

東京大学 大学院新領域創成科学研究科  
基盤科学研究系  
先端エネルギー工学専攻

平成 21 年度

修士論文

CFRP 積層板のボルト接合部における  
繊維圧縮損傷と強度に関するシミュレーション

2009 年 7 月提出  
指導教員 武田 展雄 教授

76220 灘部 岳晃

# 目次

<b>第 1 章</b>	<b>序論</b> .....	<b>1</b>
1.1	複合材料.....	1
1.2	複合材料のボルト接合.....	2
1.3	ボルト接合部の破壊モードと設計.....	3
1.3.1	ボルト接合部の破壊モードと設計.....	3
1.3.2	ボルト接合部の損傷.....	7
1.4	有限要素法による複合材料の損傷解析.....	9
1.4.1	損傷発生基準.....	9
1.4.2	損傷進展解析.....	10
1.4.3	結合力要素による解析.....	10
1.5	ボルト接合部の損傷解析.....	11
1.6	本研究の目的と論文構成.....	12
<b>第 2 章</b>	<b>ボルト接合部破壊試験と損傷観察</b> .....	<b>14</b>
2.1	緒言.....	14
2.2	試験片概要.....	14
2.2.1	試験片設計方法.....	14
2.2.2	試験片寸法.....	15
2.2.3	試験片作成方法.....	16
2.3	試験方法.....	17
2.4	試験結果.....	19
2.4.1	荷重変位曲線と軟 X 線写真.....	19
2.4.2	積層板断面に観察された損傷.....	23
2.4.3	キンク損傷と荷重低下との対応.....	28
2.4.4	ボルト締め付け量と強度との関係.....	29
2.5	結言.....	30
<b>第 3 章</b>	<b>ボルト接合部キンク損傷発生・進展シミュレーション</b> .....	<b>31</b>
3.1	緒言.....	31
3.2	有限要素解析.....	32
3.2.1	有限要素モデル.....	32
3.2.2	接触解析手法.....	33

3.2.1	3ステップ解析	34
3.3	損傷解析手法	36
3.3.1	損傷発生基準	36
3.3.2	損傷進展解析	39
3.4	解析結果	40
3.4.1	解析ステップ1(ボルト締め付け段階)の結果	40
3.4.2	解析ステップ2(キンク損傷発生段階)の結果	44
3.4.3	解析ステップ3(キンク損傷進展段階)の結果	46
3.5	結言	48
<b>第4章</b>	<b>積層板内部のひずみ解析</b>	<b>49</b>
4.1	緒言	49
4.2	ひずみ解析モデル	49
4.3	解析結果	54
4.3.1	キンク損傷領域と塑性変形領域	54
4.3.2	積層板内部の繊維方向ひずみ分布	57
4.4	Nakamuraらの試験結果との比較	59
4.5	結言	62
<b>第5章</b>	<b>結言</b>	<b>64</b>
5.1	各章のまとめ	64
5.2	総括	65
5.3	今後の展望	66
	参考文献	67
	本論文に関する学会発表	70
	謝辞	71

# 第1章 序論

## 1.1 複合材料

近年、樹脂を炭素繊維やガラス繊維などの繊維で強化した繊維強化複合材料の利用が拡大している。繊維と樹脂とを複合して用いることにより、繊維、樹脂それぞれの単体の材料では得られない優れた特性を得ることができる。このように2種類以上の材料を複合して得られる材料のことを複合材料とよぶ。この中でも特に、エポキシ樹脂を炭素繊維で強化した炭素繊維強化複合材料(Carbon Fiber Reinforced Plastics, CFRP)は、軽量で強度・剛性が非常に高い材料が開発されてきたため、軽量化を厳しく求められる航空機などへの適用が急速に拡大している。

ボーイング社が現在開発中の次世代中型旅客機ボーイング 787 型機では、主翼や胴体の外板など、構造重量の約 50%に CFRP などの先進複合材料が適用されることが計画されている。787 型機はすでに航空会社各社から多くの受注を得ていて(2009年現在)、近い将来ボーイング社の主力機の一つとなることが予想されている。一方、欧州のエアバス社も、すでに開発した大型旅客機エアバス A380 型機に、CFRP などの複合材料を多用している。エアバス社が現在開発中の中型旅客機 A350 型機も、ボーイング 787 型機に対抗し、複合材料を多用することが計画されている。従来航空機の構造部材としては、アルミ合金のジュラルミン(超々ジュラルミンなど)が主に用いられてきたが、今後は複合材料も航空機の構造部材として、主要な材料の一つとなることが予想されている。

複合材料適用が拡大した要因としては、複合材料がすでに述べたように軽量、高強度、高剛性であることに加え、大型構造の一体成形が可能である点がある。特に航空機は他の多くの工業製品とくらべ、部品点数が極めて多いため、製造工程も複雑であり、生産管理も難しい。複合材料を適用し大型構造の一体成形を積極的に行うことで、部品点数を大幅に減らすことが可能となり、航空機を生産体制・生産管理に大きな変化をもたらしたといえる。

また複合材料は異方性材料であり、その特性を生かすことで、設計の自由度が高くなる。CFRPは厚さ125 $\mu\text{m}$ 程度のプリプレグとよばれるシートを積層し、成形することで用いられるが、積層する際に炭素繊維の配向方向を荷重方向等に応じて設定することにより、強度に方向依存性を持たせることが可能である。このため複合材料を適用した構造には、各方向に必要な十分な強度を持たせることが可能となり、最適な強度設計による構造のさらなる軽量化が可能である。

しかし一方で、CFRPなどの複合材料が積層構造であるために、その力学的特

性や破壊過程が複雑であり、正確な強度設計が難しく、構造物の強度の信頼性確保が難しい。このため、現状では航空機などに用いられている複合材料構造には、強度に大きな余裕を持たせてあり、複合材料の特性を十分に生かしきれていず、損傷許容設計も不十分であるとされている。

今後、航空機のさらなる軽量化、それによる燃費の向上を実現し、また複合材料構造の信頼性を向上させるために、CFRPなどの複合材料の力学的特性や破壊過程を詳細に把握し、正確な強度設計を可能にすることが必要である。また光ファイバセンサなどを用いた構造ヘルスマニタリング技術を適用することで、構造物中の損傷の監視が可能となり、損傷許容設計をさらに実現させることも可能となると考えられる。このためにも、構造物の破壊にいたる損傷進展過程をあらかじめ詳細に把握しておくことが必要となる。以上のことから、複合材料の航空機などへの利用拡大にとともに、材料の力学的特性や破壊過程を明らかにする必要性は増してきているといえる。

### 1.2 複合材料のボルト接合

前節で述べたように、航空機への複合材料適用によって、大型構造の一体成形が実現しつつあり、部品点数の大幅な削減が実現しつつある。しかし、それでもなお、航空機の機体全体を一体成形で作ることには問題点も多く、現在は胴体を前胴、後胴などに分割し、主翼もいくつかの部品に分割するなど、機体を分割し、それぞれを一体成形で製造する、という方法が主に考えられている。そして、それぞれ製造された部分構造は接着接合か機械的接合により接合される。現状では、スキン・ストリンガの接合などには接着接合も用いられているが、大型部品どうしの最終的な組立には機械的接合が用いられているようである。なお、自動車などの組立には溶接もよく用いられているが、複合材料構造の組立には溶接を用いることはできない。

複合材料構造の機械的接合には、主にボルト接合が用いられていて、航空機の大型部品どうしの組立には、多数のボルト接合部がある。このため一機の機体の製造に、非常に多くのボルトが用いられている。組立に機械的接合が用いられている大きな要因は、接合部の分解・再組立が容易であるという点があげられる。もし、航空機の機体全体を一体成形で製造してしまうと、分解が容易でなくなり、大幅な修理を行う際に不利である。また、大型構造の一体成形は依然として技術的課題も多く、航空機の機体全体のような複雑な形状の一体成形を行って、計画通りの形状を不適合なく正確に得ることは極めて困難とされている。現状の技術では、胴体スキンや主翼スキンなど、ある程度基本的な形状の構造しか、一体成形することは難しいとされている。(ただし小型の航空機

であれば、航空機一機の一体成形を実現した例も報告されている。) さらに現在では、中・大型航空機一機の製造を一つの工場で行うことは困難であり、通常は複数の工場で作業を分担して行う。特に近年航空機の製造は国際共同で行うことが主流になってきている。このため、機体全体を一体成形する方法より、大型部品をそれぞれの工場で一体成形し、最終的な組立はボルト接合により行う方法の方が、今後主流になることが予想される。以上のことから、ボルト接合は今後も、航空機の製造において多用され、ボルト接合部に関する理解を深めることが航空機の開発・製造・運用において必要不可欠となると考えられる。

ボルト接合部では積層板のボルト穴まわりに応力集中が生じ、損傷が発生しやすい。このためボルト接合部は特徴的な構造要素の一つとして、航空機などの構造の設計が行われてきた。製品開発段階においても、構造要素の一つとして構造試験などが行われ、強度評価されてきた。研究機関においても、ボルト接合部の強度や損傷に関し、数多くの研究が行われてきた。過去の研究に関しては1997年に Camanho ら[1]により、2009年に Srinivasa ら[2]により詳細なレビューが報告されている。今後ボルト接合部の強度や損傷進展過程がさらに明らかにされ、また複合材料の実用例が増え、様々な技術的課題が実際に解決されていくことで、複合材料構造の信頼性が高まり、複合材料をこれまで以上に安心して使用できるようになることが期待される。

また、ボルト接合部のヘルスマモニタリング技術も将来実用化され、製品の安全性向上などに寄与する可能性がある。この技術に関する一つの報告が Nakamura らによりなされている[3]。この報告では、高い空間分解能を持つ分布型光ファイバセンサ BOCDA を用いたボルト接合部の損傷検知が可能であること、このセンサを利用することで多数のボルト接合部を持つ複合材料構造のヘルスマモニタリングが可能であることが示されている。BOCDA は動的ひずみ計測も行えるためリアルタイムでのヘルスマモニタリングも技術的には可能であるとされている。このヘルスマモニタリングが実用化されれば、航空機などの複合材料構造の製造時における品質管理および運用中のメンテナンス、事故防止への大きな効果が期待される。研究報告[3]は実際の工業製品への実用化が技術的に可能な結果が得られており、今後研究機関およびメーカーによるさらなる研究開発が必要とされている。

### 1.3 ボルト接合部の破壊モードと設計

#### 1.3.1 ボルト接合部の破壊モードと設計

ボルト接合部において、荷重はボルトを伝わり、一方の構造からもう一方の構造へと伝わる。そのため接合部周辺の荷重伝達経路では局所的に応力集中が

発生する。この応力集中が積層板やボルトの強度をこえると、構造破壊がおこる。ボルト接合部の破壊には、図 1.1 のように、主に 4 種の破壊モードがあるが、この中で破壊荷重が最大となる面圧破壊が生じようとして設計が行われている[4]。図 1.1 の、どの破壊モードがあらわれるかは、ボルト接合部の寸法と積層構成によって決まる。寸法には、図 1.2 に示したような、ボルト穴の直径  $d$ 、板厚  $t$ 、ボルト穴間距離  $s$ 、ボルト穴から荷重方向の端部までの距離  $e$ 、直交方向の端部までの距離  $w/2$  がある。それぞれの破壊モードについて、以下に述べる[4, 5]。

### 面圧破壊

ボルトとの接触部が圧壊する。この破壊モードが生じるように設計がされている。圧縮応力  $\sigma_c$  は、ボルト穴の受圧面の投影面積に対して一様に分布すると仮定するとボルト数を  $n$  として次式で表される。

$$\sigma_c = \frac{P}{ntd} \quad (1.1)$$

設計上は、積層構成中に荷重方向に対して  $\pm 45^\circ$  層を 40% 以上入れることとされている。

### 引張破壊

荷重方向と垂直な方向に破面が入り破壊する。この破壊モードの発生を避けるために、ボルト穴間距離、ボルト穴から直交方向の端部までの距離を大きくとる必要がある。次の基準が与えられている。

$$\frac{s}{d} \geq 5 \quad (1.2)$$

$$\frac{w}{d} \geq 5 \quad (1.3)$$

### せん断破壊

ボルト穴の両端からせん断により発生し、荷重方向に進展する。このときのせん断応力  $\tau$  は断面に一様に分布すると仮定すると次式で表される。

$$\tau = \frac{P}{2net} \quad (1.4)$$

この破壊モードの発生を避けるには、ボルト穴から荷重方向の端部までの距離を大きくとる必要がある。次の基準が与えられている。

$$\frac{e}{d} \geq 3 \quad (1.5)$$

以上に加え、積層構成中に  $\pm 45^\circ$  層を 40% 以上、 $90^\circ$  層を 10% 以上入れること

とされている。

### 裂け破壊

荷重方向の端部から発生する引き裂き破壊である。この破壊モードの発生を避けるにはせん断破壊と同じく、次の基準が与えられている。

$$\frac{e}{d} \geq 3 \quad (1.6)$$

以上に加え、積層構成中に  $\pm 45^\circ$ 層を 40% 以上、 $90^\circ$ 層を 10% 以上入れることとされている。

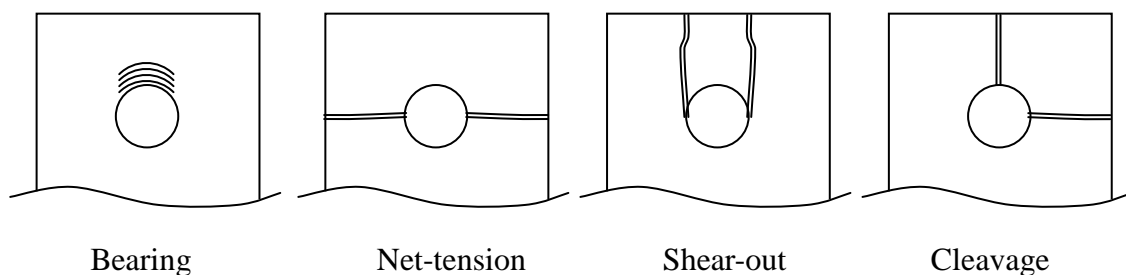


図 1.1 ボルト接合部での主な破壊モード[3-5]

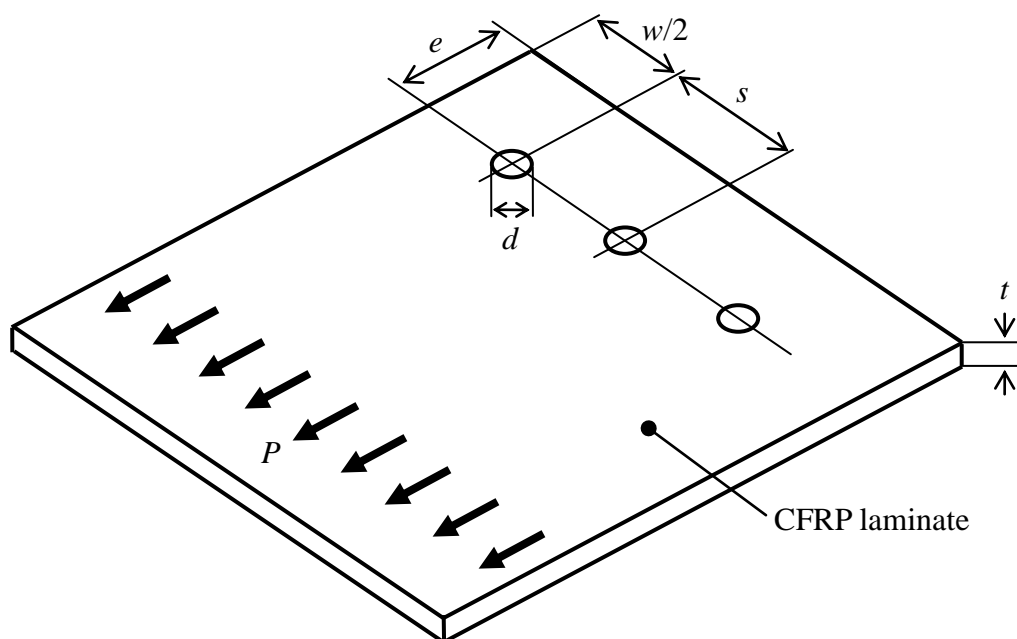


図 1.2 ボルト接合部設計で用いる寸法



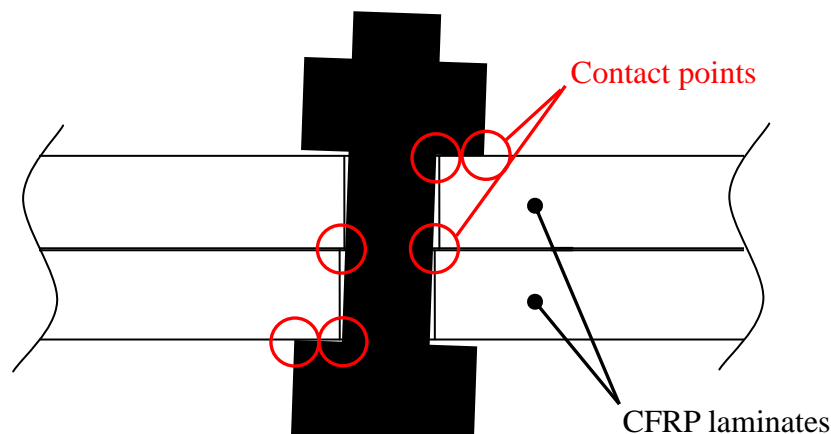


図 1.3 ボルトのクリアランスと片あたり

以上のようにボルト接合部では、破壊荷重の最も大きい面圧破壊が発生するように設計が行われているが、現状ではその強度評価は、構造要素の強度試験による実験的な信頼性評価に頼っている。これは、CFRP 積層板の面圧破壊部では、図 1.4(a), (b) のような樹脂 (マトリックス) のクラック、繊維の損傷、層間はく離などの複雑な損傷が発生し、これらの損傷がボルト接合部の破壊過程で互いに影響を及ぼしあうために、図 1.1 の他の破壊モードのような損傷の理解にもとづいた応力計算による強度の評価が難しいためである。

さらに、ボルト接合部の強度に影響を与える要因が多く存在する。その一つとしてボルト/ナットによる締め付け力 (Clamping force) がある。ボルト/ナットによる締め付け力とは、ボルトを取り付ける際、ボルトを締めこむことによって接合部にかかる、ボルトとナット・ワッシャーによる締め付け力のことである。強度は締め付け力に依存して変化することが報告されている[2, 6-11]。したがって強度の正確な評価にはボルト締め付け量を考慮する必要がある。他にも、強度に影響を与える要因としてボルト穴のクリアランスなどがあげられている[2, 12]。クリアランスはボルトの直径を  $D$  とおくと  $(d-D)$  で表される。クリアランスが大きいと図 1.3 のように片あたりが生じて、ボルトと積層板の接触部分にさらなる応力集中が生じ、接合部の強度が低下してしまう。これらのことから、クリアランスは  $0\sim 75\mu\text{m}$  が適当とされている[2]。クリアランスの量により面圧が変わるため、接合部の強度にばらつきが生じる要因となる。その他ワッシャーの直径、穴あけの精度や初期荷重なども、強度のばらつきの原因となることが報告されている[1, 2]。また、温度や湿度の影響も受けることが報告されている[13, 14]。

### 1.3.2 ボルト接合部の損傷

上述のようにボルト接合部には面圧破壊が生じるように設計が行われているが、損傷が発生してから面圧破壊のモードで構造破壊にいたるまでの過程は複雑である[15, 16]。ボルト接合部の破壊試験による強度評価は数多く行われているが、構造破壊までの損傷発生・進展プロセスを正確に把握するためには、実験的および解析的アプローチを含めて、さらなる研究が必要であるとされている[2]。

面圧破壊では、ボルトの荷重方向前方に損傷が進展していく。損傷にはマトリックスのクラック、繊維の損傷、層間はく離などがあり、それぞれの損傷が同時に進展し、複雑な損傷となっている (図 1.4(a), (b))。損傷は表面からもある程度観察できるが、X線探傷法、AE法なども損傷の観察・検出に用いられている[2]。また報告[3]で提案されたように、光ファイバセンサによる積層板内部のひずみ分布情報取得も可能である。このひずみ分布情報を利用することで、積層板内部の損傷をさらに知ることも可能と考えられる。

ボルト接合部で重要とみられる損傷の一つに繊維圧縮損傷がある。ボルト接合部の面圧破壊では積層板ボルト接触面に強い面内方向圧縮がかかるため、繊維圧縮損傷が重要と考えられる。繊維圧縮損傷では、炭素繊維は繊維にそった方向の圧縮をうけると、局所的な座屈をおこし、図 1.5 のような損傷を形成する。この繊維の局所的な座屈 (Fiber microbuckling) はキンク (Kinking) とよばれる。キンクはバンド状になることから、このバンドはキンクバンド (Kink band) ともよばれる。繊維圧縮損傷とはほぼキンクのことであるため、この損傷はキンク損傷 (Fiber kinking damage) ともよばれる[17]。



(a) 表面の損傷写真



(b) 損傷部の断面写真

図 1.4 CFRP 積層板ボルト接合部の損傷写真

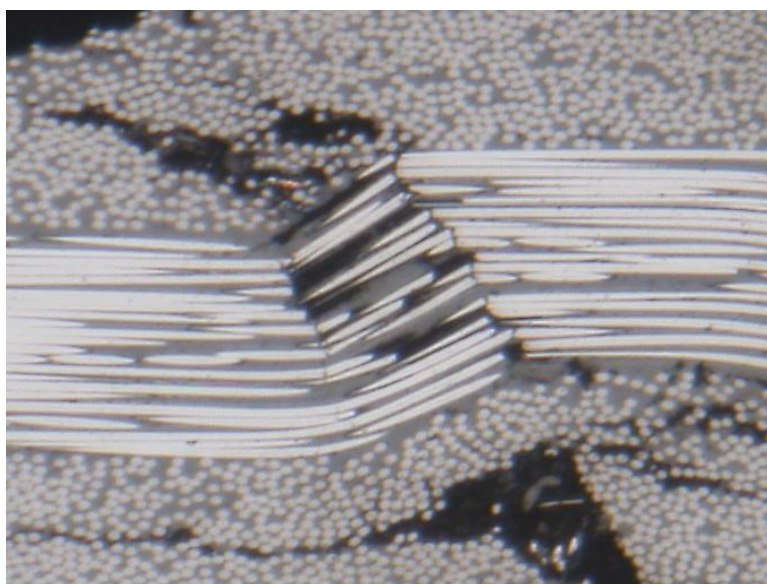


図 1.5 キンク損傷

## 1.4 有限要素法による複合材料の損傷解析

### 1.4.1 損傷発生基準

複合材料の損傷解析手法について、これまで多くの研究がなされ、種々の手法が提案されている。この中で損傷発生基準についても、多くのものが提案されている。損傷発生基準とは、その基準が満たされたとき損傷が発生したとして扱う基準 (Criterion) のことである。Hashin らは2つの損傷発生基準[18, 19]を提案しており、いずれも2次元モデルであるが、異方性材料である複合材料の層内損傷の発生を再現するモデルとしてよく用いられ、有限要素コード ABAQUS にも組み込まれている。Hashin らの損傷発生基準は以下のものである。

$$\text{繊維引張損傷} \quad F_f = \left( \frac{\sigma_{11}}{\sigma_L^t} \right)^2 + \alpha \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{fLT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.7)$$

$$\text{繊維圧縮損傷} \quad F_f = \left( \frac{\sigma_{11}}{\sigma_L^c} \right)^2 \geq 1 \quad (1.8)$$

$$\text{マトリックスクラック} \quad F_m^t = \left( \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.9)$$

$$\text{マトリックス圧縮損傷} \quad F_m^c = \left( \frac{\sigma_{22}}{2\tau_{LT}} \right)^2 + \left[ \left( \frac{\sigma_T^c}{2\tau_{LT}} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^c} + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.10)$$

$\alpha = 0$ ,  $\tau_{LT} = \sigma_T^c / 2$  のときが Hashin と Rotem の 1973 年のモデル[18]、 $\alpha = 1$  のときが Hashin の 1980 年のモデル[19]である。1987 年の Chang らの損傷発生基準[20]を拡張することにより、2000 年 Hou らは3次元の損傷発生基準を提案した[21]。Chang らの損傷発生基準は以下のものである。

$$\text{繊維損傷} \quad F_f = \left( \frac{\sigma_{11}}{\sigma_L} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{fLT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.11)$$

$$\text{マトリックスクラック} \quad F_m^t = \left( \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.12)$$

$$\text{マトリックス圧縮損傷} \quad F_m^c = \frac{1}{4} \left( \frac{-\sigma_{22}}{\tau_{LT}} \right)^2 + \frac{\sigma_T^{c2} \sigma_{22}}{4\tau_{LT}^2 \sigma_T^c} - \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^c} + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.13)$$

それを拡張した Hou らの損傷発生基準は以下のものである。

$$\text{繊維損傷} \quad F_f = \left( \frac{\sigma_{11}}{\sigma_L} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{\tau_{fLT}^2} \right) \geq 1 \quad (1.14)$$

$$\text{マトリックスクラック} \quad F_m^t = \left( \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{23}}{\tau_{TT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.15)$$

$$\text{マトリックス圧縮損傷} \quad F_m^c = \frac{1}{4} \left( \frac{-\sigma_{22}}{\tau_{LT}} \right)^2 + \frac{\sigma_T^{c2} \sigma_{22}}{4\tau_{LT}^2 \sigma_T^c} - \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^c} + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.16)$$

$$\text{層間はく離} \quad F_{del} = \left( \frac{\sigma_{33}}{\sigma_H^t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{23}}{\tau_{TH}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{31}}{\tau_{LH}} \right)^2 \geq 1 \quad (1.17)$$

これらの損傷発生基準はしばしば、次節で述べる有限要素を剛性低下させる手法と組み合わせて用いることで、各種の損傷進展シミュレーションが行われてきた。

#### 1.4.2 損傷進展解析

損傷発生基準により損傷を発生させた後の、損傷進展の解析手法で代表的なのは1995年 Matzenmiller らによって提案されている手法[22]である。その手法は、材料の損傷した部分は剛性低下するとして、有限要素解析において損傷した要素を剛性低下させるものである。Matzenmiller らのモデルでは、異方性材料の構成則を対象としていて、異方性材料に適用可能なモデルとなっている。この手法は複合材料の損傷進展シミュレーション手法として、よく用いられている。

Matzenmiller らのモデルでは、剛性低下を、剛性マトリックスの各成分の値を低下させることで表しているが、その際、各成分の値自体を未知数とすることはせず、損傷変数を導入し、剛性マトリックスの各成分を、損傷前の健全状態での値と、損傷変数の項との積として表している。そして、損傷進展していくとき、この損傷変数が変化することによって、剛性低下がおこる、としている。

Matzenmiller らのモデルは2次元モデルであり、繊維方向、繊維に垂直な方向、せん断の3種の損傷変数を用いていて、これによって、異方性材料の損傷進展を表している。ただし、このモデルにおいて、せん断の損傷変数  $\omega_{12}$  は繊維方向損傷変数  $\omega_{11}$ 、繊維に垂直方向損傷変数  $\omega_{22}$  と関係があるとしている。

#### 1.4.3 結合力要素による解析

複合材料の損傷進展の解析手法として、他に、結合力要素 (cohesive 要素) を用いた手法が提案され[23]、様々な損傷進展シミュレーションに適用されている。この手法はクラックの進展のモデルにもとづいており、複合材料中のクラック

(層間はく離も含めた意味でのクラック)の進展を解析するのに適したモデルとされている。結合力要素を用いる場合にも、クラック進展の過程で結合力要素の剛性が低下するという意味で、Matzenmillerらの要素を剛性低下させる手法と類似した点がある。

特に、層間はく離進展シミュレーションを行う際には、Matzenmillerらの要素を剛性低下させる手法と比べても、結合力要素を用いた手法の方が適している場合もあるとされている。この、Matzenmillerらの手法と結合力要素を用いた手法という2種の手法を組み合わせることで、より高度な、あるいは複雑な損傷を扱うことが可能になることが期待される。

### 1.5 ボルト接合部の損傷解析

ボルト接合部のモデルは過去に数多く提案されてきた[1, 2]。特にボルト接合部の損傷進展シミュレーションも多く行われてきた[1, 2, 24-33]が、その多くは2次元のシミュレーションである。また解析結果の損傷領域も実験による損傷観察結果とあまり一致していない。3次元損傷進展シミュレーションも行われた[29, 30-32]が、過去に行われたものは2次元シミュレーションと大きくは変わらず、3次元解析を行ったメリットは十分に生かされていない。またこれらの研究でも解析結果の損傷領域は実験による損傷観察結果とあまり一致していない。これらの研究は3次元シミュレーション手法の例を示した、という段階にとどまっているといえる。従って、3次元解析を行うメリットをさらに生かした研究が求められている。

1.3節で述べたようにボルト接合部の強度は、積層板厚み方向の締め付け力に依存している。この現象を再現し、解析するためには、積層板厚み方向の現象を解析に反映させる必要があり、3次元解析モデルが必要不可欠である。従ってボルト接合部の強度を解析で評価するためには、3次元モデルを用いる必要があるといえる。この点が、従来のボルト接合部の損傷解析では不十分である。

ボルト接合部の強度はボルト締め付けに依存して変化するが、この現象を解析により再現する研究は、従来から行われてきている[26, 31, 34, 35]。しかし多くの研究では損傷モデルが簡易的であるため、強度変化と損傷のメカニズムとの関係が十分に明らかにされていない。その中でParkら[35]は層間はく離を重要な損傷として扱い、層間はく離の発生がボルト締め付けに依存するとして、それにより接合部強度の変化を説明している。本研究では、後述のように、本研究で用いたCFRP材料(T700S/2500(東レ(株)))を用いた場合、層間はく離は損傷進展過程であり重要ではなく、接合部強度と最も深く関係しているのは繊維圧縮損傷、すなわちキンク損傷であるとしていて、このようにキンク損傷

に注目した解析的研究はまだ行われていない。さらにキック損傷に関する微視的な現象から、ボルト締め付けによる強度変化までを考慮し、一つの解析モデルで説明した研究はこれまで行われていない。ボルト接合部の強度について正確に把握するために、キック損傷発生を詳細に扱った解析モデルによる研究が必要である。

以上のことから、ボルト接合部の損傷解析において、以下の4点を考慮した研究を行うことが必要とされているといえる。

- ・キック損傷発生を詳細に扱った解析モデル
- ・積層板厚み方向の締め付けを反映した3次元モデル
- ・上記2点のモデルによるボルト接合部強度の正確な評価
- ・損傷観察結果を正確に再現する損傷進展シミュレーション

### 1.6 本研究の目的と論文構成

上述のように、航空機などへの複合材料適用が拡大し、それにともないボルト接合部の強度と損傷に関し理解を深める必要性も増してきている。そこで本研究では、ボルト接合部に生じる損傷を把握するとともに、強度を正確に評価する解析手法を確立することを目的とした。ボルト接合部の強度と最も深く関係しているのは繊維圧縮損傷、すなわちキック損傷である。本研究ではキック損傷の発生・進展過程を再現するボルト接合部解析モデルを提案した。強度がボルト締め付けによって大きく変化する現象を考慮し、解析モデルを3次元モデルとするとともに新たなキック損傷発生基準を導入することで、強度変化をキック損傷発生と関連づけた。さらに有限要素解析をボルト締め付け段階、キック損傷発生段階、キック損傷進展段階とステップに分け、ボルト接合部の新たな解析手法として提案した。この解析手法により、締め付けに応じて変化する強度を正確に評価可能であることを検証した。同時に、締め付けによる強度変化のメカニズムも検証した。本解析での損傷進展シミュレーションにより、実験での損傷観察結果を再現した。本研究では、解析結果と、Nakamuraら[3]が行った光ファイバセンサによる積層板内部のひずみ分布計測結果との比較・検証も行った。Nakamuraらが報告しているように、損傷領域が光ファイバ計測位置に達すると、残留ひずみ分布が大きく変化し、光ファイバセンサにより確実に損傷検知できることを、本研究では解析によって検証することを試みた。

次章以降の構成を以下に示す。

第2章では、CFRP積層板試験片を用いたボルト接合部破壊試験を行った。試験片は最も重要な面圧破壊が生じるよう設計した。破壊試験により得られた荷

重変位曲線を観察するとともに、損傷進展過程の各段階の試験片の軟 X 線写真と断面写真の観察を行い、それにもとづき荷重変位曲線に関して考察を行った。またボルト接合部の強度とボルト締め付けとの関係を明らかにし、強度の正確な評価にはボルト締め付け量を考慮する必要があることを示した。

第 3 章では、キンク損傷の発生・進展過程を再現するボルト接合部解析モデルを提案した。有限要素コード ABAQUS を用い、ユーザサブルーチン UMAT を作成して解析に用いた。ボルト締め付けを反映させるため解析モデルを 3 次元モデルとし、有限要素解析をボルト締め付け段階、キンク損傷発生段階、キンク損傷進展段階とステップに分け、それぞれのステップに応じた境界条件を与えた。キンク損傷発生段階では複数のキンク損傷発生基準を試して検証を行い、キンク損傷進展段階ではマトリックス損傷も含めた損傷進展解析を行った。

第 4 章では、第 3 章で提案したボルト接合部モデルを修正したモデルを用い、損傷進展過程での積層板内部のひずみ解析を行った。ボルト負荷方向に対して繊維が垂直な層、90°層には、マトリックスの塑性を考慮して塑性解析を行い、損傷進展後の塑性ひずみ分布を調べた。この塑性ひずみが除荷後残留ひずみとして残ると考え、塑性ひずみ解析結果と、Nakamura らの、光ファイバセンサによる積層板内部の残留ひずみ計測結果との比較・検証を行った。

第 5 章では、本論文のまとめと今後の展望を記した。



## 第2章 ボルト接合部破壊試験と損傷観察

### 2.1 緒言

第1章で述べたように、複合材料のボルト接合部の強度と損傷に関し理解を深める必要性が増してきている。この点に関し、これまでも多くの研究が行われてきたが、面圧破壊モードで生じる損傷は複雑であり、さらなる研究が必要である。特に1.5節で述べたように、解析的な研究は不十分であり、そのため解析的な考察にもとづいた実験観察もこれまで不十分といえる。

そこで本章では、CFRP積層板試験片を用いたボルト接合部破壊試験および損傷観察を行った。特に、実験観察結果を次章以降の解析に反映させるため、解析を行う上で重要な現象は何か、強度はどの損傷の挙動と関係が深いか、を明らかにすることを念頭において試験を進めた。試験片は、実際の構造物のボルト接合部でも設計されているように、面圧破壊が生じるよう設計した。破壊試験により得られた荷重変位曲線を観察するとともに、損傷進展過程の各段階の試験片の軟X線写真と断面写真の観察を行い、それにもとづき荷重変位曲線に関して考察を行った。またボルト接合部の強度とボルト締め付けとの関係を明らかにし、強度の正確な評価にはボルト締め付け量を考慮する必要があることを示した。

### 2.2 試験片概要

#### 2.2.1 試験片設計方法

第1章でも述べたように、ボルト接合部の主な破壊モードには図2.1のように面圧破壊、引張破壊、せん断破壊、裂け破壊などがある。通常ボルト接合部では面圧破壊が生じるよう設計されているため、本研究でも面圧破壊を扱うこととし、面圧破壊が生じるよう試験片の寸法を設定した。図2.2のようなCFRP積層板試験片において、面圧破壊が生じるようにするには、ボルト穴の直径  $d$ 、穴中心から引張方向の試験片端部までの距離  $e$ 、試験片幅  $w$ 、及び積層構成を以下のように設定する必要がある。

$$\frac{e}{d} \geq 3 \quad (\text{条件 1})$$

$$\frac{w}{d} \geq 5 \quad (\text{条件 2})$$

$$\text{積層構成中に } \pm 45^\circ \text{層を 40\% 以上入れる。} \quad (\text{条件 3})$$

積層構成中に  $0^\circ$ 層を 10% 以上入れる。 (条件 4)

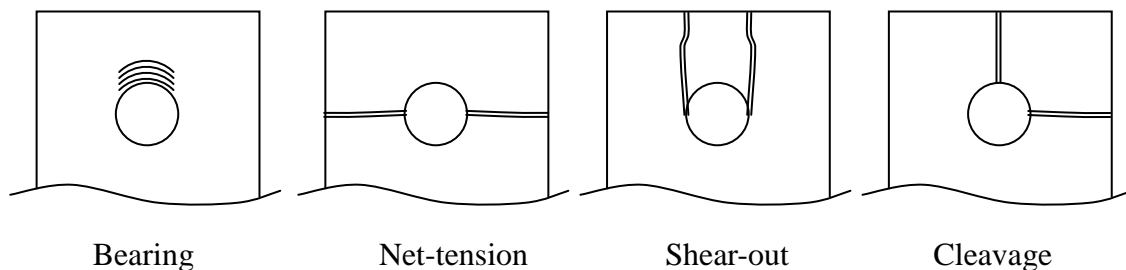


図 2.1 ボルト接合部での主な破壊モード[3-5]

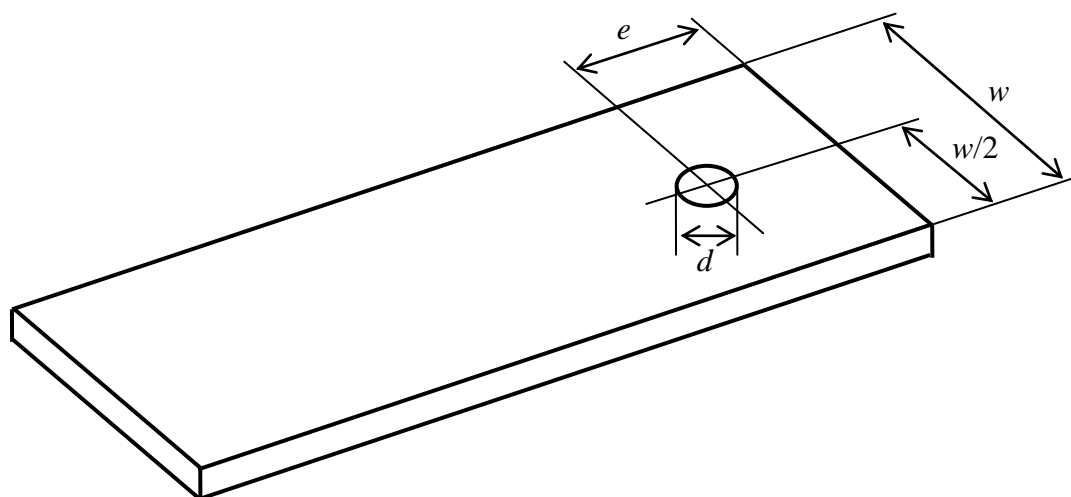


図 2.2 試験片設計に用いる寸法

### 2.2.2 試験片寸法

本研究では、図 2.3 のような試験片を用いて引張試験を行った。ボルト穴の直径 6mm、穴中心から引張方向の試験片端部までの距離 20mm、試験片幅 40mm、板厚 1.1mm、試験片全長 100mm、積層構成は引張方向を  $0^\circ$ 方向として  $[45/0/-45/90]_s$  の 8 層擬似等方積層とした。これらは上記の条件 1~4 を満たしており、この試験片には面圧破壊が生じると考えられる。

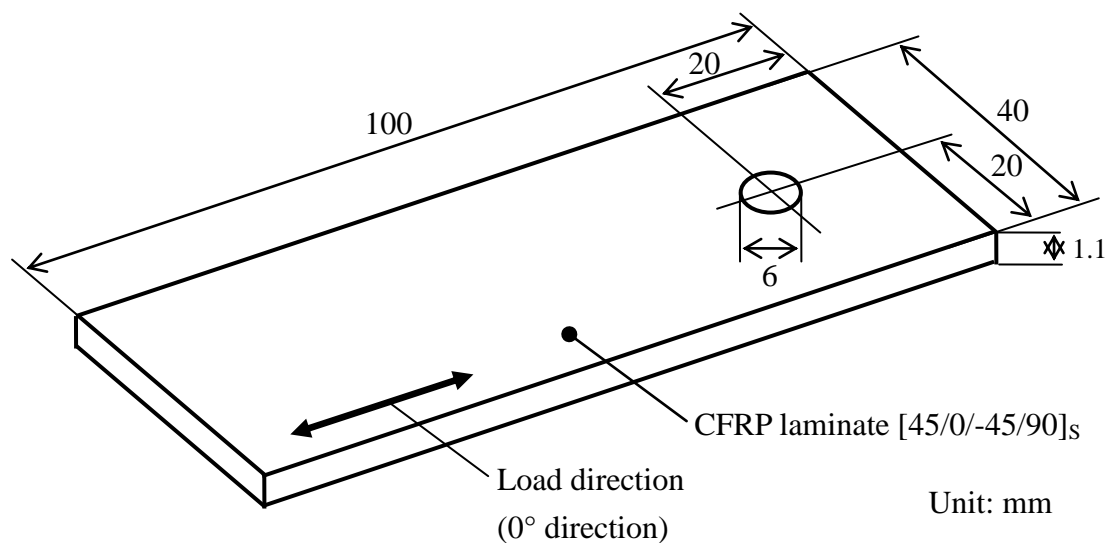


図 2.3 試験片寸法

### 2.2.3 試験片作成方法

本研究では図 2.4 に示す T700S/2500 (東レ(株)) のプリプレグを用いた。このプリプレグを[45/0/-45/90]<sub>s</sub> の積層構成で積層し、図 2.5 の簡易オートクレーブにて 0.3MPa で加圧しながら加熱し、成形した。成形した積層板の端部をダイヤモンドカッターにより試験片サイズに切断し、ボルト穴を超硬ソリッドドリル (ダイジェット工業 (株)、SDS-060) により切削し、試験片とした。

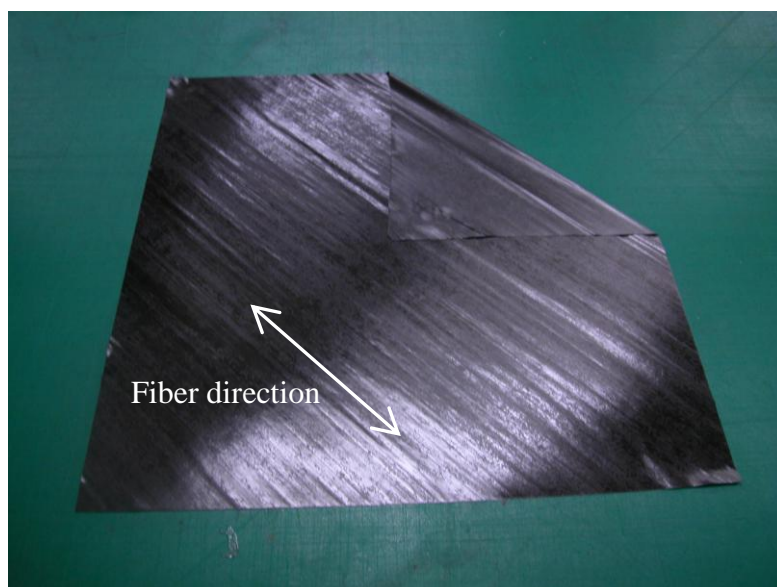


図 2.4 プリプレグ



図 2.5 簡易オートクレーブ

### 2.3 試験方法

試験片を図 2.6 のようにダブルラップ接合でボルト接合した。接合には図 2.7 のクロムモリブデン鋼の半ネジタイプで直径 6mm のボルト (トラスコ中山(株)、B30-0640) を用いた。図 2.6 の灰色で示した積層板が、損傷観察を行った積層板である。試験片には引張試験機 (島津製作所(株)、AUTOGRAPH) を用いて引張負荷を加えた。図 2.6 に記した試験片両端部の Grip Area を引張試験機により固定し、変位制御で準静的に引張負荷を加え、試験片破壊までの荷重と変位を測定した。またボルト接合部の強度は、ボルトの締め付け量に依存して変化する。本研究ではこの締め付け量を変化させて試験を行った。ナットの締める位置を変え、ボルトのネジ山の数を数え、締め付け量を決めた。締め付け量は 0.0 ~ 0.67mm とした。すなわち、ナットの位置が 0.0 ~ 0.67mm の位置に来るようにした。なお、0.0 mm の位置は、ナットを締めたとき、ナット・ワッシャー・積層板が接触し、力がかからない位置とした。試験は室温環境で行った。

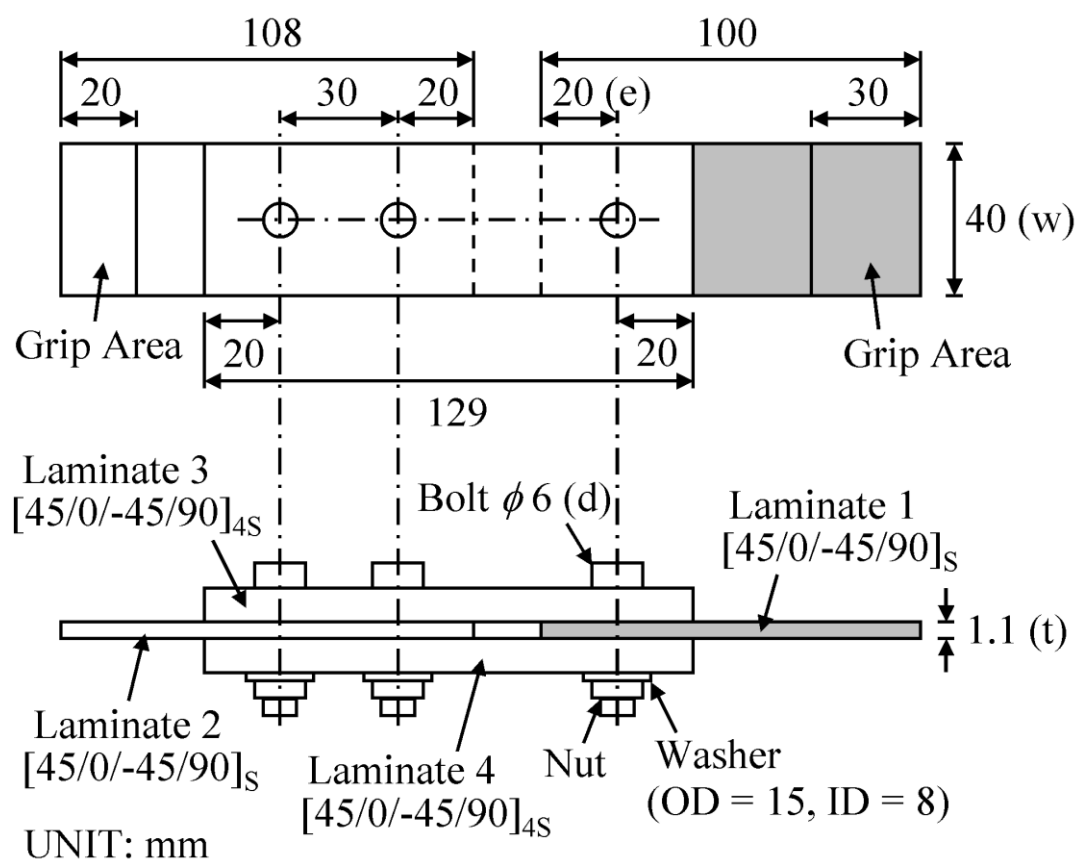


図 2.6 試験片概要

灰色で示した Laminate 1 の損傷観察を行った。



図 2.7 ボルト



図 2.8 引張試験機

## 2.4 試験結果

### 2.4.1 荷重変位曲線と軟 X 線写真

図 2.9 は試験結果の荷重変位曲線である。はじめ荷重は線形に近い形で増加し、ある値に達した後、小さな荷重低下を繰り返しながらほぼ一定を保ち、そのあと大きく低下する。図 2.10 は損傷部の表面からの写真である。繊維破断、スプリッティング、トランスバースクラック、層間はく離などが観察された。図 2.11 は、図 2.9 の荷重変位曲線の 3 つの段階における損傷部の軟 X 線写真である。図 2.11 に示した左向きがボルトの負荷方向である。写真の黒い部分が損傷である。やはりスプリッティング、トランスバースクラックなどの各種の損傷が観察された。特に図 2.10, 2.11 のように、ボルト穴両端から負荷方向に 2 本のスプリッティングがのびているのが観察された。図 2.9 の(a), (b), (c) がそれぞれ図 2.11 の(a), (b), (c) に対応する。

なおボルト締め付けなしのピン負荷の場合についても試験を行ったところ、荷重変位曲線は異なった形になった。はじめ荷重は線形に近い形で増加した後、ある値から急激に荷重低下し、そのあと荷重最大値の 60~80 %程度の値でほぼ一定となり、その間小さな荷重低下を繰り返した。損傷の外観も異なっていた。損傷部は厚み方向に大きくふくらみ、表面の 45°層と 0°層間にはやい段階ではく離していた。本研究では、このピン負荷の場合は特殊なケースと考え、次節以降ではボルト締め付けのある場合のみを扱うこととする。

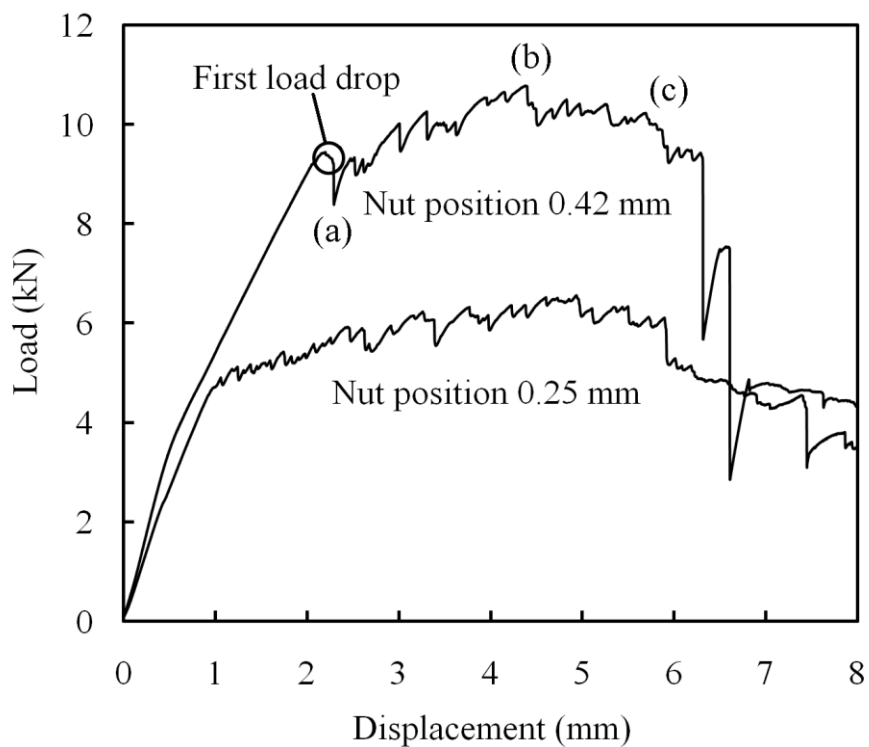
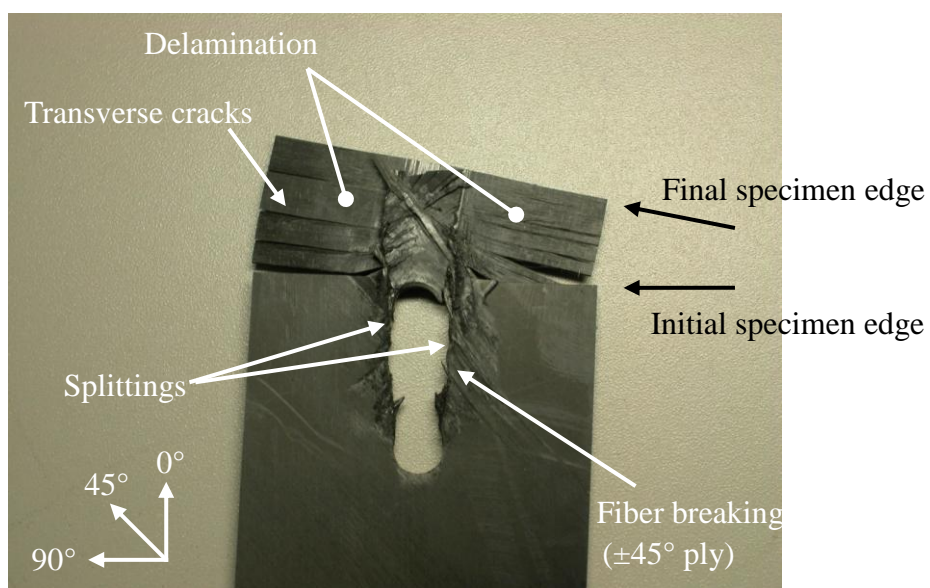


図 2.9 試験結果の荷重変位曲線  
(図中の(a), (b), (c) は図 2.11 の (a), (b), (c) に対応)





(a) 損傷過程



(b) 破断後

図 2.10 表面の損傷写真



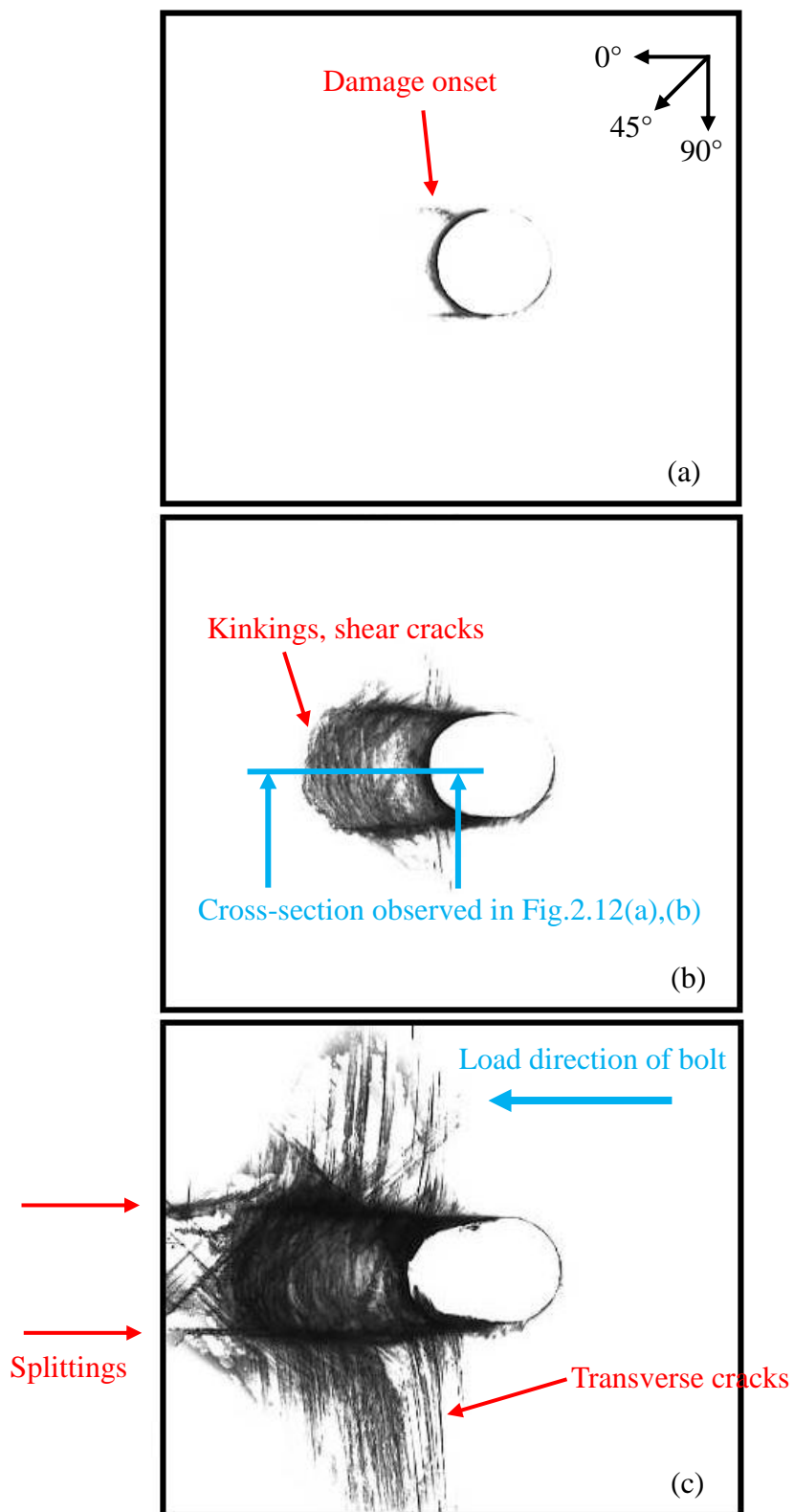


図 2.11 損傷部の軟 X 線写真  
 図 2.9 の (a), (b), (c) 3 つの段階における写真

#### 2.4.2 積層板断面に観察された損傷

損傷進展過程の各段階の試験片を切断し、断面を観察した。図 2.12 が、その断面の写真である。図 2.12(a), (b) で観察した断面は、図 2.11(b) に示した断面である。図 2.12(a) のように、図 2.9 での最初の荷重低下のときに、キック損傷が発生することがわかった。図 2.12(b) では各 0°層内にキックが規則的に並び、シェアクラックが全層にわたって広がっているのが観察される。また図 2.12(c), (d) はキック損傷を拡大した図である。図 2.12(c) は積層板面外方向のキック、図 2.12(d) は積層板面内方向のキックの写真である。このように、面外方向、面内方向両方のキックが観察された。また図 2.12(e) のように 90°層の繊維には破断はなく健全であること、(f) のように-45°層のキック、(g) のように層間はく離と 90°層トランスバースクラック、なども観察された。

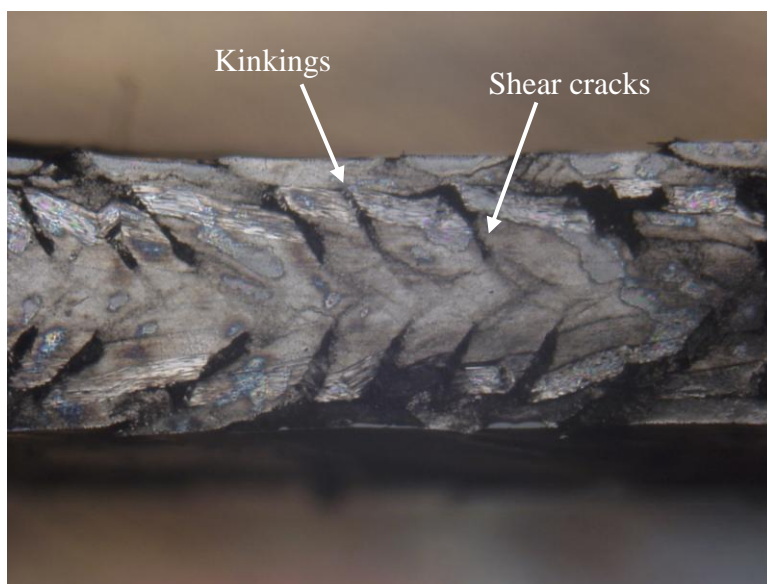
図 2.9 で、荷重が大きく低下し、回復しない段階に達したとき、損傷が試験片端部まで到達したのが観察された。荷重が大きく低下する瞬間、大きな音とともに損傷は一気に進展する。損傷進展中は図 2.1 の面圧破壊のモードであるが、損傷が構造端部に達したとき、他の破壊モードとなる。荷重方向を 0°方向としたとき、90°層にはボルト穴両端からトランスバースクラックが入り、図 2.1 の引張破壊のモードが現れる。一方 0°層にはボルト穴両端から荷重方向にスプリットが入り、図 2.1 のせん断破壊のモードが現れる。± 45°層にはスプリットが入るとともに一部は繊維破断し、図 2.1 のせん断破壊のモードに近い破壊形態となることが多い。

各層により破壊モードが異なるため、層間にははく離が生じる。図 2.11 に示した軟 X 線写真を観察すると、各損傷の進展過程で層間にはく離も少しずつ進展するがその領域はとても小さく、図 2.9 で荷重が大きく低下し損傷が試験片端部に達する瞬間、層間にはく離も急激に拡大する。層間にはく離が生じるのは、0°層がせん断破壊のモードで、90°層が引張破壊のモードで破壊するためであり、はく離領域は両モードの差の部分、すなわち 0°層に生じるスプリットの外側、キック損傷エリアの外側部分である。この層間にはく離領域を図 2.13 に示した。キック損傷進展領域では、試験片が破壊するまで層間にはく離はほとんど生じないことが分かった。

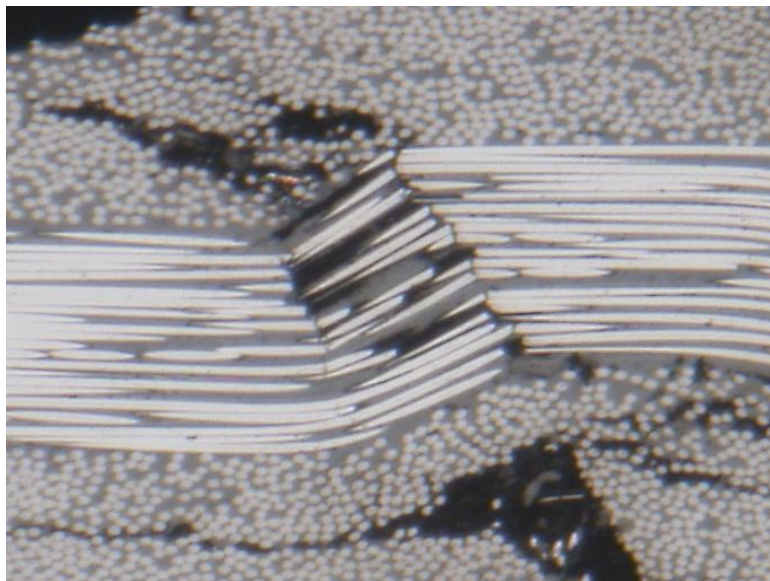


Contact face of bolt

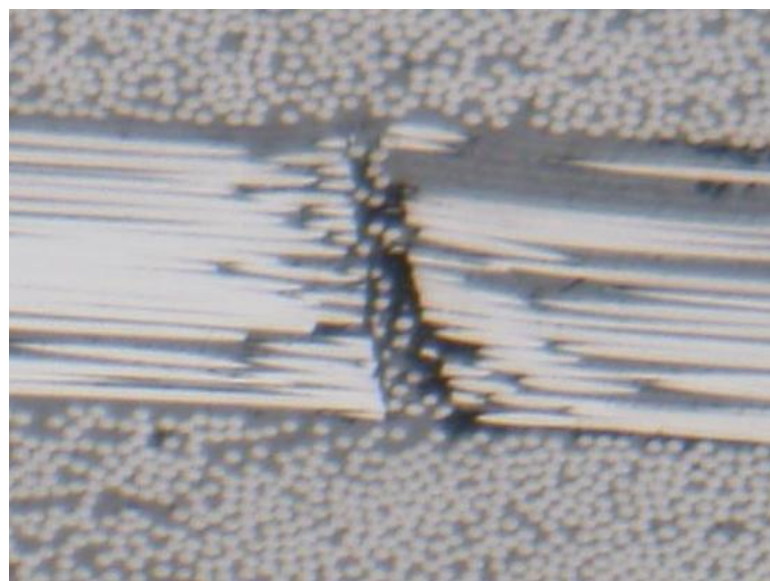
(a) キンク損傷発生時  
(図 2.11 に示した断面を観察)



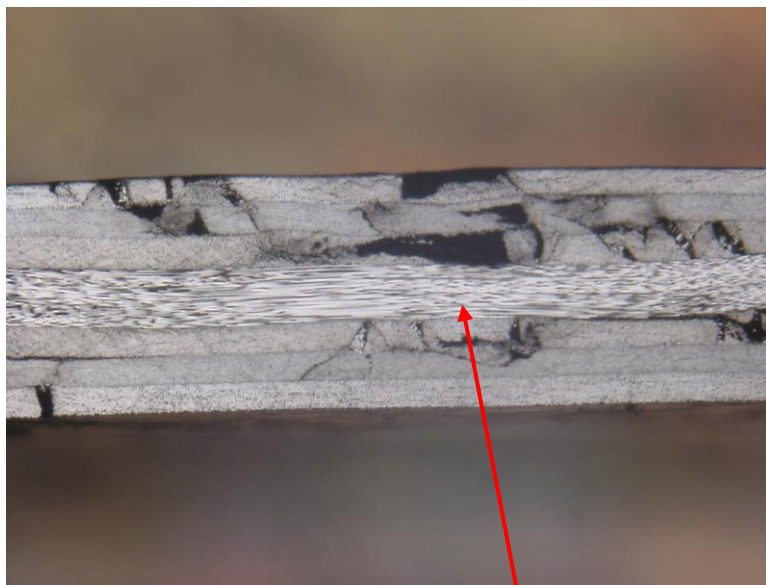
(b) 損傷進展後  
(図 2.11 に示した断面を観察)



(c) 積層板面外方向キンク



(d) 積層板面内方向キンク



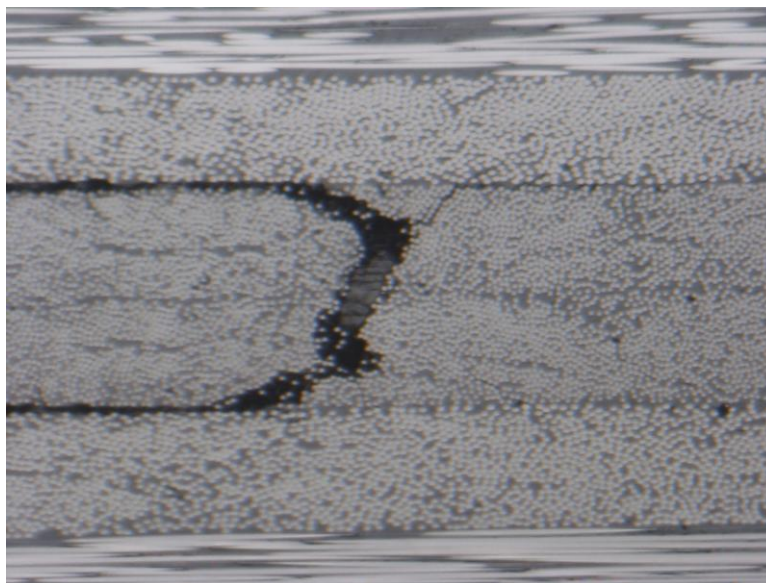
Fibers in 90° plies are intact.

(e) 90°方向断面



(f) -45°層のキンク



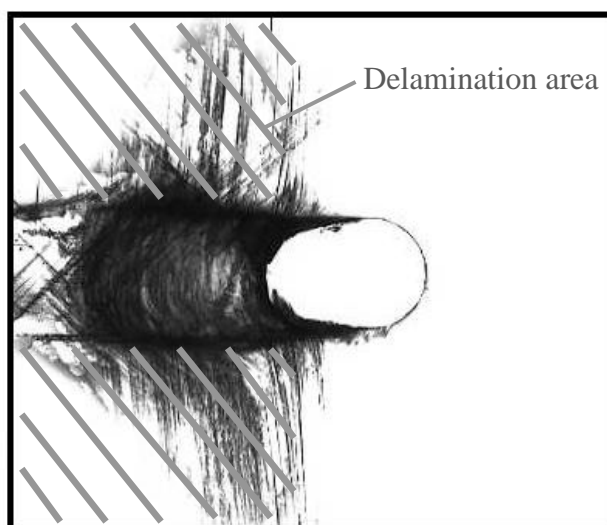


(g) 層間はく離と 90°層トランスバースクラック

図 2.12 積層板断面の損傷観察写真



(a) 層間はく離領域 (表面写真)



(b) 層間はく離領域 (軟 X 線写真)

図 2.13 層間はく離領域  
(キンク領域の外側に発生)

### 2.4.3 キンク損傷と荷重低下との対応

図 2.11 に示した軟 X 線写真の観察と、図 2.12 に示した断面観察の結果から、図 2.9 の最初の荷重低下のときに、キンク損傷が発生することがわかった。このときの荷重値をキンク損傷発生荷重とよぶこととする。荷重がほぼ一定の間、キンク損傷が進展していき、その間、図 2.9 のように小さな荷重低下を繰り返している。

図 2.11 の左向きが  $0^\circ$  方向であるが、 $0^\circ$  層の繊維がボルトからの直接の圧力を主に支えているため、 $0^\circ$  層の繊維が損傷して圧縮変形するときに、ボルトが支持を失って荷重低下がおこると、考えることができる。従って図 2.9 の個々の荷重低下と、図 2.12(b) などに観察される個々のキンク損傷の発生が、それぞれ対応している、と考えられる。キンク損傷が発生すると、図 2.9 で荷重はそれ以上上がらない。このことから、キンク損傷発生は最大荷重と深く関係している、と考えられる。最大荷重はボルト接合部の支えうる荷重でもあり、ボルト接合部の強度でもある。このためキンク損傷発生はボルト接合部の強度と深く関係している、と結論づけられる。

### 2.4.4 ボルト締め付け量と強度との関係

また、図 2.14 のように、ボルトの締め付け量を変化させて試験を行った。このようにボルト締め付け量が大きいほど、図 2.14 のキンク損傷発生荷重、すなわち図 2.9 の最初の荷重低下時の荷重値は大きくなった。すなわち、ボルトの締め付けによって、損傷の発生がおさえられて、そのために強度が上がっている、ということである。このことから、強度と最も深い関係があるのは、各種の損傷の中でキンク損傷であると考えられる。ボルトの締め付けによってキンク損傷発生がおさえられて、それによって強度が上がっている、と考えることができる。

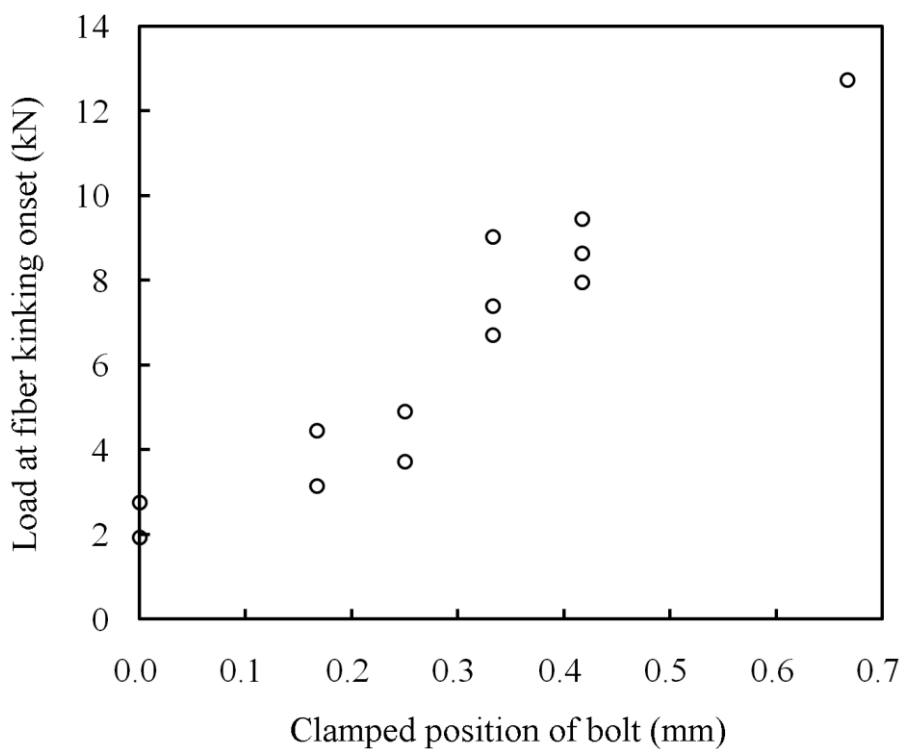


図 2.14 キンク損傷発生へのボルト締め付け効果



## 2.5 結言

本章では、CFRP 積層板のボルト接合部破壊試験を行った。損傷観察を行った積層板は面圧破壊が生じるよう設計し、擬似等方積層とした。試験により荷重変位曲線と損傷進展過程の各段階の試験片の軟 X 線写真、断面観察写真を得て観察を行った。そしてその観察結果にもとづき荷重変位曲線に関して考察を行った。また接合部強度とボルト締め付けとの関係を明らかにした。得られた結論を以下に示す。

- 荷重変位曲線の観察の結果、はじめ荷重は線形に近い形で増加し、ある値に達した後、小さな荷重低下を繰り返しながらほぼ一定を保ち、そのあと大きく低下した。軟 X 線写真には損傷の進展していく様子が観察された。また断面観察の結果、損傷後の試験片断面には各 0° 層内にキックが規則的に並び、シェアクラックが全層にわたって広がっているのが観察された。さらにキックは、積層板面外方向、面内方向両方のものが観察された。
- 荷重変位曲線の考察の結果、最初の荷重低下のときに最初のキック損傷が発生し、荷重がほぼ一定の間キック損傷が進展していくことが分かった。荷重がほぼ一定の間、小さな荷重低下を繰り返しており、この個々の荷重低下で新たなキック損傷が発生していると考え、接合部強度は 0° 層内のキック損傷の発生・進展と深く関係している、との結論を得た。そして、荷重変位曲線において最初の荷重低下がおこるときの荷重値、すなわち最初のキック損傷が発生するときの荷重値を、本研究ではキック損傷発生荷重とよび、面圧破壊強度値の一種と考え、シミュレーションにおいて注目することとした。
- 接合部強度はボルト締め付けに依存して大きく変化することが示された。このことから、ボルトの締め付けによって損傷の発生がおさえられて、そのために強度が上がったと考えた。そしておさえられた損傷はキック損傷であり、そのことから強度はキック損傷と深く関係している、との結論を得た。強度が締め付けによって大きく変化するという現象から、強度の正確な評価にはボルト締め付け量を考慮する必要があることが明らかになった。

## 第3章 ボルト接合部キック損傷発生・進展シミュレーション

### 3.1 緒言

第2章ではボルト接合部破壊試験および損傷観察を行った。特に試験を行う中で、接合部強度はキック損傷と関係が深いこと、解析を行う上では特にキック損傷の挙動を再現する必要があることが明らかとなった。また強度はボルト締め付けに依存して大きく変化することが示された。強度の正確な評価にはボルト締め付け量を考慮することが必要不可欠である。本章では、これらの実験観察の結果にもとづき、損傷解析とそれにもとづく考察を行った。第1章1.5節で述べたように、ボルト接合部の損傷解析は過去にも多く行われており、それらの研究に続いてさらに研究を行う上で、考慮すべき点が4点ある。その4点は、以下のものであった。

- ・キック損傷発生を詳細に扱った解析モデル
- ・積層板厚み方向の締め付けを反映した3次元モデル
- ・上記2点のモデルによる強度の正確な評価
- ・損傷観察結果を正確に再現する損傷進展シミュレーション

そこで本章では、上記の4点を考慮した損傷解析を行うことを念頭におき、ボルト接合部解析モデルを提案した。行った解析では主に、キック損傷の発生・進展過程を再現している。解析には有限要素コードABAQUSを用い、ユーザサブルーチンUMATを作成して用いた。解析モデルを3次元モデルとし、有限要素解析をボルト締め付け段階、キック損傷発生段階、キック損傷進展段階とステップに分け、それぞれのステップに応じた境界条件を与えた。キック損傷発生段階では複数のキック損傷発生基準を試して検証を行い、その中で新たなキック損傷発生基準を導入し、強度変化をキック損傷発生と関連づけた。この解析手法により、締め付けに応じて変化する強度を正確に評価することが可能となったとともに、締め付けによる強度変化のメカニズムも検証された。また、キック損傷進展段階では実験でのキック損傷領域拡大の観察結果を再現した。

## 3.2 有限要素解析

### 3.2.1 有限要素モデル

本解析では、有限要素コード ABAQUS を用いて 3 次元有限要素モデルを構築し、静的増分解析を行った。図 3.1 に本解析の有限要素モデルを示す。解析結果を実験結果と比較するため、解析モデルを実験の試験片にあわせたモデルとし、モデルの各寸法・材料定数は、実験の試験片と同じ値を用いた。モデルの各寸法を図 3.1 に、各材料定数を Table3.1 に示す。

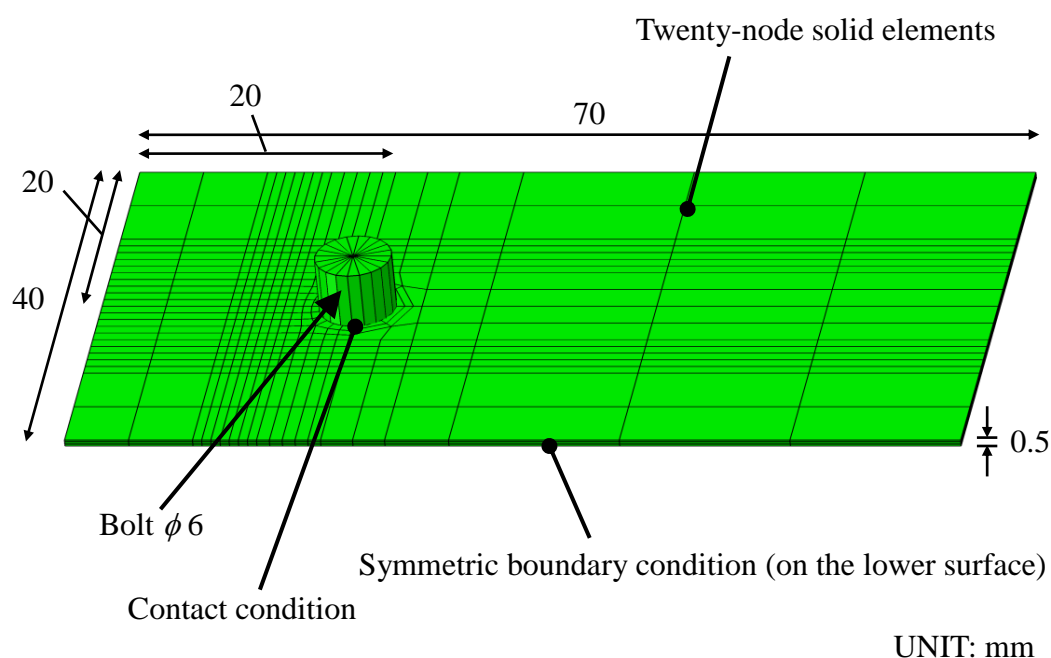


図 3.1 ボルト接合部の有限要素モデル  
積層構成は [45/0/-45/90], 厚み方向は 1 層 1 要素

Table 3.1 CFRP (T700S/2500) の材料特性値

Young's modulus	$E_1 = 135 \times 10^3$ MPa $E_2 = E_3 = 8500$ MPa
Shear modulus	$G_{12} = G_{13} = 4800$ MPa $G_{23} = 2700$ MPa
Poisson's ratio	$\nu_{12} = \nu_{13} = 0.34$ $\nu_{23} = 0.49$

各層の材料定数の定義の際は、各層に繊維方向を定義し、繊維方向および繊維に垂直方向の物性値を Table 3.1 に示した値とすることで定義した。積層板には 20 節点 3 次元固体要素を用い、[45/0/-45/90] の擬似等方積層とした。厚み方向の要素分割は 1 層 1 要素とし、1 層の厚さは 125 $\mu\text{m}$  とした。積層板上面 4 層のみをモデル化し、積層板モデル下面に対称境界条件を定義した。ボルトはモデルにおいて剛体とした。これは、ボルトは実際には弾性率が高く、ボルトの変形は本解析においては重要ではないと考えたためである。

有限要素法の解法には Newton 法を用いるなど、一般的な解法を用いた。個々の増分では微小変形解析を行い、有限変形による非線形性は考慮していない。ただし、増分解析を行うことにより増分ごとに新たな変形を蓄積し、解析全体では大きな変形、非線形性を持った変形を扱うことも可能になっていると考えられる。なお、有限変形解析と損傷解析の両方を含む解析は、計算上不安定になりやすく、計算中に計算が収束しなくなることが多いため、大きな損傷進展の解析には適さない。

### 3.2.2 接触解析手法

図 3.1 に示したようにボルトと積層板の間には接触条件を定義した。接触解析は非線形解析であり、計算上不安定になりやすい。特に計算上接触状態と非接触の状態を繰り返し、接触状態がはっきりと定まらないチャタリングとよばれる現象が知られている。チャタリングが生じると、計算が収束しないなどの問題が生じるため、接触解析においてはこのチャタリングが生じないように注意する必要がある。本解析では、ボルトと積層板との接触を安定させるため、解析のはじめにボルトと積層板とをしっかりと接触させるステップをおいた。具体的には、積層板内部に、ボルトに押し付ける方向に微小な力を分布させた。この微小な力はボルトに負荷される荷重に比べ  $10^{-5}$  のオーダーであり、解析結

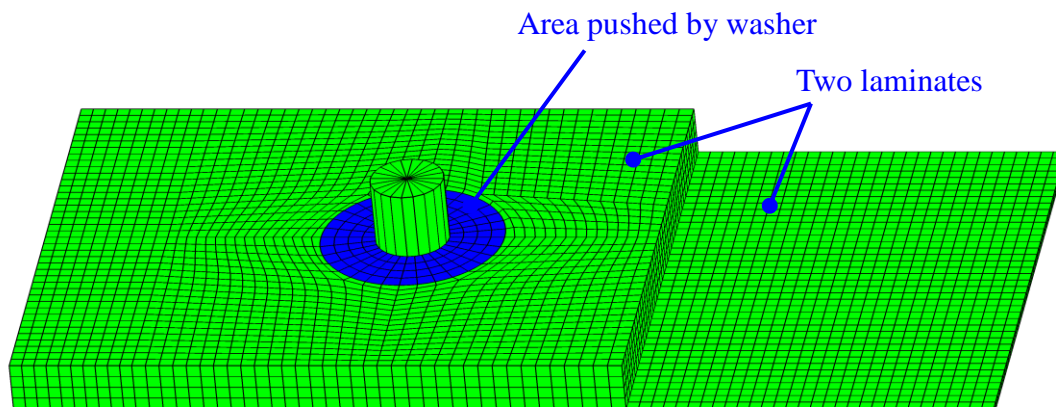
果には影響を及ぼさない。積層板に微小な力負荷後、ボルトをはじめは 1 増分あたり  $1.0 \times 10^{-5}$  mm とゆっくりと動かし、ボルトと積層板とをしっかりと接触させた。なおこの段階でボルトと積層板とが解析上実際に接触しているかどうかは、ABAQUS 上で確認することができる。ボルトと積層板とをしっかりと接触させた上で次の 3.2.3 節に示す実際の解析を行った。接触解析はペナルティ法によって行い、接触面の摩擦は考慮しなかった。

#### 3.2.3 3 ステップ解析

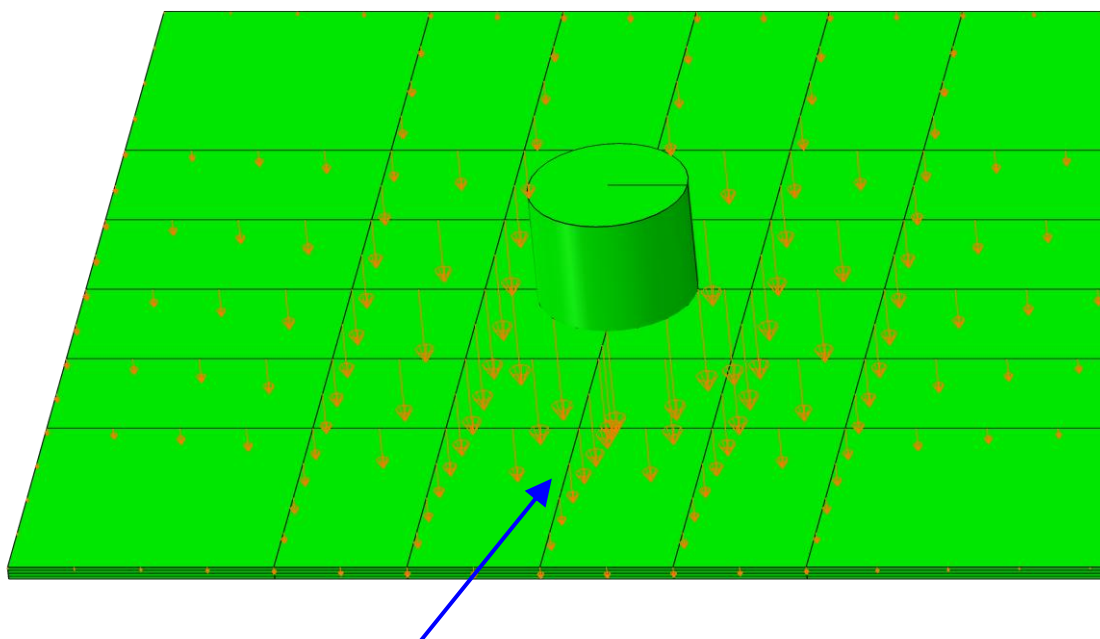
本研究の有限要素解析には、図 3.2 のような 3 つのステップがある。まず解析ステップ 1 は、先ほどの引張試験に合わせたモデルで、2 枚の積層板がある。ボルトの締め付けによってワッシャーが押し込まれるので、図 3.2(a) の青色で示した領域にその押し込みを与えて、下の積層板の押し込まれる量の分布、を算出する。次に、解析ステップ 2 では、解析ステップ 1 で得た押し込み量分布に応じた変位分布を境界条件で図 3.2(b) のように与えて、損傷解析を行い、キック損傷発生荷重を算出する。そして解析ステップ 3 で、そのキック損傷発生荷重でキック損傷が発生するように損傷発生のしきい値を設定して、損傷進展シミュレーションを行う。

解析ステップ 2、解析ステップ 3 の損傷解析では、図 3.2(c) のように積層板右側端面を固定し、ボルトに変位境界条件を定義して変位制御で左側に移動させる。これにより、ボルトの積層板への面圧がかかり、ボルト左側近傍に損傷が発生する。ボルトの変位とボルト負荷による積層板からの反力の時刻歴を得て、解析での荷重変位曲線を取得した。

実験結果から、接合部強度と最も深く関係しているのはキック損傷であると考えられるので、本研究では、キック損傷の発生・進展を再現し、これらを予測可能なモデルを構築する。解析ステップ 1 はボルト締め付け段階、解析ステップ 2 はキック損傷発生段階、解析ステップ 3 はキック損傷進展段階と考えられる。

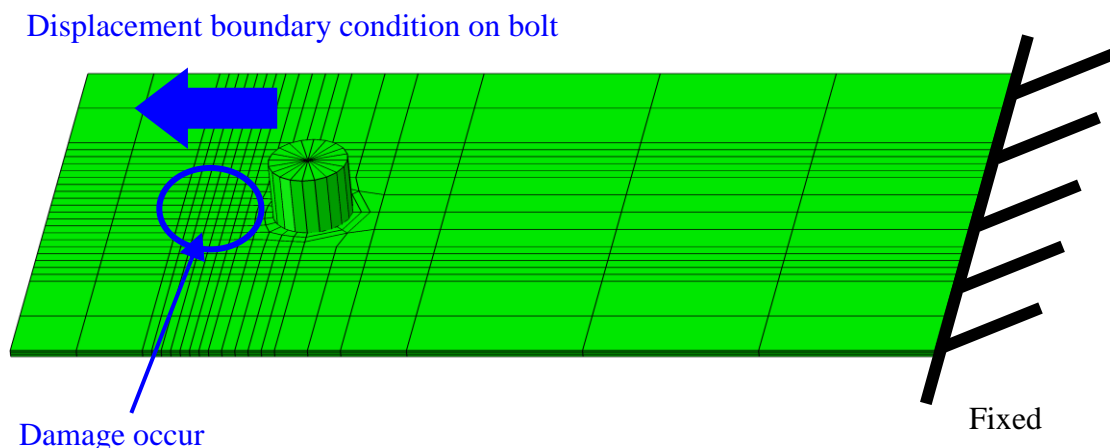


(a) 解析ステップ1 (ボルト締め付け段階)  
ボルト締め付け力によってワッシャーが積層板に押し込まれる。



Displacement distribution obtained by first step analysis

(b) 解析ステップ2 (キック損傷発生段階)  
解析ステップ1 から得られた変位境界条件が定義されている。



(c) 解析ステップ 2 と解析ステップ 3 (キック損傷進展段階) の損傷解析

図 3.23 ステップからなる有限要素解析

### 3.3 損傷解析手法

本解析では、様々な損傷モデルを適用した損傷解析を行うため、有限要素コード ABAQUS のユーザサブルーチン UMAT を作成した。サブルーチン UMAT の中で各損傷モデルを定義し、解析を行った。解析に積層板厚み方向の締め付けを反映するため、損傷モデルも 3 次元モデルとした。

#### 3.3.1 損傷発生基準

損傷発生基準は、繊維圧縮損傷 (キック損傷)、繊維引張損傷とマトリックス損傷の損傷発生基準を定義した。キック損傷の損傷発生基準には以下の 3 つの応力基準を適用した。

$$F_f^c = \left( \frac{\sigma_{11}}{\sigma_L^c} \right)^2 \geq 1 \quad (3.1)$$

$$F_f^c = \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{(\alpha \tau_{LT})^2} \geq 1 \quad (3.2)$$

$$F_f^c = \frac{\sigma_{11}}{\alpha(\sigma_{33} - \beta)} \geq 1 \quad (3.3)$$

式(3.1) は通常の繊維方向圧縮応力  $\sigma_{11}$  による損傷発生基準である。この式(3.1)

の分母の  $\sigma_L^c$  がしきい値であり、繊維方向圧縮応力  $\sigma_{11}$  がこのしきい値をこえると損傷が発生する、というものである。式(3.2) はせん断応力を用いた損傷発生基準である。図 2.12(c) をみると、キック損傷はせん断変形に近いとも考えられ、キック損傷発生はせん断応力と関係している、と考えることができる。この式はその考え方を反映した損傷発生基準である。式(3.2) の分母の  $\alpha$  は補正係数である。通常  $\tau_{LT}$  はスプリッティングの破壊応力値であり、キック損傷発生応力値は  $\tau_{LT}$  とは異なると考えられる。このため補正係数  $\alpha$  を式に加えた。なお式(3.2) と次の式(3.3) の  $\alpha$  は別のものである。式(3.3) は、キック損傷発生を繊維の座屈と考えたものであり、繊維方向圧縮応力  $\sigma_{11}$  を厚み方向応力  $\sigma_{33}$  で割っていて、厚み方向締め付けによる損傷抑制の効果を反映したものである。式(3.3) はまた、式(3.1) での分母のしきい値を厚み方向応力  $\sigma_{33}$  の 1 次関数にしたもの、とも考えられる。式中の  $\alpha, \beta$  は補正係数であり、

$$\sigma_{33} = 0 \text{ のとき } \alpha\beta = (\text{式(3.1) の } \sigma_L^c) \quad (3.4)$$

となつて  $\alpha\beta$  を通常の繊維方向圧縮応力  $\sigma_{11}$  のしきい値とみることで式(3.3) は通常の  $\sigma_{11}$  による損傷発生基準式(3.1) となる。このことから、 $\alpha\beta$  は  $\sigma_{33}$  が 0 のときの  $\sigma_{11}$  のしきい値であるという物理的意味を与えられるとともに、解析を行う際に値を既知として設定できる。また、 $\beta$  に関しては

$$\begin{aligned} \sigma_{33} = \beta \text{ のとき (式(3.3) の分母)} &= 0 \\ \text{すなわち式(3.3) の損傷発生基準は自動的に満たされる} & \quad (3.5) \end{aligned}$$

ということがいえる。このことから、 $\beta$  (引張応力) は厚み方向に引張り不安定化させ座屈をおきやすくさせたときの、繊維方向圧縮なしでも座屈がおこる極限的な状態での厚み方向応力  $\sigma_{33}$  の値、一種の極限值、とも考えられる。これにより、 $\beta$  にも物理的意味を与えられる。このように  $\alpha\beta$  と  $\beta$  に物理的意味を与えることができた。

なお、式(3.3) に関しては、 $\sigma_{33}$  が 0 のときの  $\sigma_{11}$  のしきい値を 800 MPa とした。この値 800 MPa は厚み方向締め付けが 0 のときの損傷発生のしきい値を意味し、図 2.14 の実験結果の、締め付けが 0 のときのキック損傷発生荷重値と値があうように選ばれた。

繊維引張損傷の損傷発生基準には、以下の通常の繊維方向引張応力  $\sigma_{11}$  による損傷発生基準を用いた。



$$F_f^t = \left( \frac{\sigma_{11}}{\sigma_L^t} \right)^2 \geq 1 \quad (3.6)$$

後述する解析の結果、繊維引張損傷が発生する領域も存在したが、その領域は非常に小さかった。本研究では、この損傷はボルト接合部の損傷と強度を考える上であまり重要ではないと考えた。

マトリックスの損傷発生基準には、第1章1.4節で述べた Hou らの損傷発生基準[21]を用いた。以下の2つがその損傷発生基準である。

$$F_m^t = \left( \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{23}}{\tau_{TT}} \right)^2 \geq 1 \quad (3.7)$$

$$F_m^c = \frac{1}{4} \left( \frac{-\sigma_{22}}{\tau_{LT}} \right)^2 + \frac{\sigma_T^c \sigma_{22}}{4\tau_{LT}^2} - \frac{\sigma_{22}}{\sigma_T^c} + \left( \frac{\sigma_{12}}{\tau_{LT}} \right)^2 \geq 1 \quad (3.8)$$

式(3.7) は引張およびせん断によるマトリックスの損傷に対応し、式(3.7) の第1項がトランスバースクラック (マトリックスの引張によるクラック)、第2項がスプリッティング (マトリックスの面内せん断によるクラック)、第3項がシェアクラック (マトリックスの面外せん断によるクラック) の項である。式(3.8) はマトリックスの圧縮の損傷発生基準である。

3.2節で述べたように、本研究の有限要素解析は3つのステップからなる。このうち、解析ステップ1 (ボルト締め付け段階) では損傷解析は行わない。解析ステップ2 (キック損傷発生段階) ではキック損傷発生荷重を算出することが目的であるため、キック損傷以外の損傷は扱わない。繊維引張損傷は、積層板内のごく一部にしか生じないため荷重値にほとんど影響がなく、マトリックス損傷も初期の剛性低下に影響するのみで荷重値に影響せず、結果としてキック損傷以外の損傷はキック損傷発生荷重の算出に影響しないことが損傷進展シミュレーションにより確かめられた。このため解析ステップ2 (キック損傷発生段階) ではキック損傷のみを扱い、キック損傷発生基準式(3.1)-(3.3) を適用して解析を行う。

解析ステップ3 (キック損傷進展段階) では本節であげた損傷すべてをシミュレーションする。ただし、このステップではステップ2の解析結果を反映してキック損傷発生荷重のしきい値をはじめに設定するので、キック損傷発生基準には、通常繊維方向圧縮応力を用いた式(3.1) を適用し、式(3.2), (3.3) といった他の損傷発生基準は用いない。キック損傷発生基準に式(3.1) を適用し、繊維圧縮損傷、マトリックス損傷の損傷発生基準にそれぞれ式(3.6)-(3.8) を適用し、損傷進

展シミュレーションを行う。

各損傷発生基準に用いられる材料強度値には、Table 3.2 の値を用いた。

Table 3.2 CFRP (T700S/2500) の材料強度値

Tensile strength in fiber direction	$\sigma_L^t = 2550 \text{ MPa}$
Tensile strength in transverse direction	$\sigma_T^t = 69 \text{ MPa}$
Compressive strength in transverse direction	$\sigma_T^c = 200 \text{ MPa}$
Shear strength in fiber and transverse plane	$\tau_{LT} = 75 \text{ MPa}$
Shear strength in transverse and through-thickness plane	$\tau_{TT} = 100 \text{ MPa}$

### 3.3.2 損傷進展解析

損傷進展解析は第1章 1.4.2 節に述べた、Matzenmiller らによって提案された手法[22]を用いた。損傷による剛性低下を繊維方向、繊維に垂直な方向に分け、損傷発生基準を満たした要素について、損傷した方向の剛性を低下させた。用いた剛性マトリックスは次のものである。

$$C_{damaged} = \begin{bmatrix} d_f C_{11} & d_f d_m C_{12} & d_f C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & d_m C_{22} & d_m C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & d_f d_m C_{44} & 0 & 0 \\ & SYM & & & d_f C_{44} & 0 \\ & & & & & d_m C_{66} \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

式中の  $d_f$ ,  $d_m$  は損傷変数である。損傷変数は次の式で与えられる。

$$d_i = d_{aft} + (1 - d_{aft}) \frac{1 + e^{-2ab}}{1 - e^{-2ab}} \left( \frac{1}{1 + e^{-2a(b+F_i)}} + \frac{1}{1 + e^{-2a(b-F_i)}} - 1 \right) \quad (3.10)$$

$$i = f, m$$

$F_i$  は式(3.1-3.3, 3.6-3.8) の左辺の  $F_i$  であり、破壊指標である。すなわち、損傷発生したとして損傷発生基準が満たされると、式(3.1-3.3, 3.6-3.8) から  $F_i$  の値が 1 をこえて大きくなり、すると式(3.10) から損傷変数  $d_i$  の値が減少し、それにより式

(3.9) から剛性マトリックスの成分の値が減少し、剛性低下を生じる。なお式(3.10)は、関数  $\tanh$  を剛性低下を表わすのに適するよう修正したもので、本研究で考案した式である。 $a, b$  は剛性低下の急速さを表すパラメータであり、このパラメータの値を変えることで、剛性低下の急速さを解析に応じて選ぶことができる。 $d_{aft}$  は損傷後の残留剛性値である。この値は 0 としなかった。これには 2 つの理由がある。1つは計算上の問題で、残留剛性値を 0 とすると解析上剛性がなくなることにより変形への抵抗がまったくなくなる状態となり、計算中に解が得られなくなる。このため損傷後も残留剛性値を少し持たせる必要がある。2つ目の理由は、実際の材料でも、キック損傷などの損傷は、完全に損傷した後も少し剛性を持つという点である。残留剛性値  $d_{aft}$  は 0.1 とした。なお損傷前の健全な状態での  $d_i$  の値は 1 である。

実際に解析を行う上では、各損傷変数の値を状態変数として各増分ごとに保存した。損傷変数  $d_f, d_m$  それぞれに引張、圧縮それぞれの値を増分の度に更新していった。したがって状態変数には繊維引張と繊維圧縮（キック）、マトリックス引張・せん断とマトリックス圧縮の 4 つの変数が増分ごとに保存されている。積層板内の状態変数の分布の経過を見ることで、上記 4 種の各損傷の損傷領域がどのように拡大していくかを観察した。

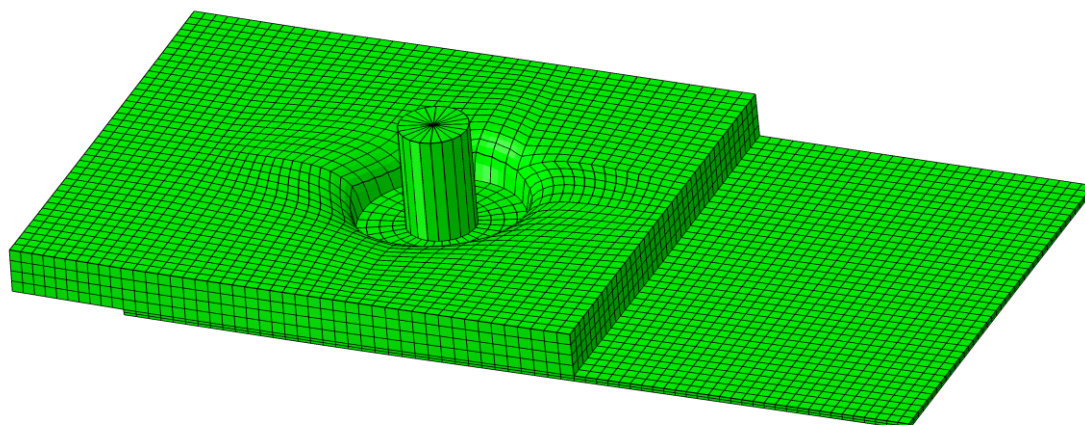
## 3.4 解析結果

### 3.4.1 解析ステップ 1 (ボルト締め付け段階) の結果

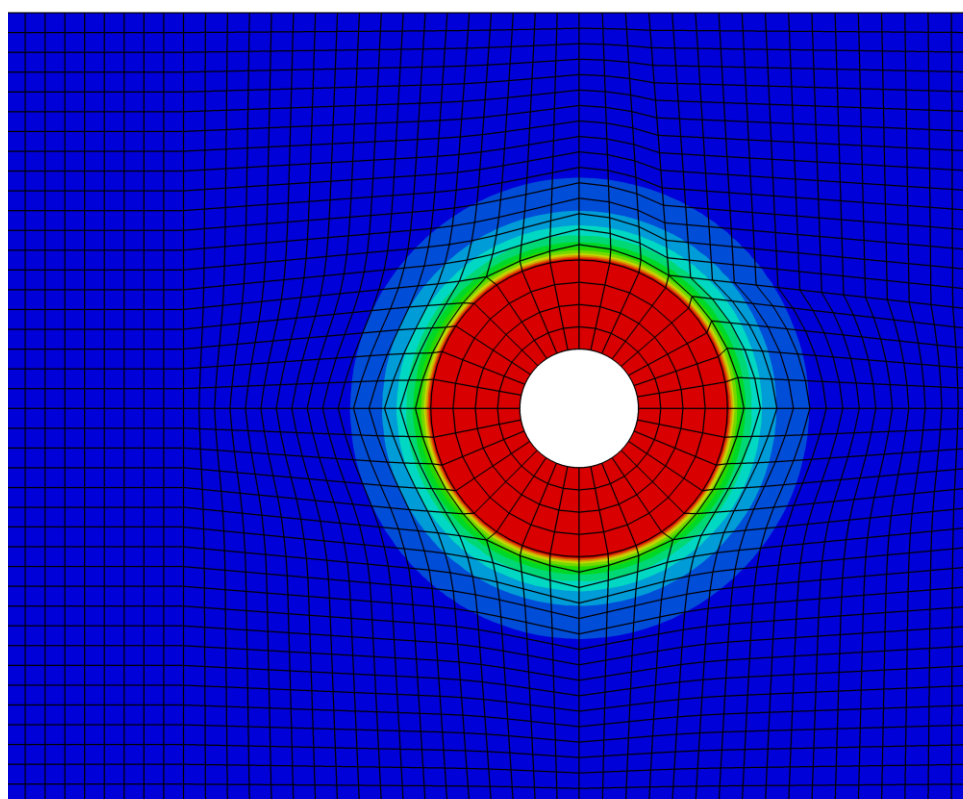
解析ステップ 1 の結果、ボルト締め付けによるワッシャー押し込みにより、2 枚の積層板は図 3.3(a) のように変形した。ここで図 3.3(a) は変形を強調するため、変形量を 20 倍にして表示している。図に表示したのはワッシャー接触面を 0.2 mm 変位させた場合の結果である。上の積層板上面の押し込まれた量の分布を図 3.3(b) に、下の積層板上面の押し込まれた量の分布を図 3.3(c) に示した。下の積層板上面の押し込まれた量は最大で 0.023 mm であった。この解析は線形の弾性解析であるため、ワッシャー押し込み量を変えても変位分布形状は変わらず、値のみが比例的に変わった。ステップ 1 の解析の結論としては、ボルト締め付け量 0.4mm (上下対称モデルのため) あたり、下の積層板の押し込まれる量は最大で 0.046mm である、といえる。

この解析ステップ 1 で得られた、下の積層板上面の押し込まれた量の分布を、次の解析ステップ 2 で図 3.2(b) のように変位境界条件として定義した。図 3.3(c) の変位分布図の断面をとり、変位分布をグラフにしたものが図 3.3(d) である。ここで変位分布は同心円状であるため、ボルト中心を通るどの断面をとっても同様の図が得られる。この変位分布は  $\tanh x$  の関数形に非常に近いため、 $r$  をボ

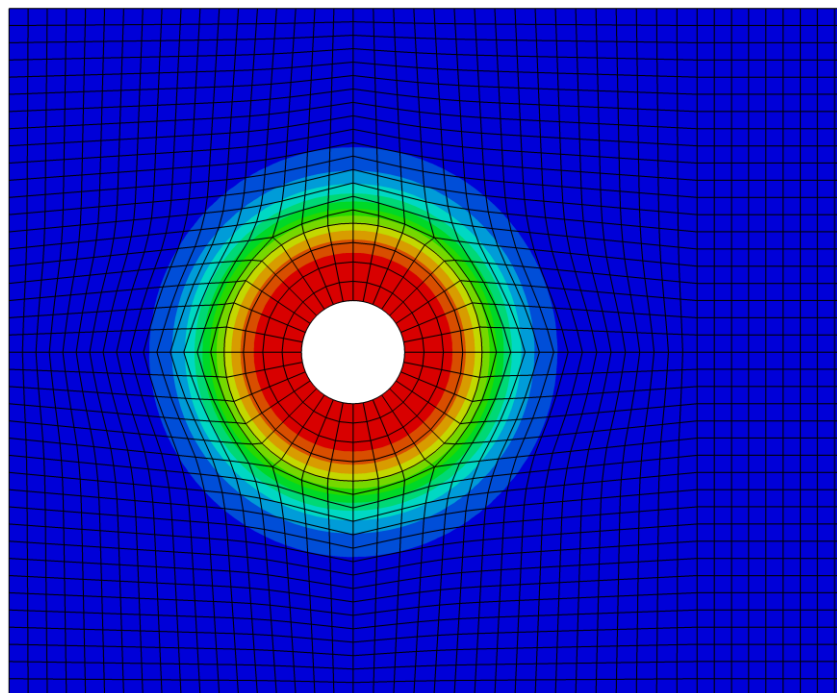
ルト中心からの半径として、変位分布を関数  $\tanh f(r)$  で近似し、この変位分布関数で解析ステップ2の境界条件を定義した。ABAQUS を利用する際に変位境界条件を関数で与えることができる。この変位分布関数  $\tanh f(r)$  の具体的な形は、 $1 - \tanh(a(r - r_0))$  である。



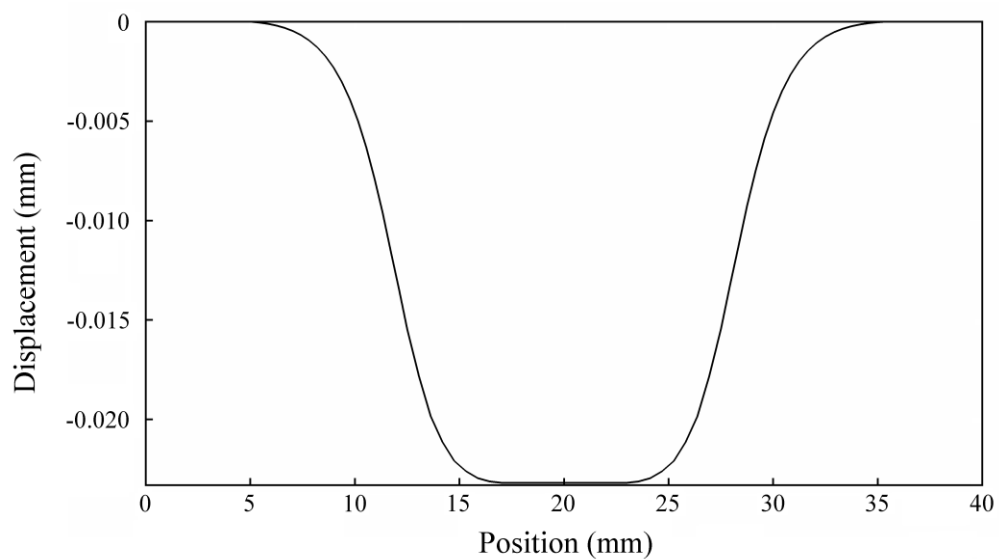
(a) ワッシャー押し込みによる変形図  
変形強調のため変形量を20倍にした。



(b) 上の積層板上面の押し込まれた量の分布  
赤の領域で0.2 mm (最大値)



(c) 下の積層板上面の押し込まれた量の分布  
赤の領域で 0.023 mm (最大値)  
(この変位分布を次の解析ステップで境界条件として定義)



(d) 下の積層板上面の変位分布 ((c)の断面図)  
図 3.3 ボルト締め付けによる積層板への押し込み効果

### 3.4.2 解析ステップ2(キンク損傷発生段階)の結果

解析ステップ2(キンク損傷発生段階)の結果、図3.4のグラフのように、ボルト締め付けによる押し込み量とキンク損傷発生荷重の関係が得られた。なお損傷発生基準(3.2)は $\alpha=10$ のときの結果である。解析の結果、新しい損傷発生基準(3.3)が実験と最もよくあうことがわかった。式(3.3)は式の分母が厚み方向応力の1次関数であり、ボルト締め付けによる押し込み量とキンク損傷発生荷重の関係を押し込み量の1次関数で近似した、ということになる。また式(3.3)はボルト締め付けによって損傷発生が抑制されるという意味で、キンク損傷発生の微視的メカニズムを考慮した形とも考えられる。解析ステップ2の結果、押し込み量とキンク損傷発生荷重の関係が再現され、適切な損傷発生基準を用いることで、図3.4のように実験結果に適合する解析結果を得られることが明らかになった。この関係から、各ボルト締め付け量に対するキンク損傷発生荷重が得られる。このキンク損傷発生段階解析モデルは、キンク損傷発生を予測可能なモデル、と考えることができる。

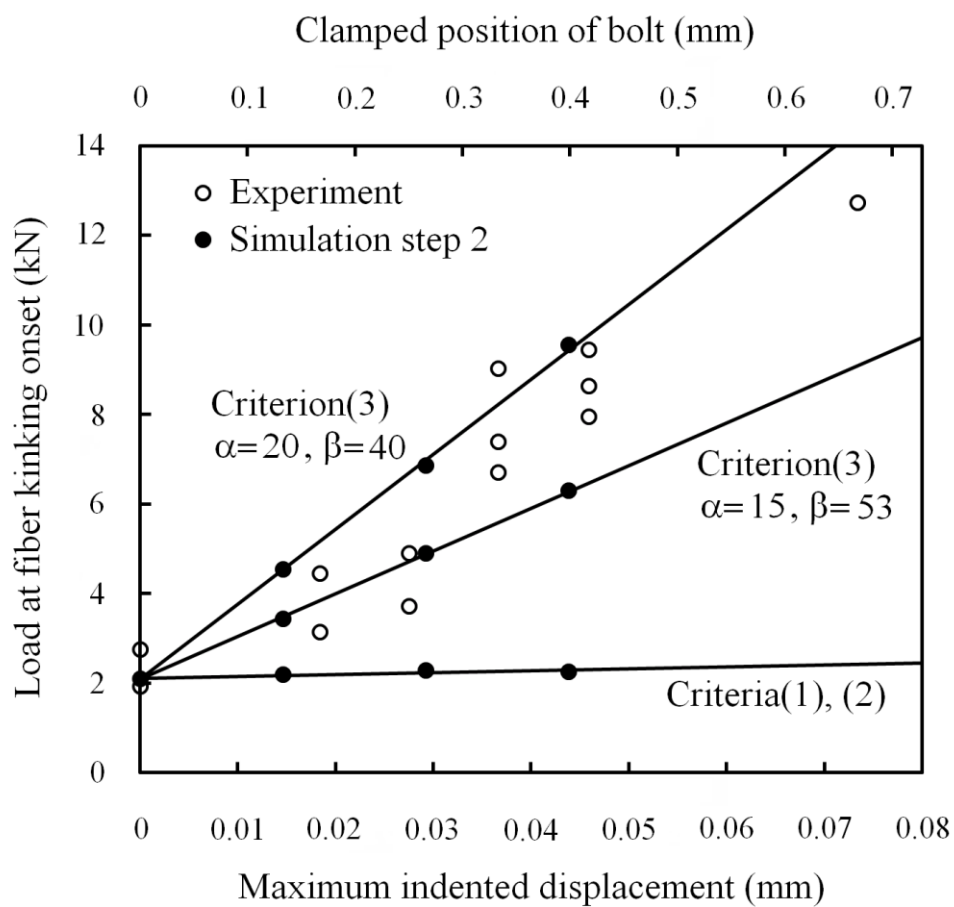


図 3.4 キック損傷発生へのボルト締め付け効果  
(実験結果と解析結果の比較)



### 3.4.3 解析ステップ3(キック損傷進展段階)の結果

解析ステップ2(キック損傷発生段階)に続き、各キック損傷発生荷重に対して、損傷進展シミュレーションを行った。これが解析ステップ3(キック損傷進展段階)であった。図3.5は、損傷進展シミュレーションでの荷重変位曲線を実験結果と重ねたものである。なおシミュレーションにおいては、変位は図3.2(c)左端の固定端を基準としたときのボルトの変位であったが、図3.5では実験結果との比較のため変位の換算を行い、図3.5の変位は実験で測定された変位を基準としている。図3.5において、シミュレーション結果は実験結果とおおむねよく一致している。なお、2.4.3節で述べたように、図3.5の実験結果における小さな荷重低下の繰り返しは個々のキック損傷発生の繰り返しによるものである。

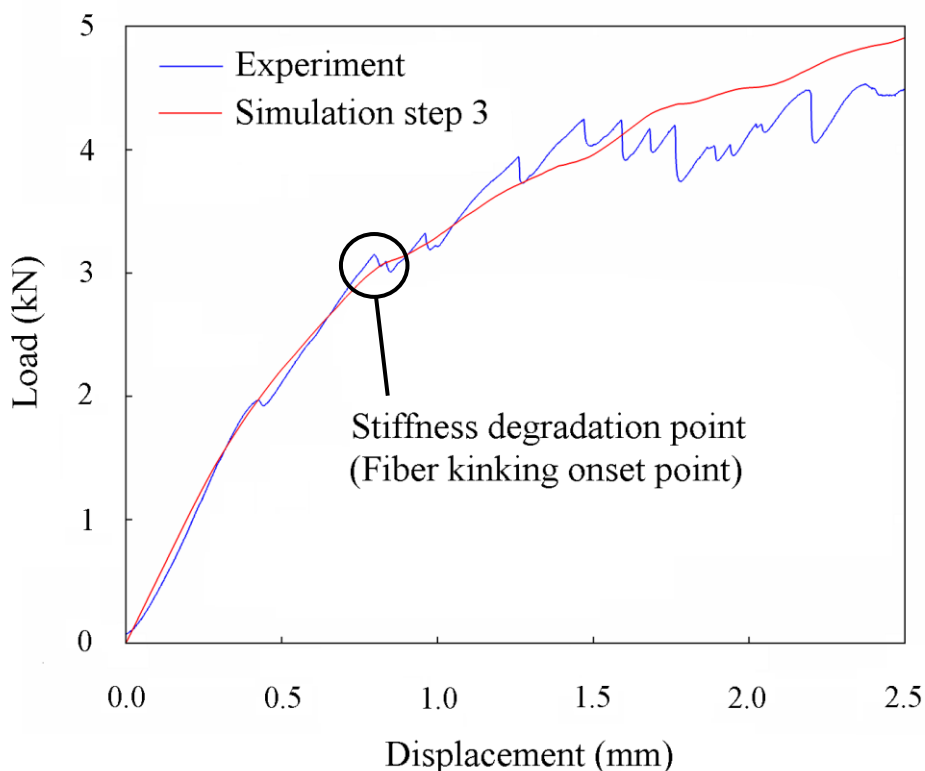
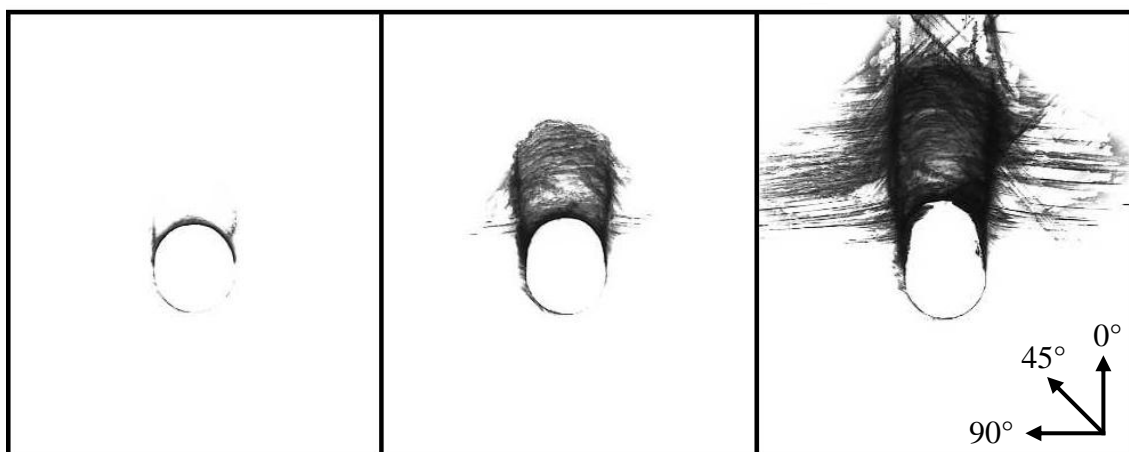
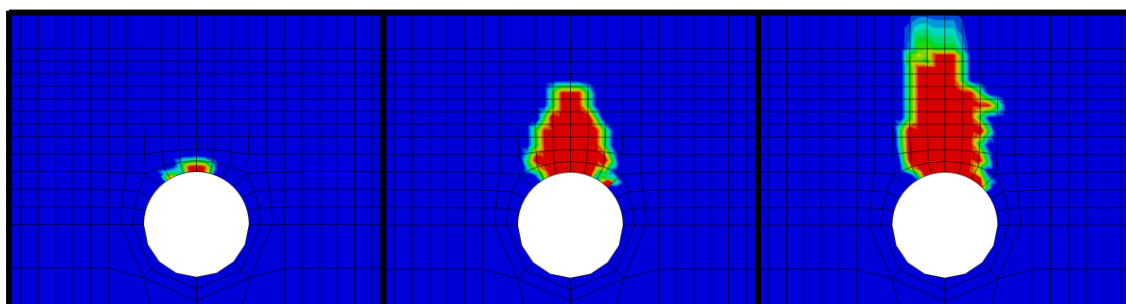


図 3.5 損傷進展シミュレーションでの荷重変位曲線  
(実験結果との比較)



(a) 損傷部の軟 X 線写真 (実験結果)



(b) 解析結果の 0°層内のキック損傷領域

図 3.6 損傷進展過程の損傷領域

図 3.6(a) および (b) は損傷進展過程の損傷領域である。特に図 3.6(b) は解析結果の 0°層内のキック損傷領域である。この図に表示したのは損傷変数  $d$  の値で、損傷前の健全な状態を青色、損傷過程を緑色や黄色、損傷後の状態を赤色で表示している。損傷領域も解析結果は実験結果と概ね一致している。図 3.5 の剛性低下点でキック損傷が発生し (図 3.6(b) のはじめの状態)、荷重がゆるやかに増加する間、図 3.6(b) のようにキック損傷が進展していくことが確認された。このように、この損傷進展シミュレーションによってボルト接合部のキック損傷の挙動が再現され、荷重変位曲線における荷重の変化を検証可能であることが明らかになった。

### 3.6 結言

本章では、強度と最も深く関係するキンク損傷の発生・進展過程を再現するボルト接合部解析モデルを提案した。強度がボルト締め付けによって大きく変化する現象を考慮し、損傷モデルを含め解析モデルを3次元モデルとするとともに新たなキンク損傷発生基準を導入することで、強度変化をキンク損傷発生と関連づけた。この損傷発生基準は、通常の圧縮応力による損傷発生基準でのしきい値を厚み方向応力の1次関数にしたものである。

解析には有限要素コード ABAQUS を用い、ユーザサブルーチン UMAT を作成して損傷解析を行った。有限要素解析をボルト締め付け段階、キンク損傷発生段階、キンク損傷進展段階とステップに分け、ボルト接合部の新たな解析手法として提案した。得られた結論を以下に示す。

- キンク損傷発生段階の解析の結果、適用した3つのキンク損傷発生基準のうち、上記の新しい損傷発生基準が実験結果と最もよくあうことが分かった。この損傷発生基準は上記のようにしきい値が厚み方向応力の1次関数であり、ボルト締め付けによる押し込み量とキンク損傷発生荷重の関係を押し込み量の1次関数で近似した、と考えることができた。またこの損傷発生基準は、ボルト締め付けによってキンク損傷発生が抑制されるという意味で、キンク損傷発生の微視的メカニズムを考慮した形とも考えることができた。このキンク損傷発生段階の解析の結果、適切な損傷発生基準を用いることで、押し込み量とキンク損傷発生荷重の関係が再現され、その関係から、各ボルト締め付け量に対するキンク損傷発生荷重が得られる、すなわち面圧破壊強度値が評価される、ということが明らかとなった。そしてこの解析モデルをキンク損傷発生を予測可能なモデル、とした。
- 損傷進展シミュレーションの結果得られた荷重変位曲線と0°層のキンク損傷領域は、試験結果の荷重変位曲線および損傷観察結果と概ね一致した。このことからこの損傷進展シミュレーションはボルト接合部のキンク損傷の挙動を再現し、荷重の変化を検証可能であることが分かった。
- 本章で示した解析手法により、締め付けに応じて変化する強度を評価することが可能となった。同時に、締め付けによる強度変化のメカニズムも検証された。

## 第4章 積層板内部のひずみ解析

### 4.1 緒言

第1章で述べたように、Nakamuraら[3]により光ファイバセンサによるボルト接合部の積層板内部のひずみ分布計測が行われ、その結果にもとづきボルト接合部の損傷検知手法、ヘルスマモニタリング手法が提案された。この研究報告では実際の工業製品への実用化が技術的に可能な結果が得られており、今後実用化に向けた課題を解決するため、さらなる研究・開発が必要である。この技術をより確かなものとするために、積層板内部のひずみ分布を解析により推測し、ひずみ分布変化のメカニズムを理解し、ひずみ分布変化と損傷との関係を知ることが有効であると考えられる。ただしそのためには、積層板内部のひずみ分布を精度よく推測することが必要である。しかし、ボルト接合部の積層板内部のひずみ分布を精度よく推測できる解析モデルは、過去の研究では報告されていない。

そこで本章では、第3章で提案したボルト接合部解析モデルを修正することで、損傷進展過程での積層板内部のひずみ解析を行った。そして、得られたひずみ分布情報をNakamuraらの報告[3]での結果と比較し、検証を行った。本章のモデルでは、ボルト負荷方向に対して繊維が垂直な層、90°層に、マトリックスの塑性を考慮して塑性解析を行い、損傷進展後の塑性ひずみ分布を調べた。そしてこの塑性ひずみが除荷後残留ひずみとして残ると考え、試験でのひずみ分布計測結果との比較対象とした。報告[3]では、損傷領域がひずみ計測位置に達すると、残留ひずみ分布が大きく変化し、光ファイバセンサにより確実に損傷検知できることが示されているが、本章ではこの現象を解析によって検証することを試みた。

### 4.2 ひずみ解析モデル

積層板内部のひずみ解析を行うため、まず第3章で提案したボルト接合部解析モデルの修正を行った。第3章で提案した解析モデルでは、ボルト負荷により積層板に弾性ひずみが発生するが、これは負荷中のひずみである。本章では、解析の結果得られたひずみ情報をNakamuraらの報告[3]でのひずみ計測結果と比較し、検証を行うことを目的としているが、Nakamuraらのひずみ計測試験では残留ひずみを計測している。すなわち試験では引張試験によるボルト接合部試験片への負荷、損傷後、試験片を引張試験機から取り外し、その後ひずみを

計測していて、これは残留ひずみである。この残留ひずみは負荷中に発生しているひずみとは異なる可能性がある。したがってこの試験にあわせ、残留ひずみに対応するひずみ情報をえる必要がある。

第3章の解析モデルを直接用いた解析を行ったところ、残留ひずみ情報はほとんど得られないことが分かった。この解析では、第3章のモデルを用いボルト負荷により積層板に損傷を生じさせ、その後解析上で除荷し、解析結果の残留ひずみを確認した。負荷・除荷ともボルト変位制御で行った。解析の結果、完全に除荷した後のひずみは積層板内部全域でほぼ0であった。すなわちこの解析では残留ひずみはほぼまったく残らない。このことは実際の現象とも明らかに異なっているといえる。実際の現象では、損傷後の積層板を目視で観察しても明らかのように、損傷後、損傷部に大きなひずみが残留する。このことから、第3章の解析モデルは、除荷後の残留ひずみ分布を再現することができないといえる。この原因の一つには、第3章のモデル中のひずみは弾性ひずみのみであり、弾性ひずみは除荷すると消えてしまうため、と考えられる。第3章のモデルでも増分解析を行っているため、それにより非線形変形の効果が現れるが、本研究のボルト接合部解析ではボルトの動きが直線的であるため、積層板中の各点の運動も直線に近く、変形は直線的に近いと、除荷すると全体がもとの形に戻り、ひずみは消える、と考えられる。

したがって除荷後の残留ひずみを扱うためには、負荷中に生じたひずみが消えないための何らかの効果を反映させる必要がある。この効果として、実際の現象に存在する効果として、代表的なものに2つが考えられる。1つは、複合材料の損傷部その部分自体が損傷後変形が残留し、もとの形には戻らない、という効果。もう1つは、マトリックスの樹脂が塑性の性質を持っていて、大きく変形すると樹脂に塑性変形が残る、という効果である。1つ目の効果は、重要な効果であるが、従来の複合材料の損傷解析手法、特に式(3.9)のような構成則を用いた場合、この効果を完全にカバーし切れない。第3章で述べたように解析モデルを、損傷後もその要素が若干の剛性を持つとすると、その残留剛性によって、先に述べたように損傷しても除荷するともとの形に戻ってしまう。例としてキック損傷も、繊維方向圧縮によりキック損傷が形成されれば、その後圧縮力を除荷しても繊維がもとに戻ることはないが、解析では除荷するとキック損傷がもとの形に戻るという結果が出てしまう。1つ目の効果、損傷後損傷部に永久変形が残るといって効果を反映するには、解析手法を見直す必要がある。本論文ではこの点は今後の課題とする。

上に述べたもう1つの効果、樹脂の塑性変形の効果を反映させることは、塑性解析を行うことにより可能である。マトリックスの樹脂が塑性の性質を持ち、炭素繊維が弾性であるため、CFRPは繊維方向はほぼ弾性で、繊維と垂直な方向

は塑性変形する。そこで本章では、CFRPの繊維と垂直な面内方向の塑性を反映した解析を行う。

本章で扱う解析は、Nakamuraらのボルト負荷試験にあわせるため、図4.1の有限要素モデルを用い、図4.2の境界条件でボルト負荷を与える。

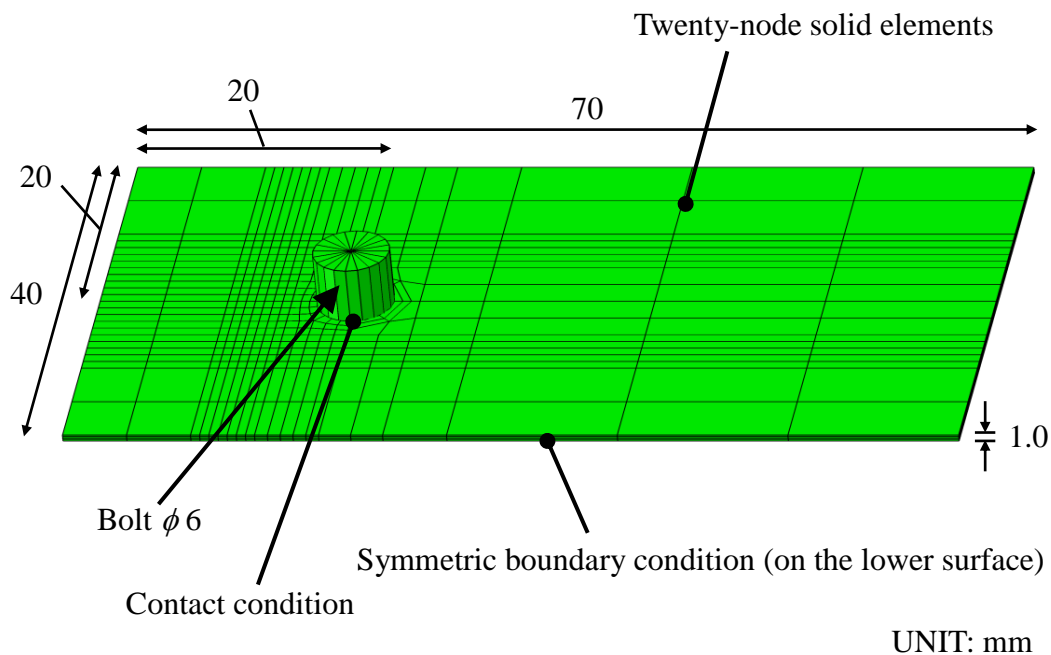


図4.1 ボルト接合部の有限要素モデル  
積層構成は [45<sub>2</sub>/-45<sub>2</sub>/0<sub>2</sub>/90<sub>2</sub>]，厚み方向は1層1要素

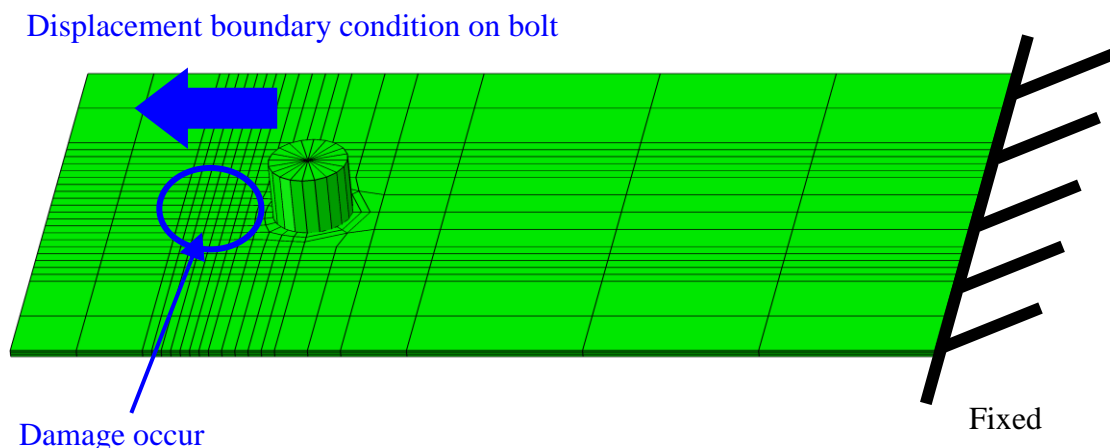


図 4.2 解析での境界条件

ここで図 4.1 のモデルは試験片形状・サイズが Nakamura らの報告[3]の試験時と異なっているが、図 4.1 のモデルは第 2 章 2.2 節で述べたように面圧破壊モードが生じる寸法となっており、試験時と同じ損傷が生じ、また損傷部から遠方の部分は損傷とは関係がないため、損傷部の現象を解析と試験で比較する上で問題は生じないと考えられる。モデルサイズを図 4.1 のように小さくし、損傷部から遠方部分はモデル化を省くことで、計算資源を損傷部の計算に集中することができる。

図 4.1 のモデルは第 3 章の有限要素モデルとほぼ同じであるが、積層構成を Nakamura らの試験にあわせ、 $[45_2/-45_2/0_2/90_2]$  の 8 層（下面に対称境界条件を定義しているため全体で 16 層）擬似等方積層としている。図 4.2 の境界条件も第 3 章の解析ステップ 3 の損傷進展シミュレーションと同じである。

図 4.2 から明らかなように、ボルト左側近傍の損傷領域の現象が重要であり、樹脂の塑性を考慮する上でもこの点を考慮する必要がある。この領域では、ボルトからの面圧に対し、 $0^\circ$ 層は繊維方向の性質が強く現れ、 $90^\circ$ 層は繊維に垂直な方向の性質が強く現れる。 $\pm 45^\circ$ 層はどちらかという繊維方向の性質が強く現れる。先に述べたように CFRP は繊維方向はほぼ弾性であり、損傷現象が重要である。このことから繊維方向の性質が強く現れる  $0^\circ$ 層や  $\pm 45^\circ$ 層は損傷現象が重要であり、塑性の性質はあまり現れないと考えられる。したがって本解析では、 $0^\circ$ 層や  $\pm 45^\circ$ 層には損傷解析を行う。現状の解析では、同一の要素に損傷解析と塑性解析を行うことは困難であるため、これらの層の要素には塑性解析は行わない。

一方 CFRP において繊維と垂直方向は塑性現象が重要である。さらに CFRP

中の損傷は繊維方向に沿って進展していく傾向があり、繊維と垂直方向にはあまり進展しない。したがって図 4.2 のボルト左側近傍の領域では、90°層には損傷はあまり生じない。実際に第 3 章の解析モデルで解析を行った結果、この領域ではボルトの面圧によるマトリックスの圧縮損傷は生じるが、繊維はほとんど損傷しない。そしてマトリックスの圧縮損傷現象を再現しなくとも、0°層のキック損傷発生・進展の再現にはほとんど影響がない。キック損傷への影響が小さいため、ボルト接合部全体の損傷現象への影響も大きくはない。このことから、本章の解析では、90°層のマトリックスの圧縮損傷を再現しなくともよいと考えられる。また 90°層の、ボルト左側近傍領域の外側、ボルトから 90°層繊維方向には損傷が進展していくが、この損傷は他層の損傷にくらべて小さく、やはりボルト接合部全体の損傷現象への影響は小さいといえる。以上のことから、90°層の損傷を再現しなくともボルト接合部全体の損傷現象は再現できると考えられる。90°層のボルト左側近傍領域では、繊維に垂直な方向の性質が強く現れ、塑性現象が重要である。このため 90°層には損傷解析は行わず、より重要な塑性を考慮し、塑性解析を行う。

以上をまとめると、本章の解析では 0°層と  $\pm 45^\circ$ 層には損傷解析を行い、塑性解析は行わない。90°層には損傷解析を行わず、塑性解析を行う。0°層と  $\pm 45^\circ$ 層に損傷解析を行うことで、ボルト接合部全体の損傷現象を再現し、90°層に塑性解析を行うことで、除荷後に残留するようなひずみを生じさせる。先に述べたように、本解析では損傷後損傷部に永久変形が残るという効果を反映していないため、実際の物理現象を忠実に再現できていないと考えられるが、樹脂の塑性変形の効果を反映させることで塑性ひずみを生じさせ、残留ひずみに関して検証を行い、残留ひずみと損傷に関しての何らかの理解が得られる可能性がある。このような考えの下、本章ではひずみ解析を行った。

本章のひずみ解析は、以上に述べたように、図 4.1, 4.2 の有限要素モデルに 0°層と  $\pm 45^\circ$ 層に損傷解析を、90°層に塑性解析を行い、損傷進展後の積層板内部の塑性ひずみ分布を検証したものである。Nakamura らの残留ひずみ分布計測結果と比較・検証するため、塑性ひずみが除荷後残留ひずみとして残ると考え、解析結果の塑性ひずみ分布と計測結果の残留ひずみ分布とをくらべることにした。

損傷解析は第 3 章の解析ステップ 3 の損傷進展シミュレーションに従って行った。解析ステップ 3 に従い、キック損傷発生基準には式(3.1)を適用した。その他、繊維引張損傷、マトリックス損傷も解析上で再現した。その他の基本的な解析手法も解析ステップ 3 と同じとした。

塑性解析には異方性の塑性解析を適用した。塑性解析に用いた降伏応力の値を Table 4.1 に示す。その他の材料定数には、第 3 章の Table 3.1, 3.2 に示した値



を用いた。

Table 4.1 異方性塑性の降伏応力値

Yield stress in fiber direction	2550 MPa
in transverse direction	100 MPa
in through-thickness direction	100 MPa
in fiber and transverse plane	100 MPa
in fiber and through-thickness plane	100 MPa
in transverse and through-thickness plane	100 MPa

### 4.3 解析結果

#### 4.3.1 キンク損傷領域と塑性変形領域

ひずみ分布を調べる前に、まずひずみ観察時のキンク損傷領域と塑性変形領域を観察した。図 4.3 はボルト変位 1.77 mm 時の解析結果のキンク損傷領域である。0°層内のものである。本章では、ボルト穴から 2 mm の位置、5 mm の位置の 2 つの直線上のひずみ分布を観察した。このひずみ観察結果は次節に示す。図 4.3 を見ると、キンク損傷はボルト穴から約 4 mm の位置まで進展している。ボルト穴から 2 mm の位置のひずみを観察した直線の一部はキンク損傷領域内部に入っている。ボルト穴から 5 mm の位置のひずみを観察した直線はキンク損傷領域に入っていない。このキンク損傷領域の内側か外側かの違いに注意して次節ではひずみ分布観察を行う。また図 4.3 のキンク損傷領域は、図 3.6(b) のキンク損傷領域とくらべ、幅がやや狭い。90°層に塑性を考慮するとともにマトリックス損傷を考慮しなかったことで、0°層のキンク損傷領域が少し狭まる、という結果となった。

一方、図 4.4 は同じボルト変位 1.77 mm 時の解析結果の相当塑性ひずみの分布である。90°層内のものである。青色はひずみがほぼ 0 の領域、赤色は 0.1 以上の領域である。この図は塑性変形領域の分布と考えられる。塑性変形領域はキンク損傷よりもだいぶ幅が広い。相当塑性ひずみの大きい図 4.4 の赤色の部分はボルト穴前方に円形状に現れ、ボルト穴から 2 mm の直線を少しこえたところまで広がっている。さらに、図の緑色の領域はボルト負荷方向に 2 本の直線となつてのびている。図 2.11 に示したように実験結果から損傷進展過程でボルト

穴両端からボルト負荷方向に 2 本のスプリットリングがのびることが明らかになっているが、図 4.4 の緑色の領域はこのスプリットリングに沿うようにのびている。これは、90°層の隣の 0°層にこのスプリットリングが入り、スプリットリングの内側はキック損傷領域でボルトによって押されて図の上向きに変形し、スプリットリングの外側はほぼ健全状態であり変形しないため、スプリットリング上に変形量の大きなずれが生じ（このずれによってスプリットリングが生じると考えられる）、このため 90°層もスプリットリング上で大きな塑性変形が生じる、と考えられる。

図 4.4 から、ボルト穴から 2 mm の位置のひずみを観察した直線では、図の赤色にかかっているところが最も塑性変形が大きい。この直線上で相当塑性ひずみ分布のグラフを描けば、中央にピークを持つグラフとなると考えられる。一方ボルト穴から 5 mm の位置のひずみを観察した直線では、図の 2 ヶ所の緑色の位置が塑性変形が大きい。この直線上で相当塑性ひずみ分布のグラフを描けば、2 つのピークが現れたグラフとなり、そのピーク間隔はボルトの直径 6 mm におよそ等しいと考えられる。

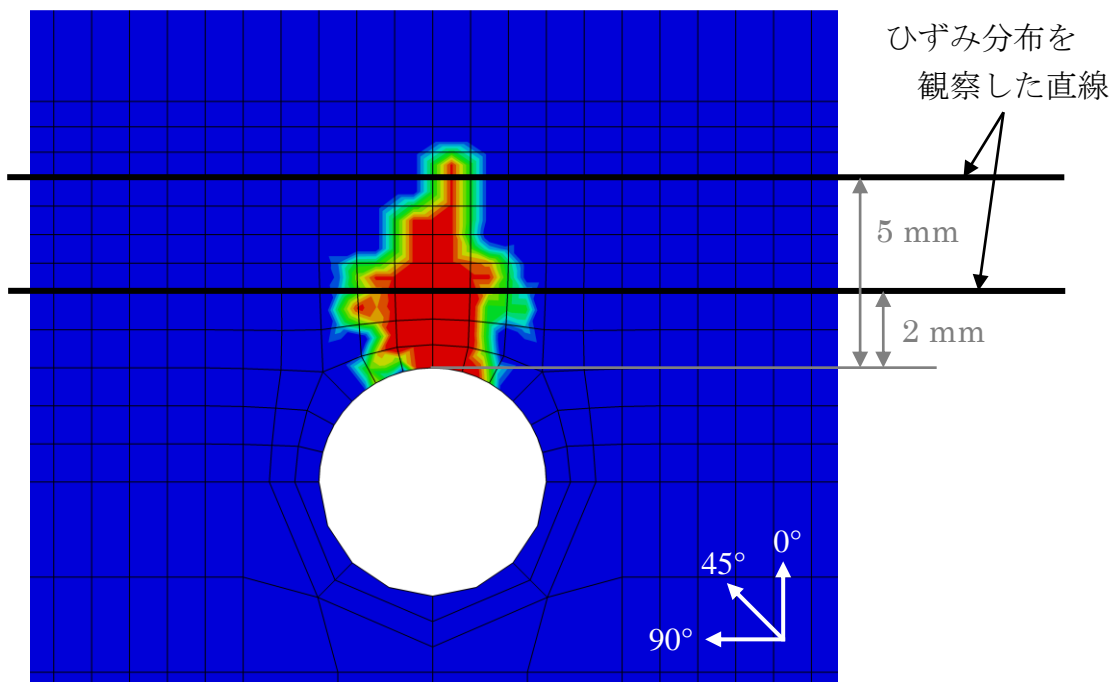


図 4.3 ひずみ観察時の 0°層のキック損傷領域  
(ボルト変位 1.77 mm 時)

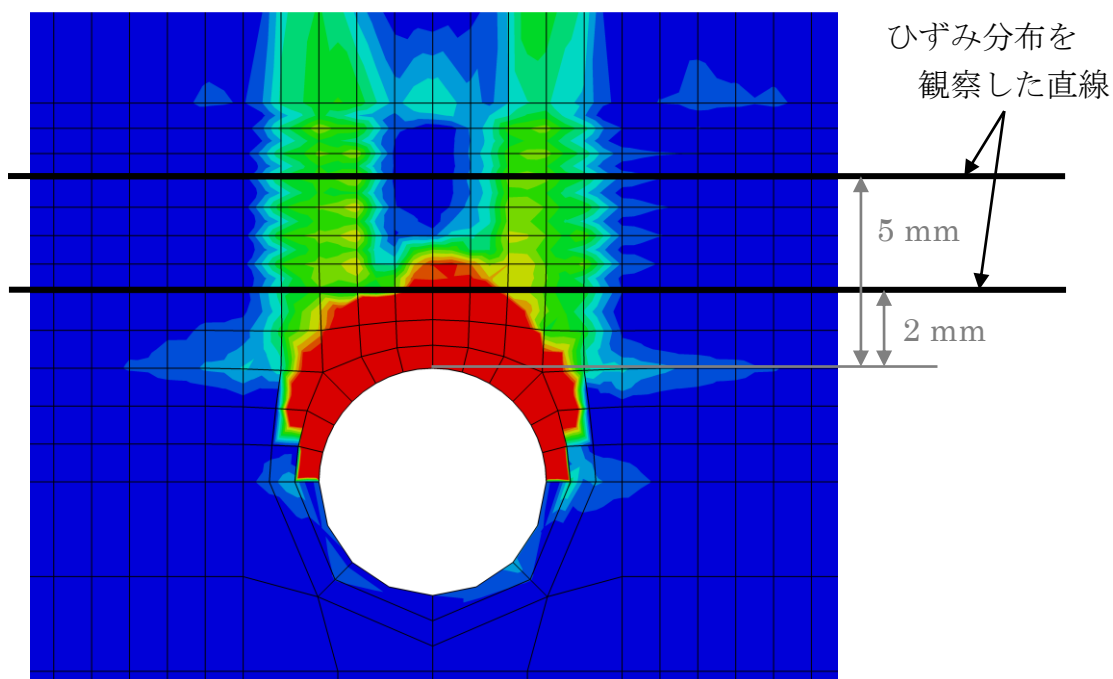


図 4.4 ひずみ観察時の 90°層の相当塑性ひずみ分布  
(ボルト変位 1.77 mm 時、赤色は 0.1 以上、青色はほぼ 0)

### 4.3.2 積層板内部の繊維方向ひずみ分布

図4.5は解析結果の90°層内の繊維方向塑性ひずみ分布である。前節と同じボルト変位1.77 mm時のものである。圧縮ひずみがかかっている領域を黒色とし、引張ひずみ0に近い領域を青色、引張ひずみ500  $\mu\epsilon$ 以上の領域を赤色とした。全体として圧縮とくらべ引張ひずみの領域が広い。これは、90°層はボルト近傍では繊維と垂直方向に圧縮がかかるため、繊維方向は引張がかかるためと考えられる。図4.5のひずみ分布は、図4.4の相当塑性ひずみ分布とおおよそ同じ分布となっている。赤色の高ひずみ領域はボルト穴から2 mmの位置の直線まで広がっている。図4.4の2本の直線となった緑色の領域とくらべ、ボルト両端からのスプリッティング上のひずみが相対的にやや小さい。特に左右で差があり、右側の直線の方がひずみが高い。図4.5からひずみ観察の直線上では、ボルト穴から2 mmの方は引張ひずみのピークが1つ、圧縮ひずみのピークが1つ、ボルト穴から5 mmの方は引張ひずみのピークが2つあることが分かる。

図4.6は図4.5に示した2本の直線上のひずみ分布をグラフに描いたものである。赤色がボルト穴から2 mmの位置のもの、青色がボルト穴から5 mmの位置のものである。ボルト穴に近い方は引張ひずみのピークが1つ、圧縮ひずみのピークが1つ、ボルト穴から遠い方は引張ひずみのピークが2つあることが分かる。ボルト穴に近い方の引張ひずみのピークは局所的に800  $\mu\epsilon$ 程度まで達している。ボルト穴から遠い方のピークは200  $\mu\epsilon$ 程度である。赤と青2つのグラフは、赤色が中央部で激しく変化している部分を除きおおよそ重なっている。赤色のグラフが中央部で激しく変化している部分は、図4.6を図4.3と比較すると、キック損傷領域内の部分とほぼ重なっていることがわかる。このことから、キック損傷領域内に入るとひずみは激しく変化し、局所的な最高値は高い値を示し、キック損傷領域の外側ではひずみはゆるやかに変化し、ボルト穴からの距離によって分布はあまり変わらず、0°層のスプリッティングの位置に2つのピークを持つ、と結論づけられる。キック損傷領域内では、損傷により要素が大きく剛性低下していて、変形しやすくなり、そのためひずみが急激に変化していると考えられる。このことから、センサによるひずみ計測においても、キック損傷領域がひずみ計測位置に達するとその領域内で大きなひずみ変化が計測され、この原理を用いたのが報告[3]であると考えられる。

なお、図4.3のキック損傷領域は図2.11の損傷領域の写真とくらべ、幅がだいぶ狭い。このことから、図4.6も、実際にはキック損傷領域がもっと広いため、赤色のひずみが激しく変化する部分ももっと幅が広く、局所的な最高値ももっと高い値となっていることが予想される。

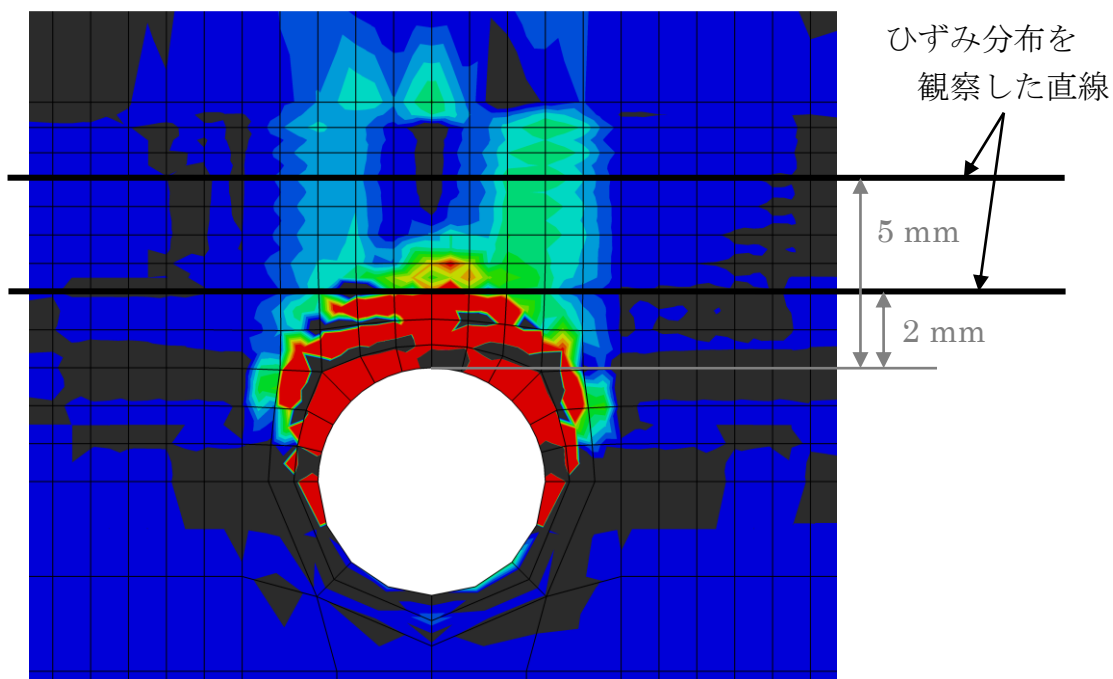


図 4.5 90°層の繊維方向塑性ひずみ分布  
 (ボルト変位 1.77 mm 時)  
 (赤色は引張 500  $\mu\epsilon$  以上、青色はほぼ 0、黒色は圧縮)

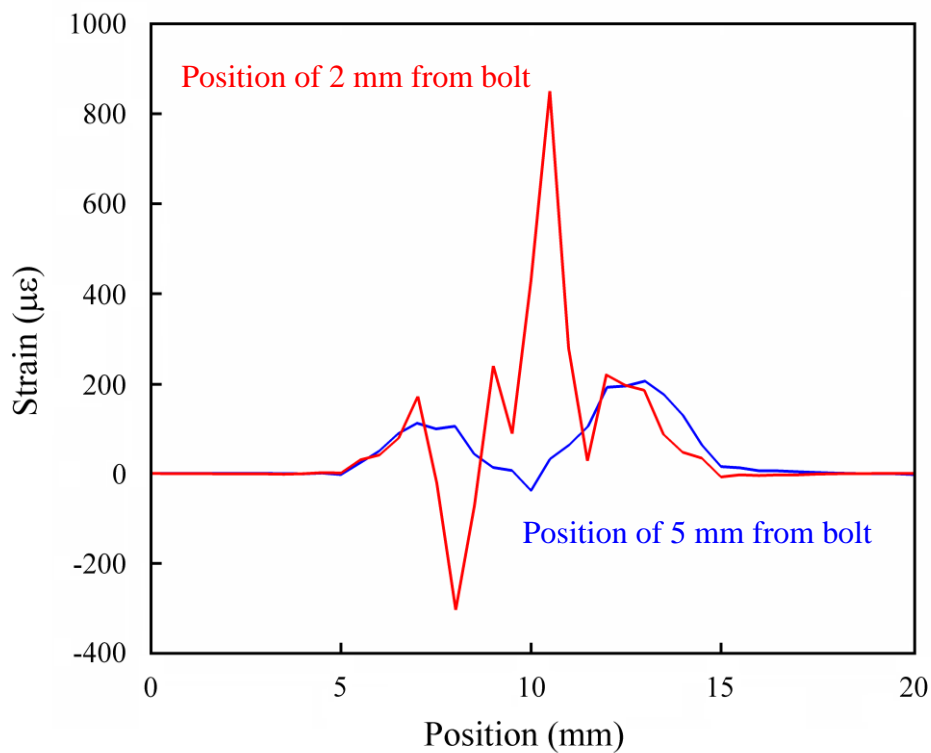


図 4.6 解析結果の 90°層の繊維方向塑性ひずみ分布

#### 4.4 Nakamura らの試験結果との比較

Nakamura らの報告[3]では、積層板内部に光ファイバを埋め込み、ひずみ計測を行っている。90°層にはボルト穴から 2 mm の位置および 5 mm の位置に光ファイバを埋め込み、ひずみ分布を計測している。一方、本研究でも 90°層内のボルト穴から 2 mm の位置および 5 mm の位置の直線上のひずみ分布を解析により調べてきた。報告[3]で計測されたのは光ファイバ軸方向ひずみであり、本研究で調べたのは 90°層繊維方向ひずみで、両者の方向は一致する。また報告[3]で計測されたのは引張試験負荷・除荷後の残留ひずみであり、本研究で調べたのは負荷中の塑性ひずみであるが、両者の値はほぼ一致すると考えられる。引張試験除荷の際には大きな負荷はかからないため塑性ひずみはあまり変化せず、一方除荷によって弾性ひずみはほぼ 0 になると考えられ、このため負荷中の塑性ひずみは除荷後の残留ひずみにほぼ一致すると考えられる。そこで本節では、報告[3]の残留ひずみ計測結果と塑性ひずみ解析結果との比較・検証を行う。

報告[3]では、試験片 B1、B2 および損傷進展方向を 90°変えた C1、C2 の 4 つの試験片に関する試験結果が示されている。このうち試験片 B1、B2 は損傷が小さいとき、大きいときの 2 度の結果が示されている。ひずみ計測結果とともに引張試験での荷重変位曲線、軟 X 線写真も示されていて、ここからひずみ計測時の損傷進展度合いがわかる。本節では、損傷進展度合いが一致する結果を選び、比較対象とする。

本論文の 4.3 節では、ひずみ分布とともに、キック損傷領域も示した。図 4.3 からキック損傷はボルト穴から約 4 mm の位置まで進展していた。これに対応するものとして、報告[3]の試験片 B2 の 1 回目の計測がある。この計測時の軟 X 線写真では損傷がボルト穴から約 4 mm の位置まで進展している。またこの際の引張試験における最大荷重は 12.4 kN と記録されている。一方、本論文の 4.3 節で示した解析では、最大荷重は 11.3 kN であった。両者の最大荷重と損傷進展度合いがほぼ一致しているため、報告[3]の試験片 B2 の 1 回目のひずみ計測結果を、ひずみ解析と比較することとする。

まず、報告[3]で示されている試験片 B2 の 1 回目のひずみ計測結果をここに引用する。試験片 B2 にも上述のように 90°層にはボルト穴から 2 mm の位置および 5 mm の位置に光ファイバが埋め込まれている。ボルト穴から 2 mm の位置のひずみ計測の結果、ピークが 1 つの高ひずみ領域が現れており、最大値は 800  $\mu\epsilon$  程度、高ひずみ領域の幅は 25 mm 程度、ピークがやや左によっている。ボルト穴から 5 mm の位置のひずみ計測結果は、ピークが 1 つの山の形で、最大値は 100  $\mu\epsilon$  程度、幅は 10 mm 程度、ピークが右によっている。

この結果との比較も行いながら、再度、解析結果をみしてみる。解析結果とし

て、図 4.7 は図 4.6 にスムージングを行った結果である。報告[3]では光ファイバ計測でのサンプリング間隔を 5 mm としているため、ひずみ分布のグラフを描くもととなるデータは 5 mm 間隔である。そこで、解析結果の方も 5 mm 幅のスムージングを行った。図 4.7 は図 4.6 と同じように、赤色がボルト穴から 2 mm の位置の直線上のひずみ分布、青色がボルト穴から 5 mm の位置の直線上のひずみ分布である。スムージングを行うことで、図 4.6 の激しい変化は平滑化され、幅の広いピークが現れた。そして 2 mm の位置の方、5 mm の位置の方ともピークは 1 つになった。またスムージングによって圧縮ひずみはほぼ消え、引張ひずみのみになっている。このグラフの形状は報告[3]の計測結果とほぼ一致している。

ボルト穴に近い方の赤色の最大値は 250  $\mu\epsilon$  程度、遠い方の青色の最大値は 100  $\mu\epsilon$  程度である。報告[3]での、ボルト穴に近い方のひずみ分布の最大値は 800  $\mu\epsilon$  程度、遠い方の最大値は 100  $\mu\epsilon$  程度である。遠い方での値は一致しているが、近い方での値は解析結果の方がだいぶ小さい。これは、解析結果では図 4.3 のようにキック損傷領域の幅が狭いため、ひずみが急激に変化する幅もだいぶ狭くなり、スムージングによって最大値が低下してしまったため、と考えられる。キック損傷領域の幅が広く、ひずみが急激に変化する幅も広ければ、スムージングのもととなる値が全体的に高くなる可能性があり、最大値も高くなる可能性がある。

図 4.7 の赤色のグラフの、高ひずみ領域の幅はおよそボルト穴直径の 6 mm と一致している。ボルト穴両端からのびる 2 本のスプリッティングの間で損傷により大変形領域が生じているため、高ひずみ領域の幅が 6 mm となったと考えられる。この高ひずみ領域の幅は報告[3]では 25 mm 程度である。図 4.7 の解析結果とくらべ、幅が非常に広い。これには次の 4 点の要因が考えられる。

1 点目は解析結果の損傷領域の幅が全体的に狭いためである。図 2.11 の写真のように実際には損傷領域の幅がもっと広くスプリッティングの間隔ももう少し広いと、高ひずみ領域の幅ももっと広いと考えられる。

2 点目は、90°層ではこのスプリッティングの外側にも、高ひずみ領域が広がっている可能性があるためである。図 2.12(e) に示したように実験結果から 90°層の繊維は損傷進展後もほぼ健全であり、高いひずみはスプリッティングの外側領域まで繊維により伝達されていることが考えられる。

3 点目は、CFRP から光ファイバへのひずみ伝達に関するものである。CFRP から光ファイバへは、その地点で完全にひずみ伝達が行われるわけではなく、ひずみ値は厳密には一致しない。

4 点目は、光ファイバセンサによるひずみ計測がセンサの空間分解能の制約を受けるためである。実際の高ひずみ領域の外側でも、センサが高いひずみを検

出し、そのためにひずみ計測結果の高ひずみ領域の幅が広がった、と考えられる。

図4.7の青色のグラフは、報告[3]で示された同じ位置のひずみ分布のグラフとよく一致している。最大値は上述のように  $100\ \mu\epsilon$  程度、幅は  $10\ \text{mm}$  程度、ピークが右によっていて、中心から  $3\ \text{mm}$  程度の位置にあるところも一致している。なおグラフの左右も報告[3]のグラフとあわせている。両者が一致した原因は、この位置では解析精度が比較的よいためと考えられる。このひずみ観察位置はボルト穴から  $5\ \text{mm}$  と離れていて、キック損傷が達していないため変形の非線形性が弱く、そのために解析精度が比較的よいと考えられる。光ファイバセンサによる計測結果すなわち実験結果と一致したことで、このようなキック損傷領域の外側では、解析精度が保たれていることが確認された。なお、キック損傷領域では、上述のように解析精度に不十分な点もあり、今後の課題として残されている、といえる。

以上のように、Nakamuraらにより示された光ファイバセンサでのひずみ計測結果と本章のひずみ解析結果を比較して検証を行ってきたが、両者の結果からともに示されたのは、キック損傷領域がセンサでのひずみ計測位置に達するとその領域内で大きな残留ひずみ変化が計測され、センサにより損傷検知も可能となる、ということである。



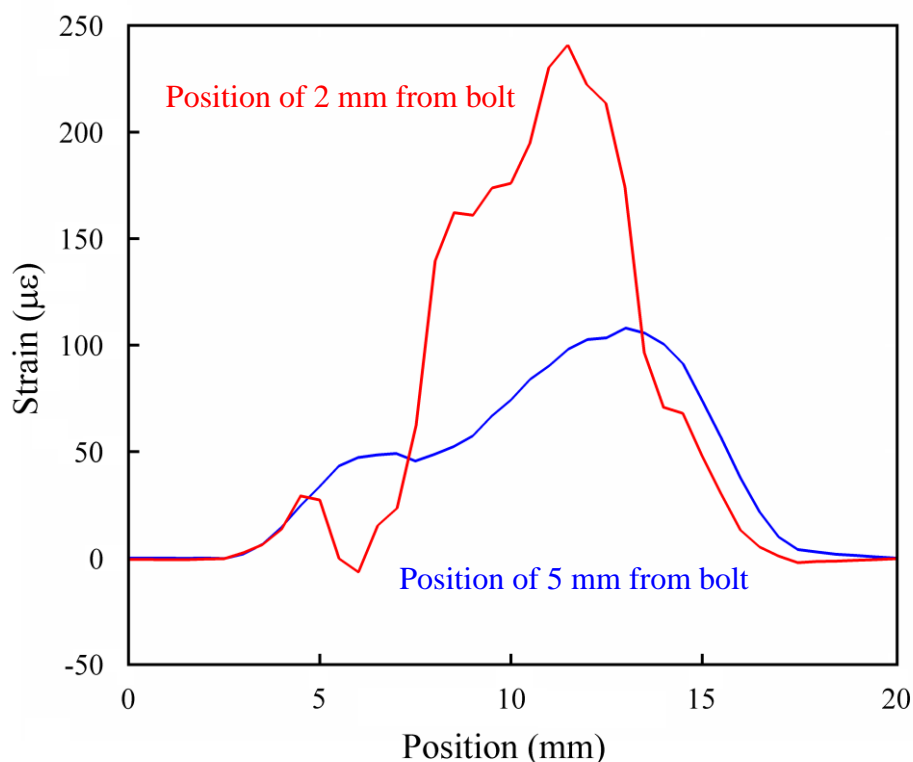


図 4.7 5 mm 幅のスムージングを行った解析結果のひずみ分布

#### 4.5 結言

本章では、第3章で提案したボルト接合部モデルを修正したモデルを用い、損傷進展過程での積層板内部のひずみ解析を行った。ボルト負荷方向に対して繊維が垂直な層、90°層には、マトリックスの塑性を考慮して塑性解析を行い、損傷進展後の塑性ひずみ分布を調べた。そしてこの塑性ひずみが除荷後残留ひずみとして残ると考え、塑性ひずみ解析結果と、Nakamura ら[3]の、光ファイバセンサによる積層板内部の残留ひずみ計測結果との比較・検証を行った。得られた結論を以下に示す。

- 解析の結果、キンク損傷が広がるとともに塑性変形領域も広がったことが確認された。キンク損傷領域は幅が狭かった。一方、塑性変形領域はボルト穴直径よりも少し広い幅をもっていた。また塑性変形領域は、大変形領域はボルト穴前方に円形状に現れ、その先では0°層のスプリッティングに沿って2本の直線状にのびていた。

- 繊維方向塑性ひずみは相当塑性ひずみ分布とおおよそ同じ分布となっていた。全体として引張ひずみが分布していた。ボルト穴から2 mmの位置、5 mmの位置の2つの直線上のひずみ分布を調べた結果、観察した損傷進展段階では、2 mmの位置では引張ひずみのピークが1つ(800  $\mu\epsilon$ )、圧縮ひずみのピークが1つ、5 mmの位置では引張ひずみのピークが2つ(最大200  $\mu\epsilon$ )あることが分かった。2つのひずみ分布は、2 mmの位置の方がキック損傷領域内でひずみが激しく変化している部分を除きおおよそ重なった。キック損傷領域内に入ると損傷による剛性低下のためひずみは激しく変化し、局所的な最高値は高い値を示し、キック損傷領域の外側ではひずみはゆるやかに変化し、ボルト穴からの距離によってひずみ分布はあまり変わらず、0°層のスプリッティングの位置に2つのピークを持つ、ということが明らかになった。
- 報告[3]での計測にあわせ、ひずみ分布に5 mm幅のスージングを行ったところ、ひずみの急な変化が平滑化されるとともに、ピークは1つになり、圧縮ひずみはほぼなくなった。
- 報告[3]の、引張試験時の最大荷重およびキック損傷長さがほぼ一致するひずみ計測結果と解析結果との比較を行った。キック損傷領域にかかる位置では、ひずみ分布形状はほぼ同じであったが、最大値は解析結果の方が1/3程度と小さく、高ひずみの幅も1/4程度と狭かった。キック損傷領域にかからない位置では、計測結果と解析結果はよく一致したため、この位置では解析精度は比較的良好と考えた。

以上により、損傷領域が光ファイバ計測位置に達すると、残留ひずみ分布が大きく変化し、光ファイバセンサにより検知可能となることから、解析によっても裏付けられた。

## 第5章 結言

### 5.1 各章のまとめ

本研究では、CFRP 積層板のボルト接合部の強度と最も深く関係している繊維圧縮損傷、すなわちキック損傷の発生・進展過程について、実験と有限要素解析の双方を用いて明らかにし、ボルト接合部におけるキック損傷と強度に関するシミュレーションを行った。そしてボルト接合部の損傷解析の一手法を提案するとともに、ボルト締め付けによる強度変化のメカニズムを検証した。また損傷進展により生じる積層板内部のひずみを解析により検証することで、Nakamura ら[3]が提案するように光ファイバセンサにより確実に損傷検知できることを裏付けた。

#### 第1章

第1章では、ボルト接合部の破壊モードについて述べ、その中でも設計上実際に用いられる面圧破壊モードに関しては、構造破壊にいたるまでの過程が複雑であり、破壊までの損傷発生・進展プロセスを正確に把握するため、さらなる研究が必要であることを述べた。また、これまでに提案されている有限要素法を用いた損傷解析手法についてまとめ、過去に行われたボルト接合部の損傷解析と、それらに続いて本研究で行うべき解析の内容について明らかにした。そして本研究の目的を、ボルト接合部に生じる損傷の把握と正確な強度評価のための解析手法の確立、とした。

#### 第2章

第2章では面圧破壊が生じるよう設計した CFRP 積層板試験片を用いたボルト接合部破壊試験を行った。試験により得られた荷重変位曲線の観察、および損傷進展過程の各段階の試験片の軟 X 線写真と断面写真の観察を行い、それにもとづき荷重変位曲線に関して考察を行った結果、荷重変位曲線の個々の荷重低下で新たなキック損傷が発生し、接合部強度は 0°層内のキック損傷の発生・進展と深く関係している、との結論を得た。そして、荷重変位曲線において最初の荷重低下がおこるときに最初のキック損傷が発生することも明らかになり、このときの荷重値をキック損傷発生荷重とよび、面圧破壊強度値の一種と考え、シミュレーションにおいて注目することとした。また接合部強度はボルト締め付けに依存して大きく変化することが示され、強度の正確な評価にはボルト締め付け量を考慮する必要があることが明らかになった。

### 第3章

第3章では、キンク損傷の発生・進展過程を再現するボルト接合部解析モデルを提案した。強度がボルト締め付けによって大きく変化する現象を考慮し、解析モデルを3次元モデルとするとともに新たなキンク損傷発生基準を導入することで、強度変化をキンク損傷発生と関連づけた。この損傷発生基準では、ボルト締め付けによってキンク損傷発生が抑制されるという、キンク損傷の微視的メカニズムが考慮されている。さらに有限要素解析をボルト締め付け段階、キンク損傷発生段階、キンク損傷進展段階とステップに分け、ボルト接合部の新たな解析手法として提案した。この解析手法により、締め付けに応じて変化する強度を評価することが可能となった。同時に、締め付けによる強度変化のメカニズムも検証された。本解析での損傷進展シミュレーションは、実験での損傷観察結果と概ね一致している。

### 第4章

第4章では、第3章で提案したボルト接合部モデルを修正したモデルを用い、損傷進展過程での積層板内部のひずみ解析を行った。ボルト負荷方向に対して繊維が垂直な層、90°層には、マトリックスの塑性を考慮して塑性解析を行い、損傷進展後の塑性ひずみ分布を調べた。この塑性ひずみが除荷後残留ひずみとして残ると考え、塑性ひずみ解析結果と、Nakamuraら[3]の、光ファイバセンサによる積層板内部の残留ひずみ計測結果との比較・検証を行った。損傷領域が光ファイバ計測位置に達すると、残留ひずみ分布が大きく変化し、光ファイバセンサにより検知可能となることが、解析によっても裏付けられた。

## 5.2 総括

本研究では、ボルト接合部に生じる損傷を把握するとともに、強度を正確に評価する解析手法を確立することを目的とした。強度と最も深く関係するキンク損傷の発生・進展過程を再現するボルト接合部解析モデルを提案し、強度を評価する手法を示すとともに、強度がボルト締め付けにより変化するメカニズムを検証した。

また Nakamuraら[3]が示したように埋め込み光ファイバセンサにより積層板のボルト穴まわりの損傷を確実に検知できることを、解析により裏付けた。これにより、高い空間分解能を持つ分布型光ファイバセンサ **BOCDA** を用いた、ボルト接合部のヘルスマニタリングが技術的に可能であることが、再確認された。

### 5.3 今後の展望

本研究によりボルト接合部一ヶ所に関する損傷メカニズムを再現することができた。これを一つのモデルとして、このモデルを構造内に配置し、ボルト接合箇所が複数ある構造の損傷解析、それにもとづく、多数のボルト接合部をもつ実際の構造の強度の検証、強度向上のための最適設計を行うことも考えられる。航空機の胴体や主翼のような実際の複合材料構造において、運用中すべてのボルト接合部のこわれやすさが同じというわけではなく、こわれやすいところ、こわれにくいところがあるはずである。どのボルト接合部がこわれやすいか、従来の構造解析以上に明確にできれば、最適設計による構造軽量化、製品の安全性の向上、メンテナンスの高効率化など、大きなメリットが期待される。

また、計算機の性能は日々著しく向上している。近い将来、計算機の性能がさらに向上することで、より精度の高い数値解析が可能となることが期待される。現在、多くのメーカーで CAE が導入され 3 次元 CAD で作成されたモデルを対象とした構造解析が行われている。近い将来には航空機などの複合材料構造メーカーで、3 次元 CAD で作成されたモデルを対象とした損傷解析が行われるかもしれない。そして、現在実物のモックアップを作成する代わりに CAD 上でデジタルモックアップを作成し、製品開発の省力化・省コスト化をはかっているように、将来 CAD/CAE システム上で損傷解析を行うことで実物大構造試験の機会を減らし、製品開発のさらなる省力化・省コスト化をはかるとともに、構造全体の損傷発生・進展を精度よく予測することでより安全性の高い製品の開発を実現することが可能となるかもしれない。

## 参考文献

- [1] P. P. Camanho and F. L. Matthews, "Stress Analysis and Strength Prediction of Mechanically Fastened Joints in FRP: A Review," *Compos. Part A*, 28A (1997), 529-547.
- [2] D. T. Srinivasa, J. Finegan and R. F. Gibson, "Mechanics of Mechanically Fastened Joints in Polymer-Matrix Composite Structures-A Review," *Compos. Sci. Tech.*, 69 (2009), 301-329.
- [3] 中村達也, "埋め込み光ファイバセンサを用いた BOCDA による CFRP 積層板のボルト孔周りの損傷検知," 東京大学新領域創成科学研究科修士論文, (2009).
- [4] M. C. Y. Niu, "Composite Airframe Structures," *Connilit Press LTD.*, Hong Kong, (1992).
- [5] 邊吾一, 石川隆司, "先進複合材料工学," 培風館, (2006).
- [6] J. H. J. Crews, "Bolt-Bearing Fatigue of a Graphite/Epoxy Laminate," *J. Compos. Mater.*, 30 (1981), 1359-1400.
- [7] W. J. Horn and R. R. Schmitt, "Influence of Clamp-up Force on the Strength of Bolted Composite Joints," *AIAA J.*, 32 (1994), 665-667.
- [8] H. S. Wang, C. L. Hung and F. K. Chang, "Bearing Failure of Bolted Composite Joints. 1. Experimental Characterization," *J. Compos. Mater.*, 30 (1996), 1284-1313.
- [9] H. J. Park, "Effects of Stacking Sequence and Clamping Force on the Bearing Strengths of Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates," *Compos. Struct.*, 53 (2001), 213-221.
- [10] H. T. Sun, F. K. Chang and X. L. Qing, "The Response of Composite Joints with Bolt-Clamping Loads, Part II: Model Verification," *J. Compos. Mater.*, 36 (2002), 69-92.
- [11] U. A. Khashaba, H. E. M. Sallam, A. E. Al-Shorbagy and M. A. Seif, "Effect of Washer Size and Tightening Torque on the Performance of Bolted Joints in Composite Structures," *Compos. Struct.*, 73 (2006), 310-317.
- [12] M. A. McCarthy, V. P. Lawlor, W. F. Stanley and C. T. McCarthy, "Bolt-hole Clearance Effects and Strength Criteria in Single-Bolt, Single-Lap, Composite Bolted Joints," *Compos. Sci. Technol.*, 62 (2002), 1415-1431.
- [13] B. K. Parida, R. V. Prakash, P. D. Mangalgi and K. Vijayaraju, "Influence of

- Environmental and Geometric Parameters in the Behavior of Fastener Joints in Advanced Composites,” *Composite Materials: Fatigue and Fracture*, 6, ASTM STP 1285, E.A. Armanios. Am. Soc. Test Mater, (1997), 432-451.
- [14] N. Hirano, Y. Takato and W. X. Wang, “Effects of Temperature on the Bearing Strength of CF/Epoxy Pinned Joints,” *J. Compos. Mater.*, 41 (2007), 335-351.
- [15] P. S. Wu and C. T. Sun, “Bearing Failure in Pin Contact of Composite Laminates,” *AIAA J.*, 36 (1998), 2124-2129.
- [16] Y. Xiao and T. Ishikawa, “Bearing Strength and Failure Behavior of Bolted Composite Joints (Part I: Experimental Investigation),” *Compos. Sci. Technol.*, 65 (2005), 1022-1031.
- [17] C. R. Schultheisz and A. M. Waas, “Compressive Failure of Composites, Part I: Testing and Micromechanical Theories,” *Prog. Aerospace Sci.*, 32 (1996), 1-42.
- [18] Z. Hashin and A. Rotem, “A Fatigue Criterion for Fiber-Reinforced Materials,” *J. Compos. Mater.*, 7 (1973), 448-464.
- [19] Z. Hashin, “Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites,” *J. Appl. Mech-T. ASME*, 47 (1980), 329-334.
- [20] F. Chang and K. Chang, “A Progressive Damage Model for Laminated Composites Containing Stress Concentrations,” *J. Compos. Mater.*, 21 (1987), 834-855.
- [21] J. P. Hou, N. Petrinic, C. Ruiz and S. R. Hallett, “Prediction of Impact Damage in Composite Plates,” *Compos. Sci. Technol.*, 60 (2000), 273-281.
- [22] A. Matzenmiller, J. Lubliner and R. L. Taylor, “A Constitutive Model for Anisotropic Damage in Fiber-Composites,” *Mech. Mater.*, 20 (1995), 125-152.
- [23] G. Alfano and M. A. Crisfield, “Finite Element Interface Models for the Delamination Analysis of Laminated Composites: Mechanical and Computational Issues,” *Int. J. Numer. Meth. Eng.*, 50 (2001), 1701-1736.
- [24] F. K. Chang and K. Y. Chang, “Post-Failure Analysis of Bolted Composite Joints in Tension or Shear-out Mode Failure,” *J. Compos. Mater.*, 21 (1987), 809-833.
- [25] L. B. Lessard and M. M. Shokrieh, “Two-Dimensional Modeling of Composite Pinned-Joint Failure,” *J. Compos. Mater.*, 29 (1995), 671-697.
- [26] C. L. Hung and F. K. Chang, “Bearing Failure of Bolted Composite Joints. 2. Model and Verification,” *J. Compos. Mater.*, 30 (1996), 1359-1400.
- [27] P. P. Camanho, and F. L. Matthews, “A Progressive Damage Model for Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates,” *J. Compos. Mater.*, 33 (1999), 2248-2280.
- [28] P. P. Camanho, and F. L. Matthews, “Delamination Onset Prediction in

- Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates,” *J. Compos. Mater.*, 33 (1999), 906-927.
- [29] M. L. Dano, G. Gendron and A. Picard, “Stress and Failure Analysis of Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates,” *Compos. Struct.*, 50 (2000), 287-296.
- [30] K. I. Tserpes, P. Papanikos and T. Kermanidis, “A Three-Dimensional Progressive Damage Model for Bolted Joints in Composite Laminates Subjected to Tensile Loading,” *Fatigue Fract. Eng. M.*, 24 (2001), 663-675.
- [31] H. T. Sun, F. K. Chang and X. L. Qing, “The Response of Composite Joints with Bolt-Clamping Loads, Part I: Model Development,” *J. Compos. Mater.*, 36 (2002), 47-67.
- [32] K. I. Tserpes, G. Labeas, P. Papanikos and T. Kermanidis, “Strength Prediction of Bolted Joints in Graphite/Epoxy Composite Laminates,” *Compos. Part B-Eng.*, 33 (2002), 521-529.
- [33] Y. Xiao and T. Ishikawa, “Bearing Strength and Failure Behavior of Bolted Composite Joints (Part II: Modeling and Simulation) ,” *Compos. Sci. Technol.*, 65 (2005), 1032-1043.
- [34] P. A. Smith, M. F. Ashby and K. J. Pascoe, “Modeling Clamp-up Effects in Composite Bolted Joints,” *J. Compos. Mater.*, 21 (1987), 878-897.
- [35] H. J. Park, “Bearing Failure Analysis of Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates,” *Compos. Struct.*, 53 (2001), 199-211.



## 本論文に関する学会発表

Tri-University Workshop on Mechanics & Aerospace 「TUWMAE2008」 (2008年10月31日-11月2日@北京)

講演タイトル「Three-dimensional Finite Element Analysis of Damage Evolution in Bolted Joints of CFRP Laminates」

日本材料学会複合材料部門委員会のシンポジウム 「JCOM-38」 (2009年3月10-11日@京都)

講演タイトル「CFRP 積層板のボルト接合部における3次元損傷進展シミュレーション」

日本複合材料学会 2009年度研究発表講演会 (2009年5月18-19日@東京)

講演タイトル「CFRP 積層板のボルト接合部における損傷伝播挙動」

第24回米国複合材料学会年次大会 (2009年9月15-17日@Delaware)

講演タイトル「Damage Evolution Mechanism in Bolted Joints of CFRP Laminates」

第34回複合材料シンポジウム (2009年9月24-26日@石川)

講演タイトル「CFRP ボルト接合構造における繊維圧縮損傷と強度に関するシミュレーション」

第11回 SAMPE 先端材料技術国際会議 「JISSE-11」 (2009年11月25-27日@東京)

講演タイトル「Clamping Force Effect on Fiber Kinking Onset in Bearing Failure of Bolted Joints of CFRP Laminates」

## 謝辞

本研究を行うにあたり、多くの方々にお世話になりました。

武田展雄教授（東大新領域）には、興味深くやりがいのある研究テーマを与えていただいたとともに、学外での学会発表や研究活動など多くの機会を与えていただき、深く感謝いたします。先生には貴重なご助言を幾度もいただいたとともに、研究室生活を多くの面で支えていただき、修士 2 年間の間、つねにお心づかいを下さいました。おかげさまで、充実した研究室生活を送ることができましたことを、厚く御礼申し上げます。保立和夫教授（東大工）、岸真人助教（東大工）と武田展雄教授御三方には、水口周助教（東大新領域）、中村達也氏（東大院）とともに BOCDA 計測試験に参加させていただく大変貴重な機会をいただきましたことに、心より感謝の意を申し上げます。

西川雅章准教授（東北大工）には、研究について多大なご指導、ご助言を下さいました。本研究は先生のお力添えなくしては、到底ありえなかったものです。先生とは多くの議論をする機会をいただき、問題に直面したとき解決策を導いて下さったのみならず、様々な問題提起もして下さいました。先生との多くの議論を通し、数多くのことを勉強になったとともに、研究に対する意欲、考えることに対する意欲も高めていただきました。先生のおかげで、研究を楽しむことができました。心より感謝の意を表します。水口周助教（東大新領域）にも、研究を進める上で多くのご助言をいただきました。また研究室の実験装置を使用する際、その他研究室生活の様々な面でつねにサポートして下さい、困ったことがあれば直ちに対応して下さいました。先生のおかげで、研究の環境はつねに何不自由ないものでした。深く感謝いたします。

平野滝子氏（武田研学術支援専門職員）には、研究室の環境を多くの面でサポートして下さいしたことに深く感謝いたします。中村達也氏（東大院修士課程）には、研究面で多くの有意義な議論をしていただきました。光ファイバの取り扱いと光ファイバに関する知識は研究室の財産であったと思います。多くのご協力とご助言に感謝いたします。名取和毅氏（東大院修士課程）には、実験装置や研究室生活についてご助言いただき、また研究の進め方、勉強のし方をご指導いただきましたことを感謝いたします。鄧飛氏（東大 PD）、塚本遥氏（東大院修士課程）、および武田研究室の皆様には良き隣人として接していただき、おかげさまで充実した修士課程を送ることができましたことを感謝いたします。

最後に私生活において多くの面で支えて下さった家族への感謝を表し、謝辞といたします。どうもありがとうございました。

2009 年 7 月  
灘部岳晃