

連続引抜成形繊維補強ポリマー接合部の母材破壊性状

Collapse of the joints of pultruded fiber reinforced polymeric members under tension

山田 聖志*, 中澤 博之**

Seishi YAMADA, Hiro-Yuki NAKAZAWA

*正会員 工博 豊橋技術科学大学助教授, 工学部建設工学系 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘1-1)

**学生会員 豊橋技術科学大学大学院後期課程 機械・構造システム工学専攻 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘1-1)

In the present paper, the collapse mechanism of the joints of pultruded fiber reinforced polymeric members has been experimentally investigated. Tensile tests for strip specimens having holes were performed, and a modified net-section concept has been proposed; the effective area, which is similar in steel structure design, has been shown to be applied to FRP structures. Seventy-two double lap specimens jointed with rivets, bolts and/or adhesively bond were also carried out, and the joint strength and the associated failure modes have been discussed.

Key Words : Pultruded FRP, Double lap joint, Acoustic emission measurement, Orthotropic material

キーワード：連続引抜成形FRP, 重ね継手接合, AE測定, 異方性材料

1. はじめに

近年、複合材料 (Fiber Reinforced Polymer: 以下FRPと略す) が、軽量性、高強度、耐食性という利点から建設構造物に対して利用されるようになってきている。ここでは、航空・船舶・機械の各工学分野で用いられているような積層FRP材ではなく、近年の成形技術進歩が著しい連続引抜成形FRP材料に注目している。連続引抜成形法は材軸方向繊維に引張力を与えつつ成形する方法である。そのため、材軸方向繊維の力学特性は一様性に優れ、ハンドレーアップ成形法等のそれよりも長尺で、高精度、かつ、大量生産性の高い安価なFRP形材を製造できる。

建設構造分野におけるFRP素材の開発研究は、RC構造部材の鉄筋の代替品としてのFRPロッドの研究が盛んに行われている。一方、連続引抜成形FRPの箱形やH形の形材を構造部材として採用するための研究は、国内では、山田^{1,2)}の柱部材の軸圧縮実験や国土交通省土木研究所でのFRP橋梁の実用化研究³⁾があり、近年、全長38mのFRP歩道橋⁴⁾やFRP車道橋⁵⁾が施工された。国外では、1990年初頭以降部材実験研究^{6,7)}が行われるようになった。平行して、実用化も盛んになり、例えば、英国では全長113mの斜張橋⁸⁾が、スイスでは5階建て事務所⁹⁾が竣工した。しかしながら、こうした、建設実績にもかかわらず、部材接合部の力学特性については、その応力伝達と破壊性状は明確にされていない現状にあり、今後の実務の進展に対して大きな課題であり、早急に合理的な接合法を

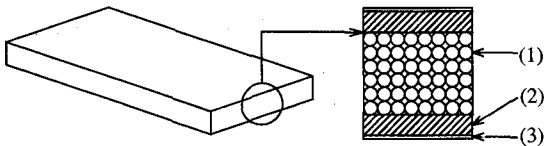
確立する必要がある。

連続引抜成形FRP形材は異方性を有していることから、その接合部の強度及び破壊性状は、材料的要因 (繊維含有量、繊維配向、繊維の材質)、力学的要因 (ファスナーや接着材の引張及びせん断強度、ファスナーの締付力、載荷方向)、幾何学的要因 (円孔径、ファスナー本数及び配置、端あき及びピッチ、接着長さ) によって大きく影響される可能性¹⁰⁾がある。

本論文では、以上の観点から、連続引抜成形FRP形材を対象とし、これまで体系的な研究がなされていないFRP形材の接合部の力学特性に注目し、その破壊性状を実験的に明らかにしている。FRP部材を構造部材として使用する際、その接合部はファスナー接合または接着接合が用いられる。ファスナー接合を行う際、FRP母材は穿孔され、応力集中や繊維破断及び円孔部周辺の初期損傷が生じ、破壊性状並びに接合部耐力に大きく影響を及ぼすと考えられる。そこで、本研究では、円孔を有するFRP形材の材軸(0°方向)及び材軸と直交する方向(90°方向)の引張載荷実験を行い、断面欠損を考慮した有効断面積の推定法を提案している。次に、重ね継手の引張実験を実施し、ファスナー接合部がせん断抜け破壊あるいは支圧破壊する際の性状を明らかにし、いずれの破壊形式となるかは端あきやピッチの大きさに依存していることを明らかにする。更に、接着接合部についても、接着長さが接合部耐力に及ぼす影響について定量的分析を行っている。

2. 試験体

本研究で使用した試験体は、連続引抜成形法によって一連の同一製造工程から生産された長尺の形材を、設定した長さに各々切断し製作されている。よって、材料の特性は全ての試験体でほぼ完全に同一である。図1のように、Eガラスで作られた連続繊維を材軸方向に配列した繊維層(1)と、Eガラス長繊維をランダム配列してマット状にしたストランドマット(2)とを交互に重ね、更にその内外面表面をポリエステル不織布(3)で形を整え、それら(1)(2)(3)の全てを不飽和ポリエステル樹脂で固着し、所定の厚さ t としている。この樹脂は熱硬化性であり、また、補強繊維にガラス繊維を使用しているので、クリープや応力緩和が工学的には問題とならない程度に小さいことがわかっていてる。本研究では、部材実験に平行して文献11の方法に従って、材料定数を同定するための一連の試験を実施している。測定結果を表1に示す。



	FS65t4	FS400t3
(1) Continuous Fiber	2.60 mm	1.60mm
(2) Continuous Strand Mat	0.65 mm	0.65mm
(3) Surfacing Veil	0.05 mm	0.05mm
total	4.00mm	3.00mm

図1 基材構成

表1 FRP形材の諸量

	FS65t4	FS400t3
縦弾性係数 E_x (GPa)	30.2	23.3
横弾性係数 E_y (GPa)	16.4	16.7
曲げ弾性係数 E_{bx} (GPa)	15.6	10.2
曲げ弾性係数 E_{by} (GPa)	8.51	7.3
ポアソン比 ν_x	0.279	0.231
ポアソン比 ν_y	0.152	0.165
公称繊維体積含有率 (%)	42.0	38.0

3. 円孔を有する母材の引張載荷実験

3.1 実験方法

材軸方向引張実験用の試験体には、65mm×4mmのガラス繊維補強複合材 (GFRP平板(FS65t4)) から0°方向に幅 $B=24$ mm、厚さ $t=4$ mm、長さ $L=400$ mmに切り出した帯板 (以下、0°方向試験体) を使用している。材軸と直交する方向の引張実験用の試験体には、400mm×3mmのGFRP平板 (FS400t3) から90°方向に幅 $B=50$ mm、長さ $L=400$ mmに切り出し、それを2枚接着し厚さ $t=6$ mmの帯板 (以下、90°方向試験体) としている。実験変数として、円孔の数 n および円孔径 d を採用している。

試験体設置状況を図2に示す。載荷には、アムスラー型

引張試験機 (レンジ98kN) を使用している。本研究では、材料のミクロ的な損傷から破壊性状を明らかにすることを目的としてAE (アコースティックエミッション) 測定を実施した。AEの計測にはイベントカウント方式のU-PLOTシステムを用いた。AE計測法は、試験体内部の微小な損傷や変形に伴って放出される弾性波を検出し、その特性を解析することによって試験体内部の挙動を知る方法である。測定条件は、しきい値90dB、ハイパスフィルター100kHz、ローパスフィルター500kHzとしている。

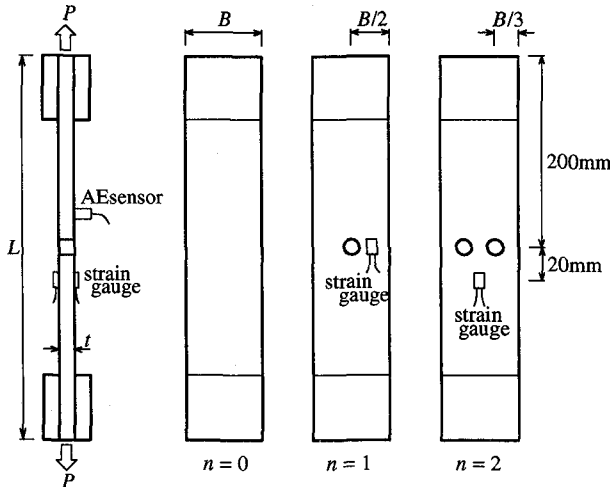


図2 円孔母材の試験体形状

3.2 結果と考察

1) 0°試験体について

実験から得られた最大荷重の結果を表2に示す。試験体の繊維方向引張強度の平均値は $\sigma_t=487$ MPaである。試験体名については、LA、LB、LCは円孔径 d の大きさを示しており、 $d=4.9, 8.0, 10.0$ mmである。ここで、 $d=4.9$ mmは、リベット接合を用いたFRP構造物で一般的に使用されている円孔径である。 $d=8.0, 10.0$ mmについては、欠損による影響の力学的分析のために、欠損断面積 ndt と断面積 Bt との比が約0.3, 0.4となるように設定した。試験体名のLA, LB, LCの次の数字は円孔の数 n 、最後のそれは実験を行った順に付した番号を示している。各試験体において、1体目から3体目までは単調載荷を行った。LAシリーズでは繰り返し載荷も行っており、4体目は最大荷重 P_{max} の1/2で、5体目は P_{max} の2/3で1.96kNまで除荷し、破壊に至るまで再び負荷した。

図3に最大荷重と欠損断面積の関係を示す。縦軸は、実験から得られた最大荷重 P_{max} である。横軸は、円孔による欠損断面積 ndt をLA0の断面積 Bt で除した値である。図3より、最大荷重と欠損断面積はほぼ線形関係であり、欠損断面積が20%程度で、最大荷重は25%程度減少している。

一般に高分子材料は脆性材料に分類されており、円孔まわりの応力集中は等方性で3倍、異方性では4-8倍に達するとされており¹²⁾、そこでの亀裂発生を起点として破壊に至ると考えられている。よって、仮にFRP材もそうした完全脆性材料であるとする、 $P_{max}/(\sigma_t Bt)$ は約0.25以下に

なるはずであるが、本実験では図3からわかるように、どの試験体でも0.4以上の高い値となっている。このことは、FRP材の破壊がマトリックスの微小なトランスバースクラックの蓄積を経て層間剥離を起点として生ずる¹³⁾もので、そうした破壊過程が空間的に拡大する間に、鋼材の塑性化に類似の応力再配分が生じた為であると考察される。欠損断面積が大きいと空間的な拡大が制約されるため、図3のように P_{max} は線形的に低下している。

これらの結果を踏まえて、円孔を有する試験体の最大応力 $\sigma_{max}(=P_{max}/t(B-nd^*))$ が σ_t と等しくなると仮定し、円孔の等価欠損径 d^* を求めると次式となる。

$$d^* = \frac{1}{n} \left(B - \frac{P_{max}}{t\sigma_t} \right) \tag{1}$$

ここで、等価欠損径 d^* と円孔径 d との比を修正係数 ξ として次式で定義する。

$$\xi = d^*/d \tag{2}$$

式(1)をもとに ξ を求めると、1.34(LA1),1.26(LA2),1.35(LB1),1.27(LC1)となった。本実験条件においては、図3の破線で示すように、 $\xi=1.3$ の修正係数を掛けて有効断面積を算定することで、円孔を有する試験体の最大荷重を推定することができ、実験から得られた最大荷重 P_{max} と推定値 P_{max}^* との比は、0.88~1.13の範囲にあり、良く一致しているといえる。

LAシリーズの最終破壊状況を写真1に示す。LA0では試験体の端部でマット層が破断し、連続繊維層がほうき状に破断し破壊に至っている。それに対して、LA1では円孔部と端部で破断し、LA2、LB1、LC1では円孔部で破断し破壊に至っている。このことは、一様な応力状態の下での全体的な破壊から、円孔部に応力が集中したことによる局所的な破壊に移行したと言える。こうした考察は図4のAE測定からも明らかになっている。すなわち、欠損断面積 ndt が大きくなるにつれ最大荷重 P_{max} に至るまでの累積AEカウント数が減少していることから、損傷の空間的領域が小さくなっていることを裏付けているとみなせる。

一般に、AE測定において、材料に変形を与えた後、除荷、再負荷を行った際、除荷開始点に達するまでAEが観

察されないという現象はカイザー効果と呼ばれている¹⁴⁾。すなわち、除荷開始荷重 P と再負荷した際にAEが発生する荷重 P_{AE} との比は $P_{AE}/P=1$ となり、除荷及び再負荷過程において材料の変形や内部組織の変化がないことを示す。通常、ほとんどの金属材料の場合、 $P_{AE}/P>0.9$ であり、カイザー効果は成立しているといわれている。

図5に示す、単調載荷、繰り返し載荷の結果より、本試験体の場合も金属材料と同様に $P_{AE}/P>0.9$ であり、カイザー効果が成立しているといえる。よって、本試験体において、静的繰り返し載荷過程での材料内部の損傷は極めて小さいと言える。但し、疲労破壊を問題とするような多数回の繰り返しによる特性については今後の検討課題とする。

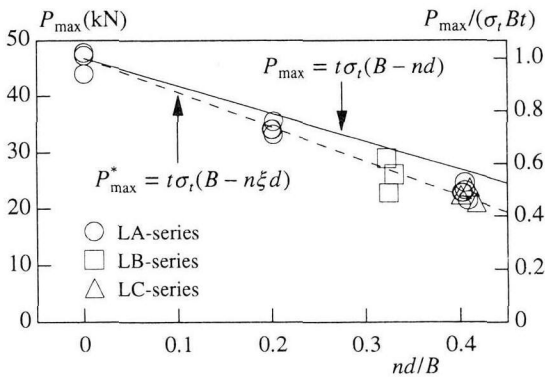


図3 最大荷重と欠損断面積の関係

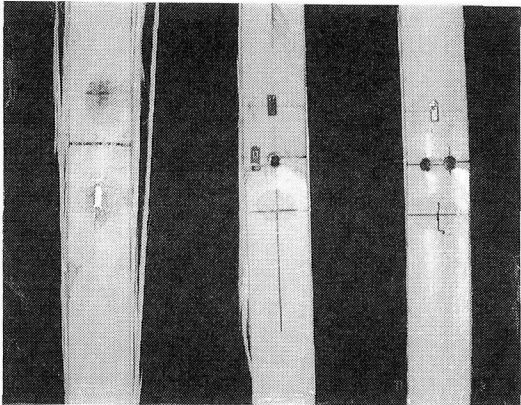


写真1 0°試験体の破壊状況

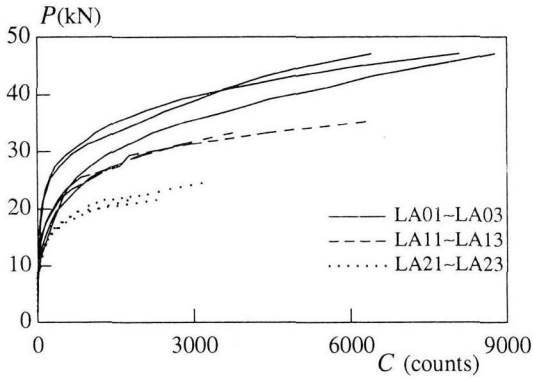


図4 AE測定による損傷領域の推移

表2 実験結果

NO.	P_{max} (kN)	No.	P_{max} (kN)
LA01	47.7	LA21	22.9
LA02	47.3	LA22	21.6
LA03	47.1	LA23	24.6
LA04	47.4	LA24	22.9
LA05	44.1	LA25	23.3
LA11	35.3	LB11	26.1
LA12	33.1	LB12	23.1
LA13	34.3	LB13	28.9
LA14	35.5	LC11	22.2
LA15	34.3	LC12	20.8
		LC13	23.6

2) 90°方向試験体について

最大荷重 P_{max} の結果を表3のTA01~TA23として示す。試験体名のTAの次の数字は直径10mmの円孔の数 n を表している。いずれの試験体も最大応力で比較して0°方向試験体の約1/9の耐力であった。二次部材を構造部材に付設する際には、場合によっては、より大きな接合耐力を要求されることがある。そこで、本研究では、その母材耐力を改善する手法の検討を行った。表3のTB,TC,TDはそうした目的のため、厚さ0.9mmのマルチアクシャル（multi-axial；多軸挿入基布；±45°ニットファブリック）を最外層にそれぞれ1,2,3層ずつ接着して補強した試験体である。

図6に最大荷重と欠損断面積の関係を示す。図中の直線は円孔の無い場合（TA0及びTB0）の引張強度 σ_t を用いた最大荷重の算定式である。この直線と実験結果は非常に良く一致しており、式(1),(2)より σ_t を求めると、0.96(TA1), 1.14(TA2), 0.92(TB1), 1.02(TB2)となった。このことから、90°方向試験体の耐力は、円孔を有する鋼材と同様、円孔を控除した断面積を用いて算定できると考えられる。図6において、TAシリーズとTBシリーズを比較すると、円孔の有無に関わらずTBシリーズは2倍程度耐力が上昇している。図7は最大荷重とマルチアクシャルによる補強効果を示している。最大荷重は積層数 m の増加に伴い線形的に増加しており、TA1を基準にした P_{max} の増加の割合は、190%(TB1),260%(TC1),320%(TD1)となった。この結果は、マルチアクシャル補強が連続引抜成形材の90°方向の耐力を改善する有力な手段であることを示している。

TA0の破壊は試験体の端部での応力集中による引張破壊であり、0°方向試験体のようなほうき状の破断は観測されていない。TA1及びTA2では、0°方向試験体と同様に円孔を含む断面が破断し破壊に至った。TBシリーズの最終破壊状況を写真2に示す。TB0及びTB1では、24kN程度から母材に亀裂が発生し始め、最大荷重に達すると、マルチアクシャルと母材が剥離し、試験体中央部にて、それぞれ繊維方向に沿って破断し破壊に到った。TB2では、母材のひび割れや剥離は観察されず、円孔部で引張破壊を生じ破壊に至った。TC1及びTD1では、30kN程度で板厚方向の中央位置付近の連続繊維層とマット層の境界にて亀裂が観察された。その後、更に荷重を続けると、FRP母材に多数の亀裂が発生し、FRP母材とマルチアクシャルとの境界近傍に亀裂が入るとすぐに耐力を損失した。

表3 実験結果

NO.	P_{max} (kN)	No.	P_{max} (kN)	No.	P_{max} (kN)
TA01	16.4	TB01	31.4	TC11	36.0
TA02	15.2	TB02	30.8	TC12	30.9
TA03	15.7	TB03	27.3	TC13	31.9
TA11	12.8	TB11	26.1	TD11	40.8
TA12	12.9	TB12	22.8	TD12	42.9
TA13	12.5	TB13	24.0	TD13	38.4
TA21	8.6	TB21	17.8		
TA22	8.7	TB22	15.9		
TA23	8.5	TB23	19.4		

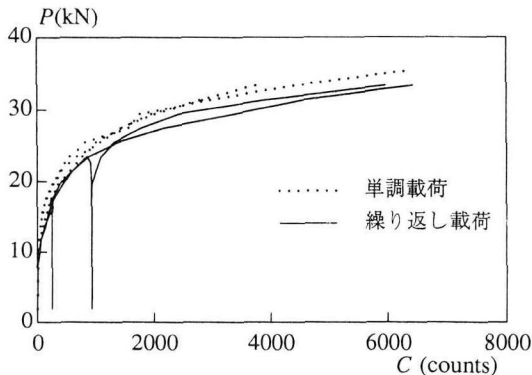


図5 A E測定による繰り返し载荷の特性（LA1）

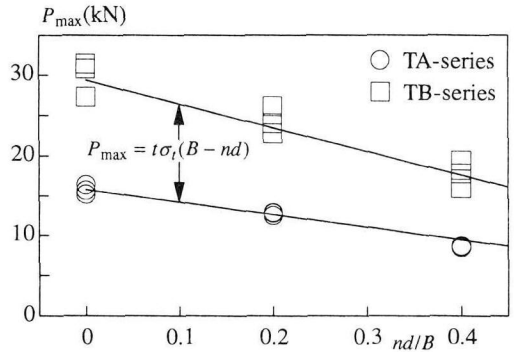


図6 最大荷重と欠損断面積の関係

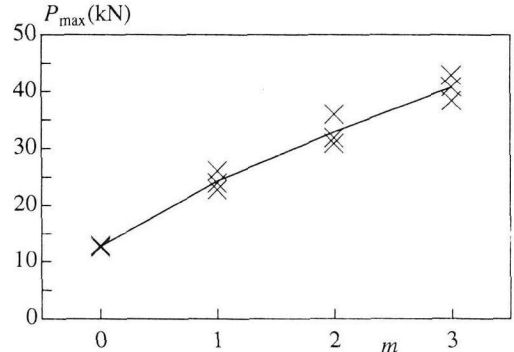


図7 最大荷重に及ぼす補強効果

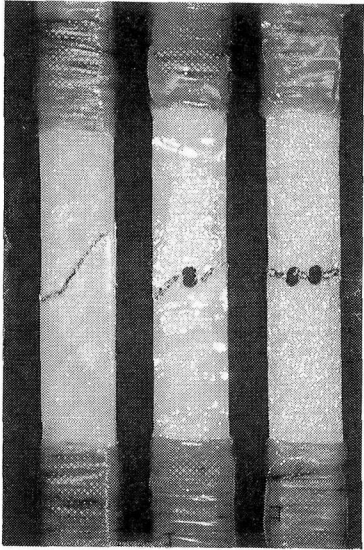


写真2 90°試験体の破壊状況

4. 継手接合部の引張载荷実験

4.1 実験方法

図8に試験体設置状況を示す。母材には、65mm×4mmのGFRP平板(FS65t4)を長さ $L=300\text{mm}$ に切断した帯板を使用し、アムスラー型引張試験機(98kNレンジ)で载荷した。実験変数として、接合方法(リベット、ボルト、接着)、ファスナー本数 n 、端あき e 、ピッチ w を採用している。破壊モードを材料内部の損傷から定量的に解明するためにAE測定を行っている。図中の(1)はAEセンサーで、接合部の端より20mmの位置に設置した。測定条件は、第3章と同じである。(2)は変位計の設置位置を表している。本実験では、接合部を含む100mm間の伸びをモニターの対象とした。

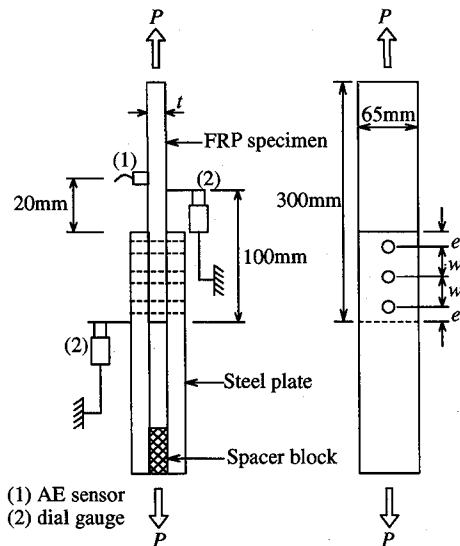


図8 試験体設置状況

4.2 結果と考察

実験は合計72体について行った。試験体の繊維方向引張強度の平均値は $\sigma_t=441\text{MPa}$ である。各試験体より得られた最大荷重を表4に示す。試験体名については、左より、接合方法(Rは公称軸径 $d=4.8\text{mm}$ のリベット、Bは $d=6\text{mm}$ の

中ボルト、Aはエポキシ系接着剤を表す)、ファスナーの本数 n 、端あき量のファスナー径に対する比 e/d 、ピッチのファスナー径に対する比 w/d を表し、5、6番目の数字は実験を行った順に付した通し番号である。

本研究では、FRP母材の破壊性状に注目する立場から、ファスナー接合におけるファスナーは、FRP母材よりも相対的に強度の大きなステンレス製リベットと鋼製ボルトを使用している。すなわち、本論文では、ファスナーのせん断破壊は対象としていない。また、ファスナー接合の試験体では、FRP母材を2枚の鋼板に接合し、合理的な実験を行っている。但し、全てにFRP形材を用いた予備実験も行い、全く同様の実験結果であることを確認している。表中において、*印のついた試験体は、母材と添板の摩擦をできる限り減ずることを意図して母材表面にグリースを施している。ファスナー接合試験体の母材の穴径は、リベット接合で4.9mm、ボルト接合では7mmとした。

1) Rシリーズ(リベット)の試験体について

最大荷重時の試験体の状況を観察した結果、本試験体の場合、端あき及びピッチのどちらか一方が $2d$ である場合は、写真3(a)に示すようなせん断抜け破壊となり、端あき及びピッチが共に $3d$ 以上となると、写真3(b)に示す支圧破壊となった。いずれの破壊形式であっても、コンティニューアスストランドマットを使用している本試験体では、最大耐力に達すると急激に耐力を損失した。

図9は $e=4d$ の結果で、 $w=2d$ と $4d$ のときの累積AEカウンント数 C の増加特性を示している。支圧破壊($w=4d$)におけるAE発生特性は、主としてファスナーのFRP母材へのめり込みによるものである。この図より、AEカウンントは最大荷重に達する直前に急激に増大していることが注目される。一方、せん断抜け破壊($w=2d$)では、せん断面において、繊維破断や樹脂割れなどの損傷が生じることによりAEが発生し、そうした損傷の蓄積により比較的低い荷重レベルで最大荷重に至っている。

図10は、端あき $e=4d$ でピッチ $w=4d$ の場合の結果で、ファスナー本数 n を2、3、4本としたときの最大荷重 $P_{\max}$ を示している。一般に、引張方向に並ぶファスナーの数が

表4 重ね継手接合の実験結果

No.	$P_{\max}$ (kN)	No.	$P_{\max}$ (kN)	No.	$P_{\max}$ (kN)	No.	$P_{\max}$ (kN)	No.	$P_{\max}$ (kN)	No.	$P_{\max}$ (kN)
R44401	17.5	R34413*	14.7	R34202	10.4	R33202	9.81	B34402	26.2	A04-02	38.7
R44402	18.4	R34414*	15.9	R34203	9.32	R33203	10.0	B34403	25.7	A04-03	36.4
R44403	20.4	R34417	14.2	R34204	10.6	R33204	9.81	B34404*	20.8	A04-04	44.5
R24401	10.3	R32401	11.3	R34301	14.0	R32301	10.3	B34405*	18.4	A04-05	40.2
R24402	8.92	R32402	12.0	R34302	15.0	R32302	9.51	B34406*	21.3	A04-06	38.2
R24403	9.91	R32403	11.8	R34303	14.3	R32303	10.1	B84401	73.1	A06-01	51.0
R34401	15.4	R32404	13.5	R34304	12.7	R32304	9.61	B84402	70.4	A06-02	50.5
R34402	15.6	R33401	13.5	R33301	13.0	R32201	6.57	B84403	67.2	A06-03	51.7
R34403	17.2	R33402	14.6	R33302	11.4	R32202	5.30	A02-01	19.9	A14-01	44.2
R34404	15.8	R33403	13.7	R33303	12.0	R32203	7.36	A02-02	20.5	A14-02	32.6
R34405	15.8	R33404	14.7	R33304	13.0	R32204	7.85	A02-03	21.2	A26401	51.8
R34406	13.5	R34201	9.61	R33201	9.41	B34401	25.5	A04-01	37.3	A26402	53.6

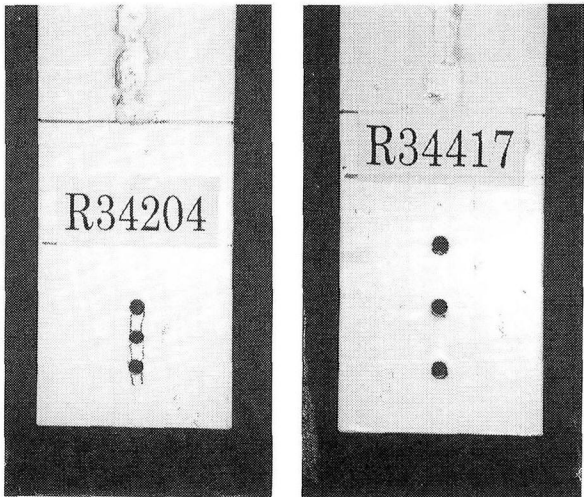
* グリースによって摩擦を減少させた試験体

多い程、各々のファスナーが負担するせん断力には不均一性が大きくなる。すなわち、一番外側のファスナーは大きなせん断力を負担する¹⁵⁾。しかし、本実験の場合、 n が2本から4本までの範囲では、ファスナー本数が多くなる程最大荷重はほぼ線形的に増加していることと、 $n=2,3,4$ のいずれの場合においても、ファスナー1本当りの平均耐力が約4.9kNであることから、その不均一性の影響は極めて小さいといえる。

図11及び図12は、ファスナー本数が3本で、ピッチ w 及び端あき e をファスナー直径 d の2-4倍に変化させた時の平均最大耐力と破壊形式の関係を示している。縦軸は、平均最大耐力 $\bar{P}_{max}$ を母材の引張耐力 $\sigma_t Bt$ で除して正規化している。横軸は、それぞれ、ピッチのファスナー径に対する比 w/d 、端あきのファスナー径に対する比 e/d を示している。図中において、○印は支圧破壊、×印はせん断抜け破壊を表している。

図11より、 $e/d=2$ の場合において、 w/d を2-4に変化させたときの平均最大耐力は線形的に増加している。このことから、 $w/d=3,4$ でのせん断破壊は、ファスナー間のせん断面で生じており、ファスナー間のせん断面の増加に伴い耐力が上昇したと考えられる。図12の $w/d=2$ で $e/d=3,4$ では、平均最大耐力がほぼ等しくなっている。このことは、せん断破壊モードが、 $e/d=2$ では端あきのせん断面での破壊であったのに対し、 $e/d=3,4$ では端あきのせん断面の増加に伴い、ファスナー間のせん断面破壊に移行したことによると考えられる。よって、この場合は、 $e/d \geq 3$ での耐力の上昇は期待できないといえる。

一方、図12において、 $w/d=3,4$ の結果に注目すると、 e/d が2から3へ変化するときの耐力上昇の割合は、 $w/d=2$ のそれに比して相対的にやや小さくなっている。これは、破壊モードがせん断抜け破壊から支圧破壊へ移行したことに関係している。また、図11,12の○印で示した支圧破壊した試験体のみ注目すると、最大耐力の上昇に及ぼす e/d や w/d の影響の程度は、いずれの場合もほぼ同様であることも注目される。



(a)せん断抜け破壊 (b)支圧破壊
写真3 最大荷重時の破壊形式

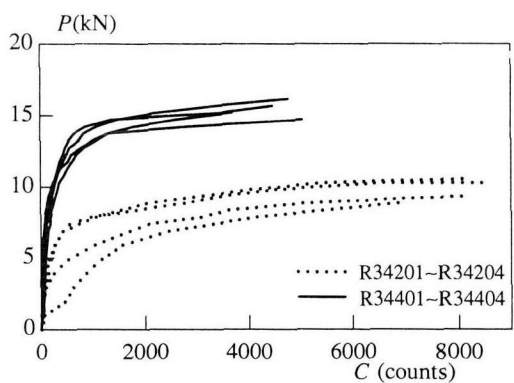


図9 最大荷重までの累積AEカウント数

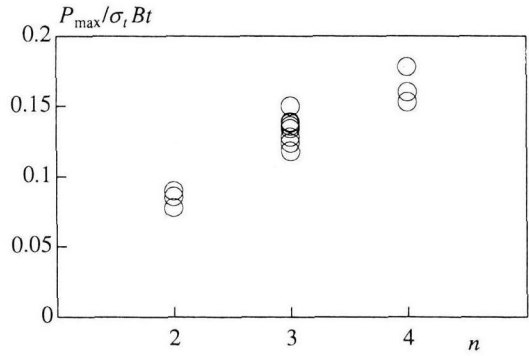


図10 最大荷重に及ぼすリベット本数の影響

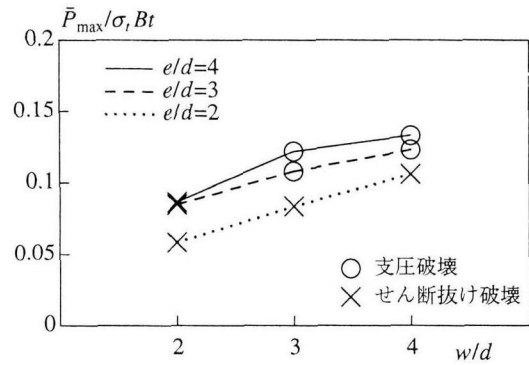


図11 最大荷重に及ぼすピッチの影響

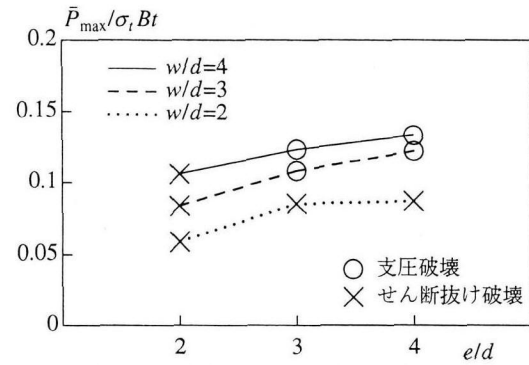


図12 最大荷重に及ぼす端あきの影響

2) Bシリーズ（ボルト）の試験体について

リベット接合においては、表4のように、グリースによって摩擦を減少させた試験体(R34413,14)とグリースを塗っていない試験体(R34401~06)では、その最大耐力に差は生じていない。しかしながら、ボルト接合の場合、ボルトの締め付け力によって母材間に圧縮力が付加され、母材

この等価欠損径 d^* から有効断面積を求め最大耐力を推定した結果、実験値とその比は0.88~1.13の範囲にあり、この手法の有用性が確認できた。

- (2) 0°試験体及び無補強の90°試験体では、欠損断面積の増加に伴い、全体的な破壊から円孔部での局所的な破壊に移行する。一方、マルチアクシャルで補強した90°試験体では、欠損断面積の大きさに無関係に、FRP母材に亀裂が発生し、FRP母材とマルチアクシャルとが剥離し、円孔を含む断面が破断して破壊に至る。
- (3) ファスナー接合では、端あき及びピッチのどちらか一方がファスナー直径の2倍程度ではせん断抜け破壊となる。一方、端あき及びピッチが共にファスナー直径の3倍以上では支圧破壊形式となる傾向にある。
- (4) ファスナー接合において、引張方向と直交方向に2列の円孔を有する試験体では、ブロックせん断破壊と円孔列に沿ったせん断抜け破壊する形式がみられ、両者の耐力を比較すると、ブロックせん断抜け破壊形式の場合の方が10%程度高くなる。
- (5) ファスナー接合の耐力に及ぼす母材間の摩擦の効果については、リベット接合ではほとんど期待できないことが確認できた。一方、ボルト接合では、本実験の場合、30%程度の耐力上昇がみられ、FRP型材においても、鋼材と同様、その効果は少なくないことが明らかになった。
- (6) 接着接合では、接着長さの増加に伴い最大耐力は上昇する。しかしながら、平均せん断強度は、接着長さの増加に伴い減少する傾向にある。破壊は、接合面でのせん断破壊形式ではなく、連続繊維層とマット層の間で生ずる層間せん断破壊形式である。

以上、FRP型材を用いた接合部の基本的な破壊性状を明らかにすることができたが、実用上は、より大きな径のファスナーに対しての確認が必要となるであろう。それらについては今後の検討課題である。

謝辞

本研究は、日本学術振興会科学研究費補助金基盤研究(C)(2)10650560(代表・山田聖志)により行ったものである。豊橋技術科学大学大学院・深津尚人氏には、実験の遂行と膨大なデータの分析に協力して戴いた。福井漁網FRP開発室・小宮巖氏には、試験体の製作に援助を戴いた。

参考文献

- 1) 山田聖志, 小宮巖, 中澤博之: 連続引抜成形FRP箱形断面部材の軸圧縮による崩壊性状, 日本建築学会構造系論文報告集, pp.699-707, 1999.
- 2) Yamada, S., Nakazawa, H.Y. and Komiya, I.: Buckling and collapse of pultruded Fiber Reinforced Polymer member under compression, APCS, Vol.2, pp.961-968, 2000.
- 3) Sasaki, I., Nishizaki, I. and Sakamoto, H.: A bridge constructed entirely of composites and the results of load testing, Fiber Composites in Infrastructure, ICCI'98, Vol.1, pp.657-666, 1998.
- 4) 北山暢彦, 佐伯彰一, 山城和男: 沖縄県におけるFRP横断歩道橋の概要, 土木学会第55回年次学術講演会論文集, 第1部(A), pp.460-461, 2000.
- 5) 鈴木統, 林耕四郎, 大橋潤一, 西崎到: 朝霧暴露試験場におけるGFRPモデル車道橋の設計, 第1回FRP橋梁に関するシンポジウム, pp.113-116, 2001.
- 6) Barbero, E.J. and GangaRao, H.V.S.: Structural application of composites in infrastructures, S.A.M.P.E. J., Vol.27, No.6, pp.9-16, 1991.
- 7) Bank, L.C., Gentry, T.R. and Nadipelli, M.: Local buckling of pultruded FRP beams analysis and design, 49th Annual Conference, pp.8D/1-8D/6, 1994.
- 8) Harvey, W.J.: A reinforced plastic footbridge, Aberfeldy, UK, Structural Engrg International, IABSE, pp.229-232, 1993.
- 9) Keller, T.: Towards structural forms for composite fibre materials, Structural Engrg International, IABSE, pp.297-300, 1999.
- 10) Sotiropoulos, S.N., Gangarao, H.V.S. and Allison, R.W.: Structural efficiency of pultruded FRP bolted and adhesive connections, 49th Annual Conference, pp.8A/1-8A/6, 1994.
- 11) Yamada, S. and Komiya, I.: Elastic deflection behavior of a box-shaped pultruded composite member and its collapse, Fiber Composites in Infrastructure, ICCI'96, Tucson, pp.699-707, 1996.
- 12) 強化プラスチック協会: FRP構造設計便覧, 1994.
- 13) 元木信弥, 安田哲, 福田武人: FRP直交積層板におけるマトリックスき裂損傷の発達(第1報), 日本機械学会論文集A, 第63巻, 第615号, pp.56-63, 1997.
- 14) 日本非破壊試験協会, アコースティック・エミッション, 1990.
- 15) Prabhakaran, R. and Robert, J.: An experimental investigation of load-shearing in a multi-bolt pultruded composite joint, Fiber Composites in Infrastructure, ICCI'98, pp.355-368, 1998.
- 16) The European Structural Polymeric Composites Groupe: EUROCOMP Design Code and Handbook, E&FN SPON, 1996.

(2001年9月14日受付)

間の摩擦力の影響が実験結果に加わると考えられるので、 $n=3, e/d=4, w/d=4$ の試験体について、その影響を検討した。表4の中、手締め試験体(B34401-03)とグリースによる摩擦を減少した試験体(B34404-06)では、手締めの試験体(B34401-03)の方が、平均最大耐力で約6kN(28%)も大きい値が得られた。グリースによる摩擦を減少した試験体(B34404-06)のファスナー1本当たりの平均支圧耐力 $\bar{F}_b = \bar{P}_{\max}/(ndt)$ は 280MPa であり、リベットの R344 の $\bar{F}_b = 270\text{MPa}$ とほぼ同程度となっている。

引張方向と直交方向に2列の円孔列を有する試験体(B844)では、写真4(a)のような、円孔列が一体となってせん断抜け破壊する、いわゆる、ブロックせん断抜け破壊と、写真4(b)に示す、円孔列がそれぞれせん断抜け破壊する場合の2種類の破壊形式が確認された。この2種類の破壊形式について最大耐力を比較すると、ブロックせん断抜け破壊の方が10%程度大きな値となることがわかった。

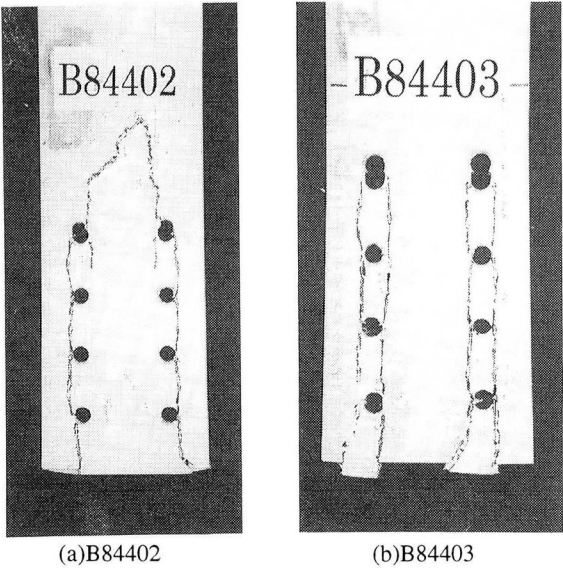


写真4 最大荷重時の破壊形式

3) A シリーズ（接着）の試験体について

図13に接着長さ L と最大荷重 $P_{\max}$ の関係を示す。図13より、 L が20-60mmと幅 B 程度までの範囲では $P_{\max}$ は増加の傾向にあり、A02を基準とした耐力上昇の割合は、A04で1.8倍、A06で2.5倍となった。一方、図14は、接合面の平均せん断強度 F_{ad} と L の関係を示しており、縦軸は単位幅当たりの最大耐力を接着長さで除しており、 $F_{ad} = P_{\max}/(2BL)$ である。

図14より、 F_{ad} は L の増加に対し減少の傾向にあり、 L が20mm増加すると F_{ad} は10%程度減少している。文献16によると、複合材料の接着接合の場合、接着部のせん断応力分布は均一ではなく、接着部の両端で応力集中が生じ、接着長さの増加に伴い端部での応力集中は大きくなるといわれている。このことは、連続引抜成形品を用いた本実験においても同様であると考えられる。すなわち、接着長さを増加させると、接着部の両端でのせん断応力が大きくなり、 F_{ad} は減少したと考察される。

破壊形式はファスナー接合とは全く異なり、接着層での

破壊ではなくマット層が剥がされるように破壊した。そこで、このマット層を除去した試験体(A04-04-06)で同様の実験を行った結果、表4に示すように、その最大耐力は10%程度上昇することが明らかとなった。このことから、FRPとFRPを接着接合する場合、接合部の耐力は接合面でのせん断破壊ではなく、母材の連続繊維層とマット層の間で生じる層間せん断破壊によって決まると考えられる。また、ファスナーを併用する接合(A14,A26)についても検討したが、耐力上昇の有効性は必ずしも得られないことがわかった。このことは、ファスナー接合と接着接合の接合剛性の差によるものと考察される。すなわち、本実験条件では、接着接合はファスナー接合よりも接合剛性が大きく、荷重の伝達は主として接着接合によって行われたためである。

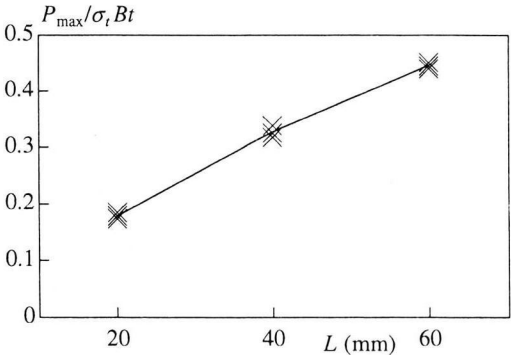


図13 最大荷重に及ぼす接着長さの影響

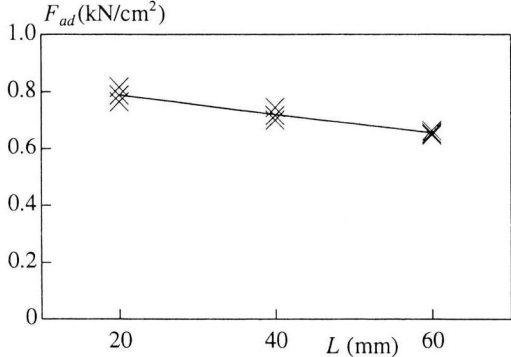


図14 接合面の平均せん断強度と接着長さの関係

5. 結び

本研究は、連続引抜成形FRP形材の接合部の応力伝達と破壊性状を明らかにするために、円孔を有するFRP形材の0°方向及び90°方向の引張載荷実験、並びに、重ね継手の引張載荷実験を実施した。結論を要約すると以下のようになる。

- (1) 円孔を有するFRP形材の引張載荷実験より、最大荷重と欠損断面積はほぼ線形関係にあることを示し、円孔の無いFRP形材の引張強度を用いて円孔を有するFRP形材の等価欠損径 d^* を求める方法を提案した。すなわち、

$$d^* = \frac{1}{n} \left(B - \frac{P_{\max}}{t \sigma_t} \right)$$