

研究論文

CFRP ボルト接合部の面圧破壊に影響する
繊維キンク損傷のモデリング灘部 岳晃^{*1}, 西川 雅章^{*2}, 水口 周^{*3}, 中村 達也^{*1}, 武田 展雄^{*4}

(2011 年 3 月 4 日受付)

Modeling of Fiber Kinking Damage for Bearing Failure in Bolted Joints of
CFRP LaminatesTakeaki NADABE,^{*1} Masaaki NISHIKAWA,^{*2} Shu MINAKUCHI,^{*3}
Tatsuya NAKAMURA^{*1} and Nobuo TAKEDA^{*4}

(Received March 4, 2011)

Abstract: This paper experimentally investigates damage mechanisms which is closely related with the bearing failure in bolted joints of CFRP laminates and proposes a finite element model to reproduce those damage mechanisms. First, the damage was observed in the bearing failure of bolted joints, and the main factor of the large stiffness degradation in bearing failure is the fiber kinking damage. In addition, the fiber kinking is suppressed by the bolt clamping, which increases the bearing strength of bolted joints. Then, three-dimensional finite element model was developed for addressing the bearing failure in bolted joints based on the experimental observation. In this model, the initiation and the propagation of the fiber kinking damage which plays an important role in the bearing failure of bolted joints were reproduced and the stress failure criteria were investigated. The variation of the load at the kinking onset due to the bolt clamping was simulated and consequently the load history during the evolution of the fiber kinking damage was simulated.

Key words: Fiber reinforced composites, Failure mechanism, Bearing failure, Progressive failure analysis, Mechanically fastened joints

1. 緒 言

近年, 航空機一次構造への CFRP (carbon fiber reinforced plastics) 複合材料の適用が進められている。一般に CFRP 複合材料の構造への適用において, 構造負荷によって CFRP 内部に複雑な微視損傷を生じ, 構造強度に影響することは問題となる。CFRP の長所を活かし, そ

の適用を促進するためには, 内部損傷のメカニズムを考慮した強度設計が必要不可欠である。適切な材料構成や構造様式の選択などの具体的な設計改善のためには, 実用における個別の構造要素の強度に直結する内部損傷メカニズムを明確な形でモデル化する必要がある。

特に, CFRP 構造において, ボルト接合部は構造要素としてよく用いられており, ボルト接合部の強度は重要な検討課題の一つである。ボルト接合部では, 積層板のボルト孔まわりに応力集中が生じ, 内部損傷発生の要因となる。このような CFRP 積層板のボルト接合部の内部損傷に関し, 多くの研究報告がなされてきた。これらに関し Camanho ら¹⁾ および Thoppul ら²⁾ により詳細なレビューが報告されている。通常の設計においては, ボルト接合部が面圧破壊するように設計され, この面圧強度の向上を目的として, 面圧破壊に関する内部損傷メカニズムが調べられてきた¹⁻¹⁰⁾。特に面圧破壊においては, Wu と Sun の研究⁵⁾ にあるように, ボルトから積層板に

^{*1,*4} 東京大学大学院新領域創成科学研究科先端エネルギー工学専攻

Department of Advanced Energy, The University of Tokyo

^{*1} 大学院生, ^{*4} 教授

^{*2} 東北大学大学院工学研究科ナノメカニクス専攻 准教授

Department of Nanomechanics, Tohoku University

^{*3} 京都大学大学院工学研究科機械理工学専攻 准教授
Department of Mechanical Engineering and Science, Kyoto University

加わる圧縮負荷には、負荷方向に繊維配向を有する 0° 層が耐性を有するため、 0° 層に発生するキンク損傷に着目した研究が行われている。一方、Camanho, Matthews の研究⁶⁾ではCFRPボルト接合部において層間はく離が発生することに着目して面圧破壊を議論している。また面圧破壊に関し、ボルトの締め付けが内部損傷メカニズムに影響することが報告されている¹⁻¹⁰⁾。Wang ら³⁾、Xiao ら⁹⁾は、ボルト締め付けによる積層板厚み方向拘束の損傷への影響について議論している。Park⁷⁾は、ボルト締め付けにより層間はく離が抑制される点に着目している。このように、ボルト接合部の強度に直結する内部損傷メカニズムは諸説あり、必ずしも明確となっていない。したがって、強度に直結するメカニズムを明らかにした上で、実験現象に基づいた解析モデルが確立される必要がある。

このような背景から、本研究では、CFRP 構造におけるボルト接合部の強度に着目し、面圧破壊に影響する損傷メカニズムをボルト接合部破壊試験により調べ、そのモデル化を行った。まず、ボルト接合部破壊試験による損傷観察を行うことで、面圧破壊において大きな剛性低下に直結する主要因は、繊維キンク損傷であることを示す。このキンク損傷の発生・進展を扱うボルト接合部の面圧破壊を表現する三次元有限要素解析モデルを提案した。特に、ボルト締め付けによる、キンク損傷発生時の荷重の変化およびキンク損傷進展過程の荷重の推移を再現した。

2. 実験

2.1 実験方法

CFRP 積層板から成るボルト接合部の面圧破壊試験を行い、積層板内部の損傷進展過程を観察した。供試材は、CFRP T700S/2500 (東レ(株))を用いた。試験片の寸法を Fig. 1 に示す。Fig. 1 の積層板 1 の損傷観察を行った。この積層板 1 の積層構成は $[45/0/-45/90]_s$ の 8 層擬似等方積層 (荷重方向が 0° 方向) とした。この積層構成を選択した場合、後の実験結果に見られるように、層間はく離発生が抑制されることが判明している。各ボルトの直径およびボルト孔の直径ともに、6.0 mm とした。ボルトは SCM435、ナット、ワッシャーは SUS304 のものを用いた。

このボルト接合試験片に引張試験機を用いて引張負荷を加えた。試験片の両端を固定し、変位制御で準静的に負荷し、試験片破壊までの荷重と変位を測定した。また、ナットを締め付けた場合、ワッシャーを介して積層板に

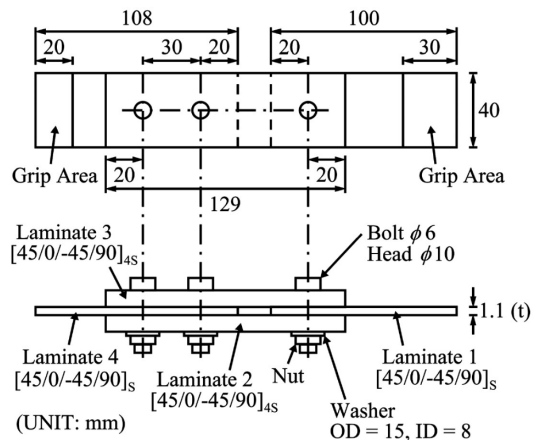


Fig. 1 Geometry of specimen coupons.

面外圧力が加わるが、この締め付け量を変化させた場合についても試験を実施した。ナットを締め付けた際に、ボルト長手方向のナット変位量をボルトのネジピッチより算出し、これをボルト締め付け量とした。締め付け力 0 の位置を締め付け量 0.0 mm とし、締め付け量 0.0 ~ 0.67 mm に対し試験を行った。また、いくつかの破壊試験の過程で内部損傷を観察するため、軟 X 線撮影および断面観察を行った。全ての試験は室温環境で行った。

2.2 損傷観察結果

実験結果の荷重変位曲線を Fig. 2 に示す。Fig. 2 に示すようにボルト締め付け量 0.42 mm においては、荷重は 9.4 kN に達したところで低下し、その後小さな振幅で振動しながらほぼ一定を保つ。Fig. 3 に、Fig. 2 の荷重変位曲線の 3 つの段階における軟 X 線写真を示す。これは積層板 1 の面外方向から見た内部損傷写真である。最初の荷重低下の後、損傷が進展し始める。Fig. 2 で、ボルト変位 6.3 ~ 6.7 mm で荷重が大きく低下し、回復しない段階に達したとき、損傷が試験片端部まで進展したのが観察された。

Fig. 4 には、損傷進展過程でのボルト負荷方向の積層板断面の写真を示す。Fig. 4(a) は最初の荷重低下直後の断面の写真であり、キンク損傷が生じていることがわかる。Fig. 4(b), (c) は損傷進展後の断面の写真であり、(b) はボルト/ワッシャーによる締め付け領域内、(c) は締め付け領域外である。Fig. 4(b), (c) とともに各 0° 層内に繊維のキンク損傷が並び、他層にはシアクラックが広がっている。このことから、Fig. 2 でボルト接合部に負荷される荷重がほぼ一定の間、キンク損傷とシアクラックが積層板内を進展していくことがわかる。

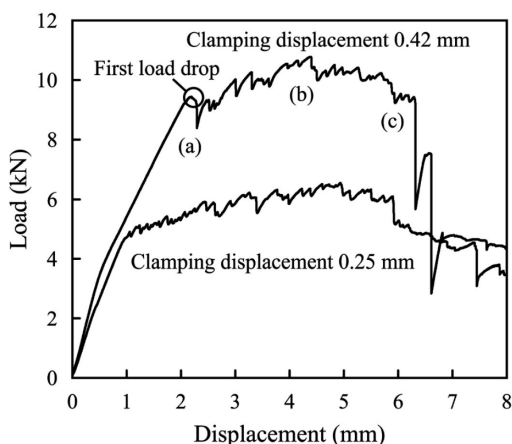


Fig. 2 Load-displacement curves of experimental results. (a), (b), (c) in this figure correspond to those in Fig. 3.

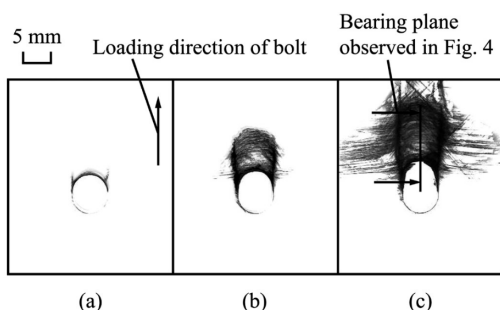


Fig. 3 Soft X-ray photographs of damage at three different stages in Fig. 2.

また Fig. 4(b) では、各 0° 層内に (d) に示したような積層板面内方向のキック損傷が多く観察され、(c) では (e) のような積層板面外方向のキック損傷が顕著になっている。このことから、ワッシャーの締め付け領域内では、締め付けによる面外圧力により 0° 層内の繊維の面外変位が拘束され、面外方向へのキックが抑制されていると考えられる。

一方、従来の研究⁶⁻⁸⁾ は、面圧破壊には層間はく離が大きな影響を及ぼしているとし、層間はく離発生を解析している。しかしながら、本実験では、断面観察の結果 Fig. 2 のボルト変位 6.3 mm における荷重の大きな低下点までは大きな層間はく離は生じないことがわかった。近年の積層板に用いられる材料は層間の強度・じん性が向上しており、また積層構成が最適化されているので、層間はく離は抑制されていることがわかる。したがって、

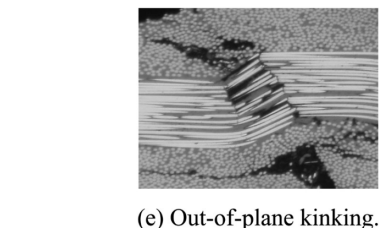
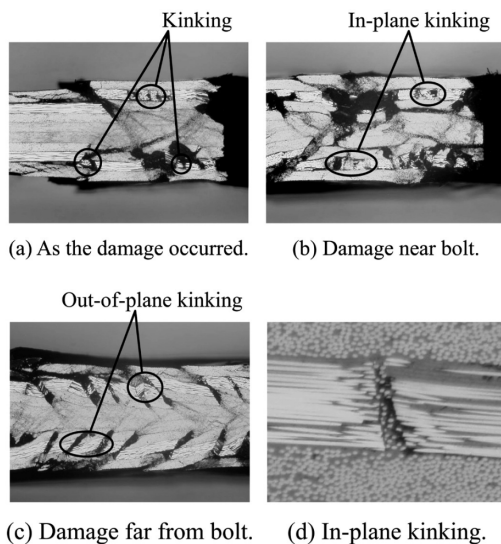


Fig. 4 Photographs of damage in the laminate $[45/0/-45/90]_s$. Cross-sectional view cut on bearing plane as shown in Fig. 3(c).

本研究で見られたように、繊維のキック損傷がより重要な損傷メカニズムとなっていると考えられる。

2.3 ボルト締め付け量によるキック損傷発生荷重への影響

前節の Fig. 2 には異なる 2 つのボルト締め付け量に対する荷重変位曲線を示した。Fig. 2 において、キック損傷発生荷重はボルト締め付け量によって変化している。このことを考察するため、Fig. 5 にボルト締め付け量とキック損傷発生荷重との関係で整理した。Fig. 5 に見られるように、締め付け量が増加するにつれて、最初のキック損傷が発生するまでにボルト接合部が支持する荷重は増加している。

断面観察の結果から、ボルト締め付けによって面外方向へのキックが抑制される。このため、ボルト負荷荷重も高まっていると考えられる。すなわち、ボルト締め付けによる面外圧力により 0° 層内の繊維の面外変位が拘束され面外キックが抑制される効果が、面圧破壊におい

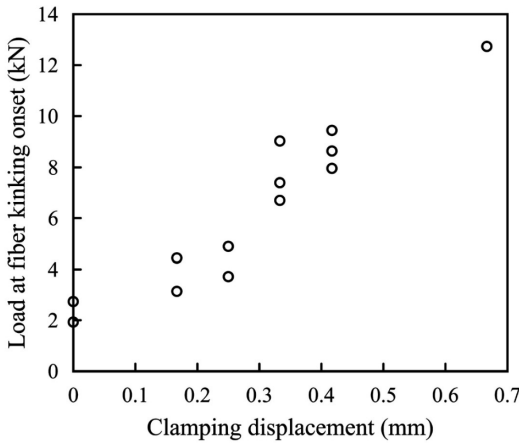


Fig. 5 Clamping force effect on fiber kinking onset (experiment).

てボルト締め付けによりボルト接合部の強度が向上する要因の1つであるといえる。

以上のことを踏まえると、CFRP 積層板からなるボルト接合部の面圧強度を支配する重要な内部損傷メカニズムは繊維のキンク損傷である。

3. ボルト接合部の面圧破壊に関する有限要素モデル

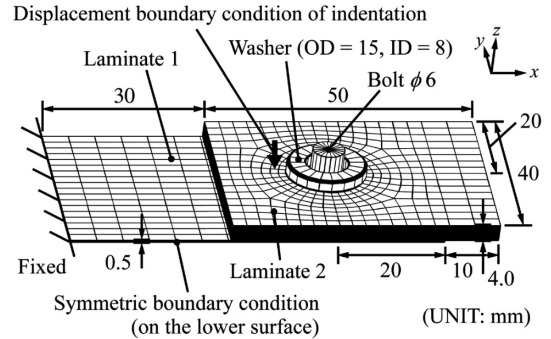
2節の実験結果から、ボルト接合部の支えうる荷重はキンク損傷の発生・進展と深く関係していることが明らかになった。この実験結果に基づき、ボルト接合部の面圧破壊に関する有限要素モデルを提案する。特に、キンク損傷の発生・進展を扱い、実験結果に見られたボルト締め付けによる効果を再現する。

3.1 有限要素モデル

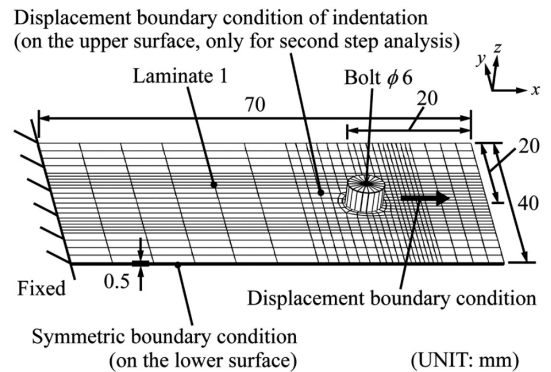
本解析では、汎用有限要素法プログラム Abaqus Standard 6.9 を用いてボルト接合部モデルを構築し、ユーザサブルーチン UMAT により損傷解析モデルを組み込んだ^{11,12)}。ボルト接合部の面圧破壊におけるボルト締め付け過程、ボルト負荷後のキンク損傷発生点、キンク損傷進展過程に対応し、これら3つのステップからなる解析を行った。Fig. 6 に本解析の有限要素モデルを示す。

Fig. 6(a) はステップ1 (ボルト締め付け過程) の有限要素モデルである。ステップ1ではボルト締め付けによるワッシャー押し込みをモデル化した。ワッシャーに変位境界条件を定義して積層板に押し込み、接触解析を行うことにより各積層板の変位分布を得た。

Fig. 6(b) はステップ2 (キンク損傷発生点)、ステップ3 (キンク損傷進展過程) の有限要素モデルである。



(a) First step analysis. Washer is pushed into the laminate by clamping force.



(b) Second and third step analysis.

Fig. 6 Three steps of bolted joint analysis.

ステップ2, 3では、キンク損傷発生・進展過程をモデル化するため、特に Fig. 1 の積層板1に着目してモデル化を行った。まずステップ2では、ステップ1で得たワッシャー押し込みによる変位分布を次のような関数形でフィッティングし、この関数を用いて変位境界条件を積層板上面に定義した。

$$z = a(\tanh(b(r - r_0)) - 1) \quad (1)$$

ここで r はボルト中心からの距離、 a , b , r_0 は定数である。この境界条件に加え、ボルトに変位境界条件を与えて積層板に負荷を加えた。ここで後述する損傷解析を行うことでキンク損傷発生応力 (キンク損傷発生時の繊維方向圧縮応力) およびボルト負荷荷重を算出した。

ステップ3においては、ステップ2で定められたキンク損傷発生応力をキンク損傷発生のしきい値として一定とした損傷発生基準により、損傷進展シミュレーションを行った。解析を効率的に行うため、ボルト締め付け効

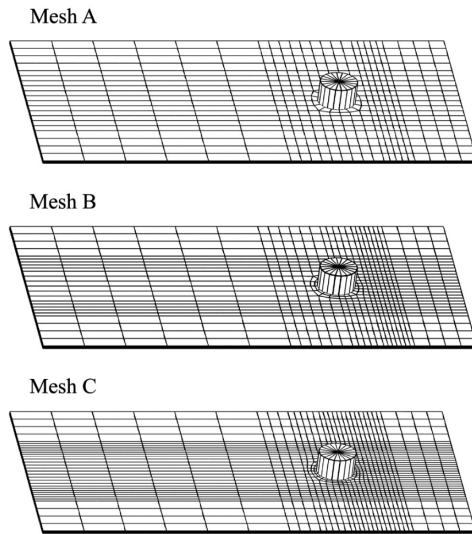


Fig. 7 Finite element mesh in this analysis.

果はキンク損傷発生応力のみで反映させ、ワッシャー押し込みによる接触圧および接触面での摩擦力はモデル化を行わなかった。また有限要素分割の影響を見るため、Fig. 7 に示す 3 種の要素分割に対し解析を行い、解析結果を比較した。

本解析では積層板は直交異方性弾性体とし、3次元固体要素を用いた。ボルト、ワッシャーは剛体として扱った。積層板の材料特性には東レ(株)のカatalog値を参照し、Table 1 に示す値(CFRP T700S/2500)を用いた。積層板の対称積層を考慮し、Fig. 6(a), (b)の積層板1は[45/0/-45/90]の4層のみをモデル化し、下面に対称境界条件を定義した。またボルトとCFRP積層板の間に接触条件を定義した。ステップ1の接触解析およびステップ2, 3でのボルトと積層板間の接触解析には、ペナルティ法を用いた。この有限要素モデルを用い、静的解析を実施した。ステップ2, 3においては増分解析を実施し、1増分あたりのボルト変位を 1.0×10^{-3} mmとした。Fig. 6(a)の有限要素モデルの要素数は21,788、節点数は119,849、Fig. 6(b)では要素数5,492、節点数19,997である。

3.2 損傷解析モデル

本研究の損傷解析では、積層板内部の各種の損傷に対し、応力破壊基準によって各有限要素の損傷発生を判定し、損傷に伴う剛性低下を要素剛性の低下によって表現した。積層板損傷には繊維のキンク損傷、繊維引張損傷、母材損傷を考慮している。特に、本解析で重要となるキ

Table 1 Material properties for CFRP T700S/2500.

Young's modulus	E_L	135 GPa
	E_T, E_z	8.5 GPa
Poisson's ratio	ν_{LT}, ν_{Lz}	0.34
	ν_{Tz}	0.49
Elastic shear modulus	G_{LT}, G_{Lz}	4.8 GPa
	G_{Tz}	2.7 GPa
Tensile strength	σ_L^t	2,550 MPa
	σ_T^t	69 MPa
Compressive strength	σ_c^t	120 MPa
Shear strength	τ_{LT}	75 MPa
	τ_{Tz}	75 MPa

* Subscripts L, T, z denote the fiber axial direction, transverse direction and lateral direction, respectively.

ンク損傷の判定には、キンク損傷発生点の解析において以下の3つの応力破壊基準を比較し、その妥当性を後の節で議論する。

$$F_f^c = \left(\frac{\sigma_{11}}{\sigma_L^t} \right)^2 \geq 1 \quad (2)$$

$$F_f^c = \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{(\tau_{LT})^2} \geq 1 \quad (3)$$

$$F_f^c = \left(\frac{\sigma_{11}}{-\alpha_0 + \alpha_1 \sigma_{33}} \right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

いずれも $\sigma_{11} < 0$ のときとする。ここで、 $F_f^c \geq 1$ となった場合に、該当する固体要素において損傷が発生したと判断する。添字1, 2, 3は積層板面内繊維方向、面内繊維直交方向、面外方向を表す。式(2)は繊維圧縮応力 σ_{11} がある繊維圧縮強度 σ_L^t に達した場合に損傷となる。式(3)は、キンク損傷がせん断応力によって生じることに着目し⁵⁾、せん断応力がキンク損傷に対応するせん断強度 τ_{LT} に達した場合に損傷となとした。最後の式(4)は、式(2)での分母の繊維圧縮強度を厚み方向応力 σ_{33} の1次関数にしたものである。これは、面外圧力によって繊維が受ける変位拘束の影響でキンク損傷の発生が抑制されるという、2節の実験結果から得られる考察に基づくものである。式(4)における α_0, α_1 は材料定数である。キンク損傷進展過程の解析においては、キンク損傷発生点の解析により定められた応力基準を用い、前述のようにキンク損傷発生応力を一定として扱う。

一方、繊維引張損傷には式(2)と同様な繊維方向引張応力による以下の応力基準を用いた。

$$F_f^t = \left(\frac{\sigma_{11}}{\sigma_L^t} \right)^2 \geq 1 \quad (5)$$

母材損傷には Hou ら¹³⁾ の応力基準を用いた。その式は以下のようにになっている。

$$F_m^t = \left(\frac{\sigma_{22}^t}{\sigma_T^t} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}^t}{\tau_{LT}^t} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}^t}{\tau_{Tz}^t} \right)^2 \geq 1 \quad (6)$$

$$F_m^c = \frac{1}{4} \left(\frac{-\sigma_{22}^c}{\tau_{LT}^c} \right)^2 + \frac{\sigma_f^c \sigma_{22}^c}{4 \tau_{LT}^c{}^2} - \frac{\sigma_{22}^c}{\sigma_f^c} + \left(\frac{\sigma_{12}^c}{\tau_{LT}^c} \right)^2 \geq 1 \quad (7)$$

式(6)は引張応力/せん断応力による母材のクラック、式(7)は母材の圧縮破壊を表す。式(5)～(7)における σ_L^t , σ_f^t , τ_{LT}^t , τ_{Tz}^t , σ_f^c は材料強度値であり、Table 1 に示す値を用いた。実験結果によれば、面圧破壊の初期の損傷発生・進展段階では層間はく離は抑制されているため、本解析では層間はく離のモデル化を行っていない。

上記の損傷発生が判定された要素については、以下の構成式を用い^{11,12)}、損傷発生による剛性低下を考慮した。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix} = C_{\text{damaged}} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{12} \\ \epsilon_{13} \\ \epsilon_{23} \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$C_{\text{damaged}} = \begin{bmatrix} d_f C_{11} & d_f d_m C_{12} & d_f C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & d_m C_{22} & d_m C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & d_f d_m C_{44} & 0 & 0 \\ \text{SYM} & & & & d_f C_{55} & 0 \\ & & & & & d_m C_{66} \end{bmatrix} \quad (9)$$

ここで d_f , d_m はそれぞれ繊維損傷(式(2)～(5))、母材損傷(式(6), (7))に対応する損傷変数であり、これらの値の減少により剛性低下が表される。これらの損傷変数は健全時 1 とし、繊維損傷発生と判定された点では d_f を、母材損傷発生と判定された点では d_m を残留剛性率 d_{residual} まで低下させた。本解析では、解析の安定化・高速化のため連続的の剛性低下は行わず、損傷変数 d_f , d_m の値を損傷発生と同時に d_{residual} に切り替えた。また残留剛性率 d_{residual} は繊維損傷/母材損傷、引張損傷/圧縮損傷で変化させず、一定の値とした。

以上の損傷モデルにより、ボルト接合部の損傷発生・進展シミュレーションを行った。

3.3 有限要素法依存性

はじめに、解析結果に及ぼす有限要素法依存性の影響を調べた。ここでは Fig. 7 に示す Mesh A, B, C, 3 種の有限要素分割を用いた。Mesh A は要素数 3,080、節

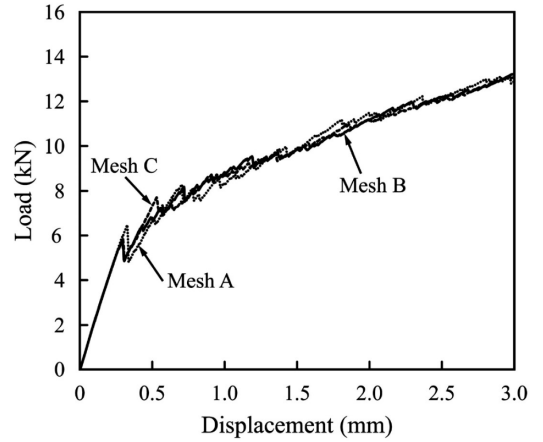


Fig. 8 Simulated load-displacement curves for various finite element mesh.

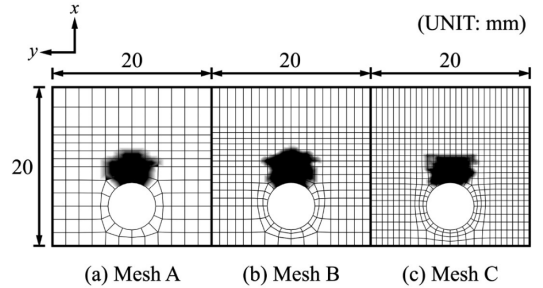


Fig. 9 Simulated kinking damage areas in 0° ply for various finite element mesh. Bolt displacement δ is 2.4 mm.

点数 12,167, Mesh B は Fig. 6(b) と同じもので要素数 5,492, 節点数 19,997, Mesh C は要素数 8,236, 節点数 29,537 である。ボルト近傍における要素寸法は Mesh A が Mesh B の約 0.7 倍, Mesh C は Mesh B の約 1.3 倍となっている。これら 3 種の有限要素分割に対し、キンク損傷発生応力を一定として $\sigma_L^t = 4250$ MPa とし、式(2)の破壊基準を適用した損傷発生・進展シミュレーションを行い、キンク損傷発生荷重、損傷発生後の荷重応答およびキンク損傷領域を比較した。Fig. 8 に解析結果の荷重変位曲線、Fig. 9 にボルト負荷変位 2.4 mm における 0° 層内のキンク損傷領域を示す。解析の結果、いずれの要素分割においても、0° 層内に最初のキンク損傷が発生し該当する要素で剛性低下が生じたとき、荷重変位曲線において最初の荷重低下が生じることがわかった。このため、このときを接合部におけるキンク損傷発生点とし、キンク損傷発生荷重を定めた。このときキンク損傷

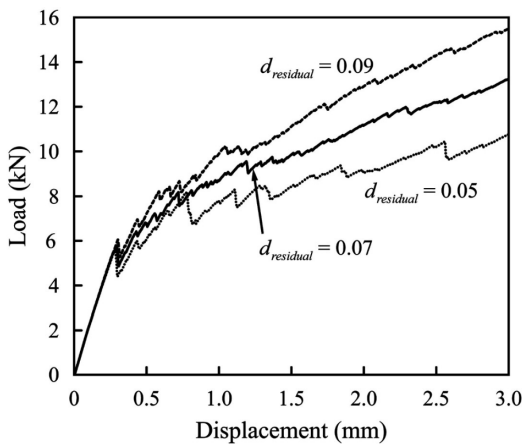


Fig. 10 Simulated load-displacement curves for various residual stiffness parameters d_{residual} .

発生荷重は Mesh A で 6.5 kN, Mesh B で 5.8 kN, Mesh C で 5.9 kN となる。誤差は 13% 以内であり, Fig. 5 のキック損傷発生荷重の変化に対しては十分に小さいと判断した。Fig. 8, 9 のように, 損傷発生後の荷重応答, キック損傷領域も有限要素分割によらず概ね一致している。また Fig. 6(a) の有限要素モデルにおいても同様に要素寸法を変え, 依存性を調べた結果, ほぼ同様な変位分布が得られた。以下では, Fig. 6(a), (b) のような有限要素分割を用いて解析を行った。

3.4 解析結果への損傷後残留剛性率の影響

次に, 解析結果への損傷後残留剛性率 d_{residual} の値の影響を調べるため, $d_{\text{residual}} = 0.05, 0.07, 0.09$ の 3 つの値に対し, 解析を行った。Fig. 10 に解析結果の荷重変位曲線, Fig. 11 にボルト負荷変位 2.4 mm における 0° 層内のキック損傷領域を示す。 $d_{\text{residual}} = 0.05$ におけるキック損傷発生荷重は 5.6 kN, $d_{\text{residual}} = 0.07$ では 5.8 kN, $d_{\text{residual}} = 0.09$ では 6.1 kN であり, 誤差は 9% 以内となっており, 損傷発生は d_{residual} の値の影響をあまり受けないことがわかる。なお, 値のわずかな違いの要因は, 母材損傷への影響の違いによるものである。一方, キック損傷発生後の荷重応答は d_{residual} の値によりやや異なっており, d_{residual} の値が低いほど損傷発生後の荷重の増加傾向が弱まっている。これは, d_{residual} の値が低いほど, 損傷後の要素の残留剛性が低く, 負荷荷重も低下するためと考えられる。また Fig. 11 においてはキック損傷領域の進展方向, 幅は d_{residual} の値によらず同じである一方, 進展長さはやや異なっており, d_{residual} の値が低

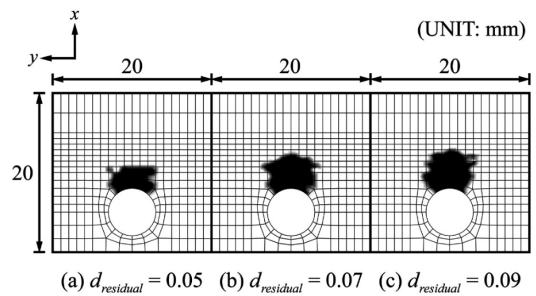


Fig. 11 Simulated kinking damage areas in 0° ply for various residual stiffness parameters d_{residual} . Bolt displacement δ is 2.4 mm.

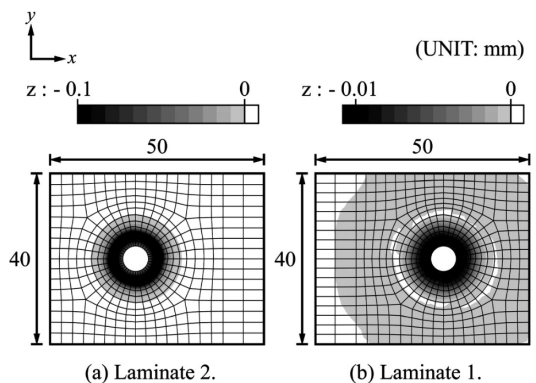
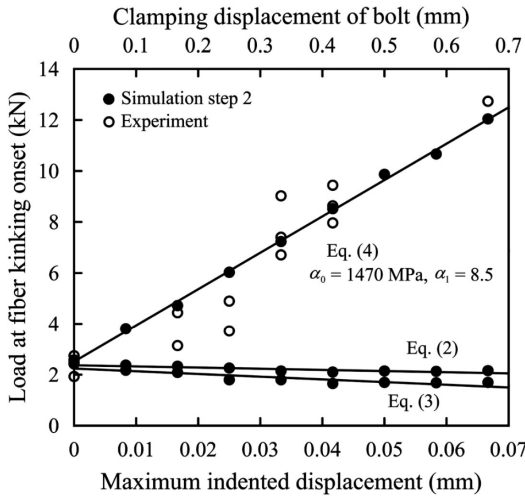


Fig. 12 Simulated displacement distribution on upper surface of each laminate due to washer indentation.

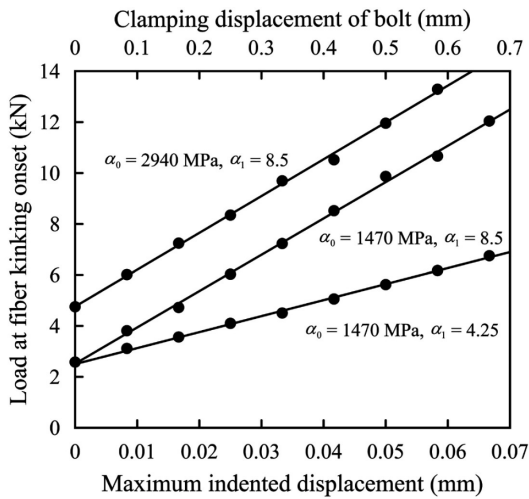
いほど進展長さは狭まっている。これは, d_{residual} の値が低いほど残留剛性が低く, 損傷後の要素の圧縮量が大きいため, 同じボルト変位に対し損傷領域が狭まるものと考えられる。このように, d_{residual} の値により損傷発生後の荷重応答および損傷進展の速度に変化が見られるものの, 損傷発生荷重および進展の傾向は概ね一致している。このため本研究では, $d_{\text{residual}} = 0.07$ を選んで議論した。以下では $d_{\text{residual}} = 0.07$ として解析を行う。

3.5 ボルト締め付け段階の解析

続いて, ボルト締め付けの影響下でのボルト接合部の損傷発生・進展シミュレーションを行った。まず解析ステップ 1 (ボルト締め付けの接触解析) の結果得られた各積層板の押し込み変位分布を Fig. 12 に示す。Fig. 12(a) は積層板 2 の上面, (b) は積層板 1 の上面の変位分布である。解析の結果, ボルト締め付け量 0.1 mm における積層板 1 の上面の変位分布は, 式 (1) において $a = 5.0 \times 10^{-3}$



(a) Comparison of three stress criteria with experimental results.



(b) Comparison of Eq. (4) criterion for different parameters.

Fig. 13 Simulated clamping force effect on fiber kinking onset.

mm, $b=0.6$, $r_0=7.5$ mm と定められた。

3.6 キンク損傷発生破壊基準

ステップ1で得られた押し込み変位分布を用いて、ステップ2の解析を実施した結果、ステップ1の結果とあわせ、Fig. 13(a)のようにボルト締め付け量とキンク損傷発生荷重の関係が得られた。ここで、式(2)を用いた際には $\sigma_{L^c}=1470$ MPa とし、式(3)を用いた際には $\tau_{FLT}=$

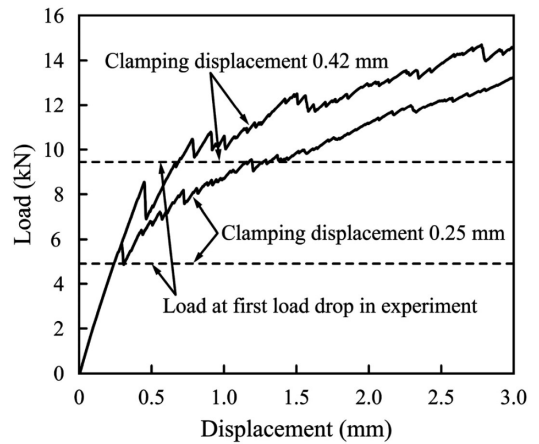


Fig. 14 Simulated load-displacement curves under bolt clamping condition.

125 MPa、式(4)を用いた際には $\alpha_0=1470$ MPa, $\alpha_1=8.5$ とした。Fig. 13(a)には、Fig. 5 に示した実験結果も示している。解析結果では、式(2)、(3)を用いた場合ではボルト締め付けによるキンク損傷発生荷重の変化がほとんど現れなかった。特に式(3)のせん断応力に基づく応力基準が有効でない理由は、層ごとに巨視的に均質化した積層板解析では、キンク損傷発生に係る繊維近傍の局所的なマトリクスのせん断応力を考慮できないためである。

一方で、キンク損傷の発生が面外圧力の影響を受けるという考察に基づく現象論的な式(4)の損傷発生基準が実験結果に最もよく一致させられることがわかった。つまり、ボルト締め付けの下でのキンク損傷発生応力は厚み方向圧縮応力とともに増加し、その関係は1次関数で近似されることがわかる。このように、層ごとに均質化した積層板の解析におけるキンク損傷発生に対する応力基準としては、式(4)の形が妥当である。

また式(4)中の係数となる α_0 , α_1 の解析結果に及ぼす影響を見るため、 α_0 , α_1 の値を変化させた解析結果をFig. 13(b)に示した。Fig. 13(b)のように、 α_1 を固定し α_0 を2倍とすると、解析結果の直線の傾きは変化せず、各締め付け量に対しキンク損傷発生荷重が1様に増加し、特に、締め付け量が0のときのキンク損傷発生荷重がほぼ2倍となっている。その一方 α_0 を固定し α_1 を0.5倍とすると、締め付け量が0のときのキンク損傷発生荷重値は変化せず、解析結果の直線の傾きがほぼ0.5倍となる。このことから、 α_0 は締め付け量が0、すなわちワッシャーが積層板に接触する位置のときのキンク損傷発生荷重値に対応し、また α_1 は解析結果の直線の傾き、すなわち締

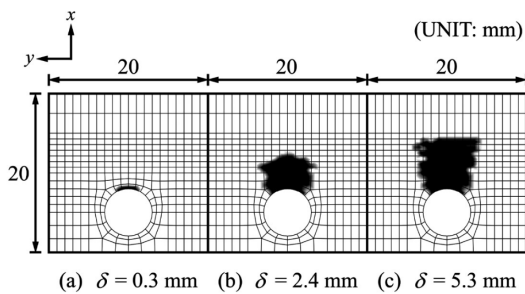


Fig. 15 Simulated kinking damage areas in 0° ply for various bolt displacements. Clamping displacement is 0.25 mm.

め付け効果の強さの度合いと対応していることがわかる。本解析結果では、 α_0 を T700S/2500 の繊維圧縮強度 1470 MPa としたところ、実験結果と最もよく一致した。ボルト締め付け量が 0 のときには、式(4)における厚み方向応力 σ_{33} の値は 0 に近く、解析結果は繊維方向圧縮応力 σ_{11} がほぼ繊維圧縮強度 1470 MPa に達したとき 0° 層内に最初のキンク損傷が発生したことを示している。係数 α_0 , α_1 は一般に応力状態に依存しない材料定数であり、材料ごとに試験評価を行うことで定められ、1 度試験評価により定めた後は、既知定数として扱うことができると考えられる。

3.6 キンク損傷進展段階の解析

次に解析ステップ 2 の結果から、解析ステップ 3 においてはキンク損傷の判定に式(2)の応力基準を適用し、解析ステップ 2 におけるキンク損傷発生時の繊維方向圧縮応力を繊維圧縮強度として解析に用いた。本解析では、ボルト締め付け量 0.25, 0.42 mm の場合に解析を行い、それぞれ解析ステップ 2 の結果キンク損傷発生時 $\sigma_{11} = 4250, 6310$ MPa であったため、これらの値を用い、 $\sigma_f = 4250, 6310$ MPa の場合に対し、損傷進展シミュレーションを行った。特に、このボルト締め付け量の変化による、荷重変位曲線への影響を解析した。

Fig. 14 には、解析の結果得られた荷重変位曲線を示す。ボルト締め付け量を変化させた 2 つの曲線を比較した。ここで、変位はボルトの変位であり、実験における接合試験片の端部変位と直接対応させることは困難であるが、定性的な傾向を比較することは可能である。Fig. 14 からわかるように、キンク損傷発生後、小さな荷重低下をとめない剛性低下するが、ボルト締め付け量を変化させた両曲線ともほぼ同様の傾きでゆるやかに増加しており、実験結果の傾向に概ね一致している。つまり、締め付け量によるキンク損傷発生点の変化を考慮すること

で荷重変位曲線が再現された。

また、Fig. 15 には 0° 層内のキンク損傷領域を示した。Fig. 15 において、キンク損傷領域の幅(図中 y 方向長さ)は、概ね 4.8~6.5 mm となっている。一方、Fig. 3 の実験結果におけるキンク損傷領域の幅は 6.4~7.5 mm となっており、実験結果のキンク損傷領域が概ね再現されている。このように、応力基準として式(2)を用い、キンク損傷発生応力に締め付け効果を反映させることで、Fig. 3 のスプリッティングの内側を占めるキンク損傷領域を再現することができた。

以上のことから、CFRP 積層板からなるボルト接合部の面圧破壊において、キンク損傷が重要なメカニズムであると言える。このキンク損傷発生に関する適切な応力基準を検討した本解析モデルは、内部損傷メカニズムと面圧破壊の関係を理解する上で有用であると結論づけられる。

4. 結 言

CFRP 積層板によるボルト接合部の面圧破壊と最も深く関係している内部損傷メカニズムを実験的に明らかにし、その損傷メカニズムを扱う三次元有限要素モデルを構築した。これにより、以下の結論を得た。

1. CFRP ボルト接合部の面圧破壊においては、キンク損傷が大きな役割を果たす。破壊試験の荷重変位曲線における荷重低下には、キンク発生・進展が影響している。また、ボルト締め付けによる面外圧力によりキンク損傷発生が抑制され、これによりボルト接合部の強度にも影響を与えている。
2. キンク損傷の発生応力が面外圧力の影響を受けるという考察に基づく現象論的な損傷発生基準を用いて有限要素解析モデルを構築した。このとき、ボルト締め付けの下での厚み方向応力とキンク損傷発生応力との関係を 1 次関数で表したとき、実験結果に最もよく一致した。
3. 上記のキンク損傷発生応力に及ぼすボルト締め付け効果を組み込んだ解析により、損傷進展過程の荷重変位曲線やキンク領域、特に締め付けによる荷重変位曲線の変化といった実験の傾向が説明された。したがって、キンク損傷発生に関する適切な応力基準を用いた本解析モデルは、内部損傷メカニズムと面圧破壊の関係を理解する上で有用であると結論づけられる。

本研究は、科学研究費補助金基盤研究(S)18106014 の援助のもとに行った研究成果である。深甚なる謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) P.P. Camanho & F.L. Matthews : *Composites Part A*, **28** (1997), 529-547.
- 2) S.D. Thoppul, J. Finegan & R.F. Gibson : *Compos. Sci. Technol.*, **69** (2009), 301-329.
- 3) H.S. Wang, C.L. Hung & F.K. Chang : *J. Compos. Mater.*, **30** (1996), 1284-1313.
- 4) C.L. Hung & F.K. Chang : *J. Compos. Mater.*, **30** (1996), 1359-1400.
- 5) P.S. Wu & C.T. Sun : *AIAA J.*, **36** (1998), 2124-2129.
- 6) P.P. Camanho & F.L. Matthews : *J. Compos. Mater.*, **33** (1999), 906-927.
- 7) H.J. Park : *Compos. Struct.*, **53** (2001), 199-211.
- 8) H.J. Park : *Compos. Struct.*, **53** (2001), 213-221.
- 9) Y. Xiao & T. Ishikawa : *Compos. Sci. Technol.*, **65** (2005), 1022-1031.
- 10) Y. Xiao & T. Ishikawa : *Compos. Sci. Technol.*, **65** (2005), 1032-1043.
- 11) Abaqus version 6.9, Abaqus Analysis User's Manual, Dassault Systemes Simulia Corp., USA (2009), Sec. 20.3.
- 12) Abaqus version 6.9, Abaqus Example Problems Manual, Dassault Systemes Simulia Corp., USA (2009), Sec. 1.4.6.
- 13) J.P. Hou, N. Petrinic, C. Ruiz & S.R. Hallett : *Compos. Sci. Technol.*, **60** (2000), 273-281.