C/C 複合材料のピン継手強度*

八 田 博 志^{*1}, 向 後 保 雄^{*1}
浅 野 正^{*2}, 澤 田 豊^{*3}

Pin Joint Strength of C/C Composites

Hiroshi HATTA, Yasuo KOUGO,
Tadashi ASANO and Yutaka SAWADA

Pin joint strength of laminate type C/C composites was experimentally determined as functions of the diameter and position of the pin hole. Three types of laminate, (0°/90°), (±45°), and (0°/90°/±45°) were examined. It was found from the comparison between predicted and observed stress distributions that the effect of stress concentration around the pin hole on the pin joint strength was quite low for the C/C joint, when tensile or shear modes of failure appeared. On the other hand for the case of compressive failure maximum stress criterion can be adapted except for the ±45° laminate. By use of these fracture criteria, a design procedure of C/C pin joint is proposed and it is demonstrated that the pin joint strength of C/C composites can be precisely predicted based on tensile, compressive and shearing strength of smooth specimen.

Key Words: Stress Concentration, Stress Relaxation, Material Design, C/C Composite, Laminate, Pin Joint Strength

1. 緒 言

炭素繊維強化炭素基(C/C)複合材料は、2 000°Cを越える耐熱性ばかりでなく耐蝕性、高電気および熱伝導性、寸法安定性、軽量等、他材料に見出しがたい長所を有しており、航空宇宙分野等をはじめとするさまざまな分野での適用が検討されている。しかしながら、C/C 複合材料には克服しなければならない欠点がある。山積みしており、その適用化は期待されるほど進んではいない。C/C 複合材料の適用が有力視されているのは、例えばスペース・プレーン用エンジンのタービンブレード等の極高温環境で用いられる複雑形状構造物である。このような実用化に際して、問題になるのは、第一にはその耐酸化性の低さであるが、第二には複雑形状を強化繊維の特長を損なうことなく一体成型することの困難性が挙げられる。後者の難点を克服するための方法として、複雑形状物を簡素な要素部材に分解し、要素部材を継ぎ手により接合することによって構造を形成する技術が有力になるが、C/C 複合材料

に関して接合強度を検討した研究結果はこれまでほとんど報告されていない⁽¹⁾。

そこで本研究では、接合方法の中でも最も多用されているピン接合による継手に注目し、C/C 複合材料製のピン継手強度の設計のための基礎データを取得することを目的として実験的検討を行った。解析に際し特に注目した点は、接合部強度に及ぼす応力集中効果と接合部の破壊メカニズムの解明である。

2. 実 験

ピン接合部の強度評価を行うために、図 1(a)に示すように C/C 複合材料の矩形板に円孔をあけ、その孔にスチール製のピンを差し込み、そのピンに引張荷重を負荷し破壊試験を行った。用いた C/C 複合材料は、プリフォームド・ヤーン法により成型した⁽²⁾ 厚さ 3 mm の積層材で、強化繊維は東レ製 M-40、繊維体積含有率 (V_f) はメーカ公称 50% である。積層構成は図 1(b)に示すように (0°/90°), (±45°), (0°/90°/±45°) の 3 種類で、以下ではそれぞれ、0°/90° 材、±45° 材、QI 材と呼称する。

試験片には、図 2 のように直径 (D) 10.0 mm の穴をあけ、その孔径を一定とし孔中心から上端までの距離 (e) を 1.5~3 D 、試験片幅 (W) を 1.5~4 D の間で変化

* 原稿受付 1996 年 1 月 16 日。

*¹ 正員、宇宙科学研究所 (〒229 相模原市由野台 3-1-1)。*² 恵和商工(株) (〒103 東京都中央区日本橋人形町 3-1-17)。*³ 東京工芸大学工学部 (〒243 厚木市飯山 1583)。

させた。板厚(t)はすべて3 mmとした。またチャックの把持力の効果を最小限に抑えるため、試験片の固定部にはアルミタブを使用し、負荷は0.1 mm/minの低速度で行った。

この種の実験では、試験片の孔径とピン径との相対寸法が強度に影響を与えることが推定された。そこで本実験においては孔の直径をH7基準、ピンの直径をh7基準(JIS B 0401)のものを標準試験片とし(Just-fit と呼称)、特に断らない限りこのはめあい関係を用いることにした。最終的に孔加工にはリーマにより仕上げ、公差が0~0.036 mmのすきまばめの範囲に入っていることを確認した。また比較のために、ピン径

を10.0 mmで一定とし孔の直径を10.2~11.0 mmと変えた試験片を作製し(Clearance と呼称)、図3に示すようなはめあい間のすきま効果についても検討を行った。

実際のピン継ぎ手では、ボルト締結を伴う場合が多く、ボルトによる締付け力が継ぎ手強度に影響を与えることが知られている⁽³⁾。そこで本実験でも図4に示すような配列(Fastened と呼称)で試料を圧縮したときの効果も検討した。このとき、はめあいはJust-fitと同様にし、JIS規格のM10のワッシャとナットを使用して孔近傍を締付けた。締付けトルクはトルクレンチを用いて0.5および2 N・mの2種類に設定した。締結効果およびはめあい効果を調べる実験においては、圧縮破壊を起こさせることを目標に、 $e=3D$ 、 $W=3$ または $4D$ の試験片を用いた。

本実験の試験片では、図2のA点に最大圧縮応力が、B点に最大引張応力が発生することが推定された。そこで、これらの点における応力集中効果を見積もるために、A点とB点の近傍に応力集中ゲージ添付してひずみ(応力)分布の測定を行った。用いたゲージの有効長さは2 mmであり、円孔近傍の応力変化の激しさを考慮するとこの寸法は大きすぎるが、応力の概略値の推定には有効と判断した。なお、応力分布の

Fig. 1 Schematic drawing of the bearing test method and the reinforcing directions of the specimens

Fig. 2 Dimensions of the specimen and the coordinate axes

Fig. 3 Configuration of the specimens with clearance between the hole and the loading pin

Fig. 4 Schematic drawing of test configuration for the fastened specimens

整理に当たっては、円孔の中心に原点をおき、引張方向に y 軸を、垂直方向に x 軸を取った。

3. 結 果

3・1 C/C 複合材の強度と弾性率 継ぎ手強度試験に先立ち、用いた3種類の積層C/C複合材の引張り、圧縮およびせん断の各モード下における基礎特性を取得した。図5に、引張りおよび圧縮荷重下の応力-ひずみ曲線を例示する。各サンプルの引張試験と圧縮試験は積層CFRPのJIS規格(K 7073, K 7076)に準拠して行った。図5より $0^\circ/90^\circ$ 材、QI 材はほぼ線形的な挙動のまま破壊に至るのに対し、 $\pm 45^\circ$ 材は小荷重時から非線形挙動が観測されることがわかる。

表1に図5より求めた強度と弾性率を示す。表中の $\pm 45^\circ$ 材の弾性率は原点における接線から求めた値である。表1より、 $0^\circ/90^\circ$ 材とQI 材では圧縮と引張強度が同等なのに対して、 $\pm 45^\circ$ 材では圧縮強度に比べて引張強度が低くなっていることがわかる。また $0^\circ/90^\circ$ 材とQI 材についてを比較すると、引張強度は $0^\circ/90^\circ$ 材が高いのに対し圧縮強度はQI 材のほうが高

Table 1 Elastic moduli and strength of carbon/carbon composites

	Tensile		Compressive		Shear
	Strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	
$0^\circ/90^\circ$	151.91	71.02	154.76	64.73	50.86
$\pm 45^\circ$	54.49	18.21	81.36	21.02	68.98
QI	141.72	52.76	166.62	55.13	59.12

Fig. 5 Stress-strain curves under tensile and compressive tests of smooth specimens for carbon/carbon composites

くなっている。表1中には面内せん断強度の測定値も示した。せん断強度は Iospecu 法⁽⁴⁾によって求めた値である。

3・2 Just-fit

3・2・1 ベアリング強度 図6にQI 材の Just-fit のはめあいを持つサンプルの荷重-変位(クロスヘッド)線図を例示する。図示のように、QI 材の荷重-変位関係は破壊荷重まではほぼ直線で、破壊時の変位は試験片幅 W (破壊荷重)とともに増加したが、この傾向は他の積層構成の材料も同様であった。図中荷重-変位がほぼ1本の直線の上に載り W に依存しない傾向を示したことは、変位のほとんどが孔上部の変形によるものであることを示唆するものと言えよう。

通常、ピン継ぎ手強度はトータル荷重ではなく、式(1)で定義されるベアリング強度 σ_B を用いて整理されている⁽⁵⁾。

$$\sigma_B = P/Dt \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 P は最大荷重、 D は孔の直径、そして t は板厚である。図7(a)~(c)は、それぞれ $0^\circ/90^\circ$ 材、 $\pm 45^\circ$ 材、QI 材のベアリング強度の板幅 W 依存性の測定結果である。図7において、ベアリング強度上昇域では孔横部のA点近傍での引張破壊が発生し、一定域では孔上部B点近傍での圧壊破壊が発生した。この破壊機構の遷移板幅 W は後述のように引張強度と圧縮強度の比によって決定される。また σ_B 一定域において、 $0^\circ/90^\circ$ 材よりQI 材の σ_B が高くなっているのは、表1に示したように、 $0^\circ/90^\circ$ 材よりQI 材のほうが圧縮強度が高いことによる。

$0^\circ/90^\circ$ 材と $\pm 45^\circ$ 材に関しては、孔上部寸法 e を変えた実験も行っており、図中にはその結果も合わせて示してある。 $0^\circ/90^\circ$ 材で $e=1.5D$ 以下、 $\pm 45^\circ$ 材で e

Fig. 6 Load-displacement curves obtained in the bearing strength tests for the quasi-isotropically laminated C/C composite

$=1.0D$ 以下の場合には、孔上部で図8に示すようなせん断破壊が発生し、ベアリング強度の著しい低下が観測されたが、それ以上では e に関する寸法依存性はほとんど観測されなかった。上述の二つの場合に関し、せん断破壊面積内の平均せん断応力 τ_{ave} を計算すると $0^\circ/90^\circ$ 材で 35.5 MPa, $\pm 45^\circ$ 材で 42.4 MPa となり、これをせん断強度 τ_f と比べて切欠係数 α を求めると、 $\alpha = \tau_f / \tau_{ave} = 1.4(0^\circ/90^\circ \text{ 材})$, $= 1.6(\pm 45^\circ \text{ 材})$ となる。これをすでに報告されている等方性材料の線形弾性論に基づく計算値 $\alpha = 2.6^{(4)}$ と比較すると、C/C 複合材料では応力集中の緩和効果が現れていることがわ

かる。したがって、せん断応力に関しては孔近傍の応力集中の影響を弾性計算で見積もることにより安全側の見積もりができることがわかる。以下では孔上部寸法 e が十分にあり、引張りまたは圧縮破壊が生じた場合について検討する。

3・2・2 引張破壊 既述のように引張破壊は孔径 D に比べて試験片幅 W が小さいときに生じ、破壊の起点は孔横の B 点近傍にある。そこで、まず B 点近傍の応力集中の効果を見積もるために、応力集中係数 $k_{(conc.)}$ を式(2)で定義した。

$$k_{(conc.)} = \sigma_{f-t} / \sigma_0 \quad \cdots \cdots (2)$$

ここで σ_{f-t} はスモース材による引張強度、 σ_0 は基準

Fig. 7 Relation between the bearing strength and the specimen width. (a) $0^\circ/90^\circ$ specimen, (b) $\pm 45^\circ$ specimen, (c) QI specimen

Fig. 8 Enlarged photograph around shear mode fracture region for the $0^\circ/90^\circ$ specimen

Fig. 9 Relation between the stress concentration factor and the specimen width for the specimens fractured in the tensile mode

とした応力で,

$$\sigma_0 = P/(W-D)t \dots\dots\dots (3)$$

により与えられる最小断面の平均応力である。

図9は、実際に引張破壊を起こした試験片の引張りの $k_{(conc.)}$ と試験片幅 W の関係を示したものである。図9より、C/C 複合材料の引張りの応力集中率は、点線で与えられる等方性材料の弾性解⁽¹⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾に比べて小さく、積層配列によらず1に近いことがわかる。この傾向は、B点近傍で大幅な応力集中の緩和機構が作用することを示唆している。このように、C/C 複合材料が応力集中源に対する不感性を持つことに関しては、すでに報告例があり、応力緩和の機構として Shear band 効果⁽⁷⁾⁽⁸⁾ や繊維の Bridging 効果⁽⁹⁾ などが提案されている。実際にC/C 複合材料では緩和機構の形跡として、図10に示すような孔の斜め上から荷重方向に伸びるき裂が、破壊後のサンプル断面の光学顕微鏡での観察により得られた。この損傷はせん断強度・弾性率の低い方向に伸びており、Evans⁽⁷⁾ らの言う Shear band に相当するものといえよう。C/C 複合材料に特に Shear band による応力緩和が顕著に観察されるのは、せん断応力-ひずみ関係に特に顕著な非線形が観察されるためだと指摘されており⁽⁹⁾、表1に関連して本研究でもこの事実を確認している。

線形弾性範囲内では応力集中が起こっているにもかかわらず、高荷重時に応力集中の緩和が実際に起こっていることを確認するために、B点近傍の応力分布の

Fig. 10 Enlarged view of a shear band speculated to be main stress relaxation mechanism

測定を行った。図11は低荷重時(図5の線形域, $P=980\text{ N}$)における孔横部の $0^\circ/90^\circ$ 材および $\pm 45^\circ$ 材の法線応力分布である。図中の基準応力 σ_0 は式(3)で定義した値、ひずみの測定値と図5の応力ひずみ曲線を使って求めた応力の推定値で、図中の破線は等方性材料の線形弾性論に基づく応力の計算値である⁽¹⁾⁽⁶⁾。一軸の法線ひずみのみによる推定値であるため、図11の応力は正確とはいいがたいが、C/C 複合材料においても等方性線形弾性材料のそれと同様の応力集中が確かに現れていたことがわかる。同様な結果はQI材および $\pm 45^\circ$ 材においても観測された。ひずみゲージは孔にできる限り近づけて貼った(孔縁より 0.65 mm) が、より高荷重時でもこの領域では応力緩和の兆候は観察できなかった。

3・2・3 圧縮破壊 圧縮破壊は孔上部のA点で発生した。通常A点近傍の孔表面の法線応力 p は

$$p = p_0 \cos \theta \dots\dots\dots (4)$$

で近似される⁽¹⁰⁾。ここで θ は y 軸より計った角度で、最大応力 p_0 はピンへの負荷荷重と式(4)の積分値を等値して

$$p_0 = 2P/\pi t \rho \dots\dots\dots (5)$$

で与えられる。ここで ρ は孔の半径である。慣例に従いA点における応力集中係数を次式で定義する。

$$k_{(conc.)} = p_{f-c}/p_0 \dots\dots\dots (6)$$

式(6)の p_{f-c} は圧縮強度であるが、この $k_{(conc.)}$ で注目したい点は、基準とした p_0 が応力集中(変動)を含んだ形で定義されているため、 $k_{(conc.)}=1$ は弾性解と一致し応力集中がそのまま現れることを意味する点である。図12は圧縮破壊を起こした試験片の圧縮の $k_{(conc.)}$ と試験片幅 W の関係を示したものである。図

Fig. 11 Normal stress distribution along the x -axis for the $0^\circ/90^\circ$ specimens as a function of the specimen width

12より $0^\circ/90^\circ$ 材, QI材は等方性材料の弾性解にほぼ一致しており, 破壊荷重付近まで $p_0 \cos \theta$ に類似した応力分布を維持していることを示している。それに対して $\pm 45^\circ$ では等方性材料の弾性解に一致せず著しい応力緩和が観測された。

この応力集中緩和の原因として $\pm 45^\circ$ 材の大きな永久ひずみの効果が考えられる。すなわち, 図13に示す $\pm 45^\circ$ 材の負荷-除荷試験によるピンの試験片に対する相対変位量 ΔL と荷重の関係からわかるように, 低荷重時から極めて大きな残留変位が生じている。また図14のひずみゲージより測定した永久変形と荷重の関係でも $\pm 45^\circ$ 材では低荷重時から他の材料より大きな永久変形が確認されている。図14の残留ひずみ(永久変形)は円孔縁から y 軸に沿って約2.2, 4.2, 6.2, 8.2 mmの点で測定した値である。このような永久変形はQI材および $0^\circ, 90^\circ$ 材では得られておらず, 以上より $\pm 45^\circ$ 材の大きな永久変形は, 孔をピンに密着さ

せ, p の分布を一様化させているものと推定できる。ちなみに, $k_{(conc.)}$ の示す値で p が一様分布したと仮定すると, 一様分布の範囲は $\pm 37^\circ$ に及ぶことになる。

なお, 図13からC/C複合材料では最大荷重時における孔の変形は極めて小さく, 直径の4%の永久変形時の負荷荷重でベアリング強度を設定するASTM基準(ASTM D 953-92)は, C/C複合材料には適用できないことがわかる。

3.2.4 ジョイント強度の設計 以上の結果よりJust-fitのまとめとして図15を示す。

図中のプロットは実験による測定値, 実線は以下の式による計算値である。ベアリング強度上昇域ではすべてのサンプルについて応力集中が緩和されるため, ベアリング強度は

$$\sigma_B = P/Dt = (W/D-1)\sigma_{f-t} \dots\dots\dots (7)$$

で与えられる。一方, ベアリング強度一定域においては $0^\circ/90^\circ$ 材, QI材は破壊時まで $P_0 \cos \theta$ の応力分布

Fig. 12 Relation between the stress concentration factor and the specimen width for the specimens fractured in a compressive mode

Fig. 14 Relation between residual displacement at the top of the loading pin as a function of applied load for the $\pm 45^\circ$ specimen

Fig. 13 Residual strain between the loading pin and the hole as a function of applied load for the $\pm 45^\circ$ specimen

Fig. 15 Comparison of predicted and experimentally obtained bearing strength

と推定されるため、式(5)より

$$\sigma_B = P/Dt = \pi\sigma_{f-c}/4 \quad \dots\dots\dots (8)$$

で与えられる。しかし $\pm 45^\circ$ 材については先に述べたようななんらかの応力緩和機構が働くため、実際の応力集中係数 $k_{(conc.)}$ を考慮しなければならない。よって

$$\sigma_B = P/Dt = \pi\sigma_{f-c}/4k_{(conc.)} \quad \dots\dots\dots (9)$$

となる。図15の実線は式(7)、(8)による極めて単純な予測値で、破線は式(9)による値である。これらの予測値が実測値と大きくかい離していないことから、 $\pm 45^\circ$ 材については応力集中係数を実験的に決定する必要があるものの、一般にC/C複合材料のピン継ぎ手強度は簡単に予測できると結論できよう。

3.3 ピン/孔間の間げき効果 図16に孔径 D を10~11 mmまで変化させて、故意にピンと孔間にクリアランスを与えたときのベアリング試験の結果を示す。図16よりクリアランスの増加とともにベアリング強度が著しい低下することがわかる。この影響を明らかにするために、孔上部の法線応力分布を求めた結果

Fig. 16 Relation between the bearing strength and the hole diameter

Fig. 17 Variation of normal stress distribution along the x -axis with the hole diameter

果を図17に示す。

Just-fit では $P_0 \cos \theta$ にほぼ類似した応力分布を示すのに対し、Clearance がある図17ではピンと孔との接触面積が減少して、Just-fit の場合に比べて接触点近傍の応力値が全般的に増大する。図15で述べたように、圧縮破壊時には円孔縁の最大応力値が材料の圧縮強度が達したときに破壊が発生する。したがって、図17の応力分布の高圧縮応力がベアリング強度の低下を引き起こしたと推測され、この応力増加は Clearance の増大とともにピンと孔内面との接触面積が減少するためといえる。

3.4 ねじ締結効果 Just-fit と Fastened の荷重-変位曲線の代表例を図18に示す。

図示のように、Just-fit の場合は単一ピークが、Fastened 試験においては二つのピーク荷重が測定される。第一のピークを P_A 第二ピークを P_B としてベアリング強度と締付けトルクの関係を示したものが図19である。これより P_A におけるベアリング強度は

Fig. 18 Comparison of load-displacement curves of the just-fit and the fastened specimens

Fig. 19 Bearing strength P_A and P_B of the fastened specimens as a function of torque to fasten the screw joint

Just-fit の場合と同様になり、 P_B でのベアリング強度はより高い⁽³⁾ 結果となるが、特に P_A の値は締付けトルクには依存しないことがわかる。 P_A は Just-fit の場合と同様に材料の強度によって決まる値であるが、 P_B はワッシャの拘束によって孔近傍の材料が一部破壊した後にも変形が束縛されて生じる見かけの強度値である。本実験の範囲では P_B 点では、 $W=3D$ のときには孔横の引張破壊が起こり、 $W=4D$ のときには孔上部の圧縮破壊が起こったが、後者では圧縮破壊領域が広がりワッシャの外側にまで広がっていた。 P_A 点以降では、繰返しや長時間負荷時には破壊領域の進展も予想され、実用上は制限荷重は P_A 点によって与えるべきであると言えよう。

4. ま と め

C/C 複合材料のピン接合強度を測定し以下の結論を得た。

(1) 孔とピンとの関係が Just-fit の場合、C/C 複合材料のピン継手強度は素材の引張強度と圧縮強度からよい精度で設計可能である。

(2) 孔横の部分で起こる引張破壊は孔横の応力集中を無視した平均応力から予測可能である。

(3) 孔上部の圧縮破壊は $0^\circ/90^\circ$ 材、QI 材では等

方材の計算値から予測可能であるが、 $\pm 45^\circ$ 材では応力集中の緩和効果を考慮する必要がある。

(4) 孔上部のせん断破壊は $0^\circ/90^\circ$ 材、 $\pm 45^\circ$ 材では平均応力と線形弾性論の応力集中率から余裕を持って予測できる。

(5) ベアリング強度は接合部のクリアランス増加とともに低下し、ボルト締結締された継ぎ手には二段階の破壊が観察された。

文 献

- (1) Kemmochi, K., ほか 4 名, *Proc. AIST-NUTEK Seminar on Poly. Tech.*, (1992), 1-18.
- (2) 大蔵明光・ほか 2 名, 東大生研報告, (1991), 251-292.
- (3) Reid, L. R., ほか 3 名, *Proc. 39th Int. SAMPE Symp.*, (1994), 2013-2023.
- (4) Morton, J., ほか 3 名, *J. Compos. Mater.*, **26**(1992), 708-750.
- (5) 福田博・石川隆司, 複合材料の CAE とプログラム&応用例, (1986), 231, 応用技術出版.
- (6) Jong, de Theo, *J. Composite Mater.*, **11**(1977), 313-331.
- (7) Evans, G. A., ほか, *J. Mater. Sci.*, **29**(1994), 3857-3896.
- (8) Turner, R. K., ほか 2 名, *J. Am. Ceram. Soc.*, **78-7**(1995), 1841-1848.
- (9) Heredia, F. E., ほか 4 名, *J. Am. Ceram. Soc.*, **77-11**(1994), 2817-2827.
- (10) 西田正孝, 応力集中, (1967), 285-287.