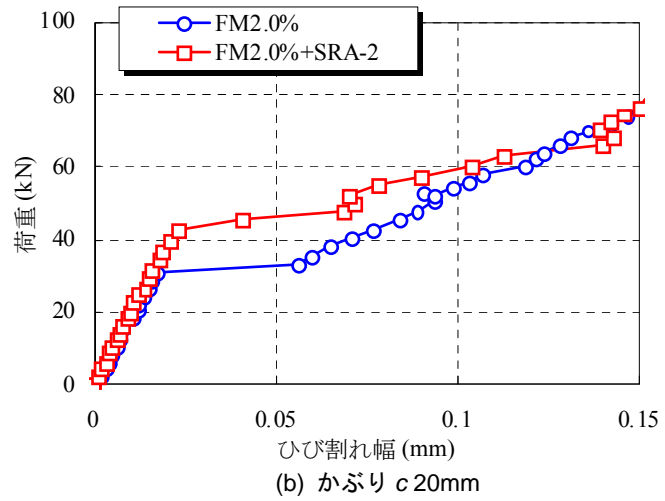
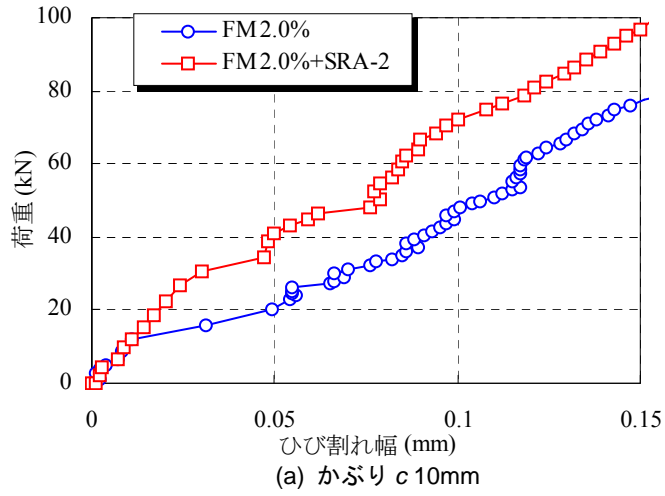


図 6.9 荷重とひび割れ幅の関係(SRA を添加した UFC の両側引張試験)

表 6.6 SRA を添加した R-UFC はり部材の戴荷試験結果

名称	養生中に発生した収縮ひずみ($\times 10^{-6}$)	曲げひび割れ発生荷重(kN)	最大荷重(kN)
FM	945	32.2	150.8
FM+SRA-1	604	36.5	190.8
FM+SRA-2	456	49.8	196.4
FO	—	養生中に発生	87.7
FO+SRA-1	753	19.6	96.8
FO+SRA-2	644	21.1	97.5
NF	—	養生中に発生	32.9
NF+SRA-1	—	養生中に発生	37.7
NF+SRA-2	433	32.9	32.9

6.2.5 SRA を添加した R-UFC はり部材のせん断特性

表6.6 は、R-UFCはり部材のせん断戴荷試験結果を示したものである。FM2.0%において、SRA を添加した水準ではSRA を添加していない水準にくらべて、最大荷重とひび割れ発生荷重が増大した。ここで、ひび割れ発生荷重は、SRAの添加により13～55%程度増加しており、最大荷重は、27～30%程度増加することが確認された。加えて、SRA-2を添加した方が、SRA-1を添加した水準より、最大荷重が増加することがわかる。図6.10は、R-UFCはり部材の載荷終了後のひび割れ状況を示したものであり、養生終了時に生じていた初期ひび割れは破線(青線)で、載荷によって最終的に破壊に至った斜めひび割れは太線(赤色)で表記している。ここで、NFのシリーズでは養生中に剥落した箇所が存在していたことに加えて、NFシリーズ、FO3.0%シリーズにおいて、養生中にひび割れが生じている試験体が存在した。また、クラックスケールを用いた目視観察を行った結果、養生中の剥落箇所以外におけるひび割れ幅は0.2mm以下であった。ここでは、斜め引張破壊するようにI型はりとしたため、養生中にひび割れが生じたものと考えられる。ここで、図6.10(a)～(c)がFM2.0%とFM2.0%にSRAを添加した水準のひび割れ状況を示したものである。いずれのケースともに、斜めひび割れによって破壊したことが分かる。下フランジ部分はSRAの添加によって載荷前の初期に生じる引張応力が低下し、ひび割れが減少しているものの、ウェブ部分についてはSRA の添加の有無によってひび割れの分散性に大きな違いがなかったことが確認された。次に、FO3.0%の場合では、表6.6に示す様にSRAの添加により、10%程度最大荷重が増大しており、FO3.0%+SRA-2とFO3.0%+SRA-1の最大荷重は、ほぼ等しくなった。ひび割れ発生荷重については、FO3.0%では、養生終了直後にひび割れの発生が確認されたため、養生中にひび割れが発生していたと考えられる。しかし、

第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討

FO3.0%+SRA-2とFO3.0%+SRA-1では、載荷前にひび割れが発生していないことが確認された。また、図6.10(d)~(f)は、FO3.0%シリーズのひび割れ発生状況を示したものであるが、FMシリーズほど、ひび割れは分散していないものの、斜めひび割れが破壊に支配的なひび割れとなっていることが分かる。

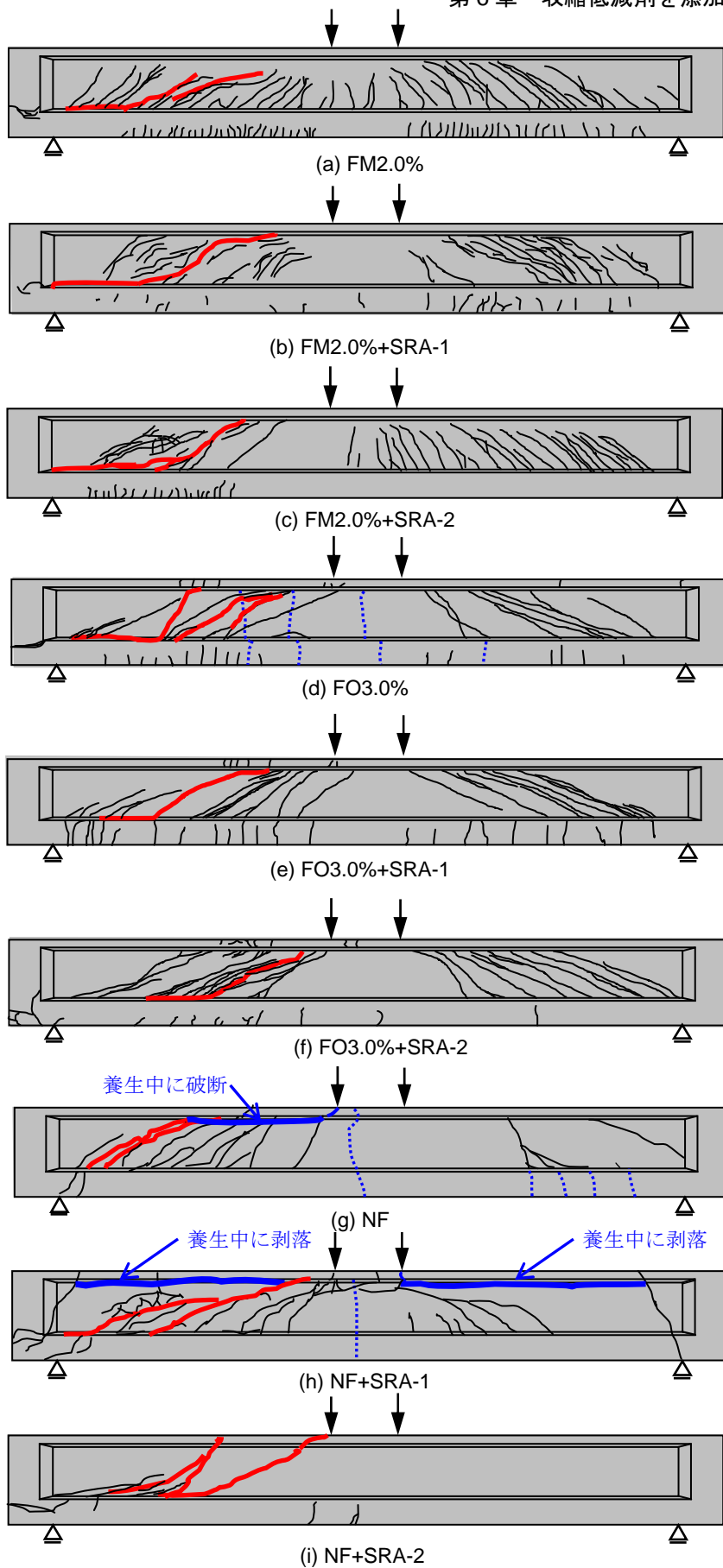


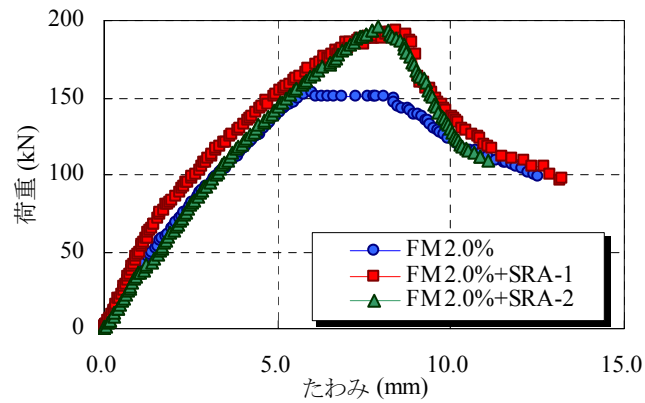
図 6.10 ひび割れ性状(R-UFC はりのせん断載荷試験)

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

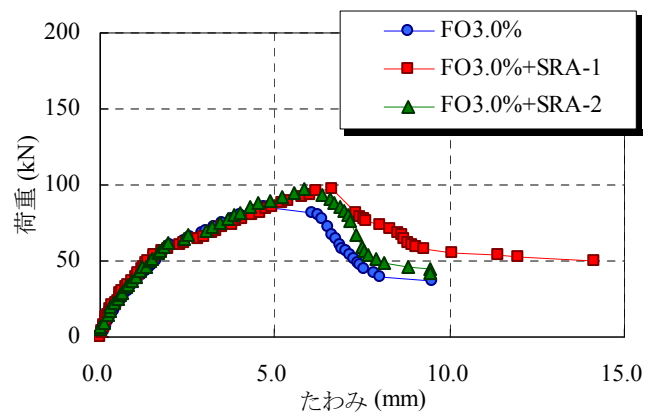
一方、NF の場合、表 6.6 に示すように SRA の種類ならびに添加量によって、最大荷重は大きく変化しなかった。図 6.10 (g)~(i)は、NF シリーズの R-UFC はり部材の載荷終了後のひび割れ状況を示したものであるが、いずれの水準も斜めひび割れで破壊したものの、NF+SRA-1 と NF では、熱養生中にすでにひび割れが発生していた。なお、NF+SRA-2 では、載荷試験開始までに初期ひび割れの発生は認められなかった。また、図 6.7 で示したように、NF+SRA-1、NF では、養生中に 1000×10^{-6} を超えるような大きな収縮ひずみが生じており、これは、養生中の R-UFC はり部材のひび割れ発生に起因したと考えられる。養生中にひび割れの発生が認められた水準において、UFC の収縮変形が軸方向補強鋼材で拘束される等モーメント区間中央部や下フランジ下縁部だけでなく、下縁に配置した軸方向補強鋼材による拘束を受けにくい上フランジ部でも養生中のひび割れがより多く認められた。

図6.11 は、R-UFCはり部材のせん断載荷試験より得られた荷重-たわみ関係を示したものである。図6.11(a)に示すFM2.0%では、SRAの種類にかかわらず、曲げひび割れ発生荷重と最大荷重の増大が認められた。また、表6.6 に示したようにSRA を添加していない場合と比べて、SRA-1、SRA-2を添加した両ケースとも、1.3 倍程度、最大荷重が増加しており、両ケースには大きな差異が見られなかった。また、図6.11(b)のFOシリーズで、SRA-1、SRA-2を添加した両ケースとも、1.1倍程度、最大荷重が増加していることが分かる。つまり、表6.4 に示したように、いずれのSRA を添加した場合においても、UFC 自身の G_F が増大した結果を勘案すると、SRA の添加によって、R-UFCはり部材に生じた斜めひび割れの間で架橋した短繊維の応力伝達性能が向上し、せん断性能を改善できたものと考えられる。また、表6.6 に示したようにFM2.0%のUFC の収縮が低減するほど、載荷直前までに生じる内部鋼材の初期ひずみが小さくなり、R-UFCはり部材のひび割れ発生荷重が増大している。これは、SRA の添加によって、i) 内部鋼材によるUFC の収縮拘束で生じる下縁引張応力が低減できること(巨視的収縮拘束応力の低減)、ii) 鋼繊維による収縮拘束を低減してUFC自身の f_{cr} が増大すること(微視的収縮拘束応力の低減)、などに起因するものと考えられる。また、図6.11(c) では、いずれの場合もR-UFC はり部材の最大荷重 は同程度であり、SRA の添加による最大荷重の向上効果は存在していなかった。つまり、SRA と短繊維を組み合わせることで発現する現象であると言える。次に、NF+SRA-1、NFでは、図6.10に示したように載荷前に初期ひび割れを生じており、荷重-たわみ関係では、SRA-2 を添加した配合よりもピーク荷重までの初期剛性が低く、ピーク後も明らかに大きな変形を生じていた。このようにNFにSRA-2を添加することで、初期ひび割れに起因した耐荷力の低下が小さいR-UFC はり部材の製造を可能にできることが確認された。

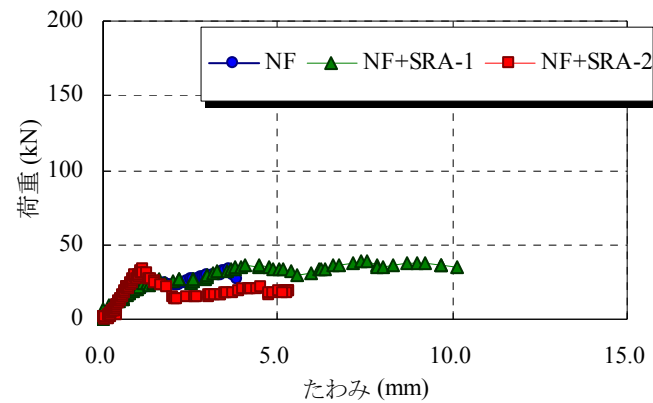
第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討



(a) FM



(b) FO



(c) NF

図 6.11 荷重－たわみ関係 (UFC 製 RC はり部材のせん断載荷試験)

次に、図 6.12 は R-UFC はり部材のせん断載荷試験より得られた荷重と曲げひび割れ幅の関係である。FO3.0%、NF においては、2 次養生中にひび割れが発生したため、ここでは、FM2.0% のシリーズのみについて示している。同図から、同一荷重において、FM2.0%、FM2.0%+SRA-1、FM2.0%+SRA-2 の順にひび割れ幅が小さくなることがわかる。つまり、R-UFC はり部材においても、SRA の添加により曲げひび割れ幅の抑制が可能であり、ひび割れ幅の抑制については、SRA-2 が最も高い効果を有していることが分かる。

第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討

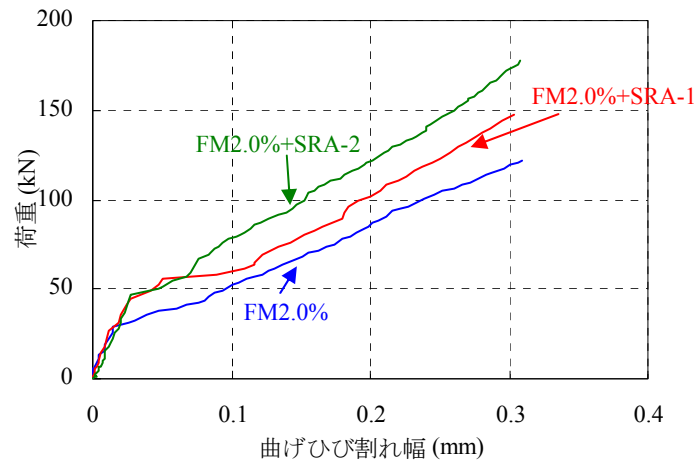


図 6.12 荷重—曲げひび割れ幅の関係(R-UFC はり部材のせん断載荷試験)

6.3 SRA を添加した UFC と普通コンクリートからなる複合 RC 部材に関する検討

本節では、収縮を低減し、内部に軸方向補強鋼材を配置した UFC の応用例として、UFC と普通コンクリートからなる複合 RC はり部材について検討を行った。ここで対象とした UFC は、SRA を添加した FM2.0% である。これまでに、氏家ら⁶⁾は、UFC の特徴に着目し、せん断補強された RC はり部材と、はり部材の引張縁に UFC を配置した複合構造を対象に、破壊挙動や変形挙動などについて検討を行いその優位性を示してきた。それに加えて、UFC は極めて高いせん断耐荷力を有しているため、はり部材のウェブに UFC を配置すれば、高いせん断抵抗力を有する複合 RC はり部材を実現できると考えられる。そこで、本節では、SRA を添加し、事前に、U 字型の UFC 製埋設型枠を作製した後、コンクリートを打ち込むことで一体化させた複合 RC はり部材について検討を行うこととした。ここでは、せん断補強筋を一切使用しておらず、せん断破壊、曲げ破壊に着目して検討を行った。

表 6.7 試験水準(複合 RC はり部材)

No.	名称			鋼材種類	鋼材本数(本)	軸方向鋼材比 ρ (%)*	シリーズ
	FM2.0%	FM2.0+SRA-1	FM2.0%+SRA-2				
1	○			波節 D10 (SD295A) ($f_y=355 \text{ N/mm}^2$)	2	0.52	シリーズ 1
2		○					
3			○				
4	○			波節 D13 (SD295A) ($f_y=355 \text{ N/mm}^2$)	3	1.33	シリーズ 2
5		○					
6			○				
7	○			ツイストタイプ ($\phi=12.6\text{mm}$) ($f_y=1188 \text{ N/mm}^2$)	3	1.25	シリーズ 3
8		○					
9			○				

* : 全断面に対する比率

6.3.1 試験水準と使用材料（複合 RC はり部材）

表 6.7 は試験水準を示したものである。試験要因は収縮低減剤添加の有無と種類，軸方向鋼材の種類・配筋量である。ここでは，せん断補強筋は一切配置せず，有効高さを一定としたまま軸方向鋼材の種類と配筋量を変化させた。ここでは，D10(SD295A)×2 本を配置した水準（以降，シリーズ 1 と表記），D10(SD295A)×3 本を配置した水準（以降，シリーズ 2 と表記），細径異形 PC 鋼棒×3 本を配置した水準（以降，シリーズ 3 と表記）の 3 シリーズを設定した。シリーズ 1 は曲げ破壊になることを意図したものであり，シリーズ 3 はせん断破壊になることを意図したものである。

表 6.8 は，充填したコンクリートの使用材料，表 6.9 は充填したコンクリートの示方配合を示したものである。UFC 製埋設型枠内に充填したコンクリートでは，早強セメントを用いて，材齢 7 日後の載荷試験時の圧縮強度が 30~40N/mm² となる様に，W/C を 50%と設定した。

表 6.8 充填したコンクリートの使用材料(複合 RC はり部材)

種類		記号	物性または成分
セメント	早強セメント	C	密度:3.12g/cm ³ , 比表面積:4650(cm ² /g)
細骨材	山砂	S _a	静岡県掛川産, 表乾密度:2.56g/cm ³ , 粗粒率:2.68, 吸水率:2.40%
粗骨材	硬質砂岩	G	茨城県砂川産, 表乾密度:2.64g/cm ³ , 粗粒率:7.00, 吸水率:0.64%
混和剤	AE 減水剤	Ad ₁	変性リグニンスルホン酸化合物
	AE 剤	Ad ₂	アルキルエーテル系イオン界面活性剤

表 6.9 充填したコンクリートの示方配合(複合 RC はり部材)

W/C (%)	S _{a/a} (%)	単位量 (kg/m ³)				Ad ₁ (C×%)	Ad ₂ (C×%)
		W	C	S _a	G		
50	46	165	330	807	980	1.0	0.002

6.3.2 試験体の製作と養生（複合 RC はり部材）

図 6.13 は複合 RC はり部材の試験体概要を示したものである。ここでは、軸方向鋼材を内部に配置した UFC 製埋設型枠を事前に製作し、コンクリートを充填して、複合 RC はり部材を製作した。試験体の幅 B を 150 mm、せん断スパン a を 500 mm、等モーメント区間を 500 mm とした。また、長手軸方向中央部の軸方向補強鋼材表面に、耐熱性に優れたひずみゲージを貼り付け、UFC 製埋設型枠の製作時から、載荷試験終了時まで、軸方向補強鋼材のひずみを連続的に計測した。

UFC とコンクリートを十分に一体化させるために、コンクリートと接する UFC の表面に円柱の突起を設けた。図 6.14 は UFC 表面に設置した突起の概要を示すものであるが、突起の直径は 15mm、突起の高さは 10mm、突起の中心間隔は 30mm とした。UFC 表面に設定した円柱突起(コンクリートの設置面)について、本研究では、突起の高さを 10mm、突起の径を 15mm、突起のピッチを 30mm と設定した。ここで突起の高さ、突起の直径は小幡ら⁷⁾の研究をもとに定めた。小幡らの研究では、突起の高さが 5mm あれば、 3.0N/mm^2 程度の付着強度を確保できることと、突起直径が 9mm、19mm では同等の付着強度であることが報告されていることを考慮して、突起の径、突起の直径を設定した。また、突起の間隔は充填するコンクリートの骨材径を考慮して設定した。UFC の練混ぜには容量 100 ℓ の強制パン型ミキサーを用いた。UFC の

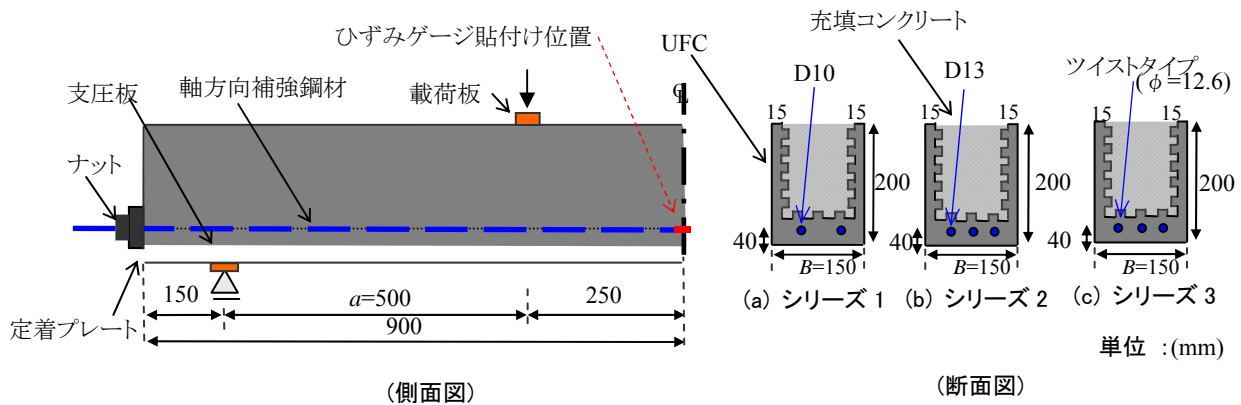
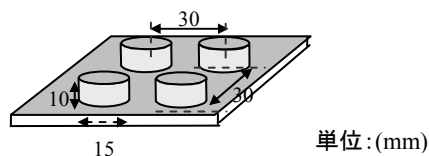


図 6.13 試験体概要(複合 RC はり部材)



(a) 円柱突起の設置状況 (b) 円柱突起の寸法
図 6.14 UFC 表面に設置した円柱突起(UFC と充填したコンクリートの界面)

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

コンシステンシー試験として、フロー試験（JIS R 5201, 0 打フロー）を行い、管理を行った。フロー値については、SP 添加量を調整することにより、 260 ± 10 mm の範囲内になるように管理を行った。UFC 製埋設型枠の成型方法は、UFC 指針(案)²⁾に従った。ここでは、短繊維の配向が強度特性などに強く影響を及ぼすことが予想されるため、流込み速度を遅くして、短繊維の配向が偏るのを防いだ。UFC は、ほとんどブリーディングを生じないため、UFC と軸方向補強鋼材間の界面において、ブリーディングに起因する間隙は出来にくく、UFC と軸方向補強鋼材は十分に付着していると考えられる。次に、1 次養生として、ポリ塩化ビニリデンフィルムで試験体を覆い、 20°C 48 時間の封緘養生を行った。その後、最高温度を 90°C として、48 時間保持する標準熱養生を行った。脱型時と熱養生終了時には、目視観察を行ったが、ひび割れの発生は確認されなかった。UFC の養生終了後、UFC 埋設型枠内部にコンクリートを充填して、 20°C の恒温室で7日間の封緘養生を行った。コンクリートは 100ℓ の強制パン型ミキサーを用いて練り混ぜており、UFC 表面に配置した突起と十分に付着させるため、スランプが 10 ± 2.5 cm となるようにコンクリートの配合を選定した。また、管理試験として、UFC では圧縮強度、ひび割れ発生強度、充填したコンクリートでは、圧縮強度、割裂引張強度の計測を行った。UFC を対象とした圧縮強度試験では、 $\phi 50 \times 100$ mm の円柱試験体、ひび割れ発生強度の測定では $\phi 100 \times 200$ mm の円柱試験体を用い、UFC 指針(案)に従って割裂引張試験より求めた。また、充填したコンクリートを対象とした管理試験では、圧縮強度試験（JIS A 1108 に準拠）、割裂引張試験（JIS A 1113 に準拠）を行っており、両者ともに $\phi 100 \times 200$ mm の円柱試験体を用いた。

6.3.3 載荷概要（複合RCはり部材）

複合RCはり部材の載荷試験では、容量2000kNの万能耐圧機により、静的単調に載荷を行い、載荷速度は10.0 kN/min.とした。ここでは、ローラー支点を用いており、支点と試験体の間に支圧板を設置し、耐圧機と試験体の載荷点の間には載荷板を設置した。支圧板の幅は、50mmであり、載荷板の幅は30mmである。試験体中央部鉛直変位と支点部の鉛直変位を高感度変位計により計測し、中央部の鉛直変位より支点部鉛直変位を差し引くことで試験体のたわみを求めた。また、等モーメント区間（区間長：500mm）の試験体下面に、ひずみゲージと π 型変位計（標点距離：100mm）を千鳥状に貼り付け、ひび割れ発生の検知とひび割れ幅の計測を行った。支点部には、2枚のテフロンシートからなる減摩パッドを試験体と支圧板の間に挿入し、支点における拘束を防止した。また、試験体端部に定着プレートを設置して、定着部で破壊することを防止した。

表 6.10 強度特性(複合RCはり部材)

種類	圧縮強度 f_c' (N/mm ²)	ひび割れ発生強度 f_{cr} (N/mm ²)	破壊エネルギー G_F (N/mm)
FM2.0%	224	8.2	1.07×10^4
FM2.0%+SRA-1	227	10.3	1.15×10^4
FM2.0%+SRA-2	206	10.9	1.19×10^4
コンクリート	38	2.1	計測せず

表 6.11 載荷試験結果(複合RCはり部材)

No.	名称	軸方向補強鋼材に発生した初期ひずみ ($\times 10^{-6}$)			ひび割れ 発生荷重 (kN)	最大荷 重(kN)	破壊形態
		1次養生中	2次養生中	全ひずみ量 (1次+2次)			
1	FM2.0%	120	453	573	42.1	73.7	曲げ破壊
2	FM2.0%+SRA-1	84	269	353	44.9	95.4	曲げ破壊
3	FM2.0%+SRA-2	39	211	250	45.6	89.9	曲げ破壊
4	FM2.0%	48	765	813	29.5	142.4	曲げ破壊
5	FM2.0%+SRA-1	130	475	605	35.6	136.1	せん断破壊
6	FM2.0%+SRA-2	138	298	436	48.4	140.1	曲げ破壊
7	FM2.0%	103	747	850	26.0	192.5	せん断破壊
8	FM2.0%+SRA-1	83	512	595	31.6	225.9	せん断破壊
9	FM2.0%+SRA-2	75	330	405	47.0	229.4	せん断破壊

6.3.4 試験結果（複合 RC はり部材）

表 6.10 は強度試験特性を示したものであるが、所定の強度が得られていることが確認された。表 6.11 は、複合 RC はり部材の荷重試験から得られた結果を示したものである。図 6.15 は、UFC 埋設型枠内に配置した軸方向鋼材に、養生中に発生した全ひずみを示したものである。同図より、全シリーズにおいて、FM2.0%、FM2.0%+SRA-1、FM2.0%+SRA-2 の順に、発生したひずみが小さくなるのがわかる。また、軸方向鋼材比がほぼ等しいシリーズ 2 とシリーズ 3 では、ほぼ同等のひずみが発生していることが確認された。また、FM2.0%+SRA-2 では、FM2.0%に比べて、発生したひずみが半分程度となっており、FM2.0%+SRA-2 の方が、より優れた収縮低減効果を有していることが確認された。

図 6.16 は、各試験水準におけるひび割れ発生荷重を示したものである。FM2.0%において、シリーズ 2、シリーズ 3 のひび割れ発生荷重は、シリーズ 1 に比べて小さくなっており、軸方

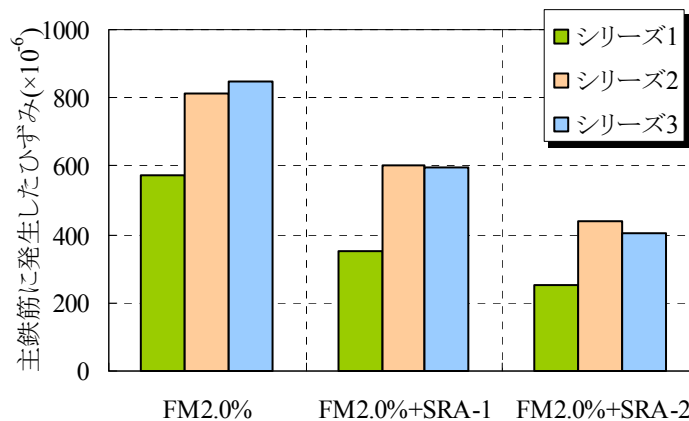


図 6.15 軸方向補強鋼材に発生したひずみ (複合 RC はり部材)

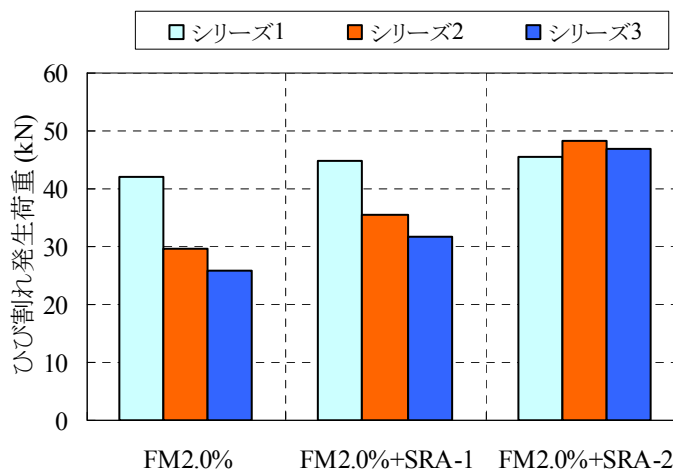


図 6.16 ひび割れ発生荷重 (複合 RC はり部材)

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

向鋼材比が増大するにつれて、ひび割れ発生荷重が低下していることが分かる。しかし、収縮低減剤を添加することにより、ひび割れ発生荷重は増大し、特に FM2.0%+SRA-2 では、軸方向鋼材比にかかわらず、ひび割れ発生荷重はほぼ等しくなることが確認された。

図 6.17 は、複合 RC はり部材の曲げ試験から得られた荷重-たわみ関係を示したものである。(a) はシリーズ 1、(b) はシリーズ 2、(c) はシリーズ 3 の結果を示したものである。図 6.17(a) において、収縮低減剤を添加することで、最大荷重は増大しており、FM2.0%で 73.7kN、FM2.0%+SRA-1 で 95.4 kN、FM2.0%+SRA-2 で 89.9kN となっており、20~30%程度、最大荷重が増加していることが確認された。これは、収縮低減剤の添加により、軸方向補強鋼材に発生する収縮応力が低減されたことと、UFC 自身の破壊エネルギー、ひび割れ発生強度が向上したためと考えられる。また、最大荷重以降も耐荷力を保持しており、延性的な曲げ破壊となることが確認された。次に、図 6.17(b) において、最大荷重は、全ケースともほぼ同等となった。また、FM2.0%、FM2.0%+SRA-2 は最大荷重以降も耐荷力を保持しており、延性的な曲げ破壊となった。しかし、FM2.0%+SRA-1 では、最大荷重以降、急激に耐荷力が低下しており、脆性的なせん断破壊となっており、SRA の種類により破壊形態が変化することが確認された。その原因として、次のことが考えられる。FM2.0%+SRA-1 では、SRA-1 の添加により、軸方向補強鋼材に発生する応力が減少し、曲げ破壊荷重が向上したため、せん断破壊に移行したものと考えられる。また、FM2.0%+SRA-2 では、SRA-2 の添加により、軸方向補強鋼材に発生する応力が減少し、曲げ破壊荷重が向上したと考えられる。同時に SRA-2 の添加により、破壊エネルギー、すなわち斜め方向に対する引張抵抗力が、向上したものと考えられる。その結果、せん断破壊荷重が、曲げ破壊荷重を上回り、曲げ破壊となったものと考えられる。次に、図 6.17(c) では、全ケースとも最大荷重以降、急激に耐荷力が低下するせん断破壊となることが確認された。ここでは、SRA-2 の添加により、最大荷重が 18%程度、SRA-1 の添加により 10%程度増加しており、荷重-たわみ曲線が変化することが確認された。これは、SRA を UFC に添加したことにより、UFC の破壊エネルギーが増大し、斜めひび割れを架橋する短繊維の応力伝達性能が増大したためと考えられる。

第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討

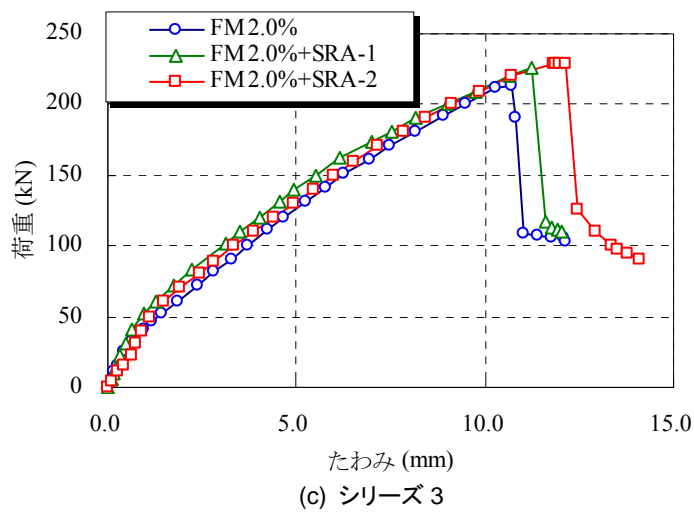
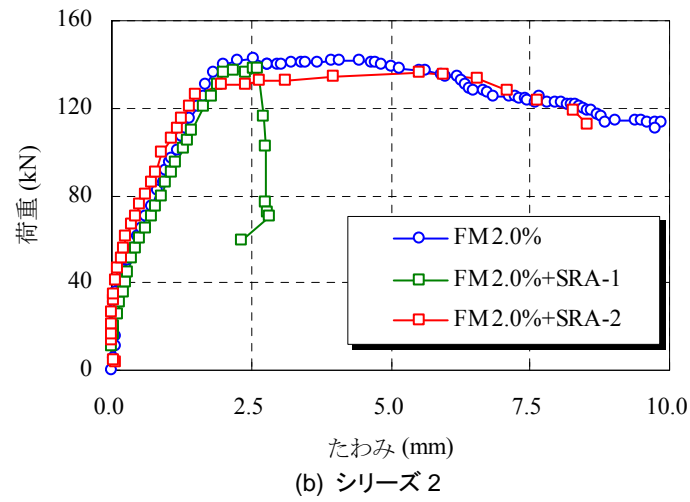
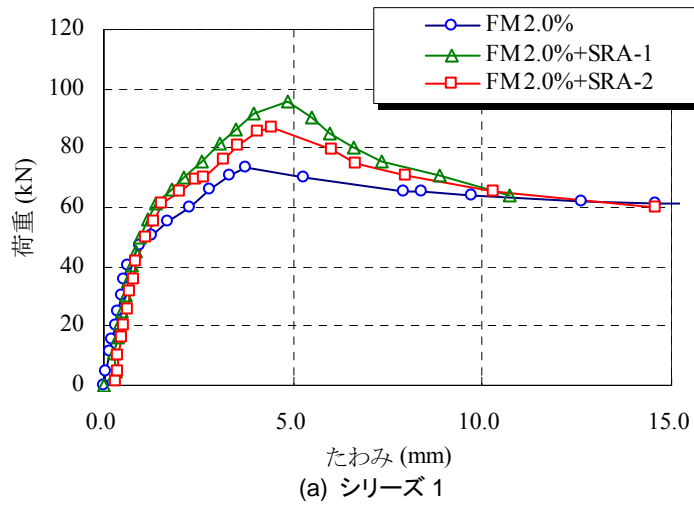


図 6.17 荷重—たわみ関係(複合 RC はり部材)

第6章 収縮低減剤を添加したUFCに関する検討

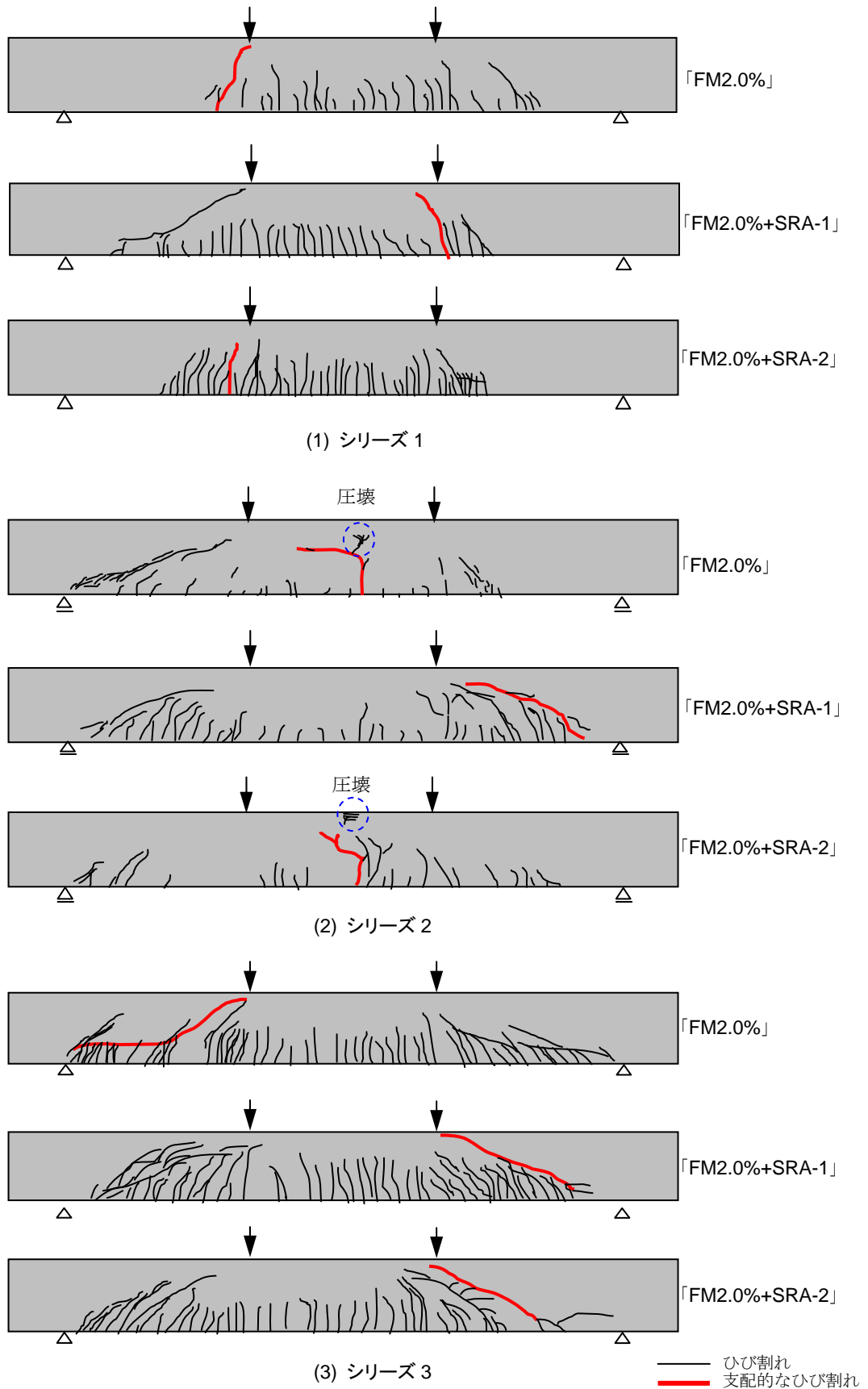


図 6.18 ひび割れ性状(複合 RC はり部材)

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

図 6.18 は複合 RC はり部材のひび割れ性状を示したものである。(a)はシリーズ 1, (b)はシリーズ 2, (c)はシリーズ 3 の結果を示したものである。まず、同図(a)では、全ケースにおいて、載荷点付近、等モーメント区間に発生した曲げひび割れが大きく開き、曲げ破壊になったと判断される。次に、同図(b)では、FM2.0%, FM2.0%+SRA-2 のケースにおいて、上縁が圧壊する曲げ破壊となったが、FM2.0%+SRA-1 では、斜めひび割れが破壊に対して支配的なひび割れとなっており、せん断破壊になったと判断される。また、同図(c)において、全ケースとも、斜めひび割れが支配的なひび割れとなり、破壊に至っており、せん断破壊になったと判断される。また、全ケースにおいて、載荷試験終了後、目視観察と打音検査を行ったが、UFC とコンクリートの剥離は確認されておらず、図 6.17 に示す荷重-たわみ関係と合わせて考慮すると、UFC とコンクリートの界面に設置した突起は有効に機能し、十分に一体化していたものと考えられる。

図 6.19 は、一例として、シリーズ 2 における荷重-ひび割れ幅の関係を示したものである。ここでは、各 π 型変位計から得られたひび割れ幅の中で、最大となるものを示している。ここでは、両者とも、荷重の増加に伴いひび割れ幅が拡大するが、収縮低減剤を添加したケースは、FM2.0%に比べて、同一荷重下におけるひび割れ幅が小さくなっていることが分かる。これは、収縮低減剤の添加により、鋼材に発生したひずみが減少したことに加えて、破壊エネルギーが増大し、ひび割れ発生後の抵抗力が増大したためであると考えられる。

図 6.20(a)は、載荷前(養生中)に生じた軸方向補強鋼材のひずみを無視したもの(初期ひずみ=0)である。ここでは、曲げひび割れ発生以前の挙動は一致しているものの、曲げひび割れ発生以降になると、同一荷重における軸方向補強鋼材のひずみは、FM+SRA-2 の方が小さくなる傾向を示すことが確認された。しかし、図 6.15 に示した様に、実際には、載荷前の軸方向補強鋼材にコンクリートの自己体積変化に応じた量の初期ひずみが生じていることから、谷村らが提案する載荷前の長さ変化と構造挙動の考え方⁸⁾を参考にすると、複合 RC はり部材と軸方向補強鋼材に生じるひずみの関係は図 6.20(b)のように修正できる。載荷以前に生じた軸方向補強鋼材のひずみを考慮することで、曲げひび割れ発生後の複合 RC はり部材の荷重と軸方向補強鋼材ひずみの関係は、自己体積変化にかかわらずほぼ一致することがわかる。よって、本複合 RC 部材を対象に、数値計算などで破壊挙動を推定する場合は、自己体積変化によって、軸方向補強鋼材に生じた初期ひずみを考慮することが有効である。

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

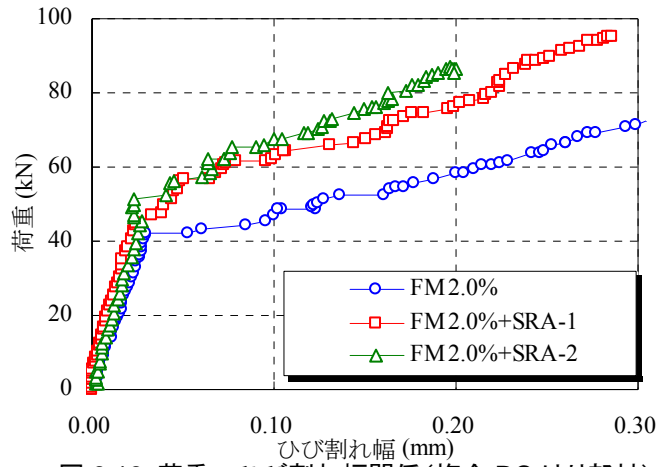
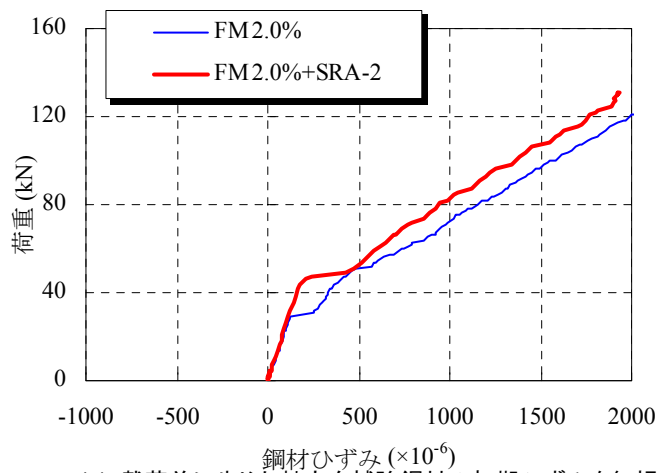
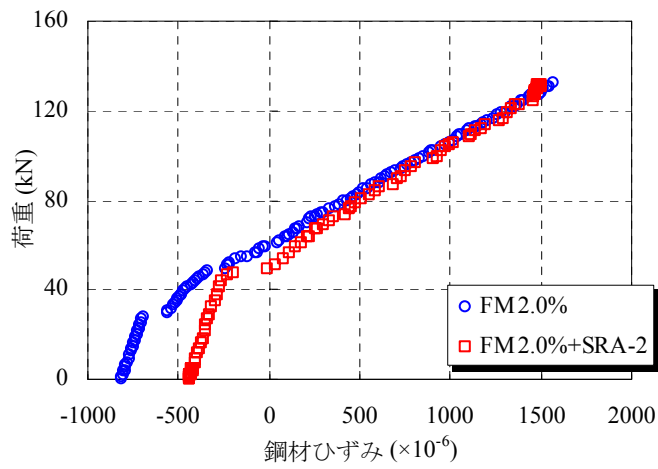


図 6.19 荷重－ひび割れ幅関係(複合 RC はり部材)



(a) 載荷前に生じた軸方向補強鋼材の初期ひずみを無視



(b) 載荷前に生じた軸方向補強鋼材の初期ひずみを考慮

図 6.20 軸方向補強鋼材に発生する応力と荷重の関係(複合 RC はり部材)

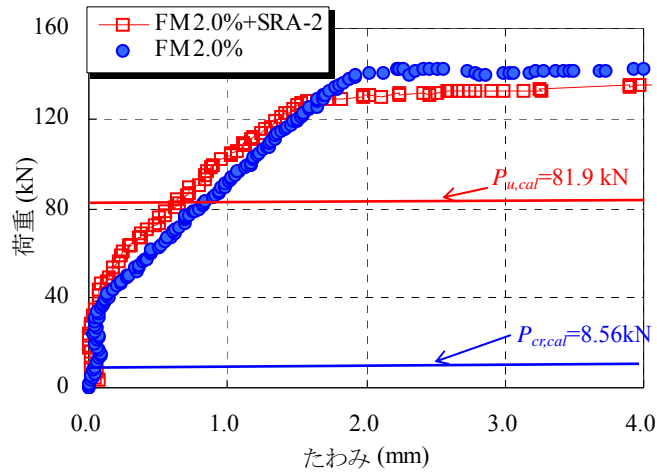


図 6.21 試算結果と実験結果の比較

圧縮強度: 38N/mm^2 , 試験体幅: 150mm
 せん断スパン: 500mm , 等モーメント区間: 500mm , 有効高さ: 186.5mm

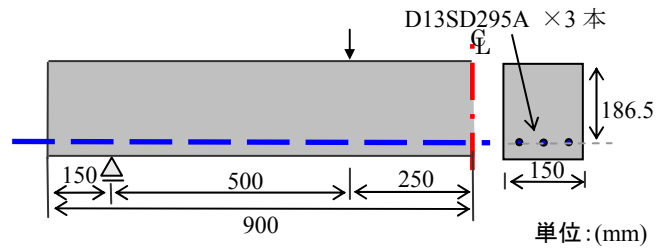


図 6.22 比較用に仮定した RC はりの概要

次に、本複合 RC 部材の優位性について検討するために、同一寸法と仮定した従来の RC はり部材との比較を行った。図 6.21 は、一例として、シリーズ 2 より得られた荷重-たわみ関係と計算結果を併記したものである。ここでは、RC はり部材の曲げ破壊荷重 $P_{u,cal}$ 、ひび割れ発生荷重 $P_{cr,cal}$ を計算して、図 6.21 に併記した。図 6.22 は、比較対象とした RC はり部材の概要を示したものであり、断面寸法、内部に配置した軸方向補強鋼材などは、複合 RC はり部材と同一と仮定したものである。ここでは、土木学会編コンクリート標準示方書、設計編⁹⁾に基づいて計算を行った。図 6.21 より、曲げ破壊荷重 $P_{u,cal}$ は 81.9kN 、ひび割れ発生荷重 $P_{cr,cal}$ は 8.56kN となり、UFC と普通コンクリートの複合 RC はり部材は、同一寸法と仮定した従来の RC はり部材を大きく上回り、本構造とすることでより合理的な構造部材を実現できる可能性が示された。

6.4 第6章のまとめ

本章では、収縮低減剤を添加した FM2.0%、FO3.0%、NF を対象に、力学特性、破壊力学特性、収縮特性、R-UFC はり部材のせん断特性について検討を行った。また、収縮低減剤を添加し、内部に軸方向補強鋼材を配置した UFC と従来のコンクリートから成立する新構造形式（複合 RC 部材）について検討を行った。得られた結論を以下に示す。

- (1) FM2.0%、FO3.0%に収縮低減剤を添加すると、養生中に発生する収縮が低減するとともに、ひび割れ発生強度と破壊エネルギーの向上ならびに引張軟化曲線の形状改善が可能になった。FM2.0%においては、SRA を添加すると、荷重－開口変位曲線は荷重低下と増加を細かく繰り返す形で振幅が観察されるようになり、とくに SRA-2 を添加した場合には顕著となった。また、FO3.0%に SRA を添加すると、ひび割れ発生荷重は大きく変化することはないが、ひび割れ発生以降の最大荷重には、影響を及ぼすことが確認された。また、SRA-1 よりも、SRA-2 を添加した方が、効果が高いことが確認された。
- (2) FM2.0%では、SRA を添加することで軟化開始応力が向上し、SRA-1 を用いた場合がもっとも高い結果となった。しかし、仮想ひび割れ幅が 1.7～2.7mm の範囲では、SRA-1 を用いた場合よりも SRA-2 を用いた場合の方が、結合応力が高くなり、SRA-2 の添加によって、ひび割れた UFC の引張応力の伝達性能が向上することがわかった。また、FO3.0%では、ひび割れ発生以降、引張応力が最大となる点が存在し、SRA を添加することで、この値は増大するが、SRA-1 よりも SRA-2 の方がより増大することが確認された。
- (3) FM2.0%に SRA-2 を添加したケースを対象に両側引張試験を実施した。その結果、SRA-2 の添加により、ひび割れ発生荷重が増加することと、かぶりが小さい方が増加率は高くることが確認された。さらに、SRA-2 の添加により、荷重－ひび割れ幅の関係は変化しており、ひび割れ幅の抑制に効果を有していることが確認された。
- (4) R-UFC はり部材のせん断戴荷試験において、SRA を添加した FM2.0%、FO3.0%では、ひび割れ発生荷重とせん断耐荷力が増大することが確認された。SRA を添加した FM2.0%のひび割れ発生荷重は 13～55%程度増加しており、最大荷重は、27～30%程度増加することが確認された。また、SRA を添加した FO3.0%の最大荷重は 10%程度増加することが確認された。さらに、SRA を添加することで曲げひび割れ幅の拡大は抑制され、SRA-1 よりも SRA-2 の方が高い抑制効果を有することが確認された。
- (5) NF に収縮低減剤を添加しても破壊力学特性は改善できず、RC はり部材のせん断耐荷力の向上も確認できなかった。
- (6) 新規に開発した SRA-2 は、養生中に発生する収縮を大きく低減することができ、RC はり部材の初期剛性の改善やせん断耐力の増大に寄与できた。また、NF においても、初期ひび割れに起因した耐荷性能の低下が小さい RC はり部材を作製できた。

第6章 収縮低減剤を添加した UFC に関する検討

- (7) 複合 RC はり部材の曲げ試験の結果、軸方向補強鋼材に発生するひずみが減少し、ひび割れ発生荷重が増大することが確認された。ただし、SRA-1 に比べて、SRA-2 の方が、より増大することが確認された。
- (8) 複合 RC はり部材の曲げ試験の結果、SRA がせん断耐荷力、曲げ耐力に及ぼす影響を把握した。ここでは、SRA の添加により、曲げ破壊荷重が 20～30%程度増加することと、せん断破壊荷重が 18%程度増加することが確認された。また、同一配筋であったとしても、収縮低減剤の種類によっては、破壊形態が変化することが確認された。さらに、充填したコンクリートと UFC 製埋設型枠が十分に一体化しており、破壊に至っていることが確認された。

6.5 参考文献

- 1) 土木学会：コンクリートライブラリー113 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)，p.4，2004
- 2) 佐藤正己，田中敏嗣，杉山真悟：収縮低減剤を添加した超高強度繊維補強コンクリートの収縮特性，第64回土木学会年次学術講演会講演概要集第V部門，pp.437-438，2009
- 3) 土木学会：コンクリートライブラリー113 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)，pp.11-12，2004
- 4) http://www.jci-web.jp/jci_standard/kitsutaka_dl.html
- 5) 土木学会：コンクリートライブラリー113 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)，p.20，2004
- 6) 例えば，山口哲也，氏家 勲，岡崎慎一郎，川本聖二：静的載荷および一定持続載荷されたRPC補強RC梁部材の変形挙動に関する実験的検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.31，No.2，pp.247-252，2009.7
- 7) 小幡浩之，西澤辰男，佐々木 巖，國府勝郎：超高強度繊維補強コンクリートと無機系グラウト材の付着特性，土木学会第61回年次学術講演会講演概要集，pp.233-234，2006.9
- 8) 谷村 充，佐藤良一，平松洋一，兵頭彦次：若材齢時長さ変化を考慮したRC曲げ部材のひび割れ・変形の一般化評価方法，土木学会論文集，No.760/V-63，pp.181-195，2004.
- 9) 土木学会：コンクリート標準示方書，設計編，pp.128-130，2007.

第7章 結論

7.1 結論

本研究では、UFC を用いた部材の性能向上を図るために、UFC 指針（案）では十分に対応できていない事項の補足、R-UFC の確立に向けて必要となる現象の把握と推定方法の検討、SRA を添加することによる UFC 自身の性能向上化と新構造形式に関する検討を行ってきた。第 7.2 節から第 7.5 節に各章で得られた結論、第 7.6 節に R-UFC 部材に構造性能に関するまとめ、第 7.7 節に今後の展望を示す。

7.2 第3章のまとめ

第 3 章では、UFC 内部に軸方向補強鋼材を配置した試験体を用いて、養生中に発生する収縮応力について検討を行った。それと同時に、養生中に発生する収縮応力とひび割れ発生強度の比率に着目して、ひび割れ発生の可能性について検討を行った。これらの検討より得られた結論を以下に示す。

- (1) 軸方向補強鋼材を配置していない FM2.0%、FO3.0%、NF において、発生する収縮ひずみと収縮応力を把握した。FM2.0%で発生するひずみは、 -690×10^{-6} 、FO3.0%では -740×10^{-6} 、NF では -1023×10^{-6} となっており、短繊維補強を行うことにより、発生する収縮ひずみが低下していることが確認された。また、養生中に発生する収縮応力は、 $FM2.0\% < FO3.0\% < NF$ となっており短繊維によって変化することが確認された。
- (2) 軸方向補強鋼材を内部に配置した FM2.0%、FO3.0%、NF を対象に、拘束度、軸方向鋼材比を変化させて、発生する収縮ひずみ・収縮応力を把握した。その結果、軸方向鋼材比が増大するにつれて、発生する収縮応力は増大し、その相関関係を把握することができた。軸方向鋼材比と養生中に発生する収縮応力の関係に着目すると、FM2.0%、FO3.0%はほぼ同等となっており、軸方向鋼材比が 1.0～3.0%の範囲内では、養生中に発生する収縮応力は最大で 1.9 N/mm^2 となることが確認された。
- (3) 養生中に発生する収縮応力とひび割れ発生強度の関係について検討を行った。軸方向鋼材比の範囲を 1～3%程度と限定し、部材断面内に収縮応力が均一に分布すると仮定すると、ひび割れ発生強度に対して発生する収縮応力は以下に示す程度となることが確認された。

FM2.0% : 7~16%程度, FO3.0% : 14~25%程度, NF : 18~27%程度

7.3 第4章のまとめ

第4章では、UFCと軸方向補強鋼材の局部付着特性を明確にするため、片側引抜き試験を実施して、各種要因が局部付着特性に及ぼす影響を把握するとともに、局部付着応力 σ -すべり δ 関係の定式化を図った。さらに、重ね継手を有するR-UFCはり部材の曲げ試験を実施して、R-UFC部材の基本定着長導出を試みた。得られた結論を以下に示す。

- (1) FM2.0%において、ネジ節を用いたケースでは、局部付着応力をUFCの圧縮強度の2/3乗で補正することで評価できることが確認された。また、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースでは、局部付着応力をUFCの圧縮強度で補正することで、UFCの圧縮強度が局部付着応力に及ぼす影響を評価できることが確認された。また、本研究で使用した高強度鋼材と異形鉄筋について、自由端すべりを生じさせない埋込み長を把握した。
- (2) 短繊維は局部付着応力 σ -すべり δ 関係に大きな影響を及ぼすことが確認された。PVA繊維に比べて、鋼繊維は大きな補強効果があり、鋼材種類によって、局部付着応力 σ -すべり δ 関係は大きく異なった。本研究の範囲内では、ネジ節が最も優れた付着特性を示した。次いで波節、ツイストタイプ、ストランドを用いたケースの順に優れた付着特性を示し、鋼材表面の節の有無が大きく影響を及ぼすことが確認された。また、 c/D の増加に伴って最大局部付着応力は増加するが、 c/D を3.0以上とすると最大局部付着応力は、ほぼ一定となることが確認された。併せて、ネジ節、ストランド、ツイストタイプを用いたFM2.0%について、 c/D の範囲を限定して、埋込み長が長い場合における局部付着応力 σ -すべり δ 関係を実験的に定めた。
- (3) 埋込み長が十分長い場合のFM2.0%を対象に、ストランド、ツイストタイプ、波節を用いたケースのすべり δ - σ 関係を実験的に定め、一義的な関係を有することを示した。
- (4) 重ね継手を有するR-UFCはり部材の曲げ試験より、平均付着応力度と重ね継手長の関係を把握した。その結果、ネジ節、波節D22、波節D13をそれぞれ用いたケースの平均付着応力度と重ね継手長の関係は、それぞれ一致した。また、ストランド、ツイストタイプの平均付着応力度と重ね継手長の関係は、それぞれ一致した。つまり、鋼材表面に節が存在するケース（ネジ節、波節D22、波節D13）と節が存在しないケース（ツイストタイプ、ストランド）では、平均付着応力度と重ね継手長の関係は大きく異なることが確認された。さらに、重ね継手長を同一として、平均付着応力度について比較すると、鋼材表面に節が存在するケースの方が高くなっており、節が存在しないケースの1.4倍程度になることが確認された。
- (5) Orangunらの提案式による推定結果と比較すると、実験値は推定値の1.5~2.0倍程度となっており、R-UFCはり部材は、従来のRCはり部材よりも、極めて高い平均付着応力度を有することが確認された。さらに、付着の基礎方程式に基づき、実験より求めた平均付

着応力度と重ね継手長の関係を用いて、基本定着長の算定式を実験的に定めた。

7.4 第5章のまとめ

第5章では、UFC 自体の引張抵抗力が曲げ破壊性状に及ぼす影響を把握することを目的とし検討を行った。ここでは、FO3.0%に関する構成則の確立を図るとともに、UFC 無筋はり部材、R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の曲げ試験を行い、曲げ破壊性状を把握した。さらに、UFC と軸方向補強鋼材間のテンションスティフニング効果の把握とモデル化を行うため、両側引張試験を行った。併せて、ひび割れ幅、ひび割れ間隔などのひび割れ分散性を把握するとともに、ひび割れ幅の推定方法に関する検討を行った。その後、テンションスティフニング効果や実験的に定めた構成則を考慮した非線形 FEM 解析に関する検討を行った。得られた結論を以下に示す。

- (1) 寸法を変化させた UFC 無筋はり部材の曲げ試験を行った結果、繊維種類にかかわらず、曲げひび割れ発生強度、終局強度のどちらについても、寸法依存性が確認された。また、試験体高さが 200 mm 以下の範囲で、寸法依存性を考慮した曲げ強度推定式を新たに提案した。また、FO3.0%の圧縮応力-ひずみ関係と引張軟化曲線を把握し、等価検長の算定式を提案した。
- (2) UFC に高強度鋼材を適用した R-UFC はり部材、P-UFC はり部材の曲げ破壊性状を把握した。本研究の範囲内において、終局時の破壊性状は、従来のコンクリートとは異なり、引張縁のひび割れが、大きく開口して裂けることにより終局に至ることが確認された。
- (3) 寸法を変化させたR-UFCはり部材、P-UFCはり部材の曲げ試験の結果、ひび割れ発生限界と終局限界のいずれに対しても、見掛けの曲げ強度に、寸法依存性が確認された。また、FM2.0%、FO3.0%のケースを対象とした断面解析の結果、応力-ひずみ関係と等価検長を適切に設定すれば、精度良く最大耐荷力を推定できることが確認された。すなわち、軸方向補強鋼材を用いたUFC部材の曲げ耐荷力には、UFC自体の引張抵抗力が大きく影響を及ぼし、鋼材の強度だけに依存しないため、曲げ耐力の算定には、UFC自体の引張抵抗力を適切に考慮することが重要であると確認された。
- (4) 試験体の長さ、短繊維種類、繊維混入率がテンションスティフニング効果に及ぼす影響を把握した。試験体の長さを変化させても、テンションスティフニング効果には、ほとんど影響を及ぼさないことが確認された。短繊維種類の違いにより、テンションスティフニング効果は大きく異なっており、FO を用いたケースよりも、FM を用いたケースの方が、高いテンションスティフニング効果を有することが確認された。また、FO では、FO1.0%、FO2.0%、FO3.0%の各ケースともほぼ同じ傾向を示しており、繊維混入率による影響は、ほとんど見られなかった。しかし、FM では、短繊維混入率により、テンションスティフニング効果が大きく異なることが確認された。具体的には、FM2.0%、FM3.0%において、平均ひずみが 1600×10^{-6} 以下となる領域で、UFC の平均応力が漸増することが確認され

第7章 結論

た。また、従来のコンクリートを対象に、出雲らが提案したテンションスティフニングモデルと比較すると、FM2.0%、FM3.0%のテンションスティフニング効果は極めて高い引張抵抗力を有することが確認された。さらに、FM2.0%、FO3.0%のテンションスティフニング効果について、2直線に近似して、モデル化を行った。

- (5) FM2.0%、FM3.0%、FO3.0%、NF について、長さ 2000mm の角柱試験体を用いてひび割れ分散性（ひび割れ幅、ひび割れ間隔）を把握した。また、FM1.0%、FM2.0%、FM3.0%、FO1.0%、FO2.0%、FO3.0%、NF を対象に、長さ 500mm の角柱試験体を用いて、発生するひび割れ幅を把握した。ここでは、繊維混入率が增大するにつれて、ひび割れ幅が小さくなることが確認された。また、FO に比べて、FM の方が、発生するひび割れ幅は小さく、PVA 繊維に比べて、鋼繊維の方が高いひび割れ抵抗性を有することが確認された。また、FM の最大ひび割れ幅は、平均ひび割れ幅の 2.5 倍程度、FO の最大ひび割れ幅は、平均ひび割れ幅の 2.3 倍程度になることが確認された。また、FM における巨視的なひび割れの間隔は繊維の混入により増大するが、FO における巨視的なひび割れの間隔は減少することが確認された。
- (6) 角田らが提案した既往の推定式を基準に、圧縮強度で補正した破壊エネルギーと養生中に発生した UFC の収縮ひずみを用いて、R-UFC はり部材のひび割れ幅推定式を実験的に定めた。その後、本提案式による推定結果と R-UFC はり部材の曲げ試験結果を比較すると、曲げひび割れ幅は概ね一致しており、本提案式は、概ね良好な精度を有することを確認した。
- (7) UFC 無筋はり部材の曲げ破壊挙動について、FEM 解析による推定を試みた。FM2.0%を用いた UFC 無筋はり部材については、UFC 指針（案）に規定される応力-ひずみ関係を用いることで精度良く曲げ挙動を推定できることを確認した。また、FO3.0%を用いた無筋はり部材については、本研究で実験的に定めた引張軟化特性と等価検長を FEM 解析に組み込むことで、曲げ破壊挙動を精度よく推定できることを確認した。
- (8) R-UFC はり部材と P-UFC 部材の曲げ破壊挙動について、FEM 解析による推定を試みた。その結果、FM2.0%、FO3.0%について、実験的に定めた応力-ひずみ関係、テンションスティフニングモデル、養生中に発生する収縮ひずみを解析に組み込むことで、実用的な精度を確保できることを確認した。

7.5 第6章のまとめ

第6章では、収縮低減剤を添加した FM2.0%、FO3.0%、NF を対象に、力学特性、破壊力学特性、収縮特性、R-UFC はり部材のせん断特性について検討を行った。また、収縮低減剤を添加し、内部に軸方向補強鋼材を配置した UFC と従来のコンクリートから成立する新構造形式（複合 RC 部材）について検討を行った。得られた結論を以下に示す。

- (1) FM2.0%、FO3.0%に収縮低減剤を添加すると、養生中に発生する収縮が低減するととも

第7章 結論

に、ひび割れ発生強度と破壊エネルギーの向上ならびに引張軟化曲線の形状改善が可能になった。FM2.0%においては、SRA を添加すると、荷重－開口変位曲線は荷重低下と増加を細かく繰り返す形で振幅が観察されるようになり、とくに SRA-2 を添加した場合には顕著となった。また、FO3.0%に SRA を添加すると、ひび割れ発生荷重は大きく変化することはないが、ひび割れ発生以降の最大荷重には、影響を及ぼすことが確認された。また、SRA-1 よりも、SRA-2 を添加した方が、効果が高いことが確認された。

- (2) FM2.0%では、SRA を添加することで軟化開始応力が向上し、SRA-1 を用いた場合がもっとも高い結果となった。しかし、仮想ひび割れ幅が 1.7～2.7mm の範囲では、SRA-1 を用いた場合よりも SRA-2 を用いた場合の方が、結合応力が高くなり、SRA-2 の添加によって、ひび割れた UFC の引張応力の伝達性能が向上することがわかった。また、FO3.0%では、ひび割れ発生以降、引張応力が最大となる点が存在し、SRA を添加することで、この値は増大するが、SRA-1 よりも SRA-2 の方が増大することが確認された。
- (3) FM2.0%に SRA-2 を添加したケースを対象に両側引張試験を実施した。その結果、SRA-2 の添加により、ひび割れ発生荷重が増加することと、かぶりが小さい方が増加率は高くなることが確認された。さらに、SRA-2 の添加により、荷重－ひび割れ幅の関係は変化しており、ひび割れ幅の抑制に効果を有していることが確認された。
- (4) R-UFC はり部材のせん断耐荷試験において、SRA を添加した FM2.0%、FO3.0%では、ひび割れ発生荷重とせん断耐荷力が増大することが確認された。SRA を添加した FM2.0%のひび割れ発生荷重は 13～55%程度増加しており、最大荷重は、27～30%程度増加することが確認された。また、SRA を添加した FO3.0%の最大荷重は 10%程度増加することが確認された。さらに、SRA を添加することで曲げひび割れ幅の拡大は抑制され、SRA-1 よりも SRA-2 の方が高い抑制効果を有することが確認された。
- (5) NF に収縮低減剤を添加しても破壊力学特性は改善できず、RC はり部材のせん断耐荷力の向上も確認できなかった。
- (6) 新規に開発した SRA-2 は、養生中に発生する収縮を大きく低減することができ、RC はり部材の初期剛性の改善やせん断耐力の増大に寄与できた。また、NF においても、初期ひび割れに起因した耐荷性能の低下が小さい RC はり部材を作製できた。
- (7) 複合 RC はり部材の曲げ試験の結果、軸方向補強鋼材に発生するひずみが減少し、ひび割れ発生荷重が増大することが確認された。ただし、SRA-1 に比べて、SRA-2 の方が、より増大することが確認された。
- (8) 複合 RC はり部材の曲げ試験の結果、SRA がせん断耐荷力、曲げ耐力に及ぼす影響を把握した。ここでは、SRA の添加により、曲げ破壊荷重が 20～30%程度増加することと、せん断破壊荷重が 18%程度増加することが確認された。また、同一配筋であったとしても、収縮低減剤の種類によっては、破壊形態が変化することが確認された。さらに、充填したコンクリートと UFC 製埋設型枠が十分に一体化しており、破壊に至っていることが確認された。

7.6 R-UFC 部材の構造性能に関するまとめ

本研究では、補強用鋼材との複合化による超高強度繊維補強コンクリート部材の構造性能向上の可能性を模索するために、検討を行ってきた。そこで、補強用鋼材を内部に配置した UFC 部材の構造性能について、これまで得られた結果を簡潔に纏めると表 7.1 となる。

軸方向補強鋼材を内部に配置した UFC において、より合理的になる部材断面形状、軸方向補強鋼材の降伏強度、軸方向鋼材比は以下と考える。

①部材断面形状

I 型または T 型が適切であると考えられる。UFC において、肉厚な部材とすると、養生に過大な温度応力が発生する懸念があることや、強度特性を考慮すると薄肉軽量化を図ることが

表 7.1 R-UFC 部材の構造性能に関するまとめ

軸方向鋼材比	SRA 添加の有無	UFC 種類	軸方向補強鋼材の種類	軸方向鋼材比配置の効果		
				使用限界	終局限界	
					ひび割れ発生荷重	耐荷力の向上
小(3.0%以下)	なし	FM2.0%	異形鉄筋	—	○	○
			高強度(節あり)	—	◎	◎
			高強度(節なし)	—	○	—
		FO3.0%	異形鉄筋	—	○	○
			高強度(節あり)	—	◎	◎
			高強度(節なし)	—	—	—
大(3.0%以上)	なし	FM2.0%	異形鉄筋	×	○	○
			高強度(節あり)	×	◎	◎
			高強度(節なし)	—	◎	◎
		FO3.0%	異形鉄筋	×	○	○
			高強度(節あり)	×	◎	◎
			高強度(節なし)	—	◎	◎
大(3.0%以上)	あり	FM2.0%	異形鉄筋	◎	○	○
			高強度鋼材	◎	◎	◎
		FO3.0%	異形鉄筋	◎	○	○
			高強度鋼材	◎	○	○

◎：大幅に向上，○：向上，—：変化なし，×：低下

合理的である。矩形断面と比較すると、I型断面、T型断面とすることで部材の剛性を向上させることが可能である。

②軸方向補強鋼材の降伏強度

活荷重の条件により、降伏強度を設定する必要があるが、例えば、レベル2地震動など多大な荷重に対して、耐荷力を大幅に向上させるには、異形PC鋼棒などの高強度鋼材が有効であると考えられる。

③軸方向鋼材比

軸方向鋼材による拘束とUFCの収縮に起因したひび割れ発生荷重の低下を抑制するためには、軸方向鋼材比をある程度抑制することが有効である。本研究の範囲では、3.0%が一つの目安となっており、これよりも大きな軸方向鋼材比とする場合は、SRAの添加が望ましいと考えられる。ただし、データの蓄積など、さらなる検討が必要であると考えられる。

7.7 今後の展望

表 7.2 は、表 7.1 に示す結果から予想される R-UFC 部材の用途を纏めたものである。これまでの R-UFC 部材に関する検討の過程で、従来のコンクリートでは適用できなかった用途において、実用化に至ったもの（スパン 3m 程度の床版やリング状の R-UFC 部材など）が存在するが、土木用途では、用途拡大には至っていないのが現状である。

表 7.2 において、原則として、使用限界状態ではひび割れは認めず、レベル 1 地震動やレベル 2 地震動の様に、過大な荷重が作用した場合に安全性を確保するために有効であると考ええる。ここで、耐荷力、変形能力を向上させるには、高強度鋼材である異形 PC 鋼棒が最も有効であるが、異形鉄筋でも耐荷力、変形能力の向上に効果を発揮すると考えられる。また、軸方向鋼材比を比較的小さく（3.0%以下程度）すれば、養生中に発生する収縮応力を抑制でき、ひび割れ発生強度の低下を招くことは少ないと考えられる。

一方、軸方向鋼材比を大きくする場合やひび割れ発生荷重を増大させ、より合理的な構造部材とするには SRA の添加が有効であると考えられる。SRA の添加により、材料特性であるひび割れ発生強度、破壊エネルギー、R-UFC はりのせん断耐荷力が向上するためである。

また、これまでの検討より、FO3.0%と FM2.0%を比較すると、FM2.0%の方が耐荷力、変形能力が優れていたが、耐腐食性などの観点から、FO3.0%も有益な材料であると考えられる。

表 7.2 期待される用途(R-UFC 部材)

荷重条件	期待する効果		UFC 種類	軸方向補強鋼材	軸方向 鋼材比	SRA の添加
	使用限界状態	終局状態				
通常の活荷重	ひび割れを認めない	耐荷力 変形能力の向上	FM2.0%	高強度鋼材(節有り)	小	—
	ひび割れ発生 荷重の増大	耐荷力 変形能力の向上	FM2.0%	異形鉄筋	大	○
	ひび割れ発生 荷重の増大	耐荷力 変形能力の向上	FM2.0%	高強度鋼材(節有り)	大	○
	ひび割れを認めない	耐荷力 変形能力の向上	FO3.0%	高強度鋼材(節有り)	小	—
	ひび割れ発生 荷重の増大	耐荷力 変形能力の向上	FO3.0%	異形鉄筋	大	○
レベル1地震動 (耐用期間中に数回 生じる荷重)	—	ひび割れ発生, 耐荷力, 変形能力の確保	FM2.0%	高強度鋼材(節有り)	小	—
			FM2.0%	異形鉄筋	大	—
			FO3.0%	高強度鋼材(節有り)	小	—
			FO3.0%	異形鉄筋	大	—
レベル2地震動 (耐用期間中に生じ る最大クラス)	—	ひび割れ発生, 耐荷力, 変形能力の確保	FM2.0%	高強度鋼材(節有り)	大	—
			FO3.0%	高強度鋼材(節有り)	大	—

○:必要, —:不要

次に、本研究の結果を踏まえ、UFC、繊維補強コンクリート技術の用途拡大、発展・深化に必要と考えられることを「今後の展望」として以下に纏める。

① 許容ひび割れ幅の検討（耐久性、耐疲労特性）

UFCの部材において、使用限界においてひび割れの発生を認めていないのが現状である。そこで、ひび割れ幅の限界値を定め、供用時にひび割れを許容できれば、より合理化を図ることが可能であると考えられる。

また、UFCは自己治癒性を有しており、10年間供用されたPC歩道橋では、発生したひび割れが閉塞することなどが確認されている¹⁾。また、塩害環境下でひび割れ幅を変化に伴うUFCの引張軟化特性評価も行っている²⁾が、鋼繊維の腐食、UFC内部に配置した軸方向補強鋼材の腐食に関する検討、ひび割れが発生した後の疲労耐久性が十分に明確になっていないのが現状

である。よって、ひび割れ幅の限界値を定めることは、困難であるが、より慎重な検討を進めることは有益であると考えられる。

② 高性能の有機繊維適用（スーパー繊維）

腐食しない有機繊維の適用、つまり引張強度、引張弾性率が鋼繊維を上回るスーパー繊維等（PBO 繊維³⁾、アラミド繊維⁴⁾）の適用が有効であることが確認されている。新しい短繊維の検討について検討を行うこともより合理的になると考えられる。

③ 解析方法に関する検討

本研究では、UFC 部材の耐荷力、変形能力の推定について、FEM 解析の適用性について検討を行った。ここで、熱連成解析などにより、養生中に発生する応力の分布やひび割れ発生の有無を FEM 解析で推定できれば、より合理化を図ることができると考えられる。しかし、現状において、精度の良い解析は、難しいものと考えられる。以下に示す項目は未だ明確となっておらず、今後これらの項目を解明し解析に適用できるモデルを構築できれば、より合理的な設計ができるものとする。

① 鋼材による拘束の影響

- ・ UFC と軸方向補強鋼材の付着特性の経時変化（1 次養生中+2 次養生中）
- ・ UFC の線膨張係数の経時変化（1 次養生中+2 次養生中）

② 熱特性

- ・ 熱伝導率の経時変化（1 次養生中+2 次養生中）

7.8 参考文献

- 1) Katsuya Kono, Hiroyuki Musha, Tetsuo Kawaguchi , Akira Eriguchi, Satoshi Tanaka, Tadashi Kobayashi, Masayuki Ikeda : Durability study of the first PC bridge constructed with Ultra High Strength fiber reinforced concrete in Japan, RILEM-fib-AFGC Int. Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, 2013
- 2) Takashi Toyoda, Hiroshi Yokota, Katsufumi Hashimoto, Katsuya Kono, Tetsuo Kawaguchi : Corrosion of Steel Fiber and its Effect on Tension-Softening Behavior of ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete, International Conference on Sustainable Construction Materials & Technologies, 2013
- 3) 河野克哉, 森香奈子, 奥山幸成, 田中敏嗣, 川口哲生, 榎本弘 : 超高強度繊維補強コンクリートに対する集束型ポリパラフェニレンベンズビスオキサゾール繊維の適用, 太平洋セメント研究報告, No.163, pp.26-37, 2012
- 4) 川口哲生, 河野克哉, 森加奈子, 田中敏嗣, 川村禎昭 : 収束アラミド繊維を混入した超高強度繊維補強コンクリートのせん断破壊性状, 第 67 回土木学会年次学術講演会講演概要集 第 V 部門, pp.439-440, 2012.9

謝辞

本論文は、筆者が太平洋セメント株式会社 中央研究所において、今日までに取り組んできた、軸方向鋼材を内部に配置した超高強度繊維補強コンクリートの力学特性と設計方法、収縮を低減した超高強度繊維補強コンクリートの諸特性に関する研究結果を取りまとめたものがあります。この間、研究を進めるにあたり、多くの方々からご指導、ご協力を賜りました。

本研究の遂行、および論文の取りまとめにあたりまして、終始暖かいご指導とご鞭撻を賜りました東京工業大学大学院 教授 二羽 淳一郎 博士に深甚なる感謝の意を表します。また、東京工業大学 大学院 教授 大即 信明 博士、岩波 光保 博士、準教授 竹村 次朗 博士、佐々木 栄一 博士には、本論文に対する懇切丁寧なご指導、ご助言を賜りました。厚く御礼を申し上げます。

また、立命館大学 大学院 教授 岡本 享久 博士(元太平洋セメント(株))、北海道大学 大学院 教授 横田 弘 博士(元(独)港湾空港技術研究所 LCM センター長)には、研究に対する貴重なご教示を頂きました。厚く御礼を申し上げます。

筆者は、平成 17 年から、本研究を進めてまいりました。この間、太平洋セメント株式会社 富田 六郎 博士、三浦 啓一 博士、石川 雄康 博士、田中 敏嗣 博士、片桐 誠 博士、江里口 玲 氏、河野 克哉 博士には、本研究に取り組む機会と環境を与えて頂くとともに貴重なご意見を賜りました。深く感謝申し上げます。また、実験の実施にあたっては、太平洋セメント株式会社 森 香奈子 氏、高橋 英孝氏をはじめとする皆様にご助力を頂きました。厚く御礼を申し上げます。

このように、本論文は多くの方々のご指導、ご支援の賜物であり、改めて感謝の意を表し、皆様方の今後のご活躍を祈念申し上げます。

最後に、常に私を支え励ましてくれている妻・奈美子に心から感謝し、結びと致します。