

連続繊維シートとコンクリートの 付着挙動に関する検討

吉澤弘之¹・呉 智深²・袁 鴻³・金久保利之⁴

¹正会員 工博 日鉄コンポジット(株) 土木営業部 (〒103-0024 東京都中央区日本橋小舟町3-8)
元 茨城大学理工学研究科

²正会員 工博 茨城大学工学部 助教授 (〒316-0033 茨城県日立市中成沢町4-12-1)

³工博 茨城大学工学部 外国人研究員 (〒316-0033 茨城県日立市中成沢町4-12-1)

⁴正会員 工博 筑波大学機能工学系 講師 (〒305-8573 茨城県つくば市天王台1-1-1)

本研究では連続繊維シートとコンクリートの付着挙動に関して様々な実験を実施し、コンクリートに接着されたシートに引張せん断荷重を負荷した場合に、最大剥離荷重、およびシートの有効付着長さが、シートの剛性およびシートとコンクリートの剥離破壊エネルギー等により変化することを実験・解析により定量的に示した。また、シートのひずみの計測、引張端の荷重-変位の計測により、接着面の局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を求めた。さらに、理論解と実験結果との比較により τ - δ の関係の同定を試みた。その結果、連続繊維シートの接着界面の剥離発生および剥離の進展状況は、 τ - δ の関係として弾性-軟化モデルを用いた場合に、実験値と解析値が良く一致することを示した。

Key Words: continuous fiber sheet, interfacial fracture energy, bond strength, effective bond length

1. 緒言

コンクリート構造物の補修・補強は数多く行われているが、接着樹脂を用いて既存コンクリート構造物の表面に連続繊維シートを接着する、連続繊維シート補強工法が近年盛んに実施されている。連続繊維シートは、主に曲げが働くコンクリート構造物の引張補強、あるいは柱、桁等のせん断・じん性補強に使用されている。せん断・じん性補強において連続繊維シートを構造物の周方向に一周巻くことができる場合には、構造物の最大耐力、変形性能は、主として連続繊維シートと連続繊維シートとの間の継ぎ手強度、もしくは連続繊維シートの引張強度により決まることが多い。この場合のコンクリートと連続繊維シートの界面の変形挙動および剥離の影響は、連続繊維シートを構造物の周方向に一周巻くことができず、途中定着する場合に比較して小さいと考えられる。柱、桁等において構造的に連続繊維シートを一周巻くことができない場合や、連続繊維シートを曲げの補強に用いる場合には、連続繊維シートで補強された構造物の最大耐力は、連続

繊維シートとコンクリートの界面の剥離破壊により決まることが多い。剥離(進展)現象が生じているコンクリートと連続繊維シートの界面では、摩擦による抵抗がほとんど期待できないため、コンクリートのひび割れ近傍に発生した連続繊維シートとコンクリートの界面剥離が、連続繊維シートの接着面全体に急速に伝搬する場合がある。連続繊維シートとコンクリートが最終剥離破壊を起こした場合には、連続繊維シートで補強されたコンクリート構造物は耐荷性能を大きく低下させる。そのため連続繊維シート補強工法において、連続繊維シートとコンクリートの剥離に対する合理的な設計手法を確立することは非常に重要な課題であると考えられる¹⁾。

現在、コンクリート構造物の連続繊維シートによる補強設計では、コンクリートと連続繊維シートの定着は鉄筋とコンクリートの定着に準じ、平均付着強度と連続繊維シートの付着長さを用いて剥離破壊の有無を判定する手法が用いられている。しかし、連続繊維シートとコンクリートの界面付近の変形が大きくなり、剥離が発生し進展する現象(破壊力学でいうモー

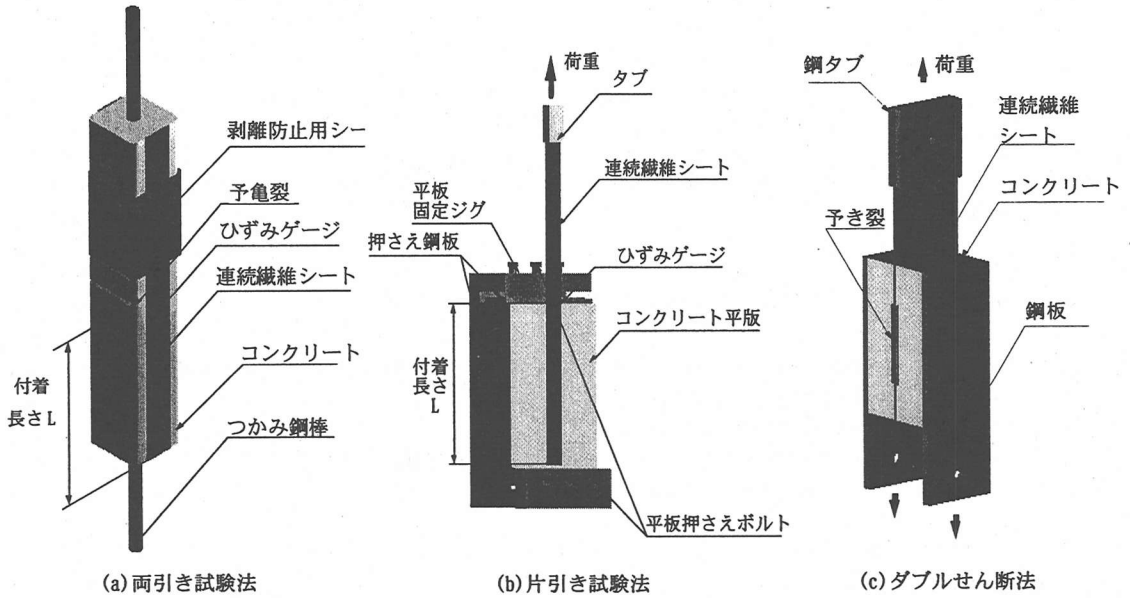


図-1 各種せん断付着試験法

ドII, もしくはモードIとモードIIの混合)は, 連続繊維シートで補強された構造物全体の挙動を大きく左右する場合が多い. また, 連続繊維シートとコンクリートの界面に非常に脆性的な剥離破壊が発生した場合には, コンクリート構造物の耐荷能力が急激に低下する可能性がある. そのため, 連続繊維シートとコンクリートの接着面全体の付着挙動を平均的にとらえた平均付着強度を用いた設計手法を改良し, 破壊力学的な要素を織り込んだ設計手法の構築が期待されている¹⁾.

連続繊維シートとコンクリートの界面の付着, 変形挙動を数値解析で予測し, 剥離の判定を行うには, 連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ に関する構成則を想定することが必要となる. しかし, 連続繊維シートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線を実験により精度良く求めた例は少ない. これは連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ を実験的に精度良く求めることが困難であるためと思われる.

本研究ではまず, 連続繊維シートの剛性を变化させた引張せん断試験を実施し, 連続繊維シートに生じるひずみを精度良く測定した. これにより連続繊維シートとコンクリートの最大剥離荷重, 連続繊維シートとコンクリート界面にせん断力が伝達している長さである有効付着長さを求め, 解析値との比較を実施した. また試験により連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係の概略形状を求めた. さらに解析値と実験値を比較することにより連続

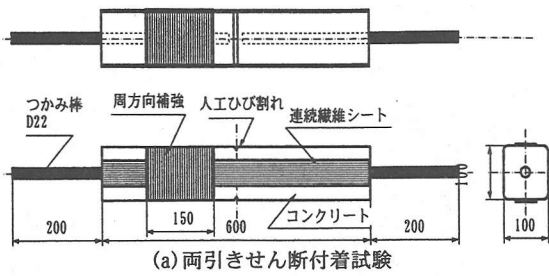
繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を算出した.

2. 試験方法

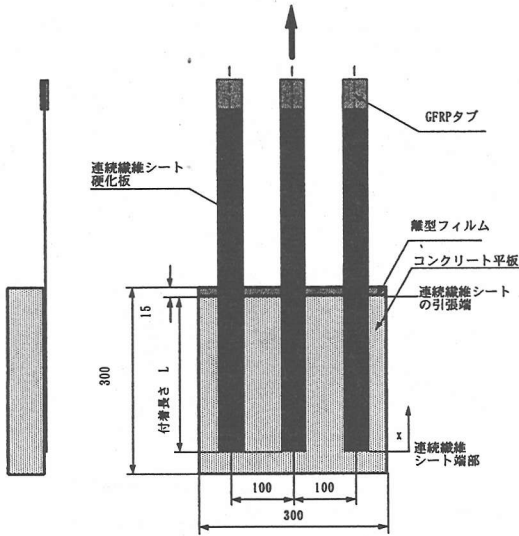
(1) 試験手法に関して

コンクリートと連続繊維シートのせん断付着に関する試験は, 主として図-1に示すように両引きせん断付着試験^{例えは2), 3)}, 片引きせん断付着試験^{例えは4)}, ダブルせん断試験法^{例えは5)}等が実施されている.

図-1(a)に示す突き合わせ型のコンクリート躯体に連続繊維シートを2枚, 躯体の裏表に接着した両引きせん断付着試験は, ①試験が簡易であること, ②この試験で得られる連続繊維シートとコンクリートの界面の剥離現象が, 連続繊維シートで補強した曲げが作用する棒状部材にひび割れが生じ, ひび割れ近傍の連続繊維シートとコンクリートに界面剥離が生じた場合に境界条件等が近いこと, などから数多く行われている. 著者らの一人も100体近くの両引きせん断付着試験を実施し, その一部を発表している^{2), 3)}. しかし, この手法では①各々2枚の連続シートとコンクリート界面の剥離を均一に進展させることが困難であるため, 剥離が均一に進展しない場合には, 供試体に曲げ荷重が作用する. これにより連続繊維シートをコンクリートから面外に剥離, あるいはコンクリートに押しつける荷重が作用する. ②2本のつかみ棒を極めて精度良く同一軸上に配置した上で, コンクリートを打設



(a) 両引きせん断付着試験



(b) 片引きせん断付着試験

図-2 供試体の形状寸法

し供試体を作製しないと、やはり供試体に曲げ荷重が作用する、③ひずみゲージを片側の連続繊維シートだけに貼り付けた場合、最終剥離破壊がゲージを貼り付けた側の連続繊維シートで生じないと、最終剥離破壊にいたるまでの連続繊維シートに生じるひずみを測定できない(2面の連続繊維シートの両方にひずみゲージを貼り付ければ問題ないが、ゲージ間隔を小さくした場合にゲージの点数が非常に増える)、等の問題点があると考えられる。

図-1(b)に示す片引きせん断付着試験法は、(a)コンクリート平板を剛に試験機に固定すること、(b)ピールおよび曲げが生じないように硬化した連続繊維シートを精度良く引張ること、(c)連続繊維シートを精度良くコンクリート平板に接着すること、等により両引きせん断付着試験法の①、②の問題点を解決でき、最終破壊までのひずみを計測することも、両引きせん断付着試験に比較して簡易であると考えられる。

図-1(c)に示すダブルせん断試験法は福沢、著者が連続繊維シートとコンクリートの弾性剥離破壊エネルギーを求めるために検討を行っている試験

法であるが⁵⁾、この試験法の場合には、連続繊維シートとコンクリートの界面の剥離開始と、ほとんど同時に最終剥離破壊が生じるため、今回の研究目的のような剥離の進展挙動を観察するには不向きである。

以上のことより、本研究ではせん断付着試験の手法として、両引きせん断付着試験および片引きせん断付着試験を併用した。連続繊維シートのひずみ分布の詳細、連続繊維シートとコンクリートの相対変位の測定等は片引きせん断付着試験で実施した。片引きせん断付着試験では、上述の(a)～(c)の条件に注意し試験を実施した。

(2) 試験方法概略

a) 両引きせん断付着試験

図-2(a)に示すように幅、高さ100mm、長さ600mmの矩形コンクリートブロックにつかみ棒として鉄筋(D22)を埋め込んだ。つかみ棒は供試体中央で分離しており、供試体に引張荷重が負荷された場合に供試体中央でコンクリートブロックが分離するため、連続繊維シートとコンクリートの界面にせん断応力が作用する構造となっている。連続繊維シートを貼り付けるコンクリートブロックの裏表両面をダイヤモンドサンダーにてケレンし、プライマー、パテ処理を行った後に、接着含浸樹脂で連続繊維シートを接着した。連続繊維シートは幅50mm、長さ600mmのものをコンクリートブロックの裏表両面に接着した。コンクリートブロックの片側半分には、連続繊維シートの剥離防止のために、幅150mmの炭素繊維シートをコンクリートブロックの周方向に接着した。載荷試験の実施直前に、たがねとハンマーを用いて供試体中央のコンクリート部にひび割れを導入した。載荷試験は、試験機のチャックで両側のつかみ棒を固定し、変位速度1mm/min一定の条件で実施した。

b) 片引きせん断付着試験

図-2(b)に示すように幅、高さ300mm、厚さ60mmのコンクリート平板の表面をダイヤモンドサンダーでケレンし、プライマー、パテ処理を行った後に、接着含浸樹脂で連続繊維シートを接着した。連続繊維シートは幅40mm、長さ600mmのものをを用い、片端はコンクリート平板に接着し、他端はGFRP(Glass Fiber Reinforced Plastic)製のタブを常温硬化樹脂で接着し、つかみ部とした。一枚のコンクリート平板には幅40mmの連続繊維シートを3枚接着し、試験に供した。

コンクリートに接着した連続繊維シートの表面には、ゲージ長5mmのストレインゲージを15mmピッチで貼り付けた。また、連続繊維シートとコンクリートの相対変位を測定するために、図-3に示す変位測定用ジグとクリップゲージを供試体の2ヶ所取り付けた。

表-1 シート、コンクリートの特性

材料		特性	繊維目付 g/m ²	設計 厚さ mm
コンクリート		圧縮強度 (両引き試験)	57.6 MPa	-
		圧縮強度 (片引き試験)	42.0 MPa	-
炭素繊維	高強度	ヤング率	230 GPa	150
		引張強度	4.2 GPa	200
	高弾性	ヤング率	390 GPa	300
		引張強度	4.4 GPa	300
アラミド 繊維	アラミド I	ヤング率	125 GPa	280
		引張強度	2.8 GPa	280
PBO 繊維	HM	ヤング率	270 GPa	200
		引張強度	4.5 GPa	200

表-2 供試体の仕様

(a) 両引き試験

シート 材質	シート剛性 kN/mm	シート目付 g/m ²	付着長さ L mm	供試体番号
高強度炭素繊維	19.1	150	300	D-CFS-150-30
	38.4	300	300	D-CFS-300-30
	76.8	600	300	D-CFS-600-30
高弾性炭素繊維	64.4	300	300	D-CFM-300-30
アラミド繊維	23.9	280	300	D-AR-280-30

(b) 片引き試験

シート 材質	シート剛性 kN/mm	シート目付 g/m ²	付着長さ L mm	供試体番号
高強度 炭素繊維	51.1	400	250	S-CFS-400-25
			150	S-CFS-400-15
			30	S-CFS-400-3
高弾性 炭素繊維	64.4	300	250	S-CFM-300-25
			193.1	900
PBO繊維HM	34.6	200	250	S-PBO-200-25

連続繊維シートと変位測定用のジグは、連続繊維シートの2カ所(幅方向の両端部)を瞬間接着剤で点接着した。これは接着したジグの剛性が連続繊維シートの剥離挙動にできるだけ影響しないようにするためである。

コンクリート平板は図-1(b)および写真-1に示すように鋼製フレームにボルトを用いて固定し、鋼製フレームは試験機のクロスヘッドに直接固定した。

試験は変位速度1mm/min一定の条件で実施した。

今回の両引き、片引きせん断付着試験に使用した連続繊維シート、コンクリートの物性を表-1に示し、供試体の仕様を表-2に示す。供試体の記号は例えばS(片引きせん断付着試験)-CFM(高弾性炭素繊維)-300(連続繊維シート目付)-25(連続繊維シートの付着長さ(cm))である。

表-1に示した片引きせん断付着試験に使用したコンクリート平板の試験時の圧縮強度は、N型シュミットハンマーを用いて推定した概略値である。

3. 試験結果および解析との比較

(1) 最大剥離荷重と剥離破壊エネルギー

a) 最大剥離荷重

表-3(a),(b)に今回実施した両引きおよび片引きせん断付着試験の最大剥離荷重を示す。図-4に連続繊維

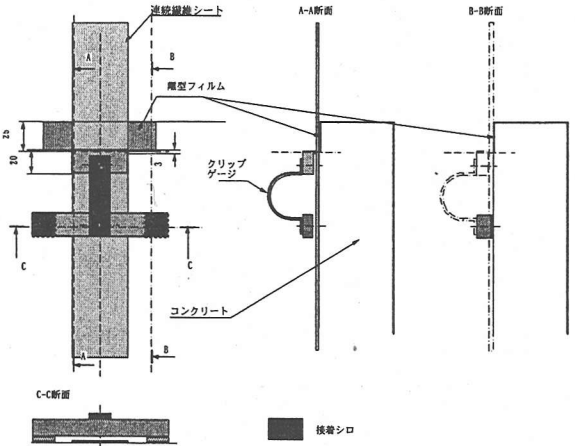


図-3 シートとコンクリートの相対変位の測定手法(片引き試験)

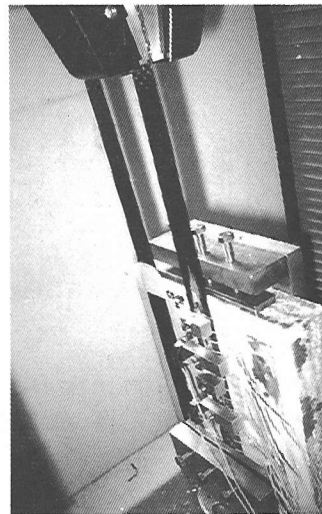


写真-1 試験状況(片引き試験)

シートは、付着長さが200mm以上の条件で実施した両引き、片引きせん断付着試験の結果、および既往の研究³⁾の最大剥離荷重と連続繊維シートの剛性の関係を示す。今回実施した両引きおよび片引きせん断付着試験の最大剥離荷重は、連続繊維シートの剛性が高くなると大きくなる傾向を示し、既往の研究と同一の傾向を示した。しかし今回の試験で得られた最大剥離荷重と既往の研究³⁾の最大剥離荷重を、同じ連続繊維シートの剛性で比較すると、今回得られた最大剥離荷重は、図-4に併記した既往の試験の最大剥離荷重より高くなっている。今回実施した試験と既往の研究との試験条件の違いは、主として下地処理条件とコンクリートの圧縮強度である(既往の研究のコンクリートの圧縮強度は約30MPa程度)。今回実施した試験ではコンクリートの表面をダイヤモンドサンダーでケレン

表-3 試験結果

(a) 両引きせん断付着試験

シート 材質	シート剛性 kN/mm	シート目付 g/m ²	付着長さ L mm	供試体番号	No.	最大荷重 kN	最大剥離荷重 kN/cm	破壊形態
高強度 炭素繊維	19.1	150	300	D-CFS-150-30	1	24.4	2.44	剥離破壊
					2	23.6	2.36	剥離破壊
					3	24.5	2.45	剥離破壊
					平均	24.1	2.41	-
	38.4	300	300	D-CFS-300-30	1	37.8	3.78	シート破断
					2	33.9	3.39	剥離破壊
					3	33.3	3.33	剥離破壊
					平均	35.0	3.50	-
	76.8	600	300	D-CFS-600-30	1	51.3	5.13	剥離破壊
					2	50.7	5.07	剥離破壊
					3	54.5	5.45	剥離破壊
					平均	52.1	5.21	-
高弾性 炭素繊維	64.4	300	300	D-CFM-300-30	1	39.0	3.90	シート破断
					2	39.0	3.90	剥離破壊
					3	32.5	3.25	シート破断
					平均	36.8	3.68	-
アラミド 繊維	23.9	280	300	D-AR-280-30	1	25.5	2.55	剥離破壊
					2	25.7	2.57	剥離破壊
					3	23.8	2.38	剥離破壊
					平均	25.0	2.50	-

(b) 片引きせん断付着試験

シート 材質	シート剛性 kN/mm	シート目付 g/m ²	付着長さ L mm	供試体番号	No.	最大荷重 kN	最大剥離荷重 kN/cm	破壊形態		
高強度 炭素繊維	51.1	400	250	S-CFS-400-25	1	15.4	3.84	剥離破壊		
					2	13.9	3.48	剥離破壊		
					3	13.0	3.25	剥離破壊		
						平均	14.1	3.52	-	
					150	S-CFS-400-15	1	15.9	3.97	剥離破壊
			2	13.6			3.41	剥離破壊		
			平均	14.7			3.69	-		
					30	S-CFS-400-3	1	7.3	1.83	剥離破壊
			2	9.1			2.27	剥離破壊		
平均	8.2	2.05	-							
高弾性 炭素繊維	64.4	300	250	S-CFM-300-25	1	12.0	3.01	剥離破壊(接着層内)		
					2	11.9	2.97	剥離破壊(接着層内)		
					平均	12.0	2.99	-		
	193.1	900	250	S-CFM-900-25	1	25.9	6.48	剥離破壊		
					2	23.4	5.85	剥離破壊		
PBO繊維 HM	34.6	200	250	S-PBO-200-25	1	14.3	3.56	剥離破壊		
					2	12.2	3.04	剥離破壊		
					平均	13.2	3.30	-		

し、エポキシ系プライマーを塗布した後に、パテでコンクリートの表面を平滑化している。既往の研究ではコンクリートの表面をペーパーサンダーでケレンを行った後にプライマーを塗布し、パテ処理を実施していない。

連続繊維シートのせん断付着試験で得られる最大剥離荷重は①下地処理の条件、②連続繊維シートの剛性(連続繊維シートのヤング率×厚さ)、③有効付着長さより連続繊維シートの付着長さが短い場合には連続繊維シートの付着長さ(有効付着長さ:連続繊維シートとコンクリートの界面にせん断応力が作用している部分の長さ)、④連続繊維シートの接着幅、⑤コンクリートの強度、⑥接着層の厚さ、⑦接着層のせん断変形挙動、等により変化することが実験的に確認されている(例えば⑥、⑦、⑧)。コンクリートの圧縮強度は連続繊維シートとコンクリートの付着強度に顕著に影響し

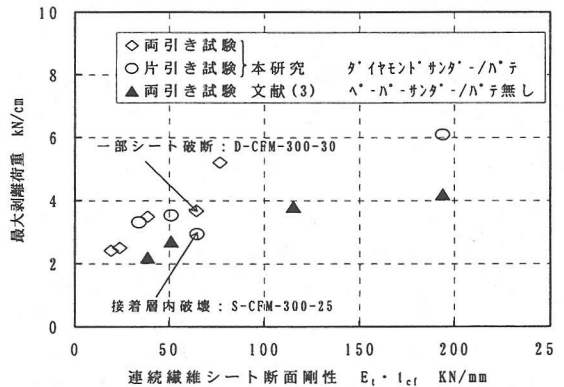
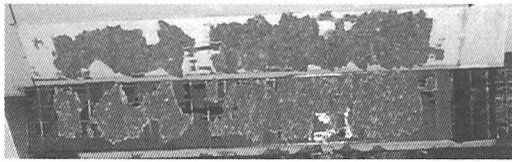


図-4 最大荷重とシートの断面剛性の関係

ないと言う研究⁸⁾もあるため、今回の実施した試験と既往の研究との違いは下地処理の影響が大きいものと考えられる。同じサンダーによる下地処理でもケレン



(a) S-CFS-400-25



(b) S-CFM-300-25

写真-2 シートの剥離剥離破壊状況の例

に使用する歯の種類、パテ処理の有無、パテの種類等により最大剥離荷重が大きく異なる。そのため②～⑦のパラメータの違いによる連続繊維シートの付着挙動の変化を議論する際には、下地処理条件を明確に示した上で行うことが重要であると思われる。また、下地処理によるコンクリート表面の表面荒さと最大剥離荷重の関係、パテの有無などが、どの様に連続繊維シートとコンクリートの付着挙動に影響するか調査することが今後必要であると考えられる。

なお、本研究ではコンクリートに付着させた連続繊維シートの幅を両引き付着試験の場合は50mm、片引き付着試験の場合に40mmと試験機のチャックの理由等により2種類のものを用いた。図-4のシートの断面剛性が50kN/mm程度の試験結果を比較すると、連続繊維シートの幅が50mmの両引き付着試験と、連続繊維シートの幅が40mmの片引き付着試験の場合に連続繊維シートの幅の影響による最大剥離荷重の差はほとんど見られていない。

高弾性繊維シートを1層(S-CFM-300-25)の場合、図-4に示すように最大剥離荷重が他のケースに比べ小さいが、これは写真-2(b)に示すように、剥離がコンクリートの表面層に進展せずパテと連続繊維シートの界面に進展したためと考えられる。剥離がコンクリート層で生じなかった原因は、今後詳細に検討する予定である。

b) 最大剥離荷重と剥離破壊エネルギーに関して

連続繊維シートとコンクリートの付着、変形挙動を数値解析で予測するには、①連続繊維シートとコンクリートの剥離破壊エネルギー、②局所せん断応力の最大値と連続繊維シートとコンクリートの相対変位に関する構成則、の同定が必要である考えられる。Täljstenは鋼板とコンクリートのせん断応力と相対変位の関係を弾性-剥離とした場合に、剥離破壊エネルギー G_f を用いて最大耐力との関係式を導いた⁹⁾。コンクリートの剛性を接着物(鋼板、連続繊維シート等)より非常に大きいとしたときに、この関係は次式で示すことができる。

$$P_{\max} = b_{cf} \cdot \sqrt{2 \cdot G_f \cdot E_{cf} \cdot t_{cf}} \quad (1)$$

ここで P_{\max} :最大耐力、 G_f :剥離破壊エネルギー、 E_{cf} :

鋼板(連続繊維シート)のヤング率、 b_{cf} :鋼板(連続繊維シート)の幅、 t_{cf} :鋼板(連続繊維シート)の厚さである。

著者らは図-5に示すような簡易式で表した連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と、相対変位 δ を仮定した場合に、連続繊維シートとコンクリートの間のせん断応力分布、連続繊維シートのひずみ分布等の理論式を導き、さらに連続繊維シートの付着長さが有効付着長さよりも大きい場合には連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係が異なってもほぼ式(1)が成立し、剥離エネルギー G_f が等しければ、最大耐力は等しくなることを示した¹⁰⁾。

連続繊維シートとコンクリートの付着長さが有効付着長さより長い場合に式(1)が成立するため、付着長さが250mm以上の試験ケースで、試験で求められた最大剥離荷重から、式(1)を用いて剥離破壊エネルギー G_f を算出し表-4に示した。今回の試験で求められた剥離破壊エネルギーは両引き、片引きせん断付着試験の平均で約1.4kN/m、片引きせん断付着試験のみの平均で約1.2kN/mとなった。

図-6に剥離破壊エネルギー G_f と連続繊維シートの断面剛性の関係を示す。計算により算出された破壊剥離エネルギー G_f の値はばらついているが、連続繊維シートの断面剛性との相関は低いと考えられる。

図-7に今回実施した両引きせん断付着試験、片引きせん断付着試験と既往の研究³⁾の最大剥離荷重(連続繊維シートの付着長さが200mm以上のケース)を、連続繊維シートの剛性で整理し、式(1)を用いた計算値と比較した。破壊剥離エネルギー G_f の値は、今回実施した両引き、片引きせん断付着試験の平均値である1.4kN/mと、既往の研究の実験値と計算値が良く一致した0.6kN/mの値を計算に用いた。

図-7に示すように、今回実施した試験の実験値と計算値は良い一致を示した。既往の研究の実験値も G_f の値を0.6kN/mとした計算値と良く一致している。しかし、連続繊維シートの断面剛性が最大の約200kN/mmの場合は、今回の試験結果および既往研究の試験結果とも計算値から外れている。連続繊維シートの剛性が高くなった場合には最大剥離荷重が高くなるため、供

表-4 剥離破壊エネルギー算出結果

試験方法	シート材質	供試体番号	シート剛性 kN/mm	剥離破壊エネルギー G_I kN/m	備考
両引き試験	高強度炭素繊維	D-CFS-150-30	19.1	1.53	剥離破壊
		D-CFS-300-30	38.4	1.62	剥離破壊
		D-CFS-600-30	76.8	1.82	剥離破壊
	高弾性炭素繊維	D-CFM-300-30	64.4	1.11	シート破断を含む
		アラミド繊維	D-AR-280-30	23.9	1.31
		平均 ^{#1}		1.57	-
片引き試験	高強度炭素繊維	S-CFS-400-25	51.1	1.22	剥離破壊
		S-CFM-300-25	64.4	0.70	剥離部位：樹脂内
	高弾性炭素繊維	S-CFM-900-25	193.1	0.91	剥離破壊
		PBO繊維HM	S-PBO-200-25	34.6	1.58
			平均 ^{#2}		1.24
		平均 ^{#3}		1.43	-

- 1) シート破断した D-CFS-300-30 を除く
- 2) 樹脂内破壊した S-CFM-300-25 を除く
- 3) D-CFS-300-30, S-CFM-300-25 を除く

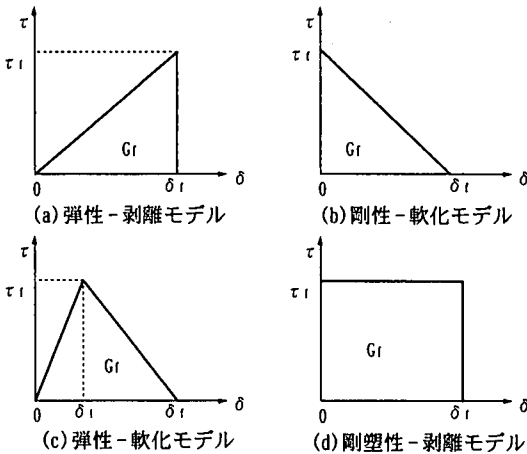


図-5 簡易式で表した $\tau - \delta$ の関係

試体の固定条件, 連続繊維シート硬化板の曲げ変形, コンクリートの界面付近以外の変形等による試験誤差が, 連続繊維シートの剛性が低い場合に比べ大きくなることが予想される. 今回の試験および既往の研究では, これらの要因が試験結果に影響している可能性も考えられる. 連続繊維シートの剛性が高い場合の試験結果が, 式(1)に合わない理由に関しては, 今後更に精度の良い試験を実施して確認する予定である.

(2) 連続繊維シートのひずみ分布および有効付着長さに関して

図-8に今回実施した片引きせん断付着試験で得られた連続繊維シートのひずみと連続繊維シートの端部からの距離の関係の例を示す. 図-8(a)は高強度炭素繊維シートを2層積層したS-CFS-400-25-1, (b)は高弾性炭素繊維シートを3層積層したS-CFM-900-25-1の連続繊維シートに生じたひずみの分布である. S-CFS-400-25-1では荷重が15kNで連続繊維シートとコンクリートの界面付近に剥離が発生し, ひずみの分布が連続繊維シート端部の方に移動している. S-CFM-900-25-1の場合は23kN程度で層間剥離が生じるとほ

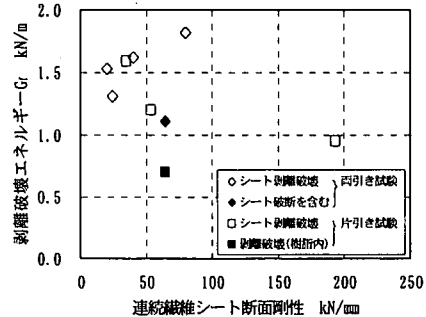


図-6 剥離破壊エネルギー算出結果

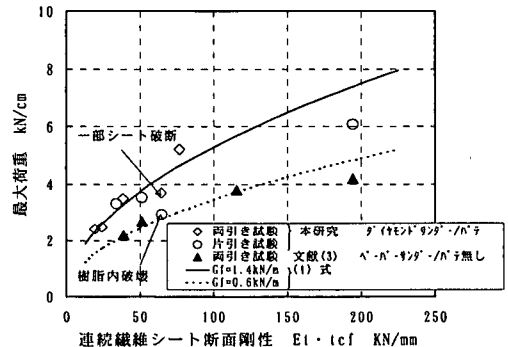


図-7 最大荷重と連続繊維シートの断面剛性の関係 (実験値と解析値の比較)

同時に剥離破壊を生じた. 剥離がほとんど進展せず最終剥離破壊を起こしたのは, コンクリートと連続繊維シートの付着部から離れた位置で, 連続繊維シートをグリップし強制変位を与えているため, つかみ部と付着部間の連続繊維シートに蓄えられた弾性ひずみエネルギーの影響によるものと考えられる. S-CFM-900の連続繊維シート剛性はS-CFS-400と比較すると約4倍大きい.

図-8(a), (b)に示すひずみ分布からわかるように,

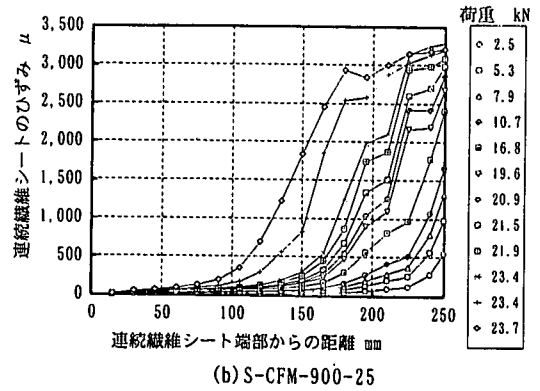
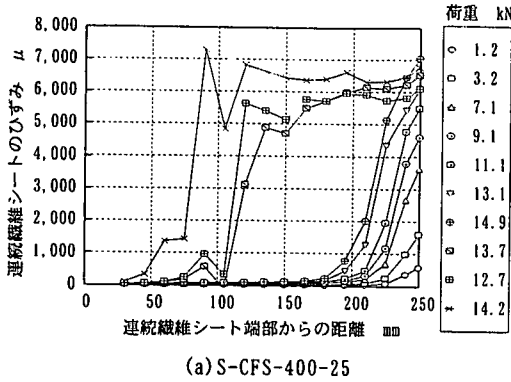


図-8 連続繊維シートのひずみ分布の例

連続繊維シートとコンクリートの界面にせん断力が発生し、荷重を伝達している連続繊維シートの有効付着長さは、連続繊維シートの剛性により異なり剥離進展前のS-CFS-400の場合には引張端から50～75mm程度であるが、連続繊維シート剛性の高いS-CFM-900では100mmを越えている。

図-9に試験で求められた有効付着長さ l_e と連続繊維シートの断面剛性との関係を示す。有効付着長さは、連続繊維シートの引張端に生じている全荷重のうち、97%の荷重(荷重の $1/2 + 2 \times$ 標準偏差分の荷重)を伝達している部分の長さとして本研究では定義した。有効付着長さは連続繊維シートの剛性により変化し、連続繊維シートの剛性が増加すると有効付着長さは長くなることが実験的に確認された。

(3) 局所せん断応力の分布について

連続繊維シートとコンクリートに作用する任意の位置での局所せん断応力 τ_x は下式により算出した。

$$\tau_x = E_{cf} \cdot t_{cf} \cdot \frac{d\epsilon}{dx} \quad (2)$$

ここで $d\epsilon$ は連続繊維シートに貼り付けた隣り合うゲージのひずみから算出し、 dx はひずみゲージの間隔とした。

図-10(a)～(d)に連続繊維シートの局所せん断応力分布(例)を示す。連続繊維シートの引張端(図では連続繊維シート端部からの距離が250mmの位置)の局所せん断応力は、連続繊維シートにかかる荷重が大きくなるに従って大きくなり、局所せん断応力の最大値をとった後に減少する関係が得られた。

連続繊維シートの引張端の連続繊維シートとコンクリートの層間に発生する局所せん断応力の最大値は、平均すると12MPa程度となった。

連続繊維シートのせん断応力算出に用いる連続繊維シートのひずみの実測値は、コンクリートが均質材でないため、コンクリートと連続繊維シートの付着が十

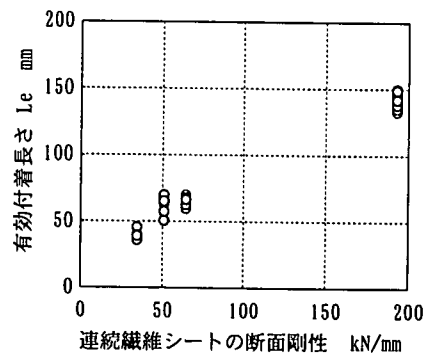
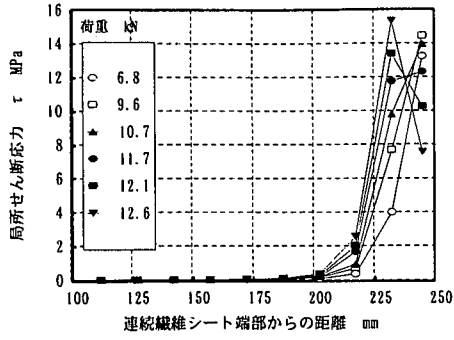


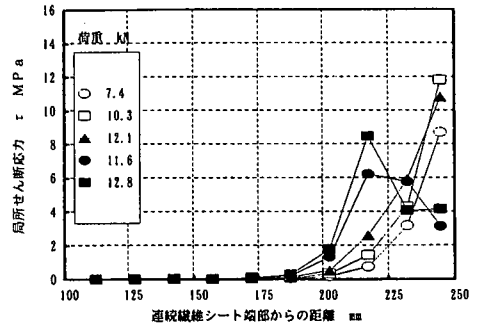
図-9 有効付着長さと連続繊維シートの断面剛性の関係 (片引き試験)

分である場合にはコンクリートの粗骨材等の分布の影響を受けるものと考えられる。また、コンクリートと連続繊維シートの付着が軟化領域から剥離状態になった場合には、連続繊維シートの厚みが非常にうすいため、連続繊維シートの裏面に付着してくるモルタル(写真-2参照)の剛性の影響により、ひずみゲージで測定される連続繊維シートのひずみ分布が変化する。これらひずみの攪乱因子を測定値から完全に除去することは困難であると思われる。例えば図-10(d)の高弾性炭素繊維シートを3層のケースではシート端部から220mm近辺のひずみ分布が図-10の他の3ケースに比べ滑らかでなく、シートに発生しているひずみが正確に得られていないことが想定される。そのため式(2)を用いて局所せん断応力の分布を極めて正確に求めることは困難であり、得られた局所せん断応力の値はある程度の誤差を含んだものとして取り扱うことが必要であると考えられる。

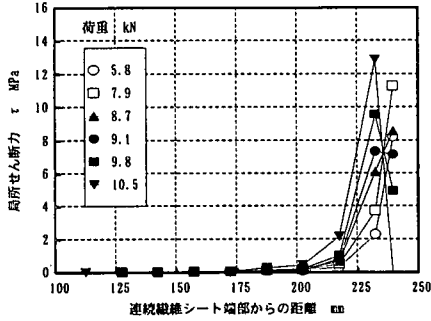
図-11に高強度炭素繊維シートS-CFS-400の片端に引張荷重を負荷し、片端をコンクリートに接着した片引きせん断付着試験と同一のモデルとした場合に、解析により得られる連続繊維シートとコンクリートの界面に生じるせん断応力の分布を示す。解析には図-5(a)～(d)に示した連続繊維シートとコンクリートの局



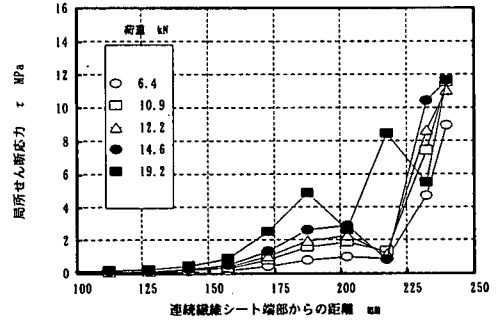
(a) S-PBO-200-25



(b) S-CFS-400-25



(c) S-CFM-300-25



(d) S-CFM-900-25

図-10 局所せん断応力分布の実験値

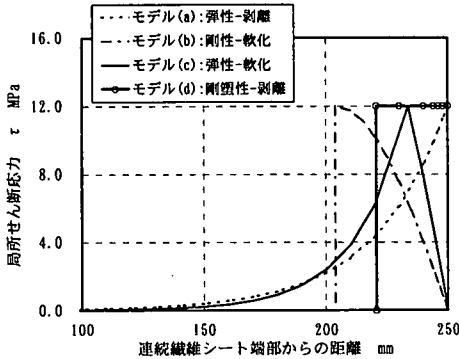


図-11 局所せん断応力分布の解析値
(S-CFS-400の場合)

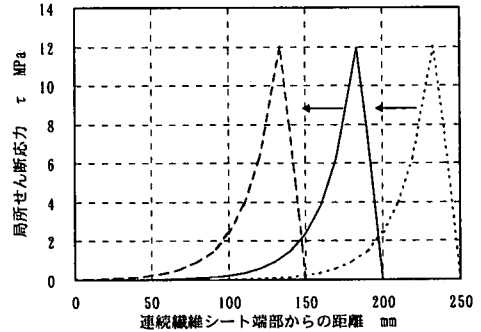


図-12 局所せん断応力分布の移動(解析値)
(S-CFS-400の場合 ケース(c)剛性-軟化モデル)

所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を用いた。剥離破壊エネルギー G_p 、局所せん断応力の最大値 τ_c は、片引きせん断付着試験から得られた平均値 1.2 kN/m 、 12.0 MPa の値を用いた。また、図-5(c)に示す弾性-剥離モデルを用いた解析では、単調増加が終了する δ_c の値を 0.1 mm として計算に用いた。図-11に示した局所せん断応力の分布は、連続繊維シートの引張端(図では連続繊維シート端部からの距離が 250 mm の位置)に生じる荷重が最大剥離荷重に到達した時点のものである。なお、図-11のモデル(b)、及び(d)では引張端に加えた荷重が連続繊維シートからコンクリートにせん断力で伝達され、連続繊維シートに生じる引張応力度がゼロ以上となる範囲にのみ、せん断応力が分

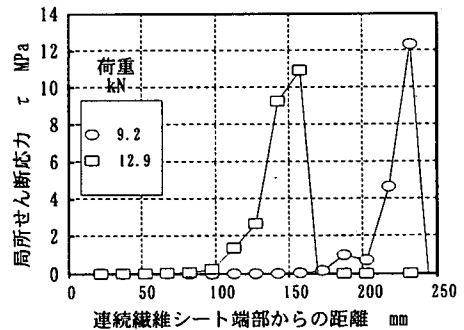


図-13 局所せん断応力分布の移動(実験値)
(S-CFS-400の場合)

布していると仮定している。

図-10に示す局所せん断応力の分布の試験結果と、解析により得られた図-11に示す局所せん断応力の分布を比較すると、連続繊維シートの引張端に生じる局所せん断応力が、局所せん断応力の最大値に達した直後に低下する状況(例えば図-10(a)の荷重12.6kNの場合)は、図-11に示す局所せん断応力分布のケース(c)の解析値によく一致している。

解析では連続繊維シートとコンクリートの相対変位 δ が、 δ_1 となった時点と剥離発生と見なす。連続繊維シートの引張端の変位を増加させていくと、連続繊維シートの引張端で最初に剥離が発生し、さらに剥離が進展していく。図-12に弾性-軟化モデルを用いた解析で得られた局所せん断応力の分布が、剥離により移動していく状況を示す。図-13に示した試験により得られた局所せん断応力の分布図では、図-12に示す解析の結果と同様に局所せん断応力の分布が連続繊維シートの引張端から連続繊維シートの端部へ移動していくのがとらえられている。

4. 局所せん断応力 τ と連続繊維シートとコンクリートの相対変位 δ の関係

解析により最大剥離荷重は連続繊維シートとコンクリート界面の局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関数に依存しないという結果¹⁰⁾が示されているが、ひずみ分布、有効付着長さ等が連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関数により変化するため、試験により連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線を決定することは重要である。しかし、連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線を試験により精度良く求めた例は少ない。これは①コンクリートと連続繊維シートの相対変位 δ が微小であるため精度良く求めることが困難であること、②先に述べたように局所せん断応力を正確に求めることが困難であること、等の理由によるものと考えられる。

そこで以下に示す手法により連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線の決定を試みることにした。

- ① 試験により連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線の概略形状を求める。
- ② 図-5(a)~(d)に示すような様々な簡易式で表した連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係より理論式を導き、連続繊維シートのひずみ分布、有効付着長さ等を求

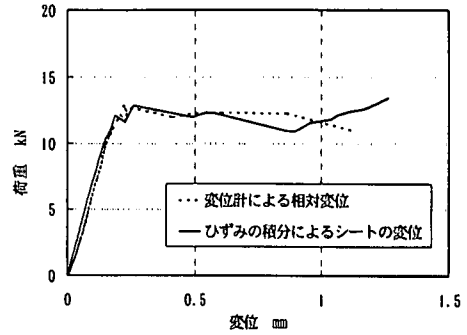


図-14 変位計による相対変位とひずみを積分した連続繊維シートの変位との比較(S-CFS-400-25)

め実験値と比較する。この際に剥離破壊エネルギー G_f および局所せん断応力の最大値 τ_r は先に試験から求めた値を使用する。

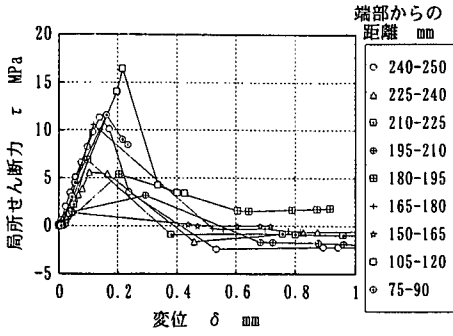
- ③ ①と②の結果を比較し、連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係の最適形状を検討する。
- ④ 数値化した連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係式において、最大せん断応力、最大相対変位(せん断付着滑り)等のパラメータ等を変化させ、構成式から連続繊維シートのひずみ分布、有効付着長さ等を算出し試験と比較する。
- ⑤ パラメータを決定し、数値化した連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線を決定する。

(1) 試験による τ - δ の関係の算出手法

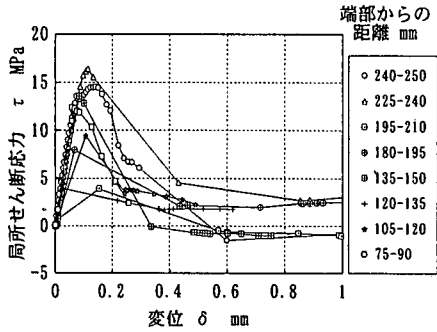
a) τ - δ を連続繊維シートのひずみの計測により算出手法

コンクリートと連続繊維シート間の相対変位は①コンタクトストレインゲージより直接測定する手法と、②コンクリートの変位を微量として無視し(コンクリートの変位量が連続繊維シートの変位量と比較して微小であることは理論式に試験に用いたコンクリート、連続繊維シートの寸法、ヤング率等を代入して事前に確認している)、連続繊維シートに貼り付けたひずみゲージから求めたひずみの値を積分したもの、の2種類の手法で算出した。

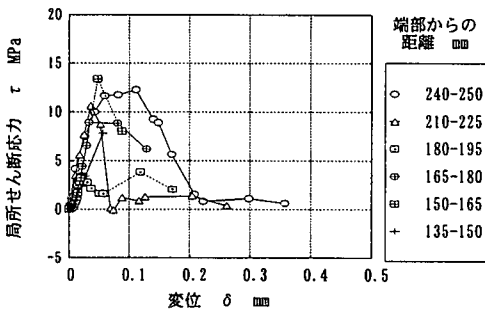
図-14では①コンタクトストレインゲージより直接測定した連続繊維シートとコンクリートの相対変位量と、②連続繊維シートに貼り付けたひずみゲージの値を積分した連続繊維シートの変位量を比較した。この際に比較する測定位置は①、②のケースで同じとした。変位が小さい場合にはコンタクトストレインゲージにより直接相対変位量を測定したものと、連続繊維シートのひずみを積分して求めた連続繊維シートの変



(a) S-CFS-400-25



(b) S-PBO-200-25



(c) S-CFM-900-25

図-15 連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係例

位置は良い一致を示した。変位量が大きくなった場合には、コンタクトストレインゲージの取付の際に、取付ジグを連続繊維シートに点接着した影響で、コンタクトストレインゲージにより測定された変位が不安定になるケースがあった。そのため相対変位量は連続繊維シートのひずみを積分したものをを用いることとした。

図-15に試験により求められた連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係例を示す。連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係は図-5のケース(c)に示す弾性-軟化モデルの形状に近い形が得られた。これは西田等¹⁴⁾が試験により求めた連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係とほぼ

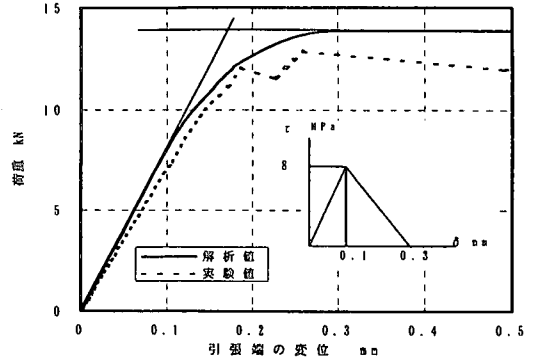


図-16 荷重と連続繊維シート引張端の相対変位の関係 (S-CFS-400-25)

傾向が一致している。連続繊維シート剛性の高いS-CFM-900に関しては、剥離開始とほぼ同時に最終剥離破壊が生じるため、相対変位 δ を最後まで測定することは困難であったが、図-15(c)には一番長く連続繊維シートとコンクリートの相対変位 δ が測定できたS-CFM-900-25-3のケースを示している。

連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を図-5のケース(c)に示すような弾性-軟化モデルと仮定すると、得られた局所せん断応力の最大値 τ_1 の値にはばらつきがあるものの6~15MPaの範囲にほぼ収まり、局所せん断応力が最大値となった場合の変位 δ_1 は0.05~0.2mmとなった。また、局所せん断応力が減少しほぼゼロとなる際の相対変位 δ_2 はおおよそ0.2~0.8mm程度となり、大部分は0.2~0.5mmの範囲内となった。

連続繊維シートの剛性が今回の試験で一番小さなS-PBO-200と連続繊維シート剛性が1.5倍のS-CFS-400を比較した場合には連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係にほとんど差は見られていない。

b) 連続繊維シートの引張端の荷重と変位の関係から $\tau - \delta$ の関係を算出する手法

連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を図-5のケース(c)に示すような弾性-軟化モデルとあらかじめ仮定すると、引張端の荷重と変位の関係より図-5のケース(c)に示す δ_1 、 δ_2 の値を算出することができる。図-16は δ_1 、 δ_2 をそれぞれ0.1、0.3mmとし、局所最大せん断応力の最大値 τ_1 を8MPaとして、S-CFS-400-25のケースで荷重と引張端の相対変位の関係を解析により求めたものと、実験値を比較したものである。解析では引張端の変位が δ_1 と等しい0.1mmで荷重と引張端の変位の関係が変曲点をとり、 δ_2 と等しい0.3mmで荷重の最大値となっている。

このことから、図-17に示す荷重と連続繊維シート

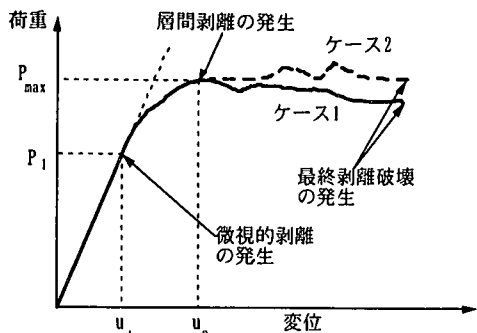


図-17 荷重と連続繊維シート引張端の相対変位の関係

表-5 試験で得られた各試験体の u_1, u_2

シート材質	供試体番号	No.	u_1 mm	u_2 mm
高強度炭素繊維	S-CFS-400-25	1	0.110	0.407
		2	0.097	0.260
		3	0.130	0.259
高弾性炭素繊維	S-CFM-300-25	1	0.092	0.292
		2	0.084	0.300
	S-CFM-900-25	1	0.090	0.298
		2	0.092	0.237
		3	0.088	0.280
PBO繊維HM	S-PBO-200-25	1	0.160	0.470
		2	0.116	0.320
		平均	0.106	0.312

引張端の変位の関係において、コンクリートと連続繊維シートの界面付近で、コンクリートの微小なせん断ひび割れや、接着樹脂のせん断降伏等の微視的な剥離の発生が始まるために、荷重-変位の関係が変化を開始する荷重 P_1 の変位を u_1 、層間剥離が発生し、最大荷重 P_2 となる変位を u_2 (実際にはほぼ最大荷重となる変位。剥離進展開始後に界面接着の状態等で剥離開始時の荷重よりもさらに高い荷重をとる場合 (図-17のケース2) も観察された) と定義し、 u_1, u_2 から δ_1, δ_2 を求めた。荷重 P_1 、変位 u_1 は試験から得られた引張端の荷重-変位の関係曲線において、荷重がゼロで変位が0.005mmの点から、荷重-変位の関係の初期勾配で直線を引き、荷重-変位の関係と、直線との交点から求め、片引き付着試験で得られた荷重と引張端の相対変位の関係から u_1, u_2 を求めまとめたものを表-5に示す。引張端の相対変位は、ひずみゲージから求めたひずみを距離で積分したものをを使用した。

試験から算出した u_1, u_2 の値は平均で約0.1, 0.3mmとなった。 $u_1 = \delta_1, u_2 = \delta_2$ を仮定し、 δ_1, δ_2 を各々0.1, 0.3mmとして算出した荷重と連続繊維シート引張端の相対変位の関係の解析値と、実験値は図-16に示すように良い一致を示している。

この δ_1 の値と先に最大剥離荷重から算出した剥離

破壊エネルギー G_f の値から次式により局所せん断応力の最大値 τ_f を算出することができる。

$$\tau_f = \frac{2 \cdot G_f}{\delta_f} \quad (3)$$

剥離破壊エネルギー G_f の値に表-4に示す付着試験全体の平均値1.43kN/mの値から局所せん断応力の最大値 τ_f を式(3)により算出すると9.5MPa、片引き付着試験の剥離破壊エネルギー G_f の平均値1.2kN/mの値から τ_f を算出すると8.0MPaとなった。

(2) 解析値と実験値の比較により $\tau-\delta$ を推定する手法

a) $\tau-\delta$ の概略形状の推定

図-5(a)~(d)に示すような様々な簡易式で表した連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係より、連続繊維シートのひずみ分布、有効付着長さ等を求め、試験と比較することにより、局所せん断応力 τ と連相対変位 δ の関係を推定する。

剥離破壊エネルギー G_f 、せん断応力の最大値 τ の値には、それぞれ片引き付着試験から算出された1.2kN/m、8.0MPaを解析に用いた。図-5に示す様々な連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を用いて解析を実施し、連続繊維シートに生じるひずみ分布、有効付着長さに関して実験値との比較を行った。図-5ケース(c)の弾性-軟化モデルのケースでは単調増加が終了する変位量 δ の値は0.1mmとして解析を実施した。解析の詳細は前報¹⁰⁾に示したとおりである。

図-18は高強度炭素繊維シートを積層したS-CFS-400-25の連続繊維シートのひずみの実験値(剥離が生じる直前のデータ)と、解析から求められた連続繊維シートひずみと連続繊維シート端部からの距離を示し比較したものである。解析に使用した材料物性はS-CFS-400と同じとした。引張端に生じる最大ひずみの値は各解析ケースでほとんど同一の値になり、また、実験値と解析値の最大ひずみはほぼ等しくなっている。連続繊維シートひずみと連続繊維シート端部からの距離の関係は各解析ケースで異なっており、実験値と各解析ケースを比較すると、図-5に示すケース(c)の弾性-軟化モデルの場合が実験値に一番近くなった。

図-19は試験から求められた有効付着長さ l と、各解析から求められた有効付着長さを比較して連続繊維シートの断面剛性で整理したものである。ケース(b)の剛性-軟化モデルの場合とケース(c)の弾性-軟化モデルの場合に比較的良い一致を示している。ここで

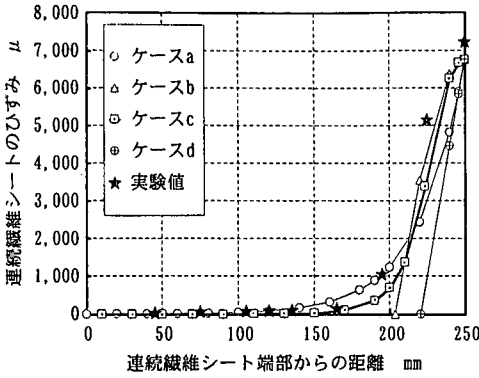


図-18 連続繊維シートのひずみの実験値、解析値の比較 (S-CFS-400-25)

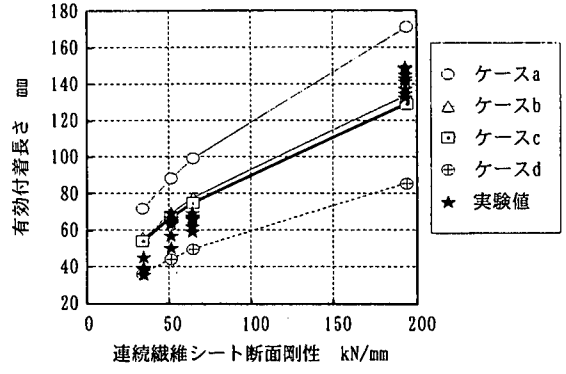


図-19 有効付着長さの実験値、解析値の比較 ($G_c=1.2\text{kN/m}$, $\tau_f=8\text{MPa}$)

弾性-軟化モデルの場合の有効付着長さ L_e は式(4)～(8)のように書ける¹⁰⁾

$$L_e = a + \frac{1}{2 \cdot \lambda_1} \cdot \ln \frac{\lambda_1 + \lambda_2 \cdot \tan(\lambda_2 a)}{\lambda_1 - \lambda_2 \cdot \tan(\lambda_2 a)} \quad (4)$$

$$a = \frac{1}{\lambda_2} \cdot \arcsin \left[0.97 \cdot \sqrt{\frac{\delta_f - \delta_l}{\delta_f}} \right] \quad (5)$$

$$\lambda_1^2 = \lambda^2 \cdot \frac{2 \cdot G_f}{\delta_f \cdot \tau_f} = \frac{\tau_f}{\delta_f} \cdot \left(\frac{1}{E_{cf} \cdot t_{cf}} + \frac{b_{cf}}{b_c \cdot E_c \cdot t_c} \right) \quad (6)$$

$$\lambda_2^2 = \lambda^2 \cdot \frac{2 \cdot G_f}{(\delta_f - \delta_l) \cdot \tau_f} = \frac{\tau_f}{\delta_f - \delta_l} \cdot \left(\frac{1}{E_{cf} \cdot t_{cf}} + \frac{b_{cf}}{b_c \cdot E_c \cdot t_c} \right) \quad (7)$$

$$\lambda^2 = \frac{\tau_f^2}{2 \cdot G_f} \cdot \left(\frac{1}{E_{cf} \cdot t_{cf}} + \frac{b_{cf}}{b_c \cdot E_c \cdot t_c} \right) \quad (8)$$

t_{cf} : 連続繊維シートの厚さ

t_c : コンクリートの厚さ

b_{cf} : 連続繊維シートの幅

b_c : コンクリートの幅

E_{cf} : 連続繊維シートのヤング率

E_c : コンクリートのヤング率

コンクリートの厚さが十分に厚いときには上式で

$\frac{b_{cf}}{b_c \cdot E_c \cdot t_c}$ をゼロと見なすことができる。よって連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係が弾性-軟化モデルで表せる場合の有効付着長さ L_e は連続繊維シートの剛性、局所せん断応力 τ と連続繊維シートとコンクリートの相対変位 δ の形状により算出することができる。

以上の実験値と解析の比較の結果および図-11と

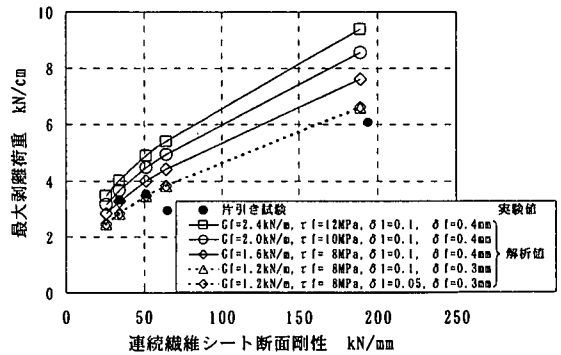


図-20 最大荷重の実験値、解析値の比較 (実験値: 片引きせん断付着試験, 解析の $\tau - \delta$ の関係はケース(c):弾性-軟化)

図-13に示す局所せん断応力の分布の解析値と実験値の比較から、コンクリートの局所せん断応力 τ と連続繊維シートと相対変位 δ の関係を簡易式で表わすと、弾性-軟化モデルがもっとも良い一致を示す。

b) $\tau - \delta$ の形状詳細の決定

連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を、弾性-軟化モデルとした場合の局所せん断応力の最大値 τ 、単調増加が終了する変位量 δ 、せん断力がゼロに戻る際の変位量 δ の各パラメータを変化させ、実験値と比較しパラメータを決定する。

図-20に片引きせん断付着試験の最大剥離荷重と連続繊維シート断面剛性の関係を示す。最大剥離荷重は前述のとおり連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ とは無関係で、剥離破壊エネルギー G の値のみにより決まるため、片引きせん断付着試験の実験値と解析値とは G の値を 1.2kN/m とした場合によく一致した。

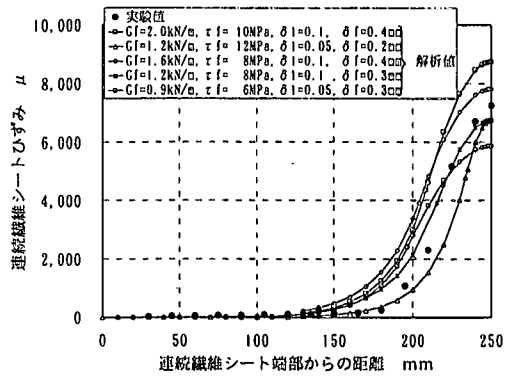
図-21に片引きせん断付着試験の連続繊維シートのはずみ分布の実験値と解析値の比較を示す。図-21(a), (b)にS-CFS-400のケースを, (c)にS-CFM-900のケースを示す。(a), (b), (c)のケースとも連続繊維シートはずみの最大値は剥離破壊エネルギー G を 1.2 kN/m とした場合によく一致した。図-21(b)は剥離破壊エネルギー G を 1.2 kN/m として, その他のパラメータを変化させたものであるが, $\tau = 8.0\text{ MPa}$, $\delta = 0.05\text{ mm}$, $\delta = 0.3\text{ mm}$ のケースが片引きせん断付着試験の実験値と最も良く一致した。この片引きせん断試験から得られた, 連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を図-22に示す。

以上のことから, 連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を弾性-軟化モデルとした場合に, 片引きせん断付着試験の有効付着長さ, 連続繊維シートのはずみ分布などの試験結果が, 理論値と良い一致を示す。また, あらかじめこのような連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係式が仮定された場合に, 試験により求められた連続繊維シートのはずみを解析値と比較することにより, 連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を決定することができる。

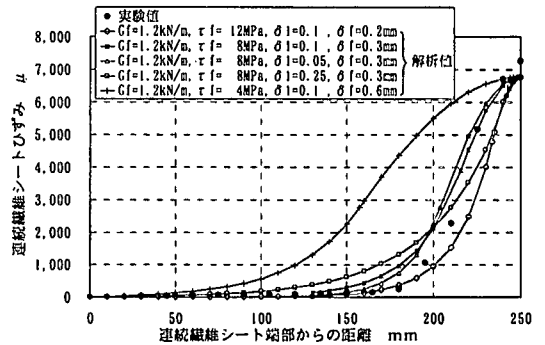
5. 結論

試験パラメータとして連続繊維シートとコンクリートの剛性を変化させた片引き, 両引きせん断付着試験を実施し, ①連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を連続繊維シートのはずみの計測により算出する手法, ②連続繊維シートの引張端の荷重と変位の関係から連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を算出する手法, ③最大剥離荷重, 連続繊維シートの有効付着長さ, 連続繊維シートのはずみ分布形状の実験値と, 様々な連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ を仮定した解析値と比較する手法, を用い局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係の推定し以下の結論を得た。

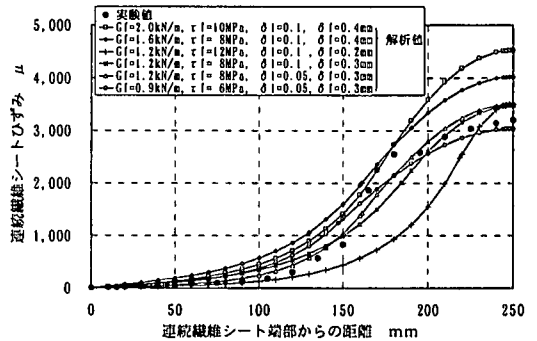
- 1) 連続繊維シートとコンクリートの剥離破壊エネルギー G_f は, せん断付着試験の最大剥離荷重と連続繊維シートの剛性から算出することができる。試験から算出した連続繊維シートとコンクリートの剥離破壊エネルギーは, 両引きせん断付着試験と片引きせん断付着試験の平均で約 1.4 kN/m となり, 片引きせん断付着試験では約 1.2 kN/m となった。
- 2) コンクリートと連続繊維シートの有効付着長さは,



(a) S-CFS-400-25



(b) S-CFS-400-25 (G_f を 1.2 kN/m に固定)



(c) S-CFM-900-25

図-21 連続繊維シートはずみの実験値, 解析値の比較 ($\tau - \delta$ の関係はケース(c):弾性-軟化)

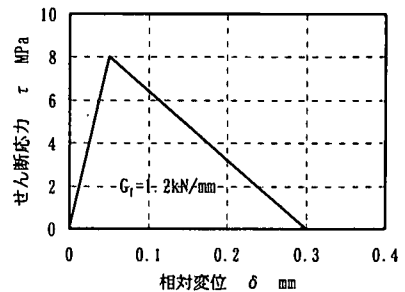


図-22 解析, 実験から求められた $\tau - \delta$ の関係 (片引きせん断付着試験の場合)

- 連続繊維シートの剛性により変化する。試験から求められた有効付着長さは、連続繊維シートの剛性が大きいほど長くなった。有効付着長さは連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係曲線を決定すれば、解析により求めることが可能である。
- 3) 連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の関係を簡易式で表した場合、弾性-軟化モデルを仮定すると、試験による連続繊維シートのひずみ分布、有効付着長さ等が解析値と良く一致した。また試験より求めた連続繊維シートとコンクリートの局所せん断応力 τ と相対変位 δ の形状が、弾性-軟化モデルとほぼ一致した。
- 謝辞: 実験に協力いただきました茨城大学都市システム工学科構造研究室の黒川、安藤両氏、および筑波大学大学院の中場和正氏に感謝いたします。
- 参考文献
- 1) コンクリート構造物の補強設計・施工の将来像-性能照査型補強設計指針(試案), 4-2 接着工法における剥離に対する合理的設計法確立に向けて, コンクリート技術シリーズ, 土木学会, pp. 1-249-258.
 - 2) 吉澤弘之, 島内洋年, 木虎久人, 國川正勝: 炭素繊維シートとコンクリートの定着挙動, 土木学会学術講演会, vol. 5, pp. 402-403, 1995.
 - 3) 東燃(株), 炭素繊維シートとコンクリートの定着挙動, 1995. 8.
 - 4) 吳智深, 邑山大悟, 吉澤弘之: CFRP シートの定着特性およびその性能向上対策に関する実験的検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 2, pp. 211-216, 1999.
 - 5) Fukuzawa, K., Numao, T., Wu, Z., Yoshizawa, H. and Mitui, M.: Critical Strain Energy Release Rate of Interface Debonding between Carbon Fiber Sheet and Mortar, *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the third international symposium*, vol. 1, pp. 295-302, 1997.
 - 6) 浅野靖幸, 佐藤靖彦, 小野 定, 小林 朗: 一軸引張力を受ける炭素繊維シートの付着特性について, 土木学会北海道支部 論文報告集 第 52 号, pp. 680-683, 1999.
 - 7) 岳尾弘洋, 松下博通, 牧角龍憲, 長島玄太郎: CFRP 接着工法における炭素繊維シートの付着特性, コンクリート工学年次論文報告集, pp. 1599-1604, Vol. 19, No. 2, 1997.
 - 8) 出雲健司, 佐伯昇: プレストレス繊維シートで補強した RC 桁の剥離せん断挙動, コンクリート構造物の補強設計・施工の将来像第 11 編 シンポジウム論文集, pp. 11-77-88, 1998.
 - 9) Täljsten, B.: Strengthening of Concrete Prisms using the Plate-Debonding Technique, *International Journal of Fracture*, Vol. 82, pp. 253-266, 1996.
 - 10) Yuan, H., Wu, Z. and Yoshizawa, H.: Theoretical Solution on Interfacial Stress Transfer of Externally Bonded Steel/Composite Laminates, 土木学会論文集投稿中.
 - 11) 西田浩之, 上原子晶久, 下村匠, 丸山久一: 連続繊維シートとコンクリートの付着特性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 2, pp. 1507-1512, 1999.

(1999. 12. 8 受付)

STUDY ON FRP-CONCRETE INTERFACE BOND PERFORMANCE

Hiroyuki YOSHIZAWA, Zhishen WU, Hong YUAN and Toshiyuki KANAKUBO

In this paper, an experimental investigation program of the shear-bonded test between the continuous fiber sheet (CFS) and concrete was performed. The experimental results showed quantitatively the load-carrying capacity of adhesive bonded CFS-concrete interface, effective bonding length of CFS affected by the changes of the stiffness of the CFS and the interfacial fracture energies. The interfacial fracture energies were identified by the experimental results. Moreover, the relationship between the local shear stress τ and relative shear displacement δ along the CFS-concrete interface was also identified by experimental approaches. Besides, the relationship of $\tau - \delta$ was also presumed through comparison between the theoretical and experimental results. It is showed that Linearly ascending and descending branch of interfacial stress-slip relationship could be described well the interfacial local shear stress distribution, effective bonding length, and initiation and propagation of interfacial crack.